

결정 소성학을 이용한 반구 박판 성형공정의 전산모사

심정길¹, 김영탁[#]

Computer Simulation of Hemispherical Sheet Forming Process Using Crystal Plasticity

J. G. Shim, Y. T. Keum

(Received May 10, 2007)

Abstract

The hardening and the constitutive equation based on the crystal plasticity are introduced for the numerical simulation of hemispherical sheet metal forming. For calculating the deformation and the stress of the crystal, Taylor's model of the crystalline aggregate is employed. The hardening is evaluated by using the Taylor factor, the critical resolved shear stress of the slip system, and the sum of the crystallographic shears. During the hemispherical forming process, the texture of the sheet metal is evolved by the plastic deformation of the crystal. By calculating the Euler angles of the BCC sheet, the texture evolution of the sheet is traced during the forming process. Deformation texture of the BCC sheet is represented by using the pole figure. The comparison of the strain distribution and punch force in the hemispherical forming process between the prediction using crystal plasticity and experiment shows the verification of the crystal plasticity-based formulation and the accuracy of the hardening and constitutive equation obtained from the crystal plasticity.

Key Words : Crystal Plasticity, Texture Evolution, Sheet Metal Forming, Work Hardening, Homogenization Method, Taylor Factor

1. 서 론

최근에 컴퓨터 응용기술의 진보와 수치해석법의 개발로, 박판성형공정의 많은 작업이 CAE 화되고 있다. 그러나 박판 성형공정은 극히 복잡한 변형거동을 갖기 때문에 정도 높은 해석과 성형과정 중에 발생하는 파단이나 주름 같은 결함의 예측이 어렵다. 따라서 실제 물리적 현상을 반영하는 정도 높은 박판 성형공정의 전산모사를 위해 금속의 결정학적 특성에 기초한 결정 소성학이 새로운 소성이론으로 대두되고 있다[1].

대부분의 금속은 다결정이며 금속 박판의 경우 압연공정을 거치면서 결정립들의 우선적인 방위

분포 즉 집합조직을 갖게 된다. 집합조직은 재료의 물성에 큰 영향을 미치므로 박판 성형공정의 정도 높은 전산 해석을 위해서는 미시적 재료 거동을 고려해야 한다[1].

그러나 결정격자의 변위나 응력은 마이크로 스케일인 반면에 금속박판은 연속체 스케일이므로 금속박판의 모든 유한요소에 결정립의 정보를 삽입하여 계산한다면 전산모사의 시간효율이 낮아진다[5]. 최근의 연구에서는 이 점을 극복하기 위해 균질화법을 도입하여 멀티스케일 전산모사를 수행하고 있다[13].

Gottstein 등[2]은 Taylor 모델을 사용하여 합금을 위한 새로운 가공경화 모델을 제안하였다. Gambin

1. 한양대학교 일반대학원

교신저자 : 한양대학교 기계공학부,

E-mail: ytkeum@hanyang.ac.kr

등[3]은 변형률 속도에 의존하지 않는 결정 소성학에 기초한 변형 집합조직 발전을 모델링 하였다. 은, 구리, 알루미늄을 대상으로 하여 압연 집합조직을 표현하는 전산모사를 수행하였다. Hosford[4]는 Taylor의 모델을 이용해서 집합조직과 슬립시스템의 정보로부터 항복곡선의 형상을 계산하였다. 그 결과 Hill이 가정한 2차 이론보다 더 정확한 결과를 얻을 수 있음을 보여주었다. Nakamachi 등[5]은 박판 성형에 균질화법을 도입하여 멀티스케일 전산모사를 수행하였다.

본 논문에서는 결정소성학과 균질화법을 도입하여 연강 박판의 반구 성형공정을 전산모사하고, 얻어진 변형률과 편치력의 분포를 실험 결과와 비교한다. 또한 성형공정중의 집합조직의 발전을 추적하여 극점도로 표현한다.

