

금형압축성형공정 해석용 CAE 프로그램 개발 및 적용

정석환 · 권영삼

(주)씨타텍

Development of a CAE Tool for P/M Compaction Process and Its Application

Suk-Hwan Chung and Young-Sam Kwon

CetaTech, Inc.

TIC, 296-3, Seonjin-ri, Yonghyeon-myon, Sacheon, Kyongnam, 664-953, Korea

(Received 11 August 2004 ; Accepted form 11 October 2004)

Abstract Crack generation during die compaction and distortion during sintering have been critical problems for the conventional pressing and sintering process. Until now, trial and error approach with engineers' industrial experiences has been only solution to protect the crack generation and distortion. However, with complexity in shape and process it is very difficult to design process conditions without CAE analysis. We developed the exclusive CAE software (PMSolver/Compaction) for die compaction process. The accuracy of PMSolver is verified by comparing the finite element simulation results with experimental results. The simplified procedures to find material properties are proposed and verified with iron based powder and tungsten carbide powder. Based on the accurate simulation result by PMSolver, the optimal process conditions are designed to get uniform density distribution in a powder compact after die compaction process by using a derivative based optimization scheme. In addition, the effect of non-uniform density distribution in a powder compact on distortion during sintering is shown in case of the fabrication of tungsten carbide insert.

Key words : Die Compaction, Finite Element Analysis, Process Design, Optimization, Constitutive Equation, Material Property

1. 서 론

금형압축 성형공정은 금속이나 세라믹 분말을 이용하여 복잡한 형상의 부품을 제조하기 위하여 가장 널리 사용되고 있는 중요한 분말야금 공정이다¹⁾. 현재 산업전반에서 제품의 생산성과 신뢰성을 증가시키기 위하여 전체 부품수를 줄이고 부품의 기계적 물성을 증대시키기 위한 많은 노력이 진행되고 있다. 이러한 추세로 인하여 기존보다 신뢰성이 높으면서도 복잡한 형상의 분말야금 부품이 요구되고 있다²⁾.

금형압축 성형공정은 매우 복잡한 형상의 부품을 기계가공 없이 저렴하게 양산할 수 있는 장점을 갖는다. 반면, 공정의 특성상 금형을 사용하기 때문에

성형중 금형벽과 분말간의 마찰이 발생하며 형상이 복잡한 경우 균일한 압력으로 성형할 수 없으므로 성형체의 밀도가 불균일하며 성형시 균열이 생기기 쉬우며 성형체의 불균일한 밀도는 이후 소결공정중 불균일한 수축을 발생시킬 수 있다. 또한, 분말야금 제품의 신뢰성은 금형압축 후의 밀도 분포에 의해서 결정되는데 이는 소결 후 밀도 분포가 분말성형체 내에서의 밀도 분포와 밀접하게 관련되어 있기 때문이다. 따라서 금형압축 성형공정으로 분말을 성형하는 경우 성형체 내부 밀도의 불균일성과 균열 발생을 최소화하기 위한 연구가 오랫동안 이루어져 왔다. 성형체 내부의 밀도 구배 및 균열 발생은 금형압축 성형 공정중 상부 펀치, 하부펀치, 금형 및 코어등의 이동

속도와 같은 공정변수에 의해 영향을 받기 때문에 최적 공정변수를 찾는 것이 중요하다³⁾.

최근, 보다 복잡한 형상의 부품을 성형하기 위하여 기존 금형에 비하여 금형의 단수가 늘어남에 따라 금형압축 성형공정중 제어해야 하는 공정변수가 늘어나고 있으며, 금형압축 성형용 프레스의 성능이 매우 좋아 금형의 이동속도의 정확한 제어가 가능하다. 그러나, 3단금형이상의 경우 수많은 공정변수들의 조합이 존재하므로 경험이나 시행오차적인 방법으로 공정변수를 결정하기 매우 힘든 실정이다. 이러한 공정변수들의 선정방법으로 CAE 소프트웨어를 활용한 수치해석기법을 이용하는 것이 매우 효과적이다^{2,4)}.

현재, 사출성형이라든지 소성가공 등의 다른 공정에 있어서는 CAE 소프트웨어를 활용한 문제 해결이 보편화되고 있으며, 실제로 문제해결 및 비용절감에 있어서 상당한 역할을 담당하고 있다. 그러나, 대부분의 분말야금 공정에서는 아직까지 경험과 시행오차적인 방법에 의존하고 있는데 그 이유는 다음과 같이 설명될 수 있다. 첫째, 현장 기술자들이 CAE 소프트웨어를 분말야금 공정에 적용해서 어떤 방식으로 문제를 해결할 수 있으며 비용을 얼마나 줄일 수 있을지에 대한 이해가 부족하다. 둘째, 분말야금 업체의 규모가 작은 관계로 CAE 소프트웨어를 구입하고 운용할 여력이 없다. 셋째, 분말야금 시장 규모가 상대적으로 작은 관계로 아직까지 분말야금 전용 CAE 소프트웨어가 개발되지 못하여 ABAQUS⁵⁾등과 같은 범용 CAE 소프트웨어를 사용함으로써, 사용에 불편함이 많고 비용이 매우 비싸다⁶⁾. 넷째, 사용하는 금속이나 세라믹 분말의 종류에 따른 재료상수의 결정 방법이 매우 어렵고 보편화되어 있지 않다.

본 연구에서는 이러한 문제들을 해결하기 위하여 분말야금업체 현장 기술자들이나 학교나 연구소의 연구자들이 손쉽게 사용할 수 있는 분말야금 전용 CAE 소프트웨어인 PMSolver⁷⁾를 개발하였다. 또한, 기존 연성을 갖는 금속분말뿐만 아니라 취성이 강한 세라믹 분말이나 초경분말 및 나노분말의 경우에도 간단하게 분말재료의 물성치를 측정할 수 있는 방법을 제시하였다. 이를 바탕으로, 2차원 축대칭 형상의 분말야금 부품의 금형압축성형공정 해석을 통하여 성형체 내부의 밀도분포를 예측하고 최적의 공정조건을 설계하였다. 또한, 개발된 3차원 분말야금 부품의 금형압축성형공정 해석 프로그램의 신뢰성을 검토하

고 초경 절삭공구의 금형압축성형공정 해석을 통하여 성형체 내부의 밀도분포를 예측하였다.

2. 이론적 배경

2.1. 구성모델

수치해석을 위해서는 분말야금 공정시 분말성형체의 치밀화 및 변형 거동을 예측할 수 있는 구성모델의 개발이 선결과제이다. 많은 연구자들이 다양한 구성모델에 대해서 연구해 왔는데, 최근의 추세는 Cam-Clay나 Drucker-Prager 모델처럼 압축 및 인장에 대한 분말의 거동 차이를 고려하는 것이다⁸⁾. 그러나, 이러한 구성 모델들은 인장력에 대한 분말성형체에서의 응력이 failure line을 벗어날 수 없게 하기 때문에, crack을 예측하기 위한 모델을 개발하는데 어려움이 있다. 또한, 이러한 모델들은 수치해석의 수렴성을 해칠 수 있는데, 그 이유는 failure line과 cap surface에서 구성 모델이 연속적이지 않기 때문이다. 이러한 문제점들 때문에 본 연구에서는 Shima와 Oyane가 제안한 다음과 같은 구성 모델⁹⁾을 이용하였다.

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_m} \right)^2 + 6.20(1-\rho)^{1.028} \left(\frac{P}{\sigma_m} \right)^2 - \rho^5 \quad (1)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 와 p 는 각각 유효 응력과 정수응력을 의미하고, ρ 는 상대밀도, σ_m 은 모재의 유동 응력을 의미한다. 여러 연구자들이 식 (1)의 구성모델을 다양한 분말에 대해서 적용하였으나^{6,10,11)}, 식 (1)은 구리 분말에 대해서 얻은 구성 방정식이기 때문에 다른 분말을 사용하는 경우 분말에 따른 재료상수들을 구해야 한다. 아래 식은 식 (1)의 일반적인 형태를 보여준다.

