

〈論 文〉

유한요소법을 이용한 초소성 성형공정 해석

홍성석* · 김민호* · 김용환**

(1994년 8월 19일 접수)

Analysis of Superplastic Forming Processes Using Finite Element Method

Sung Suk Hong, Min Ho Kim and Yong H. Kim

Key Words : Superplastic Forming(초소성 성형), Rigid-Viscoplastic FEM(강-점소성 유한요소법), Line Element(선요소),

Abstract

A rigid visco-plastic finite element method has been developed for modeling superplastic forming processes. The optimum pressure-time relationship for a target strain rate and thickness distributions was predicted using two-node line element based on membrane approximation for plane strain and axisymmetric condition. Analysis of superplastic forming was carried out using the developed program and the numerical results were compared to the values available in the literature for plane strain problems. For description of the contact between the dies and sheet, the direct projection method was applied to the complicated problem and the validity of the scheme was tested. Experiments for the various geometries such as hemisphere and cone were performed with the developed forming machine using the calculated optimum pressure-time curves. Comparison between analysis and experiments showed good agreement.

기 호 설 명

F_i : 절점에서의 내력

F_e : 절점에서의 외력

F_t : F_e 의 접선력

F_n : F_e 의 수직력

K : 재료강도계수

m : 변형률속도 민감도

P : 압력

S : 금형표면 방정식

S_x : S 의 x 에 대한 1차 미분

S_{xx} : S 의 x 에 대한 2차 미분

Δt : 시간중분

ΔU : 변위중분

ΔU_i : 상대 접선변위

ΔV : 체적중분

$\bar{\sigma}$: 유효 응력

$\bar{\epsilon}$: 유효 변형률

$\Delta \bar{\epsilon}$: 유효 변형률중분

$\dot{\bar{\epsilon}}$: 유효 변형률속도

$\dot{\bar{\epsilon}}_{opt}$: 요구 최적 변형률속도

Γ : 접선력 방향벡터

μ : 쿨롱 마찰계수

1. 서 론

초소성 성형(superplastic forming : SPF)은 항공우주산업에서 기존의 성형방법으로는 불가능하던

*정회원, 국방과학연구소

**정회원, 충남대학교 기계설계공학과

복잡한 형상의 부품을 제작 가능하게 하는 새로운 성형기술로 많은 관심을 모으고 있다. 초소성 재료는 보통 $10\ \mu\text{m}$ 이하의 미세한 입자구조를 가지며, 특정한 온도 (보통 재료 용해온도의 중간이상)와 매우 느린 변형률속도(보통 $10^{-3}\sim 10^{-5}/\text{sec}$)에서 큰 인장 연신율을 나타내며 이 영역에서 유동응력이 매우 낮아진다.⁽¹⁾

이러한 초소성 재료는 보통 낮은 유동응력에 매우 큰 변형률속도 민감도를 보여주며, 특정한 변형률속도 영역에 제한되어 나타난다. 또한 초소성 성형은 잠재력이 매우 다양하며, 중요한 형상이나 정밀한 치수를 요하는 부품을 하나의 공정으로 성형할 수 있으며, 성형과 접합이 동시에 수행되는 초소성 성형/확산접합공정으로 복잡한 형상의 구조물을 쉽게 성형할 수 있는 특징이 있다. 재료의 초소성 성질을 유지하고 성형시간을 최소화하기 위하여는 재료의 초소성 특성이 나타나는 영역내에서 가능한 높은 변형률속도를 유지하는 것이 필요하며, 그 값은 최적의 변형률속도 값을 초과하지 말아야 한다.

초소성 성형의 기본 공정은 판재를 경계 주위에 클램프하고, 재료의 낮은 유동응력 특성을 이용하여 변형매체로서 가스압력을 사용하는 블로(blow) 성형공정과 펀치 등의 이송공구를 이용하여 성형하는 신장(stretch) 성형공정으로 구분된다. 재료의 초소성 특성이 매우 좁은 영역의 변형률속도 구간에 존재하므로 이 영역에서 성공적인 성형을 위하여 최적 변형률속도를 공정간에 일정하게 유지하기 위한 압력-시간선도를 예측하는 것은 매우 중요한 일이다. 또한 이와 더불어 최종 부품에 대한 두께분포 등을 예측하는 것도 중요한 일이다. 특히 최종 형상의 두께분포는 최종 제품의 기계적 물성치 요구조건에 큰 영향을 미치게 되므로 가능한 두께분포를 균일하게 하는 공정을 설계하는 것은 매우 중요한 일이며 형상이 복잡할 수록 이러한 요구사항은 증대하게 된다.

이상과 같은 성형에 필요한 공정변수의 예측을 보다 정확히 하기 위하여는 성형공정의 모델링 및 해석이 수행되어야 한다. 초소성 성형공정의 이론적인 해석방법으로는 해석적인 방법^(2~4)과 유한요소법^(5~13) 등이 사용된다. 이중 해석적인 방법은 그 사용이 용이한 장점이 있으나 적용 가능한 형상이 매우 제한적이기 때문에 보다 복잡한 형상에 대한 해석이 가능하고 변형 중 재료거동이나 마찰의 영

향 등을 고려할 수 있는 유한요소법이 점차 널리 사용되고 있다. 유한요소법은 연속체요소(continuum element)나 박막요소(membrane element)를 사용하여 수식화될 수 있다. 이중 박막요소는 초소성 성형공정뿐 아니라 일반적인 박판성형공정의 해석에 널리 이용되고 있다. 또한, 초소성 성형부품의 형상은 주로 축대칭 혹은 3차원 형상이나 길이가 긴 사각상자와 같이 평면 변형률조건으로 대체할 수 있는 단면들도 있다. 따라서 평면 변형가정에 의한 해석과 축대칭 형상해석에 선요소(line element)를 이용하게 되면 보다 빠르고 손쉽게 적용할 수 있는 이점이 있다.