2. 결정소성학

2.1 구성 방정식

본 연구에서는 Asaro 등[6]이 고찰한 다결정 금속의 결정학적 운동학 중 집합조직의 변화를 야기시키는 소성변형만을 고려한다.

s번째 슬립시스템의 전단 변형률 속도는 다음과 같이 정의 된다.

$$\dot{\gamma}^s = \dot{a}^s \left(\frac{\tau^s}{g^s} \right) \left(\frac{\tau^s}{g^s} \right)^{\left(\frac{1}{\beta} - 1 \right)} \quad (1)$$

여기서 β 는 결정립의 변형률 속도 민감성지수이고, \dot{a}^s 은 분해전단응력 τ^s 가 하드니스 g^s 에 도달했을 때의 전단 변형률 속도이다. g^s 는 모든 슬립시스템의 전단 변형률 합에 대한 함수로서 Kocks 등[7]이 정의한 하드니스이고 다음 식과 같다.

$$g^s = \Theta_0 \left(\frac{g_a^s(\dot{\gamma}^*) - g_{avg}^s}{g_a^s(\dot{\gamma}^*) - g_0^s} \right) \dot{\gamma}^* \quad (2)$$

여기서, Θ_0 , g_{avg}^s , g_0^s 는 재료 상수들이고, $\dot{\gamma}^*$ 와 g_a^s 는 다음과 같이 정의 된다.

$$\dot{\gamma}^* = \sum_s |\dot{\gamma}^s| \quad (3)$$

$$g_a^s(\dot{\gamma}^*) = g_{a0}^s \left| \frac{\dot{\gamma}^*}{\dot{\gamma}_s} \right|^{\frac{4}{\mu}} \quad (4)$$

분해 전단응력(critical resolved shear stress) τ^s 은 결정립의 진응력을 현재형상에서의 슬립시스템에 투영하여 다음과 같이 구한다.

$$\tau^s = tr(P^s \sigma) \quad (5)$$

여기서 P^s 는 Schmid 텐서 [1]의 대칭부이고, σ 는 결정립에서의 미시적 응력이다.

2.2 Taylor 모델

결정립 집합체에서 s번째 결정립의 미시적 소성 변형률 속도 $\dot{\epsilon}_{ij}^s$ 는 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^s = \sum_s (m_{ij}^s + m_{ji}^s) \dot{\gamma}^s \quad (6)$$

여기서 m_{ij}^s 는 Schmid 텐서이다.

Taylor [8]는 결정립 집합체를 구성하는 각 결정립의 소성 변형률이 거시적 소성 변형률과 같다고 가정하였다. 이 가정은 결정립계의 변위 연속을 보장해준다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{E}_{ij} \quad (7)$$

여기서 \dot{E}_{ij} 은 거시적 소성 변형률 속도이다.

2.3 집합조직 발전

박판의 소성변형은 결정립 집합체의 소성변형을 초래하고, 이것은 각 결정립의 방위변화를 가져온다. 소성변형 시의 속도구배 텐서 L_{ij} 는 다음과 같다 [9].

$$L_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij} + \dot{\omega}_{ij} \quad (8)$$

여기서 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률 속도 텐서(strain rate tensor)이고 $\dot{\omega}_{ij}$ 는 회전 텐서(spin tensor)이다. 회전 텐서 $\dot{\omega}_{ij}$ 는 다음과 같다[10].

$$\dot{\omega}_{ij} = \dot{\beta}_{ij} + \dot{\Omega}_{ij} \quad (9)$$

여기서 $\dot{\beta}_{ij}$ 는 소성 회전 텐서(plastic spin tensor)이고, $\dot{\Omega}_{ij}$ 는 격자 회전 텐서(lattice rotation tensor)이

다. 소성 회전 텐서는 다음과 같다.

$$\beta_{ij} = \sum_s \frac{1}{2} (m_{ij}^s - m_{ji}^s) \dot{\gamma}^s \quad (10)$$

소성변형이 진행된 후의 새로운 결정립 방위를 계산하기위해 먼저 식 (8)에서 회전 텐서 $\hat{\omega}_{ij}$ 를 구하고 식 (10)에서 소성 회전 텐서 β_{ij} 를 계산하여 식 (9)에 대입하면 격자 회전 텐서 $\hat{\Omega}_{ij}$ 를 구할 수 있다. 계산된 격자 회전 텐서를 다음 식에 대입하여 각 결정립의 오일러 각으로부터 변형 집합조직을 구할 수 있다[10].

$$\begin{aligned} \dot{\varphi} &= (\hat{\Omega}_{23} \sin \varphi_2 + \hat{\Omega}_{31} \cos \varphi_2) / \sin \Phi \\ \dot{\Phi} &= \hat{\Omega}_{23} \cos \varphi_2 - \hat{\Omega}_{31} \sin \varphi_2 \\ \dot{\varphi}_2 &= \hat{\Omega}_{12} - \dot{\varphi}_1 \cos \Phi \end{aligned} \quad (11)$$

본 연구에서는 유한요소의 적분점에 임의의 집합조직 정보를 삽입하여 박관성형이 진행되는 동안의 변형집합조직을 계산하였고 그 결과는 극점도를 통해 나타내었다. 극점도는 집합조직 발전에 의해 발생하는 우선방위분포를 표현하는 방법으로 Bunge [11]가 제안한 방법을 사용하였다.