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_m} \right)^2 + \alpha(1-\rho)^\gamma \left(\frac{P}{\sigma_m} \right)^2 - \rho^m \quad (2)$$

여기서, α , γ , m 은 재료 상수들로 실험을 통해서 구해야 하는 값들이다.

식 (2)에 흐름법칙(associate flow rule)을 적용하면 아래와 같은 응력-변형률 속도 관계를 구할 수 있다.

$$\sigma_{ij} = \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} \left(\frac{2}{A(\rho)} \dot{\epsilon}_{ij} + \frac{1}{3(3-A(\rho))} \dot{\epsilon}_{kk} \delta_{ij} \right) \quad (3)$$

여기서, σ_{ij} , $\dot{\epsilon}_{ij}$, $\dot{\epsilon}_{kk}$ 는 각각 응력텐서, 편차 변형률 속도, 부피 변형률 속도를 의미하고 $A = \frac{9}{3 + \alpha(1-\rho)^\gamma}$ 이다.

그리고, 유효응력 $\bar{\sigma}$ 와 유효변형률 속도 $\bar{\dot{\epsilon}}$ 는 아래와 같이 정의된다.

$$\bar{\sigma} = \left(\frac{A(\rho)}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} + \frac{3-A(\rho)}{3} \sigma_{kk}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

$$\bar{\dot{\epsilon}} = \left(\frac{2}{A(\rho)} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} + \frac{1}{3(3-A(\rho))} \dot{\epsilon}_{kk}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

여기서, σ_{ij} 과 σ_{kk} 는 각각 가해진 응력의 편차 성분과 정수 성분을 말한다.

2.2. 재료상수 결정

식 (2)에서 보인 재료상수들 외에 모재의 유동응력에 대한 재료상수 및 마찰 계수 또한 실험을 통해서 구해야 하는 값이다. 이러한 재료상수들을 구하기 위한 전통적인 실험 방법들은 다음과 같이 상당히 복잡하며 여러가지 문제점을 내포하고 있다. 첫째, α , γ 및 m 을 구하기 위해서 Shima와 Oyane는 다양한 밀도를 갖는 압축시편을 이용한 일축압축실험을 수행하여 이로부터 재료상수를 구하였으나⁹⁾, 이 보다는 3축 압축 실험이 가장 이상적인 방법으로 알려져 있다¹⁰⁾. 하지만, 3축 압축 실험을 위해서는 고가의 3축 압축 장비가 필요하고 실험이 매우 어려우며 시간도 많이 소요되는 단점이 있다.

둘째, 모재의 유동 응력을 구하기 위한 방법은 열간등방압축성형공정을 이용해서 진밀도의 시편을 이용하여 일축압축실험을 하는것이다. 이 방법의 경우 여러가지 논란의 여지가 있으며 많은 제약이 따르므로 이에 대한 대안이 절실하다. 우선, 열간등방압축성형공정을 통해서 진밀도의 시편을 만드는 것은 많은 시간과 비용을 요구할 뿐 아니라, 열간등방압축성형공정으로 준비한 시편의 물성과 실제 금형압축 공정에서 사용되는 분말 모재의 물성과는 큰 차이가 발생할 수 있다. 이는 열간등방압축성형공정중에 재료의 미세구조가 변하기 때문에 열간등방압축성공정 조건에 따라 다른 물성을 갖는 진밀도 시편이 만들어지기 때문이다. 또한, 모재의 물성을 열간 등방압축성형공정으로 구하는 경우 분말의 입자크기의 영향을 고려할 수 없어서 입자크기에 관계없이 같은 해석결과를 예측하게

되므로 이는 실제 현상과는 매우 다르다. 특히, 입자가 매우 미세한 나노분말의 경우나 취성이 강한 세라믹, 초경분말의 경우 모재의 물성을 이와 같은 방법으로 구하는 것은 불가능하다. 이외에도 분말에 포함된 비인더의 영향이나 분말에 탄소를 첨가하여 이후 소결공정에서 확산에 의한 합금강 부품을 만드는 경우에도 적용이 불가능하다.

마지막으로, 마찰 계수 μ 는 입자크기, 정도, 금형의 거칠기, 윤활제 양 등의 함수로 주어지며, 마찰계수의 측정은 여전히 연구과제로 남아 있다. Kwon 등은 마찰계수를 측정하기 위해서 금형압축후의 방출 힘을 이용하였으며⁶⁾, 다른 연구자들은 금형압축성형 중 상부편치와 하부편치 및 금형에 각각 스트레인 게이지를 부착하여 성형중 하중의 차이를 계측하여 이로부터 마찰계수를 추산하는 경우도 있다^{12,13)}. 그러나, 아직 정확한 마찰계수 측정방법이 정립되어 있지 않으며 마찰계수가 성형밀도의 함수인지 또는 재료상수인지의 여부에 대해서도 논란의 여지가 있다.

이상과 같이 재료상수 결정방법들은 여러가지 문제점을 갖고 있으며 일부 실험 방법들은 현장에서 사용하기는 비용적인 측면이나 시간적인 측면에서 볼 때 현실적이지 않다. 따라서, 본 연구에서는 재료 물성을 측정하기 위한 방법으로 몇번의 금형압축 실험만을 필요로 하는 단순화 된 방법²⁾을 사용하였다. Shima와 Oyane가 구리분말에 대하여 구한 식 (1)의 재료상수를 이용한 스테인레스나 알루미늄 분말에 대한 금형압축 공정 해석결과가 비교적 정확한 것으로 보고되고 있다^{6,10)}. 이러한 결과를 바탕으로 분말 재료에 따라서 크게 민감하지 않는 α 와 γ 가 아래 식과 같이 Shima와 Oyane이 구리분말에 대하여 구한 값이 다른 분말에 대해서도 동일하다고 가정하였다.

$$\alpha = 6.20, \quad \gamma = 1.028 \quad (6)$$

또한, 모재의 유동응력은 다음과 같은 가공경화 재료로 가정하였다.

$$\sigma_m = a + b\bar{\epsilon}_m^n \quad (7)$$

재료상수 m , a , b 및 n 을 찾기 위해서 분말과 금형과의 마찰 효과를 가급적이면 줄이는 것이 중요하다. 따라서, 실린더 금형 벽면에 윤활제를 바르거나

미량의 분말을 채우고 축하중을 가하여 압축하여 밀도와 압력 데이터를 얻는다. 이 실험 데이터에 가장 잘 일치하도록 하는 재료상수 m , a , b 및 n 을 구한다. 그런 다음, 실린더 금형 벽면의 마찰조건을 실제 공정의 마찰조건과 같도록 하고 이전보다는 많은 양의 분말을 채움으로써 금형 벽면과 분말과의 마찰 효과가 나타나도록 한다. 이렇게 구한 밀도와 압력 데이터를 잘 따라가는 마찰 계수 μ 를 유한요소 해석을 통해서 구한다.

2.3. 유한요소 수식화

금형압축 공정을 수치적으로 해석하기 위해서 강소성 유한요소법에 기초한 금형압축공정 전용 CAE 소프트웨어인 PMSolver⁷⁾를 개발하였다. 유한요소해석을 위해 변형되는 분말체의 해석영역을 내부영역 Ω 와 경계 Γ 로 표현할 수 있다. 경계 Γ 는 속도 $u_i = \bar{u}_i$ 가 주어진 경계 Γ_{u_i} , traction h_i 가 주어진 경계 Γ_{h_i} , 절점이 금형과 접촉하고 있는 경계 Γ_c 로 이루어져 있다. 정의된 경계 조건과 해석영역에서 벌칙 유한요소법이 채택되면 아래와 같이 분말재료의 소성가공과 관련한 경계값 문제를 만족하는 속도장 u_i 를 구하는 문제로 주어진다.