Park 등⁽⁶⁾은 박막이론과 Hill의 이방성 유동법칙을 이용하여 축대칭 정수압 벌징과 신장성형공정을 선요소를 이용한 강-점소성 유한요소법으로 해석하였으며 초소성 벌징문제에 대한 압력-시간선도를 구하여 Ghosh 등⁽⁹⁾이 제시한 압력-시간선도에 대하여 수정된 결과를 제시하였다. Zhou 와 Lian⁽⁶⁾은 강-점소성 유한요소법에 기공 성장 모델을 도입하여 초소성 벌징의 파단문제를 해석 하였다. 여기에서 변형과 파단은 두께의 얇아지는 현상과 내부 기공발달의 조합 및 상호작용에 의한 것으로 고려하였다. Rebelo와 Wertheimer⁽⁷⁾는 탄-소성 형태의 변형 수식화에 변형률속도 영향을 고려한 일반적인 접근방법을 제시하였으며 최적 변형률속도를 유지하기 위한 간단한 압력제어 알고리즘을 사용하여 2단계 팬(pan)형상과 4점의 초소성 성형공정 해석을 수행 하였다. Bonet 등⁽⁸⁾은 점성 유동재료의 성형 압력을 제어하기 위한 압력 제어기법을 제안하였으며, 여러가지 평면 변형문제에 대하여 변형률속도를 유지하기 위한 압력-시간선도를 구하였다. Wood 등⁽⁹⁾은 일반적인 3차원 박막요소 수식화를 제시하여 직육면체 성형 해석과 확산접합된 다상자 성형공정을 해석하였다. Bellet과 Chenot⁽¹⁰⁾은 박막가정에 의한 유한요소법을 제시하였으며, 2-D 축대칭 형상 및 3-D 형상, 평면 변형률에서의 3점의 박판 확산접합공정에 대하여 해석하였다. Chandra와 Rama⁽¹¹⁾는 초소성 재료를 비압축성 비선형 점성유동 재료로 가정하여 연속체요소를 사용하여 해석 하였으며, 예측 및 수정(predictor and corrector) 방법에 의한 압력-시간선도 예측을 통하여 축대칭 및 평면 변형형상에 대하여 해석하였다.

본 연구에서는 초소성 성형공정의 해석을 위하여

강-점소성 유한요소법을 개발하였다. 2절점 선요소(line element)를 이용하였으며 평면 변형 및 축대칭 형상에 대하여 주어진 변형률속도를 유지하기 위한 압력-시간선도, 두께분포 등의 예측이 가능하도록 하였다. 개발된 프로그램을 이용하여 평면 변형형상에 대하여 수치해석을 수행하여 기존의 해석결과와 비교 하였으며, 복잡한 형상의 해석에 접측시 직접 투영시키는 방법을 사용하여 그 적용성을 확인하였다. 또한, 축대칭 형상인 반구 및 원추형상에 대하여는 개발된 초소성 성형장치를 이용하여 계산된 압력-시간선도를 따르는 압력 제어실험을 수행하여 해석결과와 비교 검토하므로써 그 타당성을 확인하였다.

2. 강-점소성 유한요소해석

강-점소성 유한요소법은 소성변형에 비하여 탄성변형이 무시할 수 있을 정도로 작다고 가정한 것으로 탄소성 방법에 비하여 보다 큰 시간간격을 사용할 수 있어 계산시간을 줄일 수 있는 이점이 있다. 초소성 성형공정의 해석을 위하여 소재는 등방성으로 가정하였으며, 박막이론(membrane theory)에 근거를 둔 2절점 선요소를 사용하였다.

2.1 평형상태 방정식

평형상태 방정식은 가상일의 원리(virtual work principle)로부터 유도된다. 박판재료의 소성변형을 해석하기 위해 Fig. 1의 좌표계를 사용하였다. 수식화는 작은 시간구간 내에서 최소 소성일 경로를 가정하는 증분변형이론(incremental deformation theory)에 근거를 두었다.⁽¹⁴⁾ 이때 시간구간 동안의 소성일량 ΔW_p 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}} dt dV_0$$

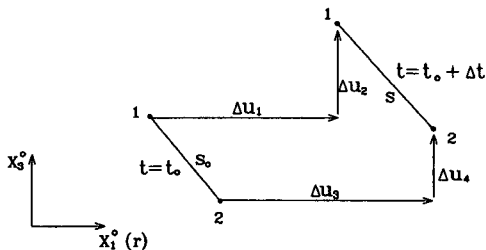


Fig. 1 Nodal displacements at each node

$$= \int_{V_0} \int_{\bar{\epsilon}_0}^{\bar{\epsilon}_0 + \Delta \bar{\epsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} dV_0 \quad (1)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력(effective stress), $\bar{\epsilon} (= \int \dot{\bar{\epsilon}} dt)$ 는 유효 변형률(effective strain), $\dot{\bar{\epsilon}}$ 는 유효 변형률속도(effective strain rate)를 각각 나타내며, $\Delta \bar{\epsilon}$ 는 분할된 시간구간 동안의 유효 변형률증가분을 나타낸다.

Fig. 1의 좌표계에서 각 방향의 진 변형률증분을 쓰면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_1 &= \ln(s/s_0) && (\text{평면 변형, 축대칭}) \\ \Delta \epsilon_2 &= 0 && (\text{평면 변형}) \\ &= \ln(r/r_0) && (\text{축대칭}) \\ \Delta \epsilon_3 &= \ln(h/h_0) && (\text{평면 변형, 축대칭}) \end{aligned} \quad (2)$$

여기에서 하첨자 1, 2, 3은 평면 변형인 경우 접선방향 및 두께방향, 축대칭 형상인 경우 접선방향, 원주방향, 두께방향을 각각 나타낸다. s_0 및 s 는 기준 형상에 기준을 둔 요소길이의 초기치와 현재 상태를 나타내며, r_0 및 r 은 축대칭 형상인 경우에 각 절점의 반경방향 길이를 보간함수(interpolation function)를 이용하여 구하는 기준형상 및 현재 상태의 반경방향 길이를 각각 나타낸다. h_0 및 h 는 소재의 초기 및 현재 상태의 두께를 각각 나타낸다.

