

초경공구 성형을 위한 금형압축공정

현충민* · 권영삼** · 정석환** · 김명진*** · 하상렬* · 김기태†

(2004년 1월 5일 접수, 2004년 6월 1일 심사완료)

Finite Element Analysis for Die Compaction Process of Cemented Carbide Tool Parts

ChungMin Hyun, YoungSam Kwon, SukHwan Chung, MyoungJin Kim, SangYul Ha and KiTae Kim

Key Words : Cemented Carbide Tool Parts(초경공구), Constitutive Equation(구성 방정식), Die Compaction(금형 압축), Explicit(익스플리시트), Finite Element Analysis(유한요소해석), Implicit(임플리시트)

Abstract

This paper reports on the finite elements analysis for die compaction process of cemented carbide tool parts. Experimental data were obtained under die compaction and triaxial compression with various loading conditions. The elastoplastic constitutive equations based on the yield function of Shima and Oyane were implemented into an explicit finite element program (ABAQUS/Explicit) and implicit finite element program (PMSolver/Compaction-3D) to simulate compaction response of cemented carbide powder during die compaction. For simulation of die compaction, the material parameters for Shima and Oyane model were obtained by uniaxial die compaction test. Explicit finite element results were compared with implicit results for cemented carbide powder.

1. 서론

절삭용 초경 인서트(insert)는 대부분 분말야금 방법에 의해 제조되고 있다. 분말야금법은 다양한 제조공법을 가지고 있으며 우수한 물성을 갖는 기계부품을 정형(near-net-shape)에 가깝게 성형할 수 있다는 장점을 가지고 있다.⁽¹⁻³⁾ 초경 인서트의 성형공정은 일반적으로 분말을 임의의 형상을 갖도록 냉간성형 후 소결과정을 거쳐 제품을 생산하게 된다.

분말을 상온에서 압축하여 성형하는 공정 중에

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

** 회원, ㈜세타텍

*** ㈜한국야금 생산기술부

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

Email: korean@postech.ac.kr

Tel: (054) 279-2164 Fax: (054) 279-5569

서는 금형압축(die compaction), 정수압 압축(CIP) 등이 주로 사용된다. 특히, 금형압축은 높은 밀도를 갖는 기계부품을 비교적 빠른 공정속도로 손쉽게 성형할 수 있다는 장점이 있어 기계부품의 예비 성형체 제작에 많이 이용되고 있다. 그러나 복잡한 형상의 부품 또는 큰 부품을 성형할 때에는 금형과 분말사이의 마찰, 형상의 복잡성, 성형 공정 조건, 성형체 중형비 등의 원인으로 인하여 성형체 내부에 불균일한 밀도 구배가 발생하는 단점이 있다.^(2,4) 이러한 금형압축 공정에서 발생하는 불균일한 밀도 구배는 소결시 비정상적인 수축 뒤틀림, 잔류응력 등을 야기하여 최종 부품의 정밀정형(near-net-shape)을 어렵게 하고, 기계적 성질을 나쁘게 한다. 초경 인서트의 제작에서는 초경 분말의 특성상 금형압축 후에 상대밀도 0.6 이상의 밀도를 얻을 수 없으며,⁽⁵⁾ 낮은 초기 상대밀도와 불균일한 밀도 구배의 영향이 크게 작용하여 소결 공정에서 불균일한 수축에 의한 뒤틀림 현상이 발생할 수 있다. 높은 정밀도를 요구하는 절

삭용 인서트의 경우 경제성을 고려할 때 최중가공 없이 소결제품을 바로 사용해야 하므로 밀도 구배의 영향을 최소화 할 수 있어야 한다. 따라서 초경 분말의 금형압축 공정 중에 발생하는 분말 성형체 내부의 불균일한 밀도 구배를 최소화하고 최종 형상의 적절한 제어를 위해 유한요소해석을 통한 수치모사가 필요하다.⁽⁵⁾ 적절한 수치모사를 위해서는 분말의 치밀화 거동을 잘 예측할 수 있는 구성모델 개발이 필수적이다.

금속분말의 치밀화 거동을 위한 구성모델은 많은 연구자에 의해 연구되었다. 특히 Shima-Oyane⁽⁶⁾은 구리분말의 상온에서의 인장, 일축 압축실험을 통하여 금속분말의 치밀화 모델을 제안하였다. Kwon 등⁽⁷⁾은 스테인레스 분말의 상온 금형압축공정을 통하여, Lee 등⁽⁸⁾은 Al6061 분말의 냉간압축, 정수압 압축, 삼축압축등의 실험을 통하여 Shima-Oyane 의 모델을 사용한 유한요소해석 결과가 분말 성형체의 밀도 구배를 잘 예측함을 보여주었다. 또한 Kwon 등⁽⁹⁾은 일방향 금형압축 실험을 통하여 Shima-Oyane 모델의 재료상수를 결정하는 방법을 제안하였으며, 이러한 방법은 많은 실험이 요구되는 삼축압축 실험을 수행하지 않더라도 Shima-Oyane 모델의 재료상수를 결정할 수 있게 하였다.

한편 기존의 분말야금 성형공정의 유한요소해석은 주로 2 차원 문제로 단순화시킨후 임플리시트(implicit) 시간적분법을 사용하였다. 그러나 3 차원 형상처럼 기하학적 비선형성(geometric nonlinearity) 이 심한 경우나 많은 금형간 접촉(contact) 문제에서 임플리시트 시간적분법은 평형방정식 계산에 어려움이 있으며, 이로 인해 해석결과 수렴성을 보장하기가 어렵고, 수렴하더라도 계산시간의 증가로 효율적이지 못하다.⁽¹⁰⁾ 반면 익스플리시트(explicit) 시간적분법은 동적 해석(dynamic), 충격해석(impact), 3 차원 형상, 접촉의 문제에서도 원만한 해석결과를 도출할 수 있다.^(12,13) 하지만 동적해석, 충격해석을 위해 개발된 익스플리시트 시간적분법은 자코비안 매트릭스(Jacobian matrix)를 계산하지 않으므로 계산속도는 빠르나 정확도가 임플리시트 시간적분법에 비하여 떨어진다. 그러나 Riedel 등^(14,15)은 익스플리시트 방법을 사용하여 분말의 금형압축 성형공정 해석을 수행하였으며, Xin 등^(16,17)은 알루미늄 복합재료 분말의 금형압축에서 적절한 유한요소해석 모델과 하중조건을 사용하였을 때 익스플리시트 방법을 사용한 해석결과가 만족할만한 정확성을 가짐을 보여주었다. 따라서 본 논문에서는 Shima-Oyane 모델을 사용한 서브루틴을 이용하여 복잡한 3 차

원 형상의 초경 인서트의 금형압축성형 공정에 대한 익스플리시트 해석을 수행하였고, 이의 정확성을 검증하기 위하여 임플리시트 유한요소해석방법을 적용하여 분말의 치밀화 거동을 살펴보고자 한다.