질량 보존:

$$\frac{\dot{\rho}}{\rho} = -\dot{\epsilon}_{kk} \quad (8)$$

평형 방정식:

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0 \quad (9)$$

응력 변형률 속도 관계:

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \sigma_{ij} \quad (10)$$

여기서

$$\sigma_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{A} \frac{\bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (11)$$

$$p = -\frac{1}{3(3-A)} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{kk} \quad (12)$$

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{2}{A} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} + \frac{1}{3(3-A)} \dot{\epsilon}_{kk}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

경계 조건:

$$\sigma_{ij} n_j = h_i \quad \text{on } \Gamma_{h_i} \quad (14)$$

$$u_i = \bar{u}_i \quad \text{on } \Gamma_{u_i} \quad (15)$$

$$\sigma_n = -\xi \left(u_n - u_n^D + \frac{d}{\Delta t} \right) \quad \text{on } \Gamma_c \quad (16)$$

$$\sigma_t = -\mu \sigma_n g(\Delta \vec{u}_t) \quad \text{on } \Gamma_c \quad (17)$$

여기서, 식 (9)의 f_i 는 중력에 의한 힘과 같은 체력을 의미하고 식 (10)의 δ_{ij} 는 크로네커 델타(Kronecker delta)를 의미한다. 식 (16)의 ξ 는 금형과 접하는 절점의 법선 방향 속도 성분과 금형의 법선 방향 속도성분을 일치시켜주기 위한 벌칙 상수이고 n 은 법선 방향을 나타내는 단위 벡터이고 u_n^D 는 금형의 법선 방향 속도를 나타낸다.

식 (16)에서 d 는 금형과 접하는 절점과 금형과의 법선 방향 거리를 나타내고 Δt 는 비정상상태 유한요소 해석시 사용되는 시간간격을 나타낸다. 일반적으로 절점의 법선 방향 위치와 금형의 법선 방향 위치를 일치시켜주기 위해 매 스텝마다 절점의 위치를 금형으로 투영시켜주는 방법이 많이 사용되는데 본 연구에서는 Fourment¹⁴⁾등이 제안한 접촉 알고리즘을 사용하였다. Fourment등이 제안한 접촉 알고리즘을 사용하는 경우 유한요소 시뮬레이션 중 시간간격이 변하지 않기 때문에 계산 시간을 줄이는데 도움이 된다.

식 (17)에서 $\Delta \vec{u}_t$ 는 절점과 금형의 속도차이에서 법선 방향 성분을 제외한 것이며 t 는 $\Delta \vec{u}_t$ 의 방향을 나타내고 μ 는 마찰계수를 나타낸다. 함수 g 는 완전밀착(sticking)과 미끄러짐 마찰을 함께 고려할 수 있도록 다음과 같이 Chen과 Kobayashi¹⁵⁾에 의해 제안된 수식이 사용된다.

$$g(\Delta \vec{u}_t) = -\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|\Delta \vec{u}_t|}{a} \right) \quad (18)$$

여기서, a 는 아주 작은 양의 상수이다.

위에서 설명된 경계값 문제는 속도가 주어진 경계 조건을 만족하는 속도장 u_i 중에서 Γ_{u_i} 에서 0이 되는 임의의 함수 ω 에 대해서 아래의 변분식을 만족하는 u_i 를 구하는 문제로 정리된다.

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij} \omega_{ij} d\Omega - \int_{\Omega} p \omega_{ij} d\Omega - \int_{\Omega} f_i \omega_i d\Omega - \sum_{\alpha} \int_{\Gamma_{h_\alpha}} h_\alpha \omega_\alpha d\Gamma \quad (19)$$

$$-\int_{\Gamma_c} -\xi \left(u_n - u_n^D + \frac{\delta}{\Delta t} \right) \omega_n d\Gamma - \int_{\Gamma_c} \mu \xi \left(u_n - u_n^D + \frac{\delta}{\Delta t} \right) g(\delta \vec{u}_i) \omega_i d\Gamma = 0$$

여기서 $\omega_{ij} = \frac{1}{2}(\omega_{i,j} + \omega_{j,i})$ 이고 $\omega_{ij} = \omega_{ij} - \frac{\omega_{kk}}{3} \delta_{ij}$ 이다.

식 (19)에서 주어진 변분식에서 x_r, u_r 에 대해서 유한요소 근사화하면 풀어야 할 유한요소 수식이 주어진다.

2.4. 최적화 알고리즘

금형압축 후 분말체에서의 상대밀도를 균일화시키는 최적의 공정조건을 찾기 위해서 Chung¹⁶⁾등이 제안한 바와 같은 최적화 기법이 이용되었다. 공정조건 최적화를 위해서 아래와 같이 정의된 상대밀도 편차를 목적함수로 이용하였다.

$$\Phi = \int_{\Omega_f} (\rho - \bar{\rho}) d\Omega \tag{20}$$

여기서, Ω_f 는 최종 상태에서의 해석영역을 의미하고, ρ 는 상대밀도를 의미한다. $\bar{\rho}$ 는 평균 상대밀도로 아래와 같이 계산된다.

$$\bar{\rho} = \frac{\int_{\Omega_f} \rho d\Omega}{\int_{\Omega_f} d\Omega} \tag{21}$$

Fig. 1은 본 연구에서 이용한 최적화 반복계산의 순서도를 보여준다. 먼저, 초기 예측된 공정조건에 따른 초기 분말성형체 형상에 대해서 요소를 구성한 후 주어진 공정조건에 대해서 금형압축 공정 유한요소 해석을 수행한다. 유한요소해석을 통해서 얻은 결과를 바탕으로 설계민감도를 구하고, 이를 이용해서 반복계산을 위한 방향을 설정한 후 다차 곡선적합 (polynomial curve fitting)을 통해서 진행 크기를 결정한다. 구해진 진행방향과 크기를 이용해서 공정조건을 갱신하고 이에 따라 새로운 분말성형체 형상에 대하여 요소를 구성하여 수렴 조건을 만족할 때까지 반복계산을 계속한다.

3. 결과 및 고찰

금형압축후 분말체 내에서의 밀도 분포는 매우 중

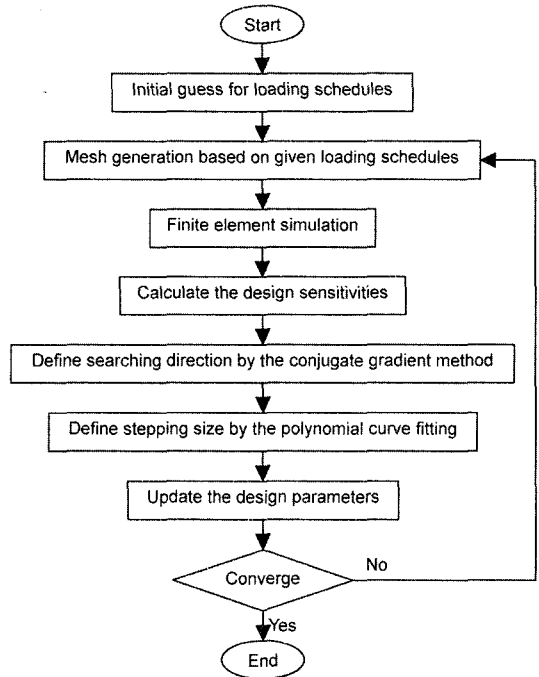


Fig. 1. Flow chart of optimization scheme.

요하다. 일반적인 금속분말의 분말야금공정에서는 금형압축성형 후 소결공정에서 2-3%이내의 적은 양의 수축만이 발생하므로 금형압축성형에 의한 밀도의 불균일성이 소결 후 제품의 치수 정밀도에 미치는 영향이 상대적으로 적은편이나 세라믹이나 초경합금 소결의 경우 수축량이 20%정도로 매우 크므로 금형압축성형에 의한 밀도의 불균일성이 소결 후 제품의 치수 정밀도에 미치는 영향이 상당히 크다. 특히, 세라믹이나 초경합금 모두 가공이 매우 어려워서 후처리 공정이 매우 까다롭고 시간과 비용도 많이 소요되므로 가능한 한 금형압축성형시 밀도분포를 균일하게 하는 것이 매우 중요하다.