2.4 가공경화

결정립의 거시적인 응력과 변형률에 비해 각 슬립시스템의 가공경화를 구하는 것은 어렵다. 따라서 Taylor [8]는 각 슬립시스템의 항복전단응력 τ 가 모두 같다고 가정하였다. τ 는 다음과 같다.

$$\tau = K\gamma^n \quad (12)$$

$$\gamma = M\varepsilon \quad (13)$$

Hosford [12]는 등방 경화 법칙에 Taylor Factor 를 도입하고 식(14)와 같이 가공 경화 법칙을 정의하였다.

$$\sigma = M\tau = M^{(1+n)} K\varepsilon^n \quad (14)$$

여기서 K 는 결정의 강도계수이고, n 은 가공경화지수이다.

2.5 균질화법

u_i 는 미시적 변위이고, U_i 는 거시적 변위이다 [13].

$$u_i = \frac{\partial u_i^0}{\partial x_j} y_j + u_i^1 \quad (15)$$

$$U_i = u_i^0 + \lambda u_i^1 \quad (16)$$

여기서 u_i^0 는 균질화된 변위이고, u_i^1 는 섭동 변위이다. λ 는 척도비로서 아주 작은 양수이다[13]. 척도비를 이용하여 두 변위의 관계를 다음과 같이 정의한다.

$$u_i = U_i / \lambda \quad (17)$$

Fig. 1 은 5 개의 유한 요소로 구성된 unit cell 이다. 이축 인장상태의 unit cell 에 대하여 시뮬레이션을 수행하고 균질화 응력을 계산한다. 먼저 unit cell 의 적분점 8 개마다 결정의 미시 응력 σ^e 을 아래 식에서 구한다.

$$\sigma^e = \sum_{i=1}^8 |J_i| \bar{\sigma}_i^e \quad (18)$$

여기서 J_i 는 자코비안이고 $\bar{\sigma}_i^e$ 는 i 번째 적분점에서의 미시응력이다. unit cell 을 구성하고 있는 요소의 수만큼 식(19)와 같이 결정의 미시 응력 σ^e 를 계산하여 균질화 응력 σ^H 를 계산한다[5].

$$\sigma^H = \frac{\sum_{e=1}^5 \sigma^e}{\sum_{e=1}^5 |J_e|} \quad (19)$$

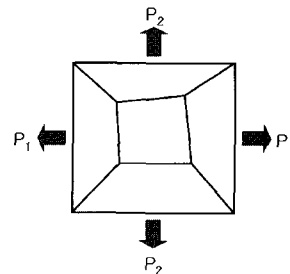


Fig. 1 Unit cell under biaxial tension for micro-scale simulation

식 (16)에서 계산된 변위와, 응력을 다음과 같은 가상일방정식[5]에 대입하여 멀티스케일 유한요소 해석을 수행한다.

$$\int_{A_r} \mathbf{f}_1 \delta \dot{U} dA + \int_{A_H} \mathbf{f}_2 \delta \dot{U} dA = \int_{\sigma^H} \frac{\partial \delta \dot{U}}{\partial \mathbf{x}} dV \quad (20)$$

여기서 x 는 거시적 좌표이고, \mathbf{f}_1 는 금속 박판과 다이 및 펀치 사이에 작용하는 외력이며, \mathbf{f}_2 는 박판 외부에 작용하는 정수압이다. A_r 는 금속 박판과 다이 및 펀치가 접촉하는 면적이고, A_H 는 정수압이 작용하는 면적이다. Fig.2 는 결정 소성학에 균질화법을 적용한 유한요소 전산모사의 기본 개념을 나타낸다.