본 논문에서 수행한 연구내용은 다음과 같다. 초경 분말에 대한 일방향 금형압축실험을 수행하여 다양한 하중조건에서의 치밀화 거동에 관한 실험을 하였고, 그 실험결과로부터 Shima-Oyane 구성모델에 사용될 재료상수들을 결정하였으며, 삼축압축 실험을 통하여 결정된 재료상수의 신뢰성을 검토하였다. 결정된 재료상수를 바탕으로 하여 3 차원 원통형상의 시편에 대한 임플리시트 유한요소해석과 익스플리시트 유한요소해석을 수행하여 실험치와 임플리시트와 익스플리시트의 해석치를 비교하였다. 또한 VBMT 와 SEXT 로 표현되는 3 차원 형상의 초경 인서트에 대한 임플리시트 유한요소해석과 익스플리시트 유한요소해석을 수행하여 금형압축 성형체의 밀도 구배를 예측하였다.

2. 이론적 배경

2.1 구성방정식

금형 압축 공정해석에는 일반적으로 다음과 같이 정의되는 탄소성해석이 사용된다. 전체 변형률 속도 성분 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 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 속도 성분과 비탄성 변형률 속도 성분을 나타낸다. 또한, 후크의 법칙으로부터 응력 성분 σ_{ij} 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

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

여기서 $D_{ijkl}^{(in)}$ 는 4 차 탄성계수이다.

상대밀도(D)를 경화변수로 사용할 경우, 분말의 치밀화 거동을 나타내는 항복함수는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$f(\sigma_{ij}, D) = 0 \quad (3)$$

또한, 금속 분말은 등방성을 가질때, 항복함수 f 는 3 개의 응력 불변량으로 나타낼 수 있으나, 제 3 응력 불변량을 무시한다고 가정하면 항복함수는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$f(p, q, D) = 0 \quad (4)$$

여기서 p 와 q 는 정수응력과 Mises 응력을 나타낸

다.

비탄성 거동은 실험으로 구한 항복함수에 조합 유동법칙(associated flow rule)을 적용하여 해석하였다. 따라서, 비탄성 변형률 속도 성분 $\dot{\epsilon}_{ij}^{(m)}$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{(m)} = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5)$$

여기서 f 는 항복함수이며, $\dot{\lambda}$ 는 양의 스칼라양이다.

질량 불변의 관계로부터 상대밀도의 변화율 \dot{D} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{D} = -D\dot{\epsilon}_{kk}^{(m)} \quad (6)$$

2.2 익스플리시트 유한요소해석

익스플리시트 유한요소해석은 상용 프로그램인 ABAQUS/Explicit⁽¹⁰⁾ 의 사용자 정의 서브루틴 VUMAT 을 사용하여 금형압축 하에서의 초경 분말의 치밀화 거동을 해석하였다.

익스플리시트 시간 적분법은 중앙차분법(central difference method)을 사용하여 시간 t 에서의 값을 사용하여 $t+1$ 에서의 변위, 속도, 가속도등을 결정한다. 비선형 운동방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\ddot{u}_{(t)} = M^{-1}(P_{(t)} - I_{(t)}) \quad (7)$$

여기서 M 은 절점(node)의 집중 질량(lumped mass) 행렬이고, \ddot{u} 는 절점 가속도, P 는 외력(external force) 벡터, I 는 내력(internal force) 벡터이다. 중앙차분법을 이용한 익스플리시트 시간적분법을 통해서 속력 \dot{u} 과 변위 u 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{u}_{(t+\frac{\Delta t}{2})} = \dot{u}_{(t-\frac{\Delta t}{2})} + \frac{(\Delta t_{(t+\Delta t)} + \Delta t)}{2} \ddot{u}_t \quad (8)$$

$$u_{(t+\Delta t)} = u_{(t)} + \Delta t_{(t+\Delta t)} \dot{u}_{(t+\frac{\Delta t}{2})} \quad (9)$$

여기서 Δt 와 하첨자는 각각 시간증분(time increment)과 시간간격(time step)을 나타낸다. 익스플리시트 방법에서는 접선강성행렬(tangent stiffness matrix)과 반복계산(iteration) 없이 대각 질량행렬(diagonal or lumped mass matrix)을 이용한 직접적분과 중앙차분법을 이용한 시간적분을 통하여 속도와 변위를 구하는 특징이 있다.

시간증분 Δt 는 안정적인 해의 도출과 해석결과와 정확도에 큰 영향을 미친다. ABAQUS/Explicit 에서는 자동적으로 안정된 해를 구하도록 계산되어지는데 특별한 경우 이 값은 사용자가 바꿀 수 있다. 안정된 해를 구하기 위한 시간증분값의 한

계는 감쇠(damping)를 무시하여 단순화한 경우 다음과 같다.

$$\Delta t_{stable} \leq \frac{2}{\omega_{max}} \quad (10)$$

여기서 ω_{max} 는 시스템의 가장 큰 고유치(highest eigenvalue)이다. 유한요소해석을 위한 근사적인 시간증분값의 한계는 다음과 같다.

$$\Delta t_{stable} \leq \frac{L^e}{C_d} \quad (11)$$

여기서 L^e 는 최소 요소 길이(element length)이며, C_d 는 재료내의 음속(wave speed of the material)이다. 식(11)과 같이 해석시에 Δt 는 한계값보다 작아야 해석결과가 안정되어지며 적절한 Δt 값 이하가 되어야만 해석결과를 신뢰할 수 있다.⁽¹⁸⁾ 사용자 정의 서브루틴 VUMAT 에서의 유한요소법을 이용한 구성방정식의 수치 적분은 Aravas⁽¹⁹⁾ 에 의하여 제안된 후방오일러법(backward Euler method)에 의하여 수행되었다. 후방오일러법은 다른 여러가지 수치적분 기법에 비하여 안정적인 알고리즘을 갖고 있으며 대변형의 소성 유한요소 해석에 적합하다고 알려져 있다.⁽¹⁹⁾

2.3 임플리시트 유한요소해석

임플리시트 유한요소 해석은 새로 개발된 금형 압축 공정 전용 프로그램인 PMSolver 를 이용하였다. PMSolver 는 기본적으로 탄소성 해석이 아닌 강소성 해석에 바탕을 두고 있다. 해를 구하기 위해서는 행렬 방정식을 풀어야 하는데, 3 차원 해석의 경우 계산시간과 기억용량이 상당히 많이 요구되므로 이러한 문제점을 해결하기 위하여 3 차원 해석에서는 LU decomposition 대신 sparse iterative solver 를 이용하였다.

3. 실험

본 논문에서는 ISO 표준 규격인 P25 와 M40 초경분말을 사용하여 실험을 수행하였다. 각 분말의 물리적 성질과 화학적 조성은 Table 1 과 2 에 나타내었으며 기계적 물성치는 Table 3 과 4 에 나타내었다. Fig. 1 과 2 는 각 분말의 주사전자 현미경사진(SEM)을 나타낸다.