또한, 복잡한 형상의 부품을 분말야금으로 생산하는 경우 금형압축성형공정중 균열이 발생하는 경우가 매우 많다. 세라믹이나 초경합금과 같은 취성이 강한 분말의 경우 금형압축성형시 분말의 소성변형에 의한 성형이 아니라, 분말에 혼합된 바인더에 의한 성형이므로 성형체의 기계적 강도가 낮아서 상대적으로 균열 생성이 잘 되므로 금형압축성형 공정조건 선정이 매우 중요하다.

분말야금 제품의 경우 제품의 기계적 강도는 분말

야금 제품 내부의 밀도분포 중 가장 낮은 밀도를 기준으로 산정된다. 따라서, 금형압축성형시 성형체 내부의 밀도를 가급적 높게 성형해야 한다. 그리고, 금형압축성형중 균열의 생성 가능성을 최소화 하기위해서는 금형압축성형중 균일한 밀도분포를 갖도록 해야한다.

본 연구에서는 금형압축성형 공정 전용 프로그램인 PMSolver⁷⁾를 이용하여 금형압축성형공정에 의하여 임의 형상의 분말 성형체를 성형하는 경우 주어진 성형조건에서 분말성형체 내부의 밀도 분포와 상하부편치에 작용하는 힘을 예측하고, 더 나아가서 성형체 밀도분포를 균일화할 수 있는 공정조건을 제시하였다.

3.1. 2차원 축대칭 부품 금형압축성형

Kergadallan등은 금형압축성형 공정의 수치해석 결과의 비교를 목적으로 여러 성형조건에서 Fig. 2에서 보인 바와 같은 허브 형상의 2차원 축대칭 부품의 금형압축성형 실험을 수행하고 성형 조건에 따라 금형에 작용하는 힘과 성형체의 밀도등을 계측하였다³⁾. 또한, 유럽 분말야금협회(EPMA)가 주관하여 유럽 5개국 연구기관으로 구성된 PM MODNET컴퓨터 모델링 그룹에서는 각각 독자적인 모델을 사용하여 CAE 해석을 수행하고 Kergadallan등이 계측한 실험치와 CAE 해석결과를 비교하여 발표하였다⁴⁾.

PM MODNET에서 사용한 구성모델은 Cam-Clay 모델과 Drucker-Prager-Cap 모델이었으며, 본 연구에서는 PM MODNET 이 비교하였던 같은 공정조건에 대해서 식(2)와 같이 Shima 와 Oyane모델을 적용하여 구한 해석결과를 실험치와 비교하였다. 사용된 금형은 Fig. 2에서와 같이 상부 편치 (P1), 하부 외편치 (P2), 하부 내편치 (P3), 코어 로드 및 다이로 구성되어 있다. 다이와 코어로드는 같이 움직이도록 설계되었고, 하부 외편치는 고정되어 있다. Fig. 3은 Kergadallan등이 사용한 5가지의 성형조건중 PM MODNET 이 유한요소해석 결과와의 비교에 사용하였던 2가지 성형조건을 보여준다. 성형체 34번의 성형조건인 Fig. 3(b)는 Kergadallan등이 사용한 5가지의 성형조건 중 가장 밀도분포가 균일한 조건으로 성형체 내부에 균열 발생이 없었으며 성형체 9번의 성형조건인 Fig. 3(a)는 Fig. 3(b)에 비하여 밀도분포도 균일하지 않고 성형체 내부에 균열이 발생한 성형조건이다.

본 연구에서는 Kergadallan등이 사용한 분말과 동일한 Hoeganaes사의 철계 분말(Distaloy AE)을 사용하여 2.2절에서 설명한 바와 같은 방법으로 분말의 재료상수등을 측정하였다. Table 1은 사용된 철계분말의 조성을 보여준다. Fig. 4는 직경이 11.28 mm인 원통형 초경금형을 이용한 금형압축실험을 통해 측정된 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 보여준다. 여

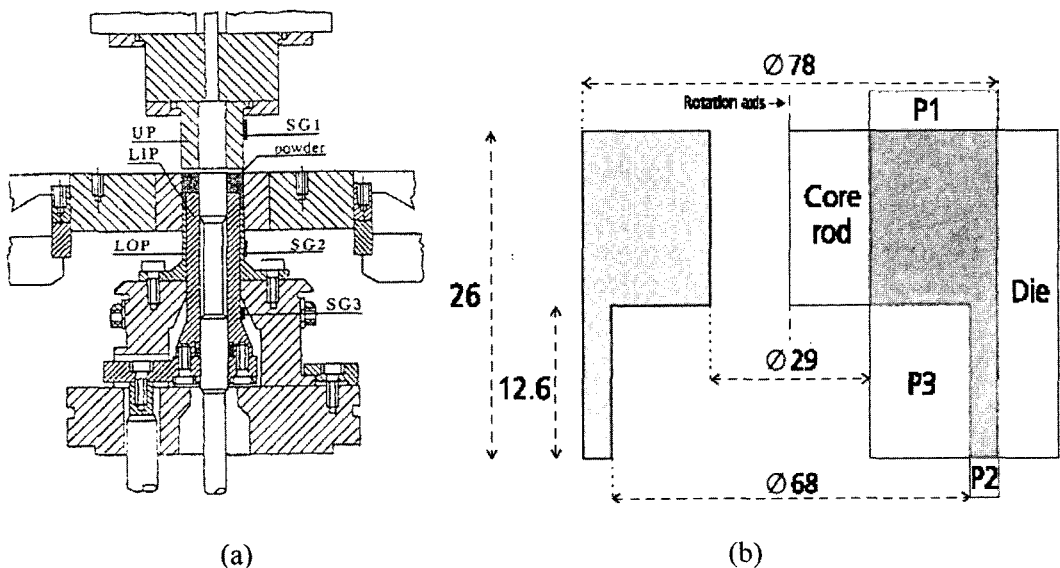


Fig. 2. Configuration of compaction tool set and geometry of the part (in mm)⁴⁾.

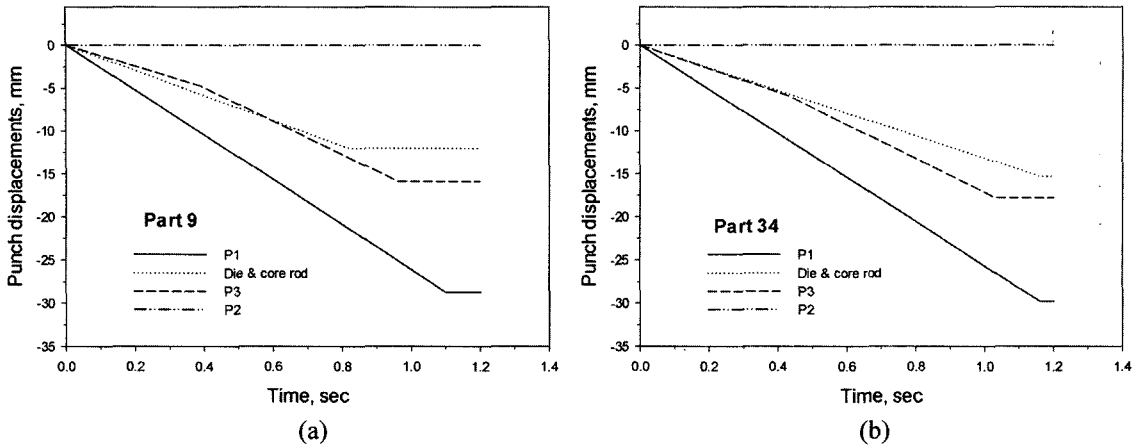


Fig. 3. Loading schedule for part 9 and part 34⁴⁾.

Table 1. Chemical composition of iron-based powder used in this work.

(wt%)	Ni	Cu	Mo	C	Wax	Fe
Distaloy AE	4.2	1.5	0.5	0.5	1.0	bal.