초소성 변형시의 외력으로 압력 P 를 고려하면 범함수 $\Delta \pi$ 는 다음과 같이 정의 된다.

$$\Delta \pi = \Delta W_p - \int_{V_0}^{V_0 + \Delta V} P dV \quad (3)$$

여기에서 V_0 는 현재의 체적, ΔV 는 미소시간 Δt 동안의 체적 증가분을 각각 나타낸다. 소재는 유한 요소의 조합으로 표현되고 절점변위 벡터를 ΔU 로 하여 식(3)에 가상일의 원리를 적용하면 다음과 같이 표현 할 수 있다.

$$F_i - PH = F_e \quad (4)$$

여기서,

$$F_i = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial(\Delta \bar{\epsilon})}{\partial(\Delta U)} dV_0$$

$$H = \frac{\partial(\Delta V)}{\partial(\Delta U)}$$

이며, F_i 는 내부 저항력, P 는 압력, F_e 는 절점에서의 외력을 각각 나타낸다.

식 (4)는 재료가 소성변형을 함에 따라 발생하는

물질적 비선형 뿐만 아니라 경계조건 상에서의 비선형이 발생되어 이의 해결을 위하여 반복법을 필요로 하게 된다. Newton Raphson 방법을 이용하여 미지의 변위 ΔU 는 다음과 같이 가정한다.

$$\Delta U^{i+1} = \Delta U^i + \delta U^{i+1} \quad (5)$$

여기에서 ΔU^i 는 미지의 변위 ΔU 에 대한 전단계의 시도변위증분이며 δU^{i+1} 은 수정항(correction term)이다. 식(4)에 Newton Raphson법을 적용하여 고차항을 무시하고 선형화하면 다음과 같이 된다.

$$(K_1 - PK_2 - K_3) \delta U = F_e - F_i + PH \quad (6)$$

상세한 강성방정식의 수식화는 참고문헌⁽¹²⁾에 잘 나타나 있다.

시간구간 내에서 해의 수렴성을 결정하기 위하여 매 반복계산후 다음과 같이 정의되는 놈(norm)을 계산한다.

$$N_f = \frac{\|\delta U^{i+1}\|}{\|\Delta U^i\|} \quad (7)$$

이때 $\|\cdot\|$ 는 절점벡터의 놈을 나타낸다. 본 논문에서는 N_f 값이 10^{-5} 이하면 수렴하는 것으로 하였으며, 매 시간단계에서의 초기 값은 전단계의 값을 사용하였다.

항온 조건하에서 미세한 결정립을 갖는 초소성 재료의 주 특성은 유동응력이 변형률속도에 매우 민감하다는 것이며, 이러한 현상이 변형의 안정화에 대한 주요 요인이다. 이 현상은 느린 변형률속도의 특정한 영역에서 발생하며 따라서 유동응력은 상대적으로 낮고 일반적으로 다음과 같이 유효 변형률속도의 함수로 표시된다.

$$\bar{\sigma} = K \dot{\epsilon}^m \quad (8)$$

여기서, K 는 재료의 강도계수이고, m 은 변형률속도 민감도(strain rate sensitivity)를 나타낸다.

2.2 마찰에 대한 고려

소재와 금형 사이의 경계마찰에 대하여는 다음의 변형된 쿨롱(Coulomb) 법칙을 사용하였다.⁽¹⁵⁾

$$F_t = -\mu \|F_n\| \phi(\Delta U_t) \frac{\Delta U_t}{\|\Delta U_t\|} \quad (9)$$

여기서, F_t 와 F_n 은 F_e 의 접선방향과 수직 방향성분을 각각 나타내며, μ 는 마찰계수이다. 또한, $\phi(\Delta U_t)$ 는 다음과 같이 표현된다.

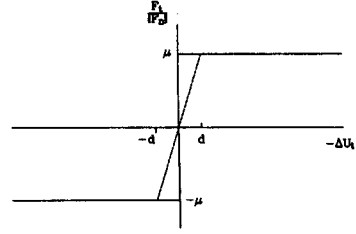


Fig. 2 The approximated Coulomb friction law

$$\begin{aligned} \phi(\Delta U_t) &= 1 & \text{if } \|\Delta U_t\| > d \\ \phi(\Delta U_t) &= \frac{\|\Delta U_t\|}{d} & \text{if } \|\Delta U_t\| \leq d \end{aligned} \quad (10)$$

식(9)는 소재가 언제나 미끄럼 마찰을 가지며, 고착(sticking)조건의 경우에도 아주 작은 미끄럼이 일어난다고 가정된 것으로 $d=0$ 이면 쿨롱의 법칙과 일치한다. 이러한 가정의 장점은 소재내의 모든 점에서 F_t 가 ΔU 의 함수로 결정될 수 있게 되는 것으로 d 가 충분히 작은 경우 이러한 가정에 의한 오차는 아주 작다. (Fig. 2)

따라서 식(4)의 외력 F_e 는 접촉점에서

$$F_e = \{-\mu \phi(\Delta U_t) \frac{\Delta U_t}{\|\Delta U_t\|} + n\} \|F_n\| \quad (11)$$

비접촉점에서

$$F_e = 0 \quad (12)$$

으로 간단히 표시된다.