3.1 냉간 금형압축실험

초경분말의 냉간 금형압축실험은 일방향압축(single action pressing)으로 하였다. 재료상수 결정

Table 1 Physical property and chemical composition of P25 powder

| Average particle size [μm] | 2 |
|---|---------|
| Chemical composition [mass%] | |
| WC | 60 ~ 83 |
| TiC | 5 ~ 10 |
| TaC | 5 ~ 15 |
| C | 0 ~ 15 |
| Co | 6 ~ 9 |
| Binder | 2 ~ 3 |

Table 2 Physical property and chemical composition of M40 powder

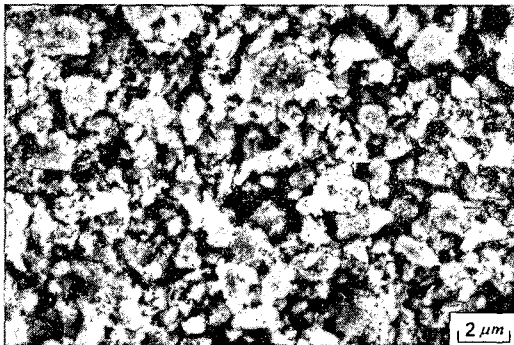
| Average particle size [μm] | 1 |
|---|---------|
| Chemical composition [mass%] | |
| WC | 65 ~ 85 |
| TiC | 1 ~ 7 |
| TaC | 0 ~ 7 |
| C | 5 ~ 7 |
| Co | 8 ~ 20 |
| Binder | 2 ~ 3 |

Table 3 Mechanical properties of P25 powder

| | |
|---|-------|
| Theoretical density [g/cm^2] with binder | 9.68 |
| Theoretical density [g/cm^2] without binder | 12.08 |
| Young's modulus [GPa] | 540 |
| Poisson's ratio | 0.22 |

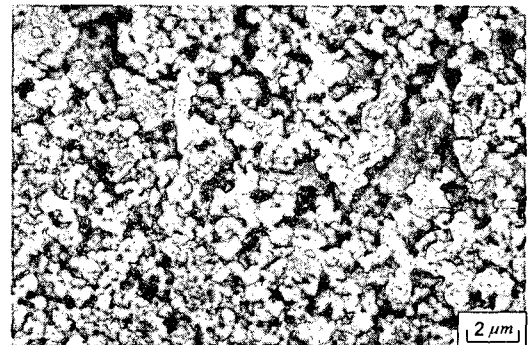
Table 4 Mechanical properties of M40 powder

| | |
|---|-------|
| Theoretical density [g/cm^2] with binder | 11.07 |
| Theoretical density [g/cm^2] without binder | 14.35 |
| Young's modulus [GPa] | 540 |
| Poisson's ratio | 0.22 |

**Fig. 1** Scanning electron micrograph of P25 powder

을 위한 금형압축실험은 다음과 같이 하였다. 초경으로 제작된 내부 직경 11.28 mm의 금형에 4g, 10g의 초경분말을 채우고 탭핑을 하여 초기 충전 밀도를 얻은 후 0 ~ 400 MPa의 축 하중을 가하여 압축하였다. 4g의 초경분말의 경우 압축시 금형 벽면과 분말사이의 마찰을 최소화하기 위해 탄소 윤활제를 금형 벽면에 얇게 칠했으며 10g의 초경 분말은 실제 성형조건과 동일하게 마찰을 고려하기 위하여 윤활제를 칠하지 않았다. 압축된 성형체는 금형에서 빼낸 후 아르키메데스 비중법을 이용하여 시편의 상대밀도를 구하였다.

유한요소해석의 정확도를 알아보기 위한 원통형 냉간 금형압축실험 시편은 다음과 같이 제작하였다. 직경 20 mm의 초경금형에 P25 초경분말을 채우고 탭핑을 하여 초기 충전밀도를 얻은 후 150

**Fig. 2** Scanning electron micrograph of M40 powder

MPa의 축하중을 가하여 압축하였다. 이때 마찰을 고려하기 위하여 금형 벽면에 윤활제는 칠하지 않았다.

3.2 삼축압축실험

냉간 금형압축실험에서 결정된 재료상수 값의 신뢰성을 검토해 보기 위하여 초경분말(M40)에 대하여 삼축압축실험을 수행하였다. 삼축압축실험은 세 방향의 주응력($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) 또는 주변형률($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$)을 각각 독립적으로 제어할 수 있어야 한다. 그러나 실험 기기 제작과 제어의 어려움으로 본 연구에서는 분말이 든 원통형 실리콘 몰드에 일정한 정수압을 주고 축 하중을 가하는 표준 삼축압축실험 장치를 사용하였다. 방향 1을 축방향으로하고, 방향 2와 3을 반경방향으로 선택할

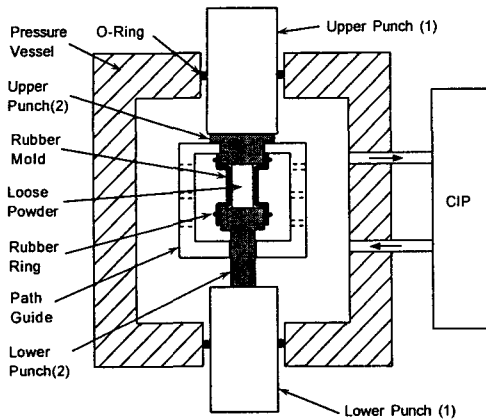


Fig. 3 A schematic drawing of the triaxial compression test apparatus

때 삼축압축실험에서 $\sigma_2 = \sigma_3$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_3$ 의 결과를 얻게 된다.

삼축압축 실험을 위한 시편은 다음과 같이 제조하였다. Fig. 3처럼 실리콘 고무몰드의 아래부분을 압반으로 밀봉하고, 초경분말(M40) 7 g 을 직경 11.28 mm, 높이 20 mm 부피의 고무몰드에 충전시킨 후 진공펌프를 이용하여 실리콘 몰드내의 공기를 빼고 윗부분을 또다른 압반으로 밀봉하였다. 탈가스시 몰드 부피는 등방적으로 감소하였으며, 1mm 두께의 몰드는 압력유체가 시편에 침투하는 것을 방지하기 위하여 사용되었다.

삼축압축실험은 우선 냉간 정수압압축기 (ABB Autoclave Systems inc.)로부터 30~100 MPa 범위의 구속압력(PC)를 가한 후, MTS 재료 시험기로 0~70 kN 범위의 축하중을 가하였다. 이때 하중경로는 (p, q) 평면에서 $q = 3p$ 의 직선형태를 보였다.

삼축압축 실험용기와 압축편치 사이에는 누수 방지를 위해 오링이 사용되었으며, 이로 인하여 마찰력이 발생하였는데 이러한 마찰력은 구속압력에 따라 다른 값을 보였다. 정수압시 정수압압축기에서 측정되는 압력과 MTS 시험기에 나타나는 축 하중을 비교하여 구한 마찰력은 0.1~0.8 kN 을 보였다. 따라서 본 실험에서는 일정한 각 구속압력하의 마찰력을 감안하여 실제 시편에 작용하는 축 하중을 구하였다. 하중을 가하는 압축편치의 변위속도는 0.02 mm/s 로 일정하게 실험하였다.