기서, 마찰의 영향이 매우 적은 경우(●)의 실험치는 금형 벽면에 윤활제를 바른 후 분말량을 4.5 g 사용하여 압축성형하여 구하였다. 이 실험치로부터 재료상수 m , a , b 및 n 을 구하였다. 또한, 실제 공정과 마찬가지로 금형 벽면에 윤활제를 바르지 않고 분말량을 9.3 g 사용하여 구한 실험치(○)로부터 마찰계수 μ 를 구하였다. 아래는 본 연구에서 구한 Distaloy AE 분말의 재료상수들을 보여준다.

$$m = 20.8, \sigma_m = 5100 + 4310\bar{\epsilon}_m^{0.16}, \mu = 0.1 \quad (22)$$

Fig. 5는 식 (22)의 재료상수들과 Fig. 3의 성형조건을 이용하여 유한요소 해석을 수행한 경우 분말성형체 내부의 밀도 분포를 보여준다. Fig. 5(a)에서 보인 바와 같이, 성형체 9번의 성형조건인 경우 Fig. 5(a)에서와 같이 형체 상부의 밀도가 하부의 밀도보다 다소 높으며, 34번의 성형조건인 경우인 Fig. 5(b)에서는 이와 상반되게 성형체 상부의 밀도가 하부의 밀도보다 다소 낮음을 알 수 있다. 또한, 두가지 성형조건 모두 내측 모서리 부근의 밀도가 가장 높으며 성형체 밀도의 분포차이는 성형체 34번이 성형체 9번보다 적음을 알 수 있다. Fig. 5에서 성형

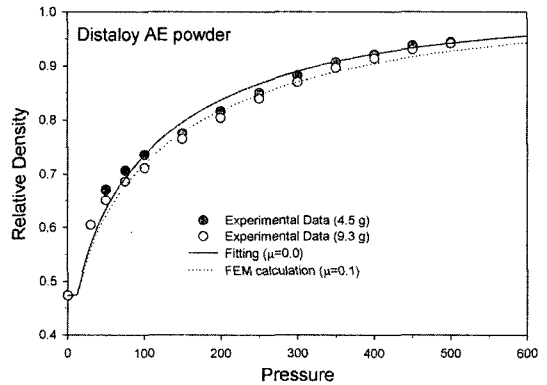


Fig. 4. Variation of relative density with pressure for iron-based powder during die compaction.

조건에 따라 성형체 내부의 밀도분포가 판이하게 달라지고 밀도분포의 차이도 달라질 수 있음을 알 수 있다.

Kergadallan 등은 Fig. 3의 성형조건으로 성형된 분말 성형체의 밀도분포를 측정하기 위하여 Fig. 6과 같이 성형체를 5개의 영역으로 구분하여 절단한 후 각각의 밀도를 수증법을 이용하여 측정하였다. Table 2는 성형체 9번과 성형체 34번에 대한 유한요소 해석으로 구한 밀도결과와 실험 결과와의 비교를 보여주며, Table 3은 성형체 9번과 성형체 34번에 대해서 유한요소 해석으로 구한 상부 펀치(UP), 하부 내 펀치(LIP) 및 하부 외펀치(LOP)에 작용하는 최대 가압력과 실험 결과와의 비교를 보여준다. CAE 해석 결과를 이용한 공정설계가 가능하려면 본 연구에서

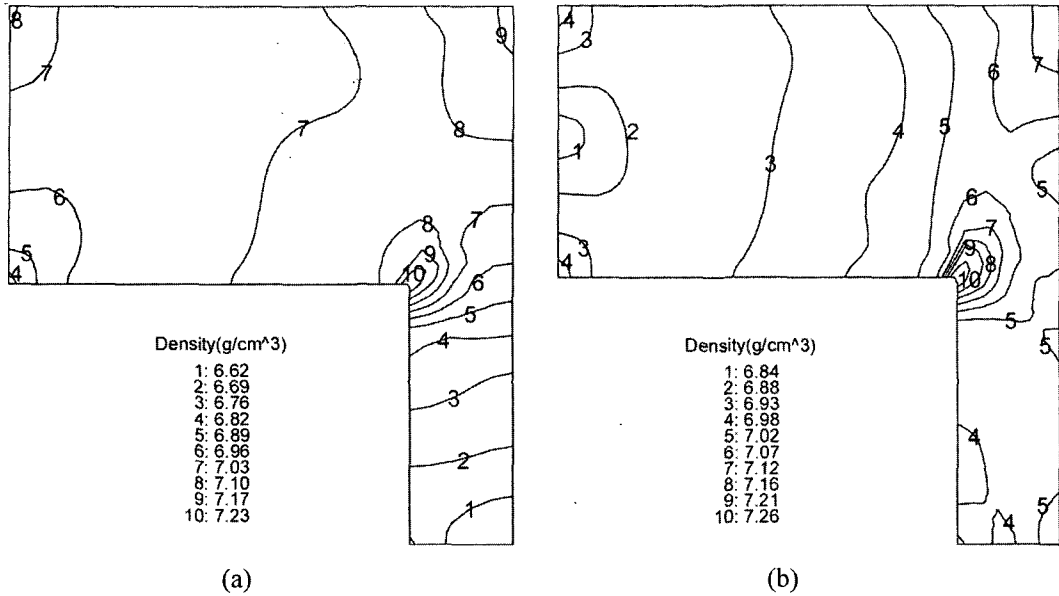


Fig. 5. Comparison of density distribution at the end of compression for (a) Part 9 and (b) Part 34 loading schedules.

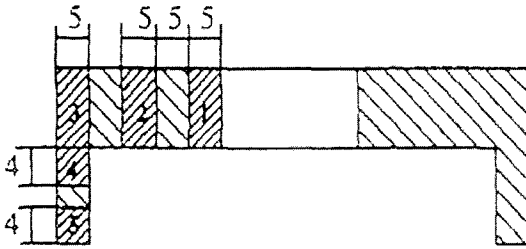


Fig. 6. Density measurement region⁹⁾.

용된 철계분말의 경우 정밀도가 밀도의 경우 0.1 g/cm³이내이며 가압력의 경우 20%이내이어야 함을 감

안할 때⁴⁾, Table 2와 3에서 본 연구를 통하여 계산된 해석결과들은 공정설계에 이용될 수 있을 정도의 정밀도를 갖고 있음을 알 수 있다. 또한, Table 2와 3의 PM MODNET의 해석결과는 5개의 기관에서 제출된 해석결과중 가장 좋은 결과이며 PM MODNET의 해석에 사용된 재료상수들은 삼축압축실험등 매우 어려운 실험으로부터 구한값들인데¹⁷⁾ 반하여 본 연구에서 사용된 재료상수들은 단순한 원통형 금형에서 금형압축실험을 통하여 구하여진 값들임을 감안하면 본 연구의 해석결과가 훨씬 적용이 용이함을 알 수 있다.

Table 2. Comparison of densities between experimental data and simulation results in Part 9 and Part 34(unit : g/cm³).

Block	Part 9			Part 34		
	실험치	해석결과 (편차)	PM Modnet (편차)	실험치	해석결과 (편차)	PM Modnet (편차)
1	6.97	6.99 (0.02)	6.97 (0.00)	6.90	6.89 (0.01)	6.84 (0.06)
2	7.02	7.02 (0.00)	7.03 (0.01)	6.93	6.94 (0.01)	6.84 (0.09)
3	7.04	7.09 (0.05)	7.06 (0.02)	7.03	7.07 (0.04)	6.85 (0.18)
4	6.83	6.89 (0.06)	6.83 (0.00)	6.91	7.03 (0.12)	6.61 (0.30)
5	6.78	6.64 (0.14)	6.73 (0.05)	6.97	7.00 (0.03)	7.00 (0.03)

Table 3. Comparison of tooling force between experiment and simulation in Part 9 and Part34 (unit : MN).