3. 유한요소 전산모사

3.1 모델링

Fig. 3은 반구 성형공정의 장치 단면도이고, Fig. 4는 성형될 박판의 유한요소 모델이다. 성형해석에 사용한 SCP1박판은 대칭조건을 고려하여 1292개의 절점과 600개의 요소를 갖는 1/4원만 모델링한다. 유한요소는 집합조직 분석을 위하여 Keum 등[14]이 정의한 8절점 3차원 솔리드 요소를 사용한다. 요소의 적분점마다 집합조직을 오일러 각으로 입력한다. 전산모사에서 블랭크 홀딩력 10kN, 마찰계수 0.144, 박판의 초기 두께 0.7mm 가 사용되었다.

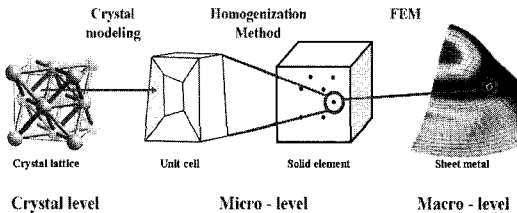


Fig. 2 Concept of the multi-scale simulation based on crystal plasticity

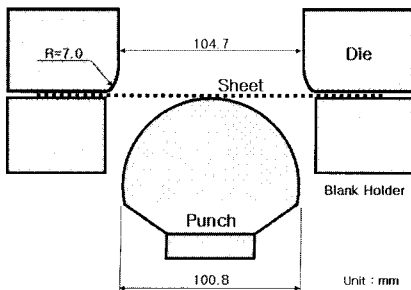


Fig. 3 Section view of the tooling for hemispherical forming processes.

3.2 전산모사결과

Fig.5 는 펀치 이동거리가 20mm 일 때 변형된 박판의 x 축 방향 요소에서 얻은 주변형률의 분포이다. 결정 소성학을 이용한 전산모사와 실험 결과가 비교적 잘 일치하고 있다.

Fig. 6은 펀치가 20mm 까지 이동할 때 전산모사에서 구한 펀치력의 변화를 실험 측정치와 비교한다. 성형공정 중의 펀치력 분포는 해석결과와 실험 측정치가 평균 10% 이내의 오차를 나타내었다. 해석결과가 실험 측정치보다 약간 높게 예측되었으나 비교적 잘 일치하고 있음을 보여 준다.

Fig. 7은 반구 성형공정 중에 펀치이동거리에 따른 변형률 분포를 나타낸 것이다. 그림에서 펀치 이동거리가 15mm 이상일 때는 펀치의 중심부의 변형률이 접촉 경계 부위 보다 낮게 나타나는 현상을 보이고 있다. 이것은 먼저 접촉된 영역에서의 윤활효과 때문에 발생하는 것으로 판단된다.

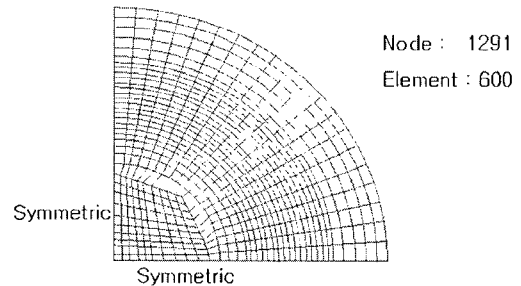


Fig. 4 FEM mesh of the sheet used in the simulation of hemispherical forming processes

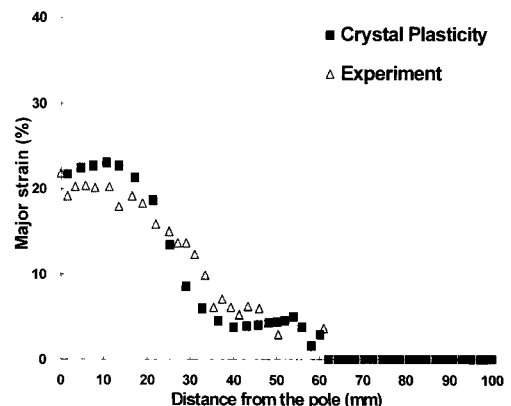


Fig. 5 Comparison of strain distribution of the sheet between crystal plasticity and experiment