3.3 밀도분포측정

분말 성형체의 상대밀도분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용하여 간접적으로 측정할 수 있다. 일반적으로 금속분말 성형체의 경도측정에는 로크

웰(Rockwell)경도계가 주로 사용된다. 본 논문에서는 로크웰경도와 상대밀도의 상관관계를 구하기 위해 냉간 금형압축실험 시편을 사용하였다. 초경분말의 상대밀도 계산은 왁스(wax)가 포함된 이론 밀도값을 사용하여 계산하였다. 금형압축 성형된 시편은 소결 전과 상대밀도 차이가 나지 않도록 790°C에서 30 분간 예비소결(Pre Sintering)한 후 다이아몬드 휠(ISOMET Low Speed Saw, BUEHLER, U.S.A.)로 중앙단면을 절단하였다. 절단된 시편은 진공 분위기에서 520°C의 온도로 1 시간 어닐링 한 후 1.58 mm(1/16 inch) 강구압자(hardened steel ball indenter)로 15 kgf의 하중을 30 초간 가하여 각 시편마다 3 개의 경도 값을 측정하였다. 측정된 경도값은 자동으로 기록이 되었으며, 측정된 각 시편의 경도 값들을 평균하여 상대밀도와 로크웰경도의 상관관계를 구하였다.

성형된 원통형 시편의 상대밀도분포를 유한요소해석결과와 비교하기 위하여 성형체를 금형압축 시편과 동일한 예비소결 과정을 거친 후 절단하여 일정한 간격으로 로크웰경도를 측정하고 경도와 상대밀도의 상관관계를 이용하여 시편 내의 상대밀도분포를 구하였다.

4. 이론적 배경

4.1 실험결과

4.1.1 냉간 금형압축실험 및 재료상수 결정

일반 재료와 달리 분말 성형체의 소성변형은 체적변화를 동반하며 금형압축 성형중 분말 성형체의 소성변형거동을 해석하기 위해서는 항복함수가 필요하다. 본 논문에서는 Shima 와 Oyane⁽⁶⁾에 의하여 제안된 항복 함수를 일반화한 다음과 같은 항복함수를 사용하였다.

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_m} \right)^2 + \alpha (1 - D)^\gamma \left(\frac{p}{\sigma_m} \right)^2 - D^m \quad (12)$$

여기서, D 는 상대밀도를, σ_m 은 모재의 유동 응력(flow stress)을 나타낸다.

식 (12)에서 α, γ 및 m 은 실험치로부터 결정되는 재료상수이다. 모재의 유동응력 σ_m 의 경우 일반적으로 재료상수로 고려되지만 실제의 경우 모재의 제조공정이나 결정립 크기 및 포함된 성분 에 따라 달라지므로 단순히 재료 핸드북의 값을 사용하는 경우 해석의 정확성이 크게 떨어지게 된다.

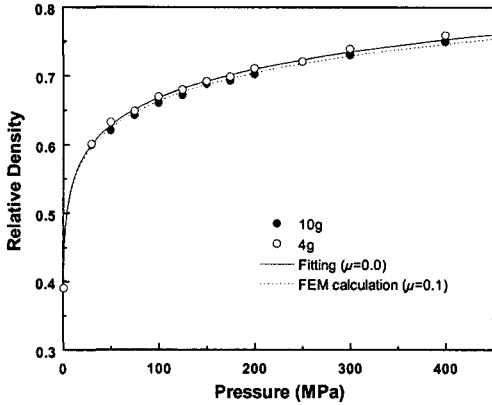


Fig. 4 Variation of relative density with pressure for P25 powder during die compaction

금형압축 성형과정에서 분말과 금형간의 마찰의 영향은 유한요소해석에서 적당한 마찰계수(μ)를 사용하여 고려할 수 있다. 마찰계수(μ)의 경우 분말입자의 크기, 경도, 금형의 조도, 사용된 윤활제등에 의하여 달라지므로 적당한 마찰계수를 구하는 방법이 현재까지 정립되어 있지 않다.

본 논문에서는 이러한 여러 문제점을 극복하기 위하여 재료상수 α, γ 및 m 그리고 모재의 유동응력 σ_m 과 마찰계수(μ)를 단순 금형압축 실험을 통해 구해진 압력과 상대밀도의 실험치를 가장 잘 일치시키는 값을 최소자승법(least square method)로 구하였다. 이러한 방법은 Kwon 등⁽⁷⁾에 의해 철계분말에 대한 금형압축성형 공정에 적용하여 좋은 결과를 보인 바 있다. 이 경우 모재의 유동응력 σ_m 은 다음과 같은 형태를 갖는다고 가정하였다.

$$\sigma_m = a + b\bar{\epsilon}_m^n \quad (13)$$

여기서, a, b 및 n 은 재료상수이며 $\bar{\epsilon}_m$ 은 모재의 유효 소성변형률이다.

또한 여러 재료상수들 중 α 와 γ 의 값은 Shima와 Oyane 에 의하여 구하여진 다음 값을 공통으로 사용하였으며, 이들 값은 철계분말과 알루미늄 분말 성형체에도 유효하였다.⁽⁶⁾

$$\alpha = 6.20, \quad \gamma = 1.028 \quad (14)$$

P25 분말의 경우 금형압축 실험치로부터 결정된 재료상수의 값은 다음과 같다.

$$m = 20.8, \quad \sigma_m = 5100 + 4310\bar{\epsilon}_m^{0.16}, \quad \mu = 0.1 \quad (15)$$

Fig. 4는 P25 분말의 금형압축 실험치와 식 (14)와 (15)를 사용한 계산치를 나타낸다. Fig. 4에서 계산치는 실험치와 매우 잘 일치함을 알 수 있다. 마찰계수는 계산치가 실험치를 가장 잘 표현하는 마찰계수($\mu = 0.1$)를 사용하였다.

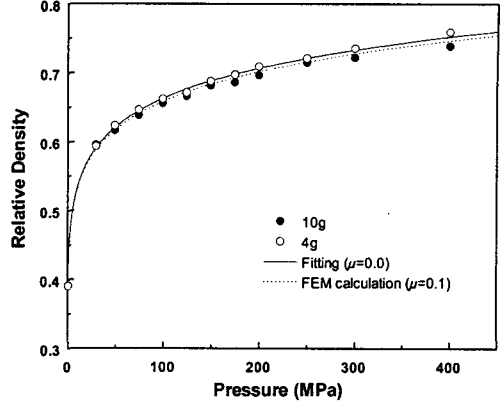


Fig. 5 Variation of relative density with pressure for M40 powder during die compaction

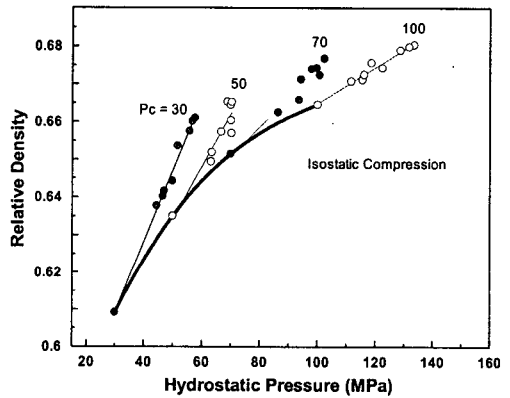


Fig. 6 Variation of relative density of M40 powder with hydrostatic stress at various confining pressures(P_c)

M40 분말의 경우 금형압축 실험치로부터 결정된 재료상수의 값은 다음과 같다.

$$m = 19.6, \quad \sigma_m = 4300 + 3600\bar{\epsilon}_m^{0.16}, \quad \mu = 0.1 \quad (16)$$

Fig. 5는 M40 분말의 금형압축 실험치와 식 (14)와 (16)을 사용한 계산치를 나타낸다. Fig. 5는 P25 분말의 결과와 마찬가지로 계산치는 실험치와 매우 잘 일치함을 알 수 있다.