소재가 금형에 접촉하는 과정은 일반적으로 금형면에 수직(tool normal)으로 투영하는 방법과 그물구조에 수직(mesh normal)으로 투영하는 방법이 있다.⁽¹⁶⁾ 본 연구에서는 금형면에 수직으로 투영하는 방법을 사용하였다. 시도변위증분(ΔU^i)에 의하여 금형을 통과하는 절점위치는 시도절점위치와 금형 표면 사이의 가장 짧은 거리로 정의된 금형 표면 위의 점으로 투영된다. 금형표면 상의 새로운 절점 (x, z) 는 시도좌표 (X, Z) 에 다음과 같이 관계된다.

$$\text{Min}_{x,z} \{(x-X)^2 + (z-Z)^2\} \quad (13)$$

$$z = S(x) \quad (14)$$

여기서, S 는 금형의 표면방정식이며, 이 식은 비선형 방정식으로 Newton-Raphson법을 이용하여 해결한다.

그러나, 금형의 형상이 복잡한 경우 금형면을 하

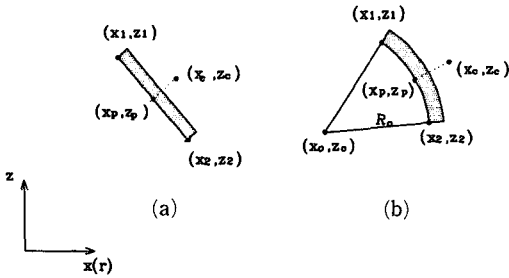


Fig. 3 Geometries of the line and arc for complex shape

나의 수식으로 표현하는 것이 불가능하며, 또한 금형 측면벽이 수직에 가까운 형상일 때 식(13)을 이용하는 경우 수렴에 문제가 발생하는 수가 존재한다. 따라서, 금형형상을 일반적으로 표현하는 방법과 투영방법의 개선을 필요로 하게된다. 본 연구에서는 금형형상을 직선과 원호(arc)의 조합으로 하여 복잡한 형상을 표현하는 방법을 사용 하였으며, 수직투영방법 또한 직접 계산하는 방법을 사용하였다. 각 경우에 z좌표, 1차, 2차 도함수 및 투영 후 교점은 각각 다음과 같이 표현된다. (Fig. 3)

직선 :

$$z = \frac{z_2 - z_1}{x_2 - x_1}x + \frac{z_1x_2 - z_2x_1}{x_2 - x_1}$$

$$S_x = \frac{z_2 - z_1}{x_2 - x_1}$$

$$S_{xx} = 0 \tag{15}$$

$$x_p = \frac{1}{(z_2 - z_1)^2 + (x_2 - x_1)^2} \{ (x_2 - x_1)^2 z_c - (z_2 - z_1)(z_1x_2 - z_2x_1) + z_c(z_2 - z_1)(x_2 - x_1) \}$$

$$z_p = \frac{z_2 - z_1}{x_2 - x_1}x_p + \frac{z_1x_2 - z_2x_1}{x_2 - x_1} \tag{16}$$

원호 :

$$z = z_o \pm \sqrt{R_o^2 - (x - x_o)^2}$$

$$S_x = \mp \frac{x - x_o}{\sqrt{R_o^2 - (x - x_o)^2}}$$

$$S_{xx} = \mp \frac{R_o^2}{\{R_o^2 - (x - x_o)^2\}^{3/2}} \tag{17}$$

$$x_p = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - AC}}{A}$$

$$z_p = z_o \pm \sqrt{R_o^2 - (x_p - x_o)^2}$$

$$A = a^2 + 1$$

$$B = a(b - z_o) - x_o$$

$$C = x_o^2 + (b - z_o)^2 - R_o^2$$

$$a = \frac{(z_c - z_o)}{(x_c - x_o)}$$

$$b = \frac{z_o x_c - z_c x_o}{x_c - x_o} \tag{18}$$

여기서, z, S_x, S_{xx}는 각각 z-좌표, x에 대한 1차 도함수 및 2차 도함수를 나타내며, R_o는 원호의 반경을 나타내며 x_o, z_o는 시도좌표를 나타낸다. (x₁, z₁) 및 (x₂, z₂)는 직선 및 원호의 시작점과 끝점의 좌표를 나타내며, (x_o, z_o)는 원호에서의 중심을 나타낸다. 식(16) 및 식(18)에서 x_p, z_p는 직선 및 원호에 수직 투영된 좌표점을 나타낸다.

본 연구에서는 식(13), (14)에 의한 방법과 식(15)~(18)을 사용하는 방법을 병행하여 사용하였다.

금형표면에 투영된 절점은 접선방향으로 움직이는 구속조건을 가지게 되는데 이는 식(15) 및 (17)에서 구한 S_x에 관계된다. 즉,

$$\delta U_z = S_x \cdot \delta U_x \tag{19}$$

로 표현할 수 있다. 접촉절점에서 평형상태 방정식은 접촉력 방향벡터 $\mathbf{F} = \mu(\phi)\mathbf{t} + \mathbf{n}$ 의 단위벡터 성분 (Γ₁, Γ₃)와 여기에 수직인 벡터를 고려하여 구할 수 있다.⁽¹⁷⁾ 따라서 $\mathbf{F}_i = (F_x, F_z)$, $\mathbf{H} = (H_x, H_z)$ 를 고려하면

$$\Gamma_3 \cdot (F_x - PH_x) - \Gamma_1 \cdot (F_z - PH_z) = 0 \tag{20}$$

의 식이 구해지며, 식(20)을 선형화하면

$$\mathbf{K}' \delta \mathbf{U} = \mathbf{F}' \tag{21}$$

여기서,

$$\mathbf{K}' = \Gamma_3 \frac{\partial}{\partial \Delta U} (F_x - PH_x) - \Gamma_1 \frac{\partial}{\partial \Delta U} (F_z - PH_z) + (F_x - PH_x) \frac{\partial \Gamma_3}{\partial \Delta U} - (F_z - PH_z) \frac{\partial \Gamma_1}{\partial \Delta U} \Big|_{\Delta U = \Delta U^i} \tag{22}$$

$$\mathbf{F}' = \Gamma_1 (F_z - PH_z) - \Gamma_3 (F_x - PH_x) \Big|_{\Delta U = \Delta U^i} \tag{23}$$

로 표현할 수 있다.