Tools	Part 9			Part 34		
	실험치	해석결과 (오차%)	PM Modnet (편차%)	실험치	해석결과 (오차%)	PM Modnet (편차%)
UP	2.79	2.76 (1.3)	3.50 (25.4)	2.55	2.41 (5.4)	2.6 (2.0)
LIP	1.94	2.03 (4.8)	2.60 (34.0)	1.61	1.83 (12.1)	1.6 (0.6)
LOP	0.53	0.38 (28.8)	0.60 (13.2)	0.61	0.69 (14.5)	0.49 (19.7)

Fig. 5(b)의 밀도분포를 보다 균일하게 개선하기 위해서 2.3절에서 설명한 최적화 기법을 적용하여 공정 조건의 최적화 해석을 수행하였다. 이때, Fig. 3의 34번 조건을 초기 예측조건으로 사용하였다. 압축 조건에서 시간 조건은 고정시켰으며, 시간에 따른 금형의 위치를 설계변수로 하였다. 해석시 상부편치와 하부 내편치의 초기 위치는 채워진 분말의 양에 영향을 주기 때문에, 분말의 양을 일정하게 하기 위해서 하부 내편치의 초기 위치는 상부편치의 위치에 따라 결정되도록 하였다. 또한, 최종 성형체의 형상이 변하지 않도록 하기 위해서, 모든 금형의 최종 위치는 기존의 성형조건과 같도록 하였다.

Fig. 7은 최적화 성형해석에 의한 최적 성형조건과 Kergadallan등이 실험적으로 선정한 성형조건을 비교한 그림이다. Fig. 7에서 최적 성형조건은 기존조건에 비하여 상부 편치의 이동량이 줄어들었으며 하부 내편치의 처음 시간구간 이동량이 많이 줄어들었음을 알 수 있다. 그러나 코어로드와 다이의 이동량은 다소 증가하였다.

Fig. 8은 최적 성형조건으로 금형압축 성형 해석을 한 경우의 밀도분포를 보여준다. Fig. 5(b)와 비교할

때, 밀도분포의 차이가 0.51 g/cm^3 에서 0.35 g/cm^3 로 줄어들었을 뿐 아니라, 상부와 하부에서의 밀도 차이가 많이 개선되었음을 알 수 있다. 따라서, 다양한 성형조건을 사용한 금형압축실험을 통하여 선정된 성형조건보다 우수한 성형조건을 수치해석을 통하여 구할 수 있음을 알 수 있다.

3.2. 3차원 금형압축성형

대부분의 2차원(축대칭 해석 포함) 금형압축성형공정 해석은 임플리시트(implicit) 프로그램을 사용하여 해석이 수행되고 있으나, 보다 복잡한 형상의 부품의 성형해석이 요구됨에 따라 3차원 해석 프로그램이 필요하게 되었다. 특히, 분말야금 제품의 경우 2차원 해석보다는 3차원 해석이 필요한 부품이 대부분이다. 현재, 임플리시트 프로그램을 이용하고 분말성형 해석이 가능한 3차원 상용 소프트웨어 중에서는

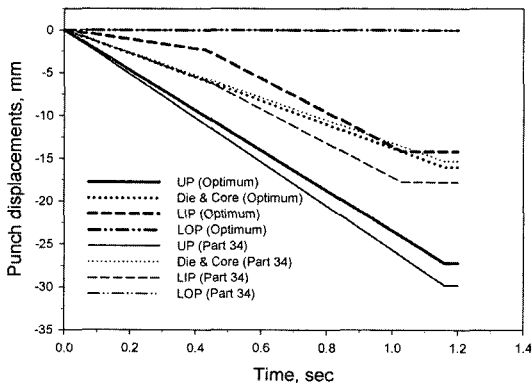


Fig. 7. Comparison of loading schedule between part 34 and optimum.

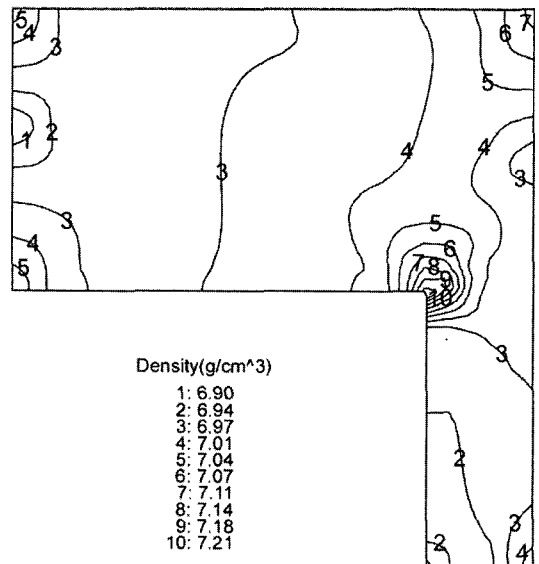


Fig. 8. Density distribution after die compaction with the optimal loading schedule.

ABAQUS/Standard⁵⁾등이 가장 널리 사용되고 있으나, 해석시 수렴문제가 발생하고 컴퓨터 용량의 한계로 해석시간과 메모리 문제가 발생하여 3차원 해석이 거의 불가능하였다. 따라서, 임플리시트 코드에 비하여 해석 정확도는 떨어지나 3차원 해석시 수렴성과 메모리 문제가 거의 없는 익스플리시트 프로그램을 사용하기 시작하였다¹⁷⁻¹⁹⁾. 하지만, 익스플리시트 코드는 기본적으로 충격해석등 동적문제 해석을 위하여 개발되었으므로 본 연구와 같은 준정적 해석의 경우 해석결과의 정확성에 대한 검증이 반드시 필요하다.

본 연구에서는 3차원 금형압축성형 해석에 주로 사용되는 상용 익스플리시트 CAE 소프트웨어인 ABAQUS/Explicit⁶⁾과 본 연구에서 개발된 임플리시트 CAE 소프트웨어인 Pmsolver/Compaction⁷⁾의 정확도에 대한 검증을 위하여, 이미 실험적으로 검증된 스테인레스 스틸 316 L 분말의 2차원 원통형 금형 일방향 압축(single action pressing) 결과⁶⁾를 비교검토 하였다.

Fig. 9는 4737개의 사면체 요소를 사용한 3차원 해석모델과 ABAQUS/Explicit과 Pmsolver/Compaction을 사용하여 해석한 3차원 해석결과를 각각 보여준다. ABAQUS/Explicit을 사용한 해석결과인 Fig. 9(b)에서 해석결과의 축대칭성이 일부 깨짐을 알 수 있으며 계산된 최소 상대밀도가 0.829이고 최대

상대밀도가 0.862로서 상대밀도 차이가 0.033이다. Pmsolver/Compaction을 사용한 해석결과인 Fig. 9(c)에서 해석결과가 Fig. 9(b)에 비하여 비교적 축대칭성이 잘 유지됨을 알 수 있으며, 계산된 최소 상대밀도가 0.816이며 최대 상대밀도가 0.871로서 상대밀도 차이가 0.055로서 explicit 해석결과에 비하여 다소 큼을 알 수 있다.

Fig. 10은 3차원 해석결과와 2차원 축대칭 해석결과를 단면에서 비교한 그림이다. Fig. 10(a)는 임플리시트 프로그램인 ABAQUS/Standard를 이용한 축대칭 해석결과로서 실험치와의 비교를 통하여 정확성이 입증된 결과이며, Fig. 10(b)와 (c)는 각각 ABAQUS/Explicit 과 Pmsolver/Compaction을 이용한 3차원 해석결과이다. ABAQUS/Explicit을 사용한 해석결과인 Fig. 10(b)의 밀도분포는 Fig. 10(a)와 비교해 볼 때, 상부와 하부의 밀도편차를 잘 예측하지 못하고 있으나, Pmsolver/Compaction을 사용한 해석결과인 Fig. 10(c)의 밀도분포는 Fig. 10(a)와 거의 유사함을 알 수 있다. 본 연구에서 익스플리시트 프로그램을 사용한 금형압축성형 해석시 해석결과의 정확성을 향상시키기 위해서 시간간격을 가능한 한 작게하여 전체 해석 시간은 임플리시트 프로그램을 사용한 경우와 거의 비슷하였다. 그러나 익스플리시트 프로그램을 사용한 금형압축성형 해석결과는 임