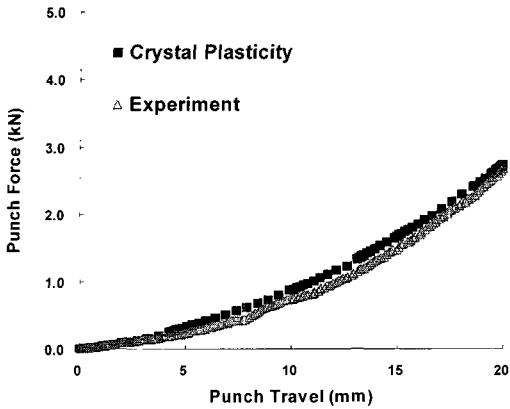


Fig. 6 Comparison of punch force between crystal-plasticity and experiment

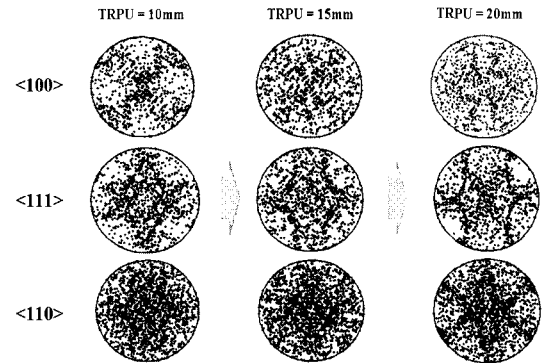


Fig. 8 Pole figures of the sheet during the hemispherical forming process

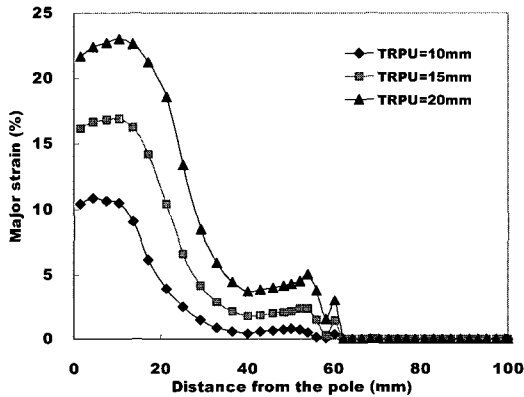


Fig. 7 Strain distribution of the sheet at different punch travel during the hemispherical forming process

3.3 집합조직 발달

변형 집합조직은 입력된 초기 집합조직 정보와 BCC 금속의 슬립 시스템에 대한 정보에 의해 계산된다. 초기 집합조직으로 랜덤방위의 오일러 각 200 개를 생성하였다. 반구 성형이 진행되면서 연속체 스케일의 변형과 각 결정립의 변형이 계산되어 변형 집합조직이 계산된다. Fig. 8은 반구 성형이 진행되는 동안 펀치 이동거리에 따른 집합조직 발달을 극점으로 나타낸 것이다. (100), (111), (110)의 방위에 대한 집합조직 발달을 표현하였다.

(100) 극점도의 경우 성형이 진행됨에 따라 {011}방향에 집중되어 있던 극점의 분포가 점차 랜덤한 방위분포로 바뀌고 있음을 볼 수 있다. (111) 극점도는 중앙에 집중되어 있던 극점의 분포가 점차 {011}방향으로 회전하고 있음을 보여준

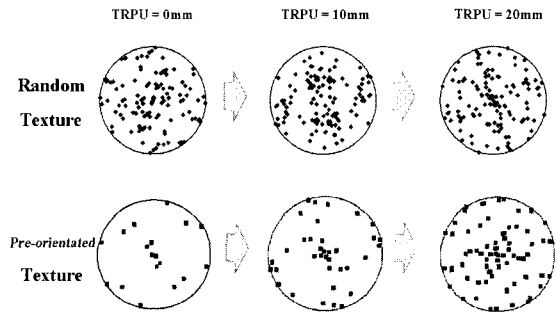


Fig. 9 Pole figures showing the evolution of the sheet when the texture initially pre-oriented as {100}<001> during the hemispherical forming process

다. (110) 극점도의 경우 A 섬유와 B 섬유가 강하게 발전하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 전단에 의한 집합조직이다. 이를 통해 거시적인 응력과 변형률이 각 결정립의 변형에 영향을 미쳐 방위분포가 변화하고 있음을 관찰할 수 있다.