2.3 변형률속도 제어

초소성 성형공정의 수치모의화(numerical simulation)에서 궁극적인 목표인 재료의 최적 변형률속도를 유지하면서 가능한 한 빨리 성형을 완성하기 위하여는 블로성형공정에서의 최적 압력-시간 선도를 예측하는 것이다.

한 변형단계에서 수렴이 되면 그때의 압력 p_i에

대하여 요소내의 최대 변형률속도 값을 최적 변형률 속도 값과 비교하여 그 차가 주어진 오차범위 내에 존재하지 않으면 임의의 새로운 압력값 P_2 를 사용하여 다시 계산한다. 만약 그 차가 오차범위 내에 존재하지 않으면 다음 단계의 새로운 압력 값은 다음과 같이 선형 내삽을 이용하여 구한다.

$$P_{new} = P_1 \left(1 - \frac{\dot{\epsilon}_{opt} - \dot{\epsilon}_1}{\dot{\epsilon}_2 - \dot{\epsilon}_1} \right) + P_2 \left(\frac{\dot{\epsilon}_{opt} - \dot{\epsilon}_1}{\dot{\epsilon}_2 - \dot{\epsilon}_1} \right) \quad (24)$$

여기에서 $\dot{\epsilon}_1$ 및 $\dot{\epsilon}_2$ 는 압력이 P_1 및 P_2 인 경우의 최대 변형률속도 값을 각각 나타내며, $\dot{\epsilon}_{opt}$ 는 요구하는 최적 변형률속도 값을 나타낸다.

3. 초소성 성형실험

초소성 성형실험은 개발된 프로그램으로 계산된 압력-시간선도를 따라 압력을 제어할 수 있는 초소성 성형장치를 사용하였다. 성형장치의 개략도는 Fig. 4와 같으며 상, 하 두 부분으로 구분되어 소재의 클램핑 및 금형을 설치할 수 있는 프레스부분, 소재 및 금형을 적정온도로 상승 및 유지시키는 가열부, 가스압력을 제어할 수 있는 제어부의 세 부

분으로 구성 되어 있다.

초소성 판재를 하부 금형에 위치시키고 최적 성형온도인 470°C로 가열시킨다. 실험에 사용된 소재는 알루미늄 SUPRAL 150이며 성형온도에 도달하면 유압 프레스에 의해 소재를 클램프시킨다. 성형에 사용된 가스는 아르곤이며 성형시간이 비교적 짧기 때문에 X-Y 플로터 펜이 미리 그려진 최적 압력-시간선도를 따라 움직이도록 수동으로 압력을 제어하였다.⁽¹⁸⁾

실험은 축대칭 형상인 반구형상 및 원추형형상에 대하여 수행되었으며 Fig. 5(a), (b)에 금형형상을 보여주고 있다. Boron-Nitride가 경계면 윤활에 사용되었으며 마찰계수는 0.4로 하였다.⁽¹⁹⁾ 대표적으로 반구형상에 대하여 제어된 압력-시간 선도는 Fig. 6에 보여주고 있으며 계산된 선도를 따라 압력이 잘 제어되고 있음을 알 수 있다.

본 연구에서 사용된 소재의 물성치는 인장시험으로부터 구하였으며, 다음과 같다.⁽²⁰⁾

$$\bar{\sigma} = 105.9 \dot{\epsilon}^{0.4} \quad (\text{MPa}) \quad (25)$$

성형과정 동안 최적 변형률속도는 $6.93 \times 10^{-3} / \text{sec}$ 이며, 초기 소재두께는 0.88 mm이다.

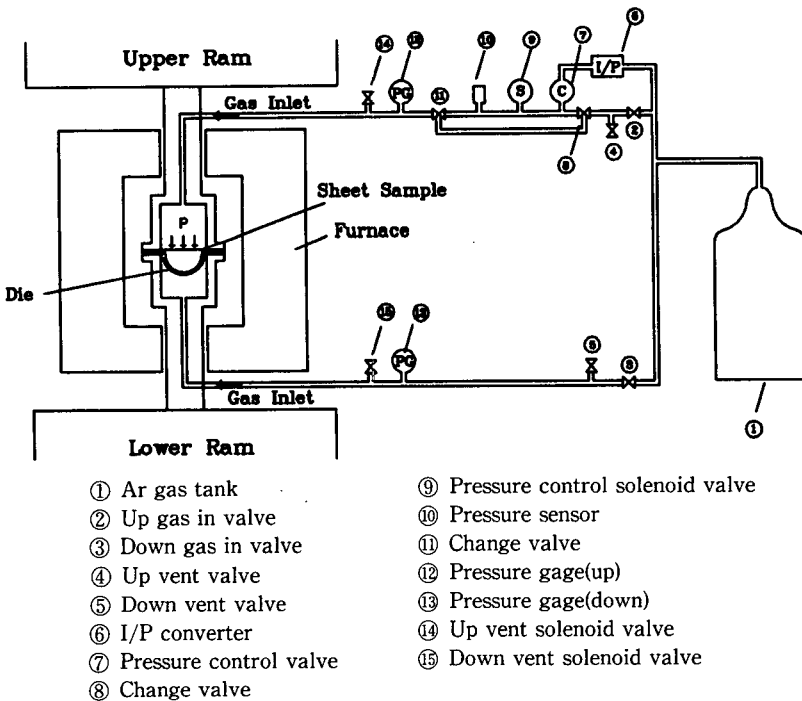


Fig. 4 Schematic diagram of superplastic forming machine.