4.1.2 삼축압축 실험

본 논문에서 인장방향을 양의 방향으로 정하였으며 응력과 변형률은 각각 진응력(true stress)과 진변형률(true strain)으로 계산하였다.

Fig. 6은 30~100 MPa의 구속압력에서 축하중을 가했을 때 M40 분말 성형체의 상대밀도 변화를 나타낸다. 정수응력 p 는 다음과 같다.

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_2) \quad (17)$$

단순히 정수압만 가했을 때보다 삼축압축을 가

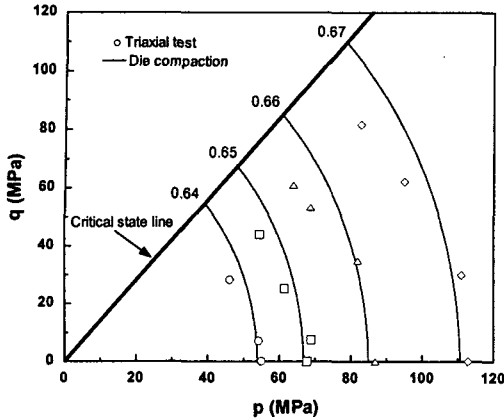


Fig. 7 Comparison between triaxial compression data(○,□,◇,△) of M40 powder and Shima-Oyane model using die compaction data

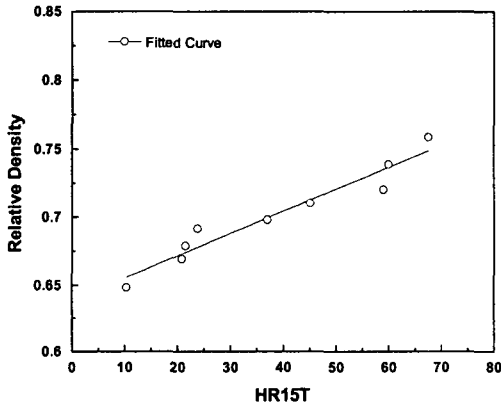


Fig. 8 Variation of relative density with Rockwell hardness for P25 powder

하였을 경우, 즉 전단응력이 추가될 경우에 상대 밀도가 크게 증가함을 알 수 있다. 그러나 120 MPa 이상의 구속압력에서 축하중을 가하게 될 경우 성형된 시편이 45° 각도로의 파손현상이 발생하였다. 이는 주어진 구속압력에서 약간의 축하중을 주었을 때 이미 임계상태에 도달하여 더 이상 밀도증가가 이루어지지 않고 파손이 되기 때문이다. 여러 구속압력에서 구한 상대밀도의 증가 경향은 거의 직선형태를 보이는데 구속압력이 낮을수록 그 기울기는 증가하는 경향을 보인다. 결국 전단응력이 치밀화에 미치는 영향은 낮은 구속압력하에서 더 크게 나타난다.

금속 분말의 삼축압축시 일정체적 및 일정밀도를 유지하면서 변형은 계속되지만 응력은 더 이상 증가하지 않는 임계상태를 볼 수 있는데,⁽²⁰⁾ 이러한 임계상태는 Fig. 6의 각 구속압력에서 전단응력의 증가에도 불구하고 밀도가 크게 증가하지 않는

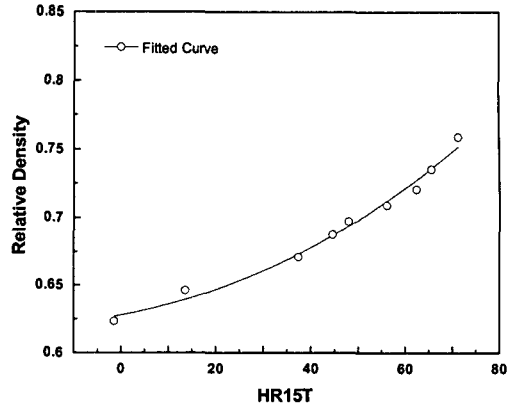


Fig. 9 Variation of relative density with Rockwell hardness for M40 powder

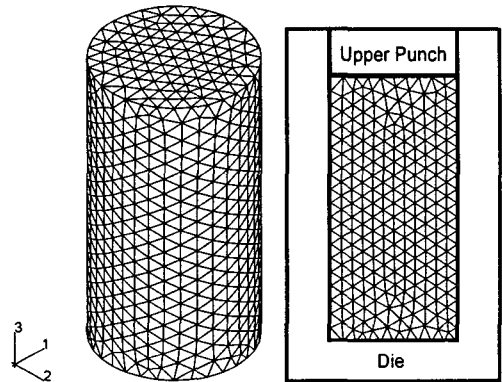


Fig. 10 Finite element meshes and boundary conditions for the cylindrical compact

부분에서 확인할 수 있다.

Fig. 7은 상대밀도 0.64 ~ 0.67 범위에서 M40 초경분말의 등밀도 곡선을 나타낸다. 상대밀도 실험치(○,□,◇,△)는 Fig. 6의 여러 구속압력 하에서 상대밀도 실험치와 정수응력의 관계를 내삽(interpolation)하여 구하였다. 그림에서 실선의 등밀도 곡선은 앞에서 기술한 단순 금형압축실험에서 구한 재료상수 값을 사용하여 실험치(○,□,◇,△)에 해당하는 등밀도 값을 Shima-Oyane 항복 조건식에서 구하였다. 계산치는 단순 일방향 금형압축을 통해 결정된 재료상수를 이용하여 계산된 것임에도 불구하고 삼축압축 실험치를 비교적 잘 예측하고 있다.

4.1.3 상대밀도와 경도

Fig. 8과 Fig. 9는 각각 P25 분말과 M40 분말의 로크웰 경도값과 상대밀도의 관계를 나타내며, 각각의 실험치를 곡선접합하면 아래와 같이 상대밀도와 로크웰 경도의 관계식을 구할 수 있다.