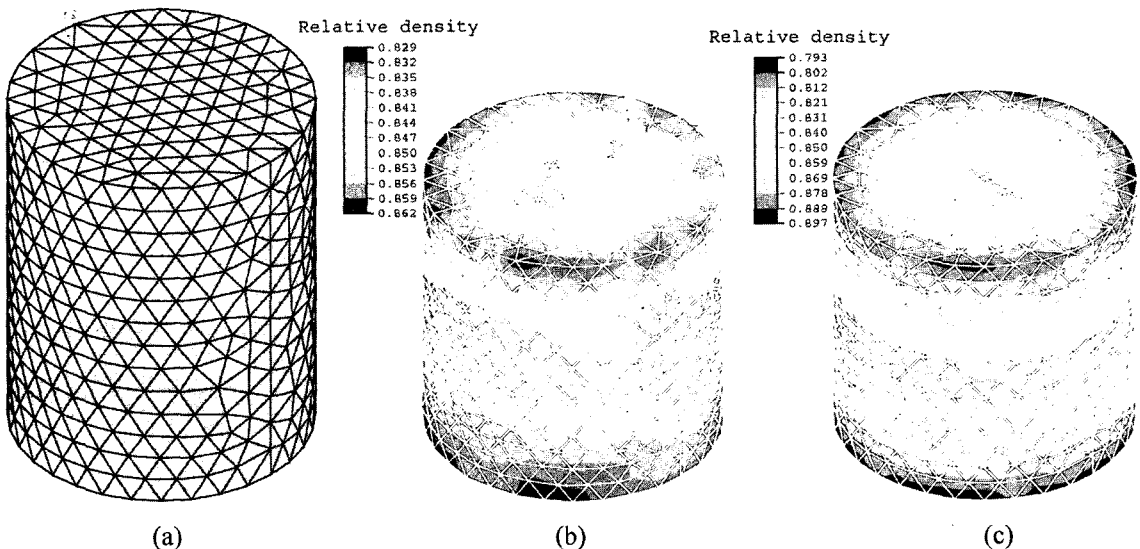


Fig. 9. Comparison of 3-dimensional density distribution after single action die compaction : (a) initial mesh and results by (b) ABAQUS/Explicit and (c) Pmsolver/Compaction.

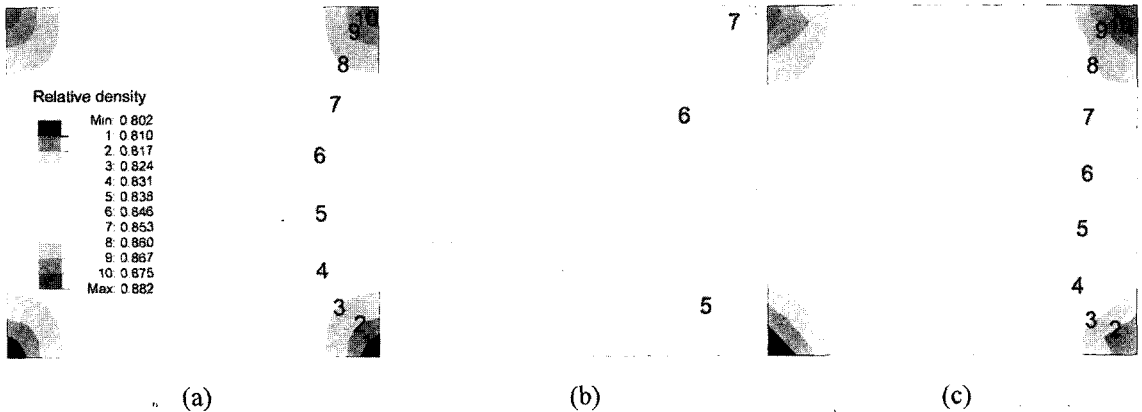


Fig. 10. Comparison of density distribution after single action die compaction: results of (a) 2-dimensional axisymmetric analysis by ABAQUS/Standard and cross section of 3-dimensional analysis by (b) ABAQUS/Explicit and (c) PMSolver/Compaction.

플리시트 프로그램을 사용한 해석결과에 비하여 정확성이 다소 떨어짐을 알 수 있다.

3.3. 3차원 초경 인서트 성형

초경 인서트의 경우 금형 압축성형으로 생산되는 제품 중 가장 정밀도가 높은 제품들중 하나이다. 소결 후 후처리 가공이 어려우므로 최적의 금형압축 성형조건을 사용하여 성형체 내부의 밀도분포를 가능한 한 균일하게 하는 것이 중요하다. 이렇게 함으로서, 소결 후 불균질한 수축량을 최소화 하여 후처리 공정을 최소화 하거나 생략할 수 있으며 균열생성도 최소화 할 수 있으므로 매우 큰 파급효과를 가질 수 있다.

본 연구에서는 PMSolver/Compaction을 사용하여 3차원 형상의 초경 인서트에 대한 성형 해석을 수행하였다. 이때 사용된 초경 분말은 초경공구 업체에서 실제 생산에 사용되는 분말과 동일한 분말로 성형성을 향상시키기 위하여 바인더를 무게비로 2% 포함하고 있다. 초경분말의 재료상수는 2.2절에서 설명한 바와 같은 방법으로 측정하였으며, Fig. 11은 직경이 11.28 mm인 원통형 초경금형을 사용하여 금형압축시험을 한 경우 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 보여준다. 이로부터 구한 초경 분말의 재료상수들은 다음과 같다.

$$m = 20.2, \sigma_m = 2850 + 2200\epsilon_m^{-0.22}, \mu = 0.1 \quad (23)$$

Fig. 11에서 초경분말에 대하여 결정된 재료상수들은 실험치와 매우 잘 일치하고 있으므로, 2.2절에서 설명한 재료상수 결정방법이 철계분말과 같은 연성을 갖는 분말뿐만 아니라 초경분말과 같이 입자가 매우 작고 취성을 갖는 분말의 경우에도 잘 적용될 수 있음을 보여준다.

Fig. 12는 초경 인서트의 금형압축 성형 후 상대밀도 분포를 보여주는데, 27783개의 사면체 요소가 해석에 사용되었다. 여기서, 분말 성형체의 초기 상대밀도는 0.29이었으며, 식 (6)과 (23)에서 구한 재료상수를 사용하여 성형해석을 수행하였다. 해석시간은 중앙처리장치 속도가 2.6 GHz인 개인용 컴퓨터에서

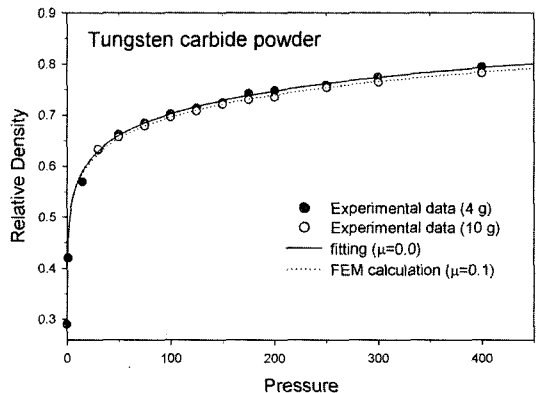


Fig. 11. Variation of relative density with pressure for tungsten carbide powder during die compaction.

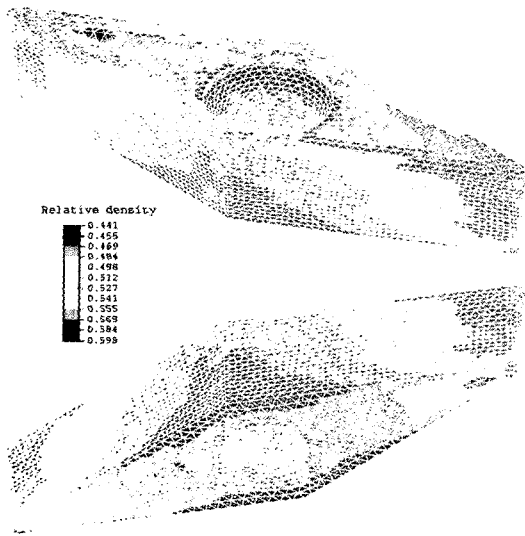


Fig. 12. Relative density distribution after die compaction.