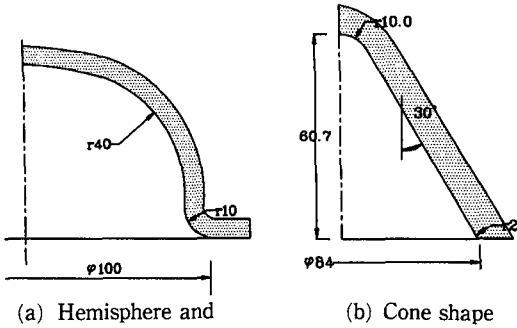


Fig. 5 Geometries of forming tools for axisymmetric shapes:

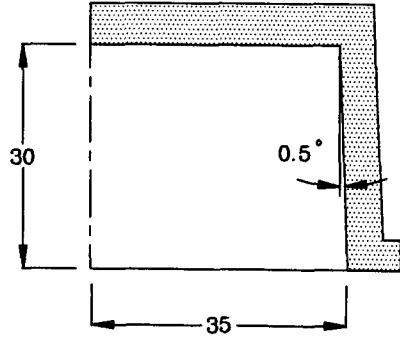


Fig. 7 Geometries of forming tools for plane strain rectangular box shape

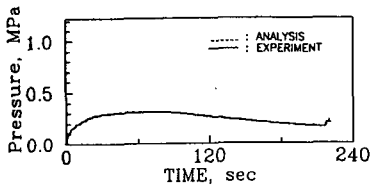


Fig. 6 A typical experiment curve performed by calculated pressure-time

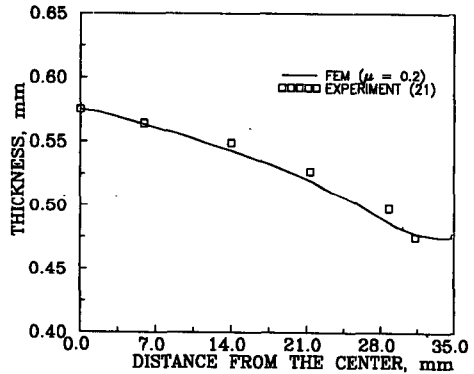


Fig. 8 Comparison of predicted thickness with experimental data for rectangular box

4. 해석결과 및 고찰

4.1 평면 변형을 해석

강점소성 유한요소 수식화에 근거를 두어 개발된 프로그램의 타당성을 확인하기 위하여 블로성형공정 시의 해석결과를 기존의 실험결과와 비교하였다. 계산에 사용된 재료는 Ti-6Al-4V로 응력 및 변형률속도 관계는 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 460 \bar{\epsilon}^{0.5} \text{ (MPa)} \quad (26)$$

이 때 요구 변형률속도 값은 3×10^{-4} /sec로 하였다.

해석에 사용된 금형형상은 Fig. 7과 같으며 대칭면의 반쪽 부분을 나타내고 있다. 초기 소재 두께는 0.96 mm로 하였으며 35개 결점을 균일 간격으로 하여 계산하였다. 금형과 소재 사이의 마찰계수는 비교를 위하여 0.2로 하였다. Fig. 8은 중심에서 길이방향으로의 두께분포 해석결과를 Bellet⁽²¹⁾의 결과와 비교하였으며, 두 결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

복잡한 형상의 해석을 위하여 대표적인 초소성 부품인 참고문헌⁽²²⁾의 모델을 이용하였다. Fig. 9에

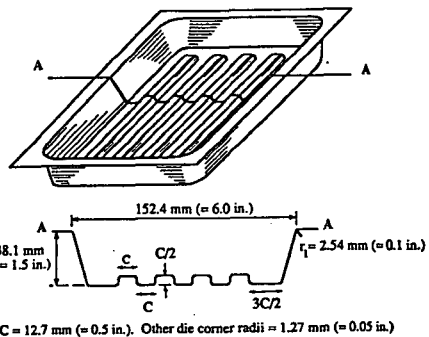


Fig. 9 A typical SPF aircraft component (with integral stiffeners)

서 보여주는 것처럼 길이/폭 비가 매우 커서 평면 변형을 가정이 가능하게 된다. 해석에 이용된 소재는 Al 7475로 구성식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 2332.5 \bar{\epsilon}^{0.6324} \text{ (MPa)} \quad (27)$$

성형중에 유지해야 할 최적의 변형률속도 값은 0.

0002/sec이며, 경계면 마찰은 0.4로 하여 계산하였다.

금형형상은 앞에서 언급한 바와 같이 직선과 원호의 조합으로 표현하였으며, 직접 투영위치를 계산하는 방법을 사용하였다. Fig. 10은 계산된 압력-시간 선도를 보여 주고 있다. 압력은 초기에 서서히 증가하다가 금형에 접촉한 이후 두 부분에서 압력이 증가하는 경향을 보여 주고 있다. 참고문헌⁽²²⁾의 결과와 다소 차이가 나는 것은 마찰계수를 고착(sticking)상태로 하고 사용한 요소도 20개의 8-절점 연속체요소를 사용한 반면, 본 연구에서는 78개의 절점을 갖는 선요소를 사용 하였고 경계 마찰계수도 0.4로 하여 계산하였으므로 성형시간은 단축되며 최고 압력은 증가하는 경향이 나타나고 있다.