1) P25 분말

$$D = 0.63829 + 1.6712 \times 10^{-3} \cdot (HR15T) + (-5.4404 \times 10^{-7}) \cdot (HR15T)^2 \quad (18)$$

2) M40 분말

$$D = 0.62771 + 0.6238 \times 10^{-3} \cdot (HR15T) + (1.56354 \times 10^{-5}) \cdot (HR15T)^2 \quad (19)$$

4.2 유한요소해석

유한요소해석은 상용 ABAQUS/Explicit⁽¹⁰⁾ 를 사용하여 3 차원 형상에 대한 탄소성 익스플리시트 해석을 수행하고, 최근에 3 차원 문제에서 탄소성 임플리시트(implicit) 유한요소해석이 가능하도록 금형압축 전용으로 개발된 PMSolver/Compaction⁽¹¹⁾ 의 해석결과와 비교, 검토하였다.

4.2.1 원통형상 금형압축에 대한 유한요소해석

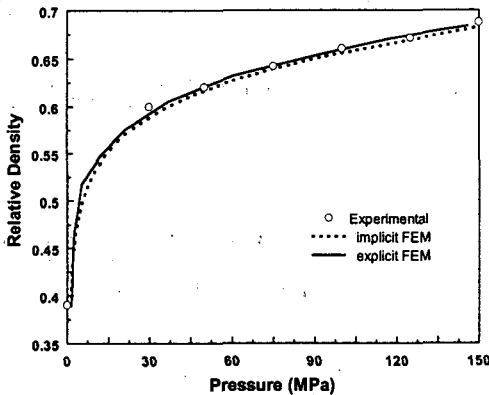


Fig. 11 Comparison between implicit and explicit results for relative density with pressure

Fig. 10은 P25분말을 이용한 원통형상의 일방향 금형압축성형 해석에 사용된 7,085개의 4절점 사면체요소(C3D4 element)를 갖는 유한요소격자와 경계조건(boundary condition)이다. 펀치(punch)와 금형(die)은 강성체(rigid body)로 가정하고 3절점의 삼각형요소(R3D3)를 갖는 유한요소격자를 사용하였다. 금형압축성형시에 발생하는 마찰계수는 앞에서 구한 값($\mu = 0.1$)을 사용하였다.

Fig. 11은 마찰($\mu = 0.1$)을 고려했을 때 금형압축시 가압력에 대한 상대밀도의 변화를 나타내는 익스플리시트 계산치(실선)와 임플리시트 계산치(점선)이다. 실선과 점선의 계산치에서 상대밀도는 다음의 관계식을 사용하여 구한 평균치이다.

$$D_{avg} = \frac{\sum_{j=1}^M D_i V_j}{\sum_{j=1}^M V_j} \quad (20)$$

여기서, D_i , V_i 및 M 은 각각 i 번째 요소의 상대 밀도, 체적 및 전체 요소의 개수를 나타낸다. 그 그래프에서 임플리시트와 익스플리시트 해석결과는 상당히 비슷한 경향을 보이고 있으며 Fig. 4 에서의 11.28 mm 직경의 금형압축 실험치(O)와도 일치하는 결과를 보여주고 있다.

Fig. 12는 일방향 금형압축시 가압력이 150 MPa 인 경우에 성형체 내부의 상대밀도 분포를 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 나타낸다. 그림에서 (a)는 실험치, (b)는 익스플리시트, (c)는 임플리시트 유한요소해석에 대한 P25 초경 분말의 상대밀도 분포이다. 임플리시트 해석결과는 실험치를 비교적 잘 예측하고 있으며, 익스플리시트 해석결과는 임플리시트 해석 및 실험치와 비슷한

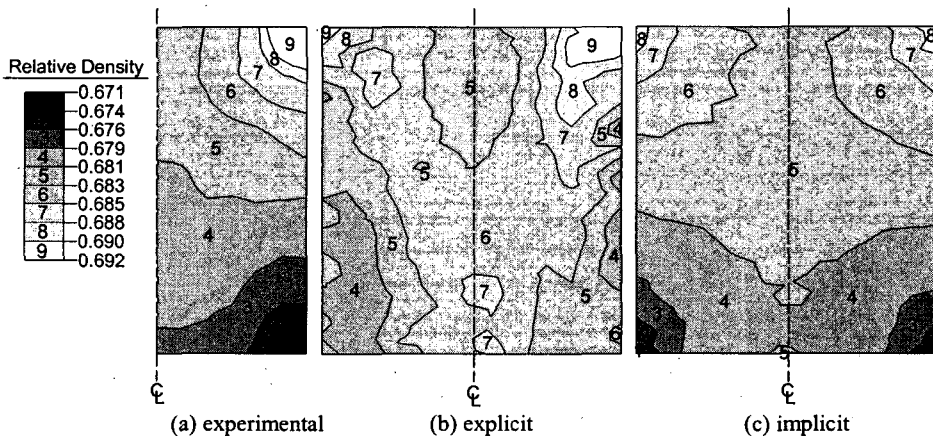


Fig. 12 Comparison between experimental data and finite element results for relative density contour plot of a P25 powder compact by single action pressing under 150 MPa

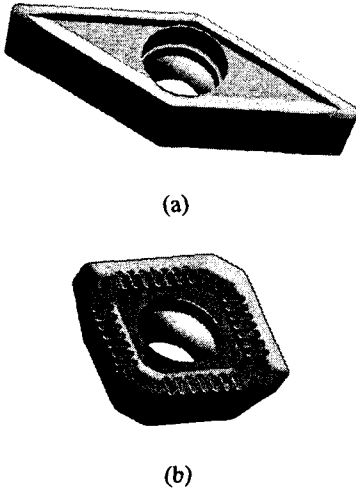


Fig. 13 Final shape of cemented carbide tool parts with (a) VBMT shape and (b) SEXT shape

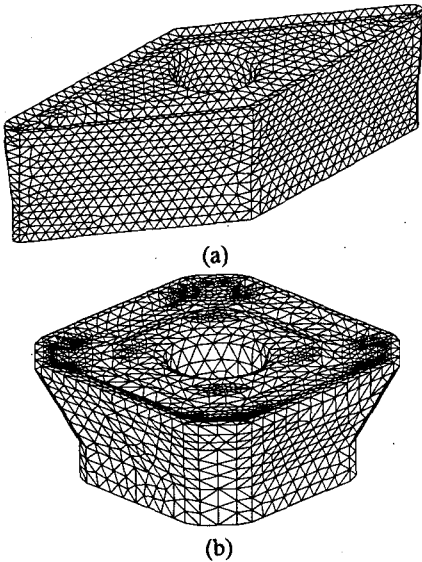


Fig. 14 Finite element meshes for cemented carbide powder compacts with (a) VBMT shape and (b) SEXT shape

밀도 구배를 보이고 있지만 좌우 대칭성이 깨져있고, 매끄럽지 않은 밀도 구배를 나타내고 있다.