일반적으로 금속박판은 압연에 의한 초기 집합조직을 갖게 된다. 따라서 실제로는 랜덤방위의 초기 집합조직이 아닌 일정한 방위분포를 갖게 된다. 이러한 초기 집합조직이 집합조직의 발달에 미치는 영향을 알아 보기 위해 {100}<001>로 일정하게 분포된 방위의 초기 집합조직을 가정하였다. 랜덤방위의 초기 집합조직과 동일한 방법으로 전산모사하여 얻은 결과를 Fig. 9에 나타내었다. 반구 성형이 시작되는 부분에서는 극점의 강도가 높지만 성형이 진행 될수록 극점의 강도가 약화되고 점차 여러 방위의 결정립 분포가 발생함을

볼 수 있다. 그러나 랜덤방위의 초기 집합조직은 성형시작에서 진행 과정 중에 결정방위 분포의 강도는 거의 변하지 않고, 방위만 변화하고 있음을 볼 수 있다. 초기집합조직에 따라 집합조직 발달의 진행이 현저히 다름을 또한 알 수 있다.

4. 결론

정도 높은 박판성형공정의 해석을 위해 결정 소성학에 기초한 FEM 프로그램을 개발하고 반구 성형공정을 전산 시뮬레이션하여 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 결정 소성학에 기초한 반구 성형공정 전산 모사로부터 얻어진 변형률과 편치력의 분포를 실측치와 비교하여 결정 소성학에 기초한 유한요소 전산모사의 정확도를 검증하였다.

(2) 소성가공 공정 중 재료의 미세거동을 극점도를 통해 표현하여 박판의 집합조직 발달을 관찰하였다.

(3) 초기변형을 갖는 집합조직을 적용하여 압연에 의한 집합조직이 박판성형공정에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 초기 집합조직에 따라 집합조직 발달양상이 달라짐을 보였다.

참고 문헌

[1] Hiroshi Takahashi, 1999, 多結晶塑性論(Polycrystal Plasticity), corona publishing co.
 [2] F. Roters, D. Raabe, G. Gottstein, 2000, Work hardening in heterogeneous alloys-a microstructural approach based on three internal state variables, Acta materialia, Vol. 48, pp. 4181~4189.
 [3] W. Gambin, F. Barlat, 1997, Modeling of deformation texture development based on rate independent crystal plasticity, International Journal of Plasticity, Vol. 13, No. 1/2, pp. 75~85.
 [4] William F. Hosford, 1998, Reflection on dependence of plastic anisotropy on texture, Materials Science

and Engineering, Vol. A257, pp. 1~8.
 [5] Yasunori Nakamura, Nguyen Ngoc Tam, Tomiso Ohata, Kiminori Morita, Eiji Nakamachi, 2004, Development of dynamic explicit crystallographic homogenization finite element analysis code to assess sheet metal formability, Materials Processing and Design, Numiform 2004, pp. 1658~1663.
 [6] R. J. Asaro, A. Needleman, 1984, Texture development and strain hardening in rate dependent polycrystals, Acta metal, Vol. 33, No. 6, pp 923~953.
 [7] U. F. Kocks, 1958, Polyslip in Polycrystals, Acta Metall., Vol. 6, pp. 85~94.
 [8] G. I. Taylor, 1938, Plastic strain in metals, J. Inst. Metals, Vol. 62, pp. 307~324.
 [9] E. Nakamachi, C. L. Xie, H. Morimoto, 2001, Drawability assessment of BCC steel sheet by using elastic/crystalline viscoplastic finite element analysis, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, pp. 631~652.
 [10] Gang Lin, Kerry S. Havner, 1996, A comparative study of hardening theories in torsion using the Taylor polycrystal model, International Journal of Plasticity, Vol. 12, No. 5, pp. 695~718.
 [11] H. J. Bunge, 1982, Texture analysis in materials science : mathematical methods, butterworths.
 [12] William F. Hosford, 1993, The mechanics of Crystals and Textured Polycrystals, Oxford University Press.
 [13] Y. T. Keum, J. W. Oh, 2005, Finite element simulation of a ceramic drying process considering pore shape and porosity, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, Vol. 13, pp. 225 ~237.
 [14] S. Y. Lee, Y. T. Keum, J. M. Park, K. Chung, F. Barlat, 1997, Three-dimensional Finite Element Method Simulations of Stamping Processes of Planar Anisotropic Sheet Metals, Int. J. Mech. Sci., Vol. 39 No.10, pp. 1181~1198.