Fig. 11은 시간에 따른 최대 변형률속도 값의 변화를 나타낸 것으로 요구하는 최적 값에 잘 일치하고 있음을 알수 있다. Fig. 12는 시간에 따른 격자

변형형상을 보여 주고 있다. 계산시간은 시간 간격 Δt 를 30 sec로 한 경우 PC 486 (33 MHz)으로 369 sec가 소요되었다. 또한 수직에 가까운 벽면을 따라 접촉이 잘 이루어지고 있으며, 본 연구에서 사용된 직접 투영위치 계산방법이 유용함을 알수 있다. Fig. 13은 x축을 따른 두께분포를 Chandra⁽²²⁾

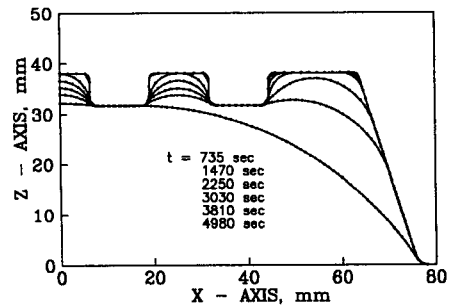


Fig. 12 Deformed shapes for different forming stages of the component (Fig. 9)

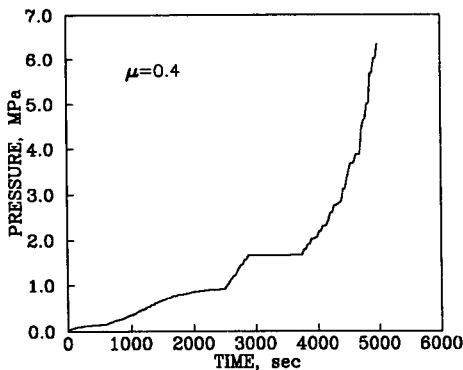


Fig. 10 Pressure-time curve of the component (Fig. 9)

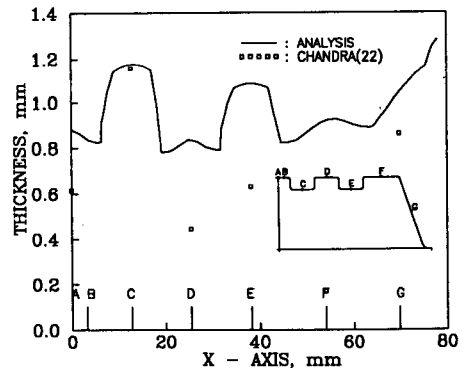


Fig. 13 Thickness distribution of the component (Fig. 9)

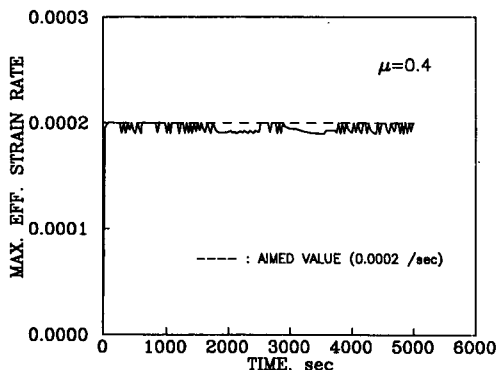


Fig. 11 Variation of the maximum effective strain rate with time of the component (Fig. 9)

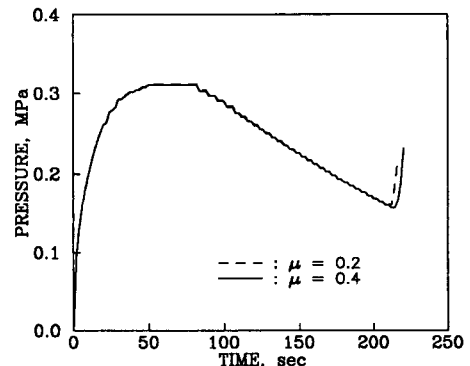


Fig. 14 Pressure-time curves for different friction coefficients for hemisphere forming

의 해석결과와 비교하여 나타낸 것으로 본 해석결과가 더 균일한 두께분포를 나타내고 있다. 이는 Chandra의 해석처럼 마찰을 고착상태로하여 해석하는 경우 접촉이 발생하면 접촉부분의 변형이 중지되어 접촉하지 않은 부분이 더 얇아지는 현상으로 설명된다. 그림에서 C와 D점 사이의 구석부분에서 가장두께가 얇아지는 것을 알 수 있다.

4.2 축대칭 형상 해석 및 실험

반구형상인 경우 축대칭 선요소 (절점수 18개)가 유한요소 분할에 사용되었다. 대칭이므로 시편의 반만이 해석되었다(Fig. 5(a)). Fig. 14는 서로 다른 마찰조건에 대하여 예측된 최적 압력-시간선도를 보여준다. 그림에서처럼 성형 초기에 압력이 증가되며, 성형 마지막 단계를 제외하고는 연속적으로 감소한다. 이것은 Fig. 15에서 보여 주는 것처럼 성형 하반부에서 소재의 극지점과 금형이 접촉한 후에 측면이 접촉하여 성형이 완료되는 사실로 알 수 있다. Fig. 14의 계산된 압력-선도 중 마찰 계수가 0.4인 경우를 가지고 실험을 수행하였으며, 시간에 따른 계산된 극점 높이변화와 실험결과는 Fig. 15에 보여주고 있으며, 두 결과가 잘 일치하

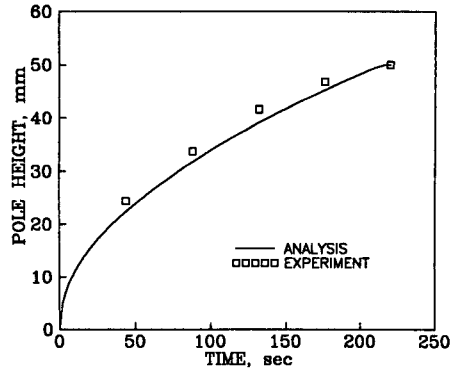


Fig. 15 Comparison of predicted pole height-time with experiments for hemisphere forming

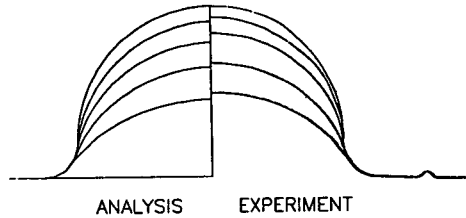
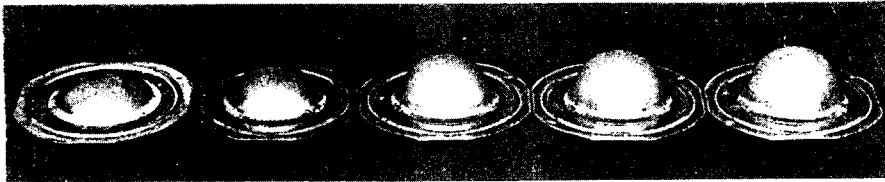


Fig. 16 Comparison of deformed shape with experiment for different forming stages of hemisphere forming



(a) 44 sec (b) 88 sec (c) 132 sec (d) 176 sec (e) 220 sec

Fig. 17 The formed parts

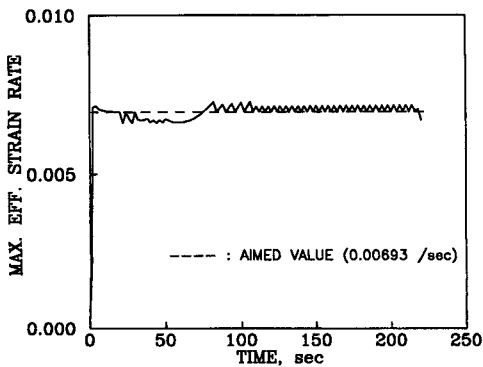


Fig. 18 Variation of the maximum effective strain rate with time for hemisphere forming

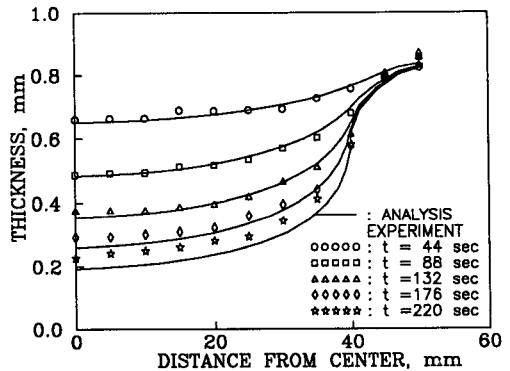


Fig. 19 Comparison of predicted thickness distributions with experiments for hemisphere forming

고 있음을 알 수 있다.

서로 다른 변형 단계에서의 변형형상 및 성형된 부품사진은 Fig. 16 및 Fig. 17에 보여주고 있다. 변형형상은 실험 및 해석결과가 중간단계에서 약간의 차이를 보여주고 있으며, 실험결과와 형상이 약간 빠르게 진행되고 있으나 두 결과가 잘 일치되고 있다. Fig. 18은 시간에 따른 최대 변형률속도분포를 나타낸 것이다. 최대 변형률속도분포가 목표로 하는 최적 변형률속도 값의 오차범위 ($\pm 5\%$)에 잘 유지되고 있음을 알 수 있다. 서로 다른 단계에서의 반경방향에 따른 계산된 두께분포는 Fig. 19에 보여 주고 있으며, 실험측정 결과와 잘 일치하고 있음을 보여준다.

원추형상의 성형실험은 극점에서의 소재 얹어짐으로 인하여 중간 두 단계에 대하여 수행되었다. Fig. 20에서 보여 주는 것처럼 해석결과 및 실험결과가 잘 일치하고 있으며, 압력제어에 의하여 성형이 잘 이루어지고 있음을 알 수 있다. Fig. 21은 각 경우의 두께분포를 실험결과와 비교한 것으로 대체로 계산치와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

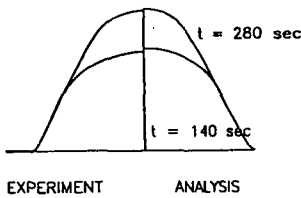


Fig. 20 Comparison of deformed shapes with experiments at different forming stages for cone forming

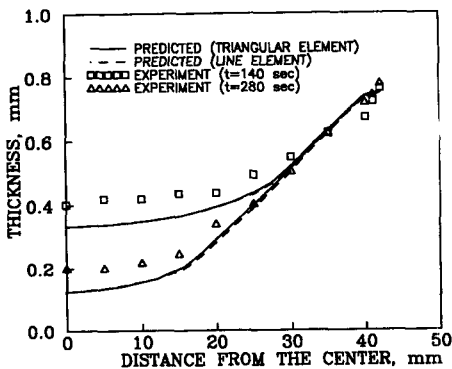


Fig. 21 Comparison of predicted thickness distributions at different forming stages with experiments for cone forming

며, 삼각형 요소를 사용하여 해석한 경우와도 유사한 경향을 나타내고 있다. 특히 금형측면 부위에서의 두께분포는 해석결과와 잘 맞고 있으며, 극점 부근에서의 두께 분포차는 실험시 소재가 드로잉 되는 양이 약간 발생하고, 알루미늄 초소성 재료인 경우 성형도중에 기공이 발생하므로 실험값이 다소 크게 분포 하고 있는 것으로 추정된다.

5. 결 론

선요소를 이용하여 평면 변형 및 축대칭 형상의 초소성 성형공정의 해석을 수행 하였으며, 축대칭 형상인 경우 실험결과와 비교 검토하였다. 이를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 선요소를 이용한 강-점소성 유한요소해석으로 변형률속도를 일정하게 유지하기 위한 블로성형에서의 최적 압력-시간선도의 예측이 가능하게 되었다.

(2) 접촉부분에서의 투영방법 개선을 위하여 금형표면에 직접 투영위치를 계산하는 방법을 이용하여 복잡한 형상의 성형공정 해석을 수행 하였다.

(3) 축대칭 형