4.2.2 P25 분말을 사용한 VBMT 형상의 FEM

Fig. 13 은 VBMT 와 SEXT 로 불리우는 초경 인서트(insert) 제품의 최종 형상이다. Fig. 14(a)는 VBMT 형상에 대한 일방향 금형압축성형 해석에 사용된 18,188 개의 4 절점 사면체요소(C3D4

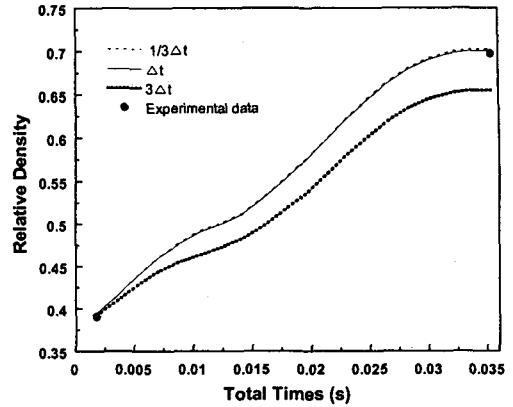


Fig. 15 Variation of relative density with processing time for the VBMT shape of a P25 powder compact

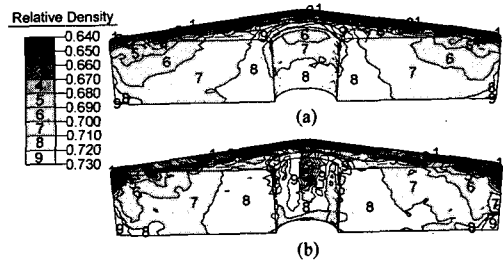


Fig. 16 Comparison between implicit time integration and explicit time integration for the variation of relative density of VBMT shape by (a) implicit result and by (b) explicit result

element)의 유한요소격자이다. 펀치(punch)와 금형(die)은 강성체(rigid body)로 가정한 3 절점의 삼각형요소(R3D3)를 갖는 유한요소격자를 사용하였다. 3 차원 형상의 경우 요소생성의 어려움으로 인하여 육면체요소(brick element) 대신 사면체요소(tetrahedral solid element)를 사용하였다. 요소(element)의 생성은 사면체 요소 생성시에 요소생성 속도 및 요소 품질, 계산시간에 크게 영향을 주는 밴드폭(bandwidth)을 최적화 할 수 있도록 하는 요소생성 알고리즘 (meshing algorithm)을 사용하였다.⁽²¹⁾ 유한요소해석에 사용된 성형공정은 실제 초경 인서트 제작에 사용되는 조건을 사용하여 상부 펀치(upper punch)는 150 mm/s, 하부 펀치(lower punch)는 100 mm/s 속도의 양단 압축조건을 사용하였다.

Fig. 15는 익스플리시트 해석에서 안정된 해석결과를 도출하는데 영향을 미치는 시간증가분에 대한 상대밀도 변화를 보여주고 있다. 여기서 Δt는 ABAQUS/Explicit 에서 자동적으로 계산되어지는

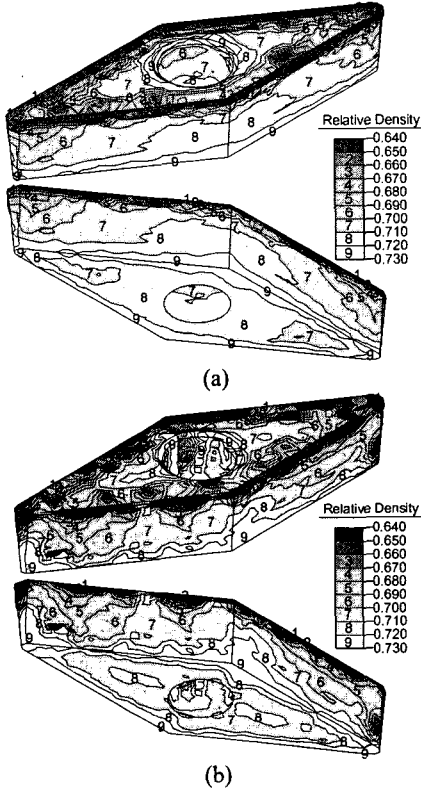


Fig. 17 Distributions of relative density of a P25 powder compact by (a) implicit time integration and by (b) explicit time integration

시간증가분이며 $1/3\Delta t$, $3\Delta t$ 는 인위적으로 1/3배와 3배로 조정된 시간증가분이다. 익스플리시트 해석의 경우 시간증가분이 작아지면 더욱 안정된 해를 도출하게 되는데 그림에서처럼 시간증가분을 ABAQUS/Explicit 에서 안정된 해를 찾도록 자동으로 계산된 시간증가분 Δt 보다 크게 했을 경우 ($3\Delta t$, 점선)에는 불안정한 해석결과를 보여주고 있다. 이는 안정된 시간증가분의 한계를 넘어선 값을 사용함으로써 불안정한 해를 도출하기 때문이다. 반면 시간증가분을 자동적으로 계산된 값인 Δt 를 사용한 해석결과와 $1/3\Delta t$ 로 줄인 경우의 해석결과는 거의 동일한 결과를 보여주고 있다. 이는 ABAQUS/Explicit 에서 자동적으로 계산된 값을 사용해도 무방함을 보여준다. Fig. 16(a)와 (b)는 VBMT 형상의 초경 인서트 성형체 절단면의 상대 밀도 분포에 대한 임플리시트 해석, 익스플리시트 해석 결과이다. 그림에서 임플리시트 및 익스플리시트 해석결과는 동일하게 상부는 낮은 상대밀도, 하부는 높은 상대밀도를 갖는 성형체 내부의 밀도 구배를 예측하고 있다. 이는 성형공정에서의 상부와 하부 펀치속도 및 압하량 차이에 의한

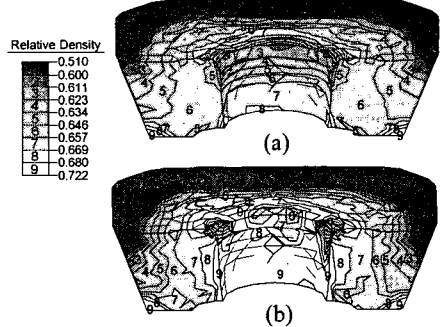


Fig. 18 Comparison between implicit time integration and explicit time integration for the variation of relative density of SEXT shape by (a) implicit result and by (b) explicit result

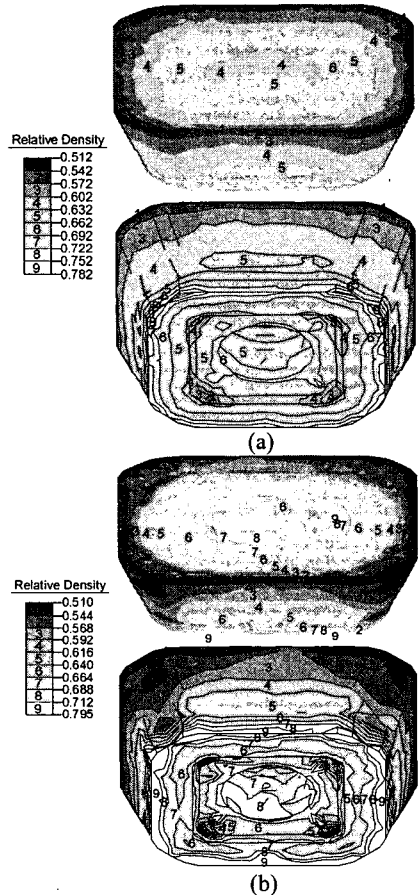


Fig. 19 Distributions of relative density of a M40 powder compact by (a) implicit and by (b) explicit time integration