12시간정도 소요되었으며 전체 스텝수는 342이었다. 사용된 금형은 상부펀치, 하부펀치, 코아로드 및 다이로 이루어져 있으며, 상부펀치, 코아로드 및 다이가 150 mm/sec의 속도로 하강하고, 하부펀치가 100 mm/sec의 속도로 상승하는 양단 압축 조건을 사용하였다. Fig. 12에서 상부보다 하부에서 높은 상대밀도 분포를 보였고, 장축 보다 단축 방향에서 상대밀도 분포가 높음을 알 수 있으며, 초경 분말의 금형압축 성형시 성형체 내부의 밀도차이가 0.15정도로 비교적 큼을 알 수 있다. 또한, 상부의 모서리를 따라서 낮게 분포한 상대밀도는 소결시 국부적인 변형을 일으키지만 장축 및 단축을 따라서 다르게 나타나는 상대밀도 분포는 소결시 단축을 기준으로 굽힘변형을 가져올 수 있다.

Fig. 12에서 보인 밀도 분포가 소결시 변형에 어떠한 영향을 미치는지 조사하기 위해서 3차원 소결 해석을 수행하였다. 소결시 발생하는 분말체의 치밀화 및 변형거동을 해석하기 위해서 일반적으로 McMeeking과 Kuhn²⁰⁾이 사용한 것과 같은 크립 변형 모델을 이용한다. 분말체의 변형거동을 정확히 예측하기 위해서는 분말의 체적계수(bulk viscosity), 전단계수(shear viscosity), 결정립 성장(grain growth) 및 소결 응력(sintering stress)에 대한 모델링이 중요하다.

본 연구에서는 초경분말 성형체의 소결 거동을 해

석하기 위하여 Kwon과 Kim²¹⁾이 제안한 구성모델을 사용하였으며 구성모델에 포함된 재료상수들을 결정하기 위해서는 여러가지 실험들이 필수적이다²²⁾. 그러나, 본 연구에서 사용한 초경분말에 대한 소결 실험치가 미비한 관계로 Kwon과 Kim²¹⁾이 구한 알루미늄 분말의 재료상수를 이용하여 소결해석을 수행하였다. Fig. 13은 Fig. 12의 금형압축 성형 해석으로 구한 상대밀도 분포를 초기 조건으로 소결해석을 수행한 경우 바닥면의 변형량을 나타낸다. Fig. 13에서 보는 바와 같이 장축 방향의 양끝 부분에서 굽힘 현상이 나타나는 것을 알 수 있으며, 그 값이 0.086 mm 정도로 비교적 큼을 알 수 있다. 따라서, 금형 압축공정 최적화를 통해서 금형압축 후 밀도 분포를 균일하게 한다면 이로 인한 소결시 바닥면의 굽힘량도 상당히 줄어들 수 있다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서 사용된 PMSolver는 금형압축성형공정 해석전용 CAE 소프트웨어로서, 관련 연구자들뿐만 아니라 현장에서 쉽게 적용할 수 있도록 사용자의 편의성에 중점을 두고 개발되었다. 또한, 금속분말뿐만 아니라 세라믹, 초경분말 및 나노분말에도 적용가능한 매우 효과적인 분말의 재료상수 결정방법을 개발하여 사용자가 새로운 분말에 대해서도 손쉽게 CAE 해석을 할 수 있도록 하였다.

2차원 축대칭 형상 부품에 대한 금형압축성형 실험결과와 PMSolver를 이용한 해석결과의 비교를 통하여 본 연구에서 사용한 구성모델과 성형 분말의 재료상수 결정 방법이 매우 정확함을 보였다. 또한, 3차원 실린더 형상에 대한 금형압축성형 해석시에도

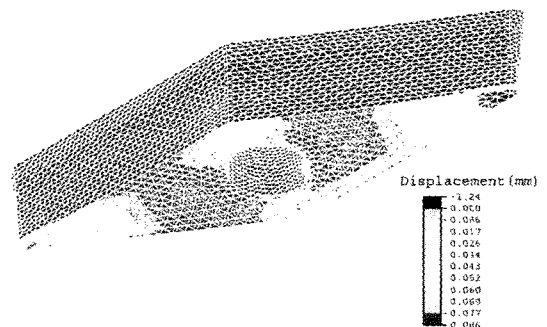


Fig. 13. Distortion of tungsten carbide after sintering.

임플리시트 프로그램인 PMSolver의 해석결과는 2차원 축대칭 해석결과와 비교할 때 매우 정확함을 보였다. 이와 같은 2차원 및 3차원 금형압축성형 해석으로부터 PMSolver의 신뢰성을 확인할 수 있었다.

PMSolver해석결과와 신뢰성을 바탕으로 최적화 알고리즘을 적용하여 금형압축성형시 균질한 밀도를 갖도록 성형조건을 최적화하였으며, 성형조건의 설계를 통해서 밀도 분포를 조절할 수 있음을 보였다. 또한, 금형압축 성형후 분말 성형체 내부의 밀도 구배가 소결시 불균질한 수축의 주요원인임을 금형압축성형공정과 소결공정의 연계해석을 통하여 규명하였으며 금형압축성형공정의 개선을 통하여 소결 후 최종제품의 치수 정밀도를 향상시킬 수 있음을 보였다.

후 기

본 연구에 많은 도움을 주신 포항공과대학교 김기태 교수님, 경상대학교 이민철 박사님과 전만수 교수님, Management & Engineering Technologies사의 Howard Sandrew 및 (주)한국야금 합금기술과 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

1. R. M. German: Powder Metallurgy Science, Metal Powder Industries Federation, Princeton, NJ, (1994).
2. Y.-S. Kwon, S. H. Chung, H. I. Sanderow, K. T. Kim and R. M. German: PM2TEC, Las Vegas (2003) 4-37.
3. J. Kergadallan, G. Puente, P. Doremus and E. Pavier: Proc. Int. Workshop on 'Modeling of metal powder forming processes', Grenoble, France (1997) 277.
4. PM Modnet Computer Modeling Group: Powder Metall., **42** (1999) 301.
5. ABAQUS User's I, II and III Manual, Ver. 6.3, Hibbitt, Karlsson and Sorenson, USA (2002).
6. Y.-S. Kwon, H. T. Lee and K. T. Kim: ASME J. Eng. Mater. Tech., **119** (1997) 366.
7. PMSolver/Compaction User's Manual, Ver. 1.0, CetaTech, Inc., KOREA (2004).
8. H. Chtourou, M. Guillot and A. Gakwaya: Int. J. Solids Struct., **39** (2002) 1059.
9. S. Shima and M. Oyane: Int. J. Mech. Sci., **18** (1976) 285.
10. S. C. Lee and K. T. Kim: 대한기계학회논문집 A, **26** (2002) 95.
11. P. S. Satsangi, P. C. Sharma and R. Prakash: J. Mat. Process. Tech., **136** (2003) 80.
12. T. Tabata, S. Masaki and K. Kamata: Powder Metall. Int., **13** (1981) 179.
13. D. T. Gethin, V. D. Tran, R. W. Lewis and A. K. Ariffin: Int. J. Powder Metall., **30** (1994) 385.
14. L. Fourment, J. L. Chenot and K. Mocellin: Int. J. Numer. Meth. Eng., **46** (1999) 1435.
15. C. C. Chen and S. Kobayashi: ASME, AMD, **28** (1978) 163.
16. S. H. Chung, L. Fourment, J. L. Chenot and S. M. Hwang: Int. J. Numer. Meth. Eng., **57** (2003) 1431.
17. O. Coube and H. Riedel: Powder Metall., **43** (2000) 123.
18. T. Kraft and H. Riedel: Powder Metall., **45** (2002) 227.
19. H.-A. Haggblad and M. Oldenburg: Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., **2** (1994) 893.
20. R. M. McMeeking and L. T. Kuhn: Acta Metall. Mater., **40** (1992), 961.
21. Y.-S. Kwon and K. T. Kim: ASME, J. Eng. Mater. Tech., **118** (1996) 448.
22. Y.-S. Kwon, Y. Wu, P. Suri and R.M. German: Metall. Mater. Trans. A, **35A** (2004) 257.