것이라 할 수 있다. 이러한 밀도 구배는 초경 인서트의 제조과정 중 소결공정에서 불규칙한 수축 및 뒤틀림 현상 등 정밀정형에 어려움을 실제로 초래하고 있다. Fig. 17은 성형체 외부의 밀도 구배를 나타내는 임플리시트 해석결과와 임플리시트

해석결과를 보여준다. 그림에서 익스플리시트 해석결과는 Fig. 12의 원통형상 밀도 구배와 Fig. 16 (b)의 절단면 밀도 구배에서 처럼 다소 매끄럽지 못한 밀도 구배를 나타내고는 있으나, 3차원의 복잡한 형상, 많은 접촉 등의 문제를 갖는 초경 인서트의 해석에서는 임플리시트 해석과 익스플리시트 해석은 거의 유사한 결과를 예측하고 있다.

4.2.3 M40 분말을 사용한 SEXT 형상의 FEM

Fig. 14 (b)는 SEXT 형상에 대한 일방향 금형압축성형 해석에 사용된 19,073개의 4절점 사면체요소 (C3D4 element)를 갖는 금형압축성형 전의 유한요소격자이다. 상, 하부의 펀치속도는 VBMT와 동일한 조건을 사용하였다. Fig. 18 (a)와 (b)는 SEXT 형상의 초경 인서트 성형체 절단면의 상대 밀도 분포에 대한 임플리시트 해석, 익스플리시트 해석 결과를 보여주며, Fig. 19는 성형체 외부의 밀도분포를 보여준다. M40 분말의 경우 익스플리시트 해석결과는 임플리시트 해석결과에 비하여 밀도 구배를 크게 예측하고 있다.

5. 결론

본 논문에서는 초경분말의 일방향 금형압축 실험을 수행하여 Shima-Oyane 항복함수의 재료상수를 결정하고, 이를 서브루틴(VUMAT)에 적용한 익스플리시트 유한요소법과 임플리시트 프로그램을 사용하여 원통형상의 금형압축 공정과 복잡한 3차원 비대칭 형상의 초경 인서트 금형압축 성형공정을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 원통형상의 일방향 금형압축 실험을 수행하여 Shima-Oyane 항복함수에서 필요한 재료상수를 결정하였고, 삼축압축 실험을 수행하여 (p , q) 평면에서 등밀도 실험치를 얻었다. 일방향 금형압축실험에서 결정된 재료상수는 등밀도 실험치에서 삼축압축 실험치를 비교적 잘 예측하였다.
- (2) 원통형상의 3 차원 금형압축 성형공정의 익스플리시트 해석결과는 실험치를 잘 예측하고 있으며, 3 차원 형상의 복잡한 초경 인서트 성형 공정에서도 임플리시트 해석결과와 일치하는 결과를 나타내고 있다.
- (3) 주어진 성형조건하에서 3 차원 초경 인서트 성형체에 대한 임플리시트와 익스플리시트 해석결과는 성형체 내부의 밀도 구배가 상부는 낮게, 하부는 높게 예측하고 있다. 이러한 밀도 구배에 의하여 소결공정시 불균일한 형상변화가 발

생할 수 있다.

참고문헌

- (1) Randall, M. G., 1984, *Powder Metallurgy Science*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (2) German, R. M., 1998, *Powder Metallurgy of Iron and Steel*, John Wiley and Sons, New York, U. S. A.
- (3) Gopal S. Upadhyaya, 1998, *Cemented tungsten carbides : production, properties, and testing*, Noyes Publications, Westwood, New Jersey, U. S. A.
- (4) Lewis, R. W., Jinka, A. G. K and Gethin, D. T., 1993, "Computer-Aided Simulation of Metal Powder Die Compaction Processes," *Powder Metall. Int.*, Vol. 25, No. 6, pp. 287~293.
- (5) Gethin, D. T., Tran, V. D., Lewis, R. W. and Ariffin, A. K., 1994, "An Investigation of Powder Compaction Processes," *Int. J. Powder Metall.*, Vol. 30, No. 4, pp. 385~398.
- (6) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (7) Kwon, Y. S., Lee, H. T. and Kim, K. T., 1997, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless-Steel Powder," *J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 119, pp. 366~373.
- (8) Lee, S. C., Kim, K. T., 2002, "Densification Behavior of Metal Powder Under Cold Compaction," *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 26, No. 1, pp.95~104.
- (9) Kwon, Y. S., Chung, S. H., Sanderow, H. I., Kim, K. T. and German, R. M., 2003, "Numerical Analysis and Optimization of Die Compaction Process," *PM2TEC*, Las Vegas.
- (10) ABAQUS User's I, II and III Manual, 2002, Ver. 6.3, H.D. Hibbitt, I. Karlsson and E.P. Sorenson, USA.
- (11) PMSolver/Compaction-3D User's Manual, 2003, CetaTech, Inc., KOREA.
- (12) Honecker, A. and Mattiason, K., 1989, "Finite Element Procedures for 3D Sheet Forming Simulation," *Numiform 89*.
- (13) PM Modnet Computer Modeling Group., 1999, "Comparison of Computer Models Representing Powder Compact Process," *Powder Metall.*, Vol. 42, pp. 301~311.
- (14) Kraft, T. and Riedel, H., 2002, "Numerical Simulation of Die Compaction and Sintering," *Powder Metall.*, Vol. 45, pp. 227~231.
- (15) Kraft, T. and Riedel, H., 2002, "Computational Shape Optimization of a Cutting Tool," *PM2002 Coating and Cutting Tool Design*.
- (16) Xin, X. J., Jayaraman, P, Jiang, G., Wagoner, R. H., and Daehan, G. S., 2002, "Explicit Finite Element Method Simulation of Consolidation of Monolithic and Composite Powders," *Metallurgical and Materials*

- Transactions A*, Vol. 33A, pp. 2649~2658.
- (17) Xin X. J., Jayaraman, P., Daehan, G. S., Wagoner R. H., 2003, "Investigation of Yield Surface of Monolithic and Composite Powders by Explicit Finite Element Simulation," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 45, No. 4, pp. 707~723.
- (18) Nagtegaal, J. C. and Taylor, L. M., 1991, "Comparison of Implicit and Explicit Finite Element Methods for Analysis of Sheet Forming Problems," *VDI Berichte NR*.
- (19) Aravas, N., 1987, "On The Numerical Integration of A Class of Pressure-dependent Plasticity Models," *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, Vol. 24, pp. 1395~1416.
- (20) Schofield, A. and Wroth, P., 1968, *Critical State Soil Mechanics*, McGraw-Hill, London.
- (21) Lewis, J. G., 1982, "Implementation of Gibbs-Poole-Stockmeyer and Gibbs-King Algorithms," *ACM Transactions on Mathematical Software*, Vol. 8, No. 2, pp. 180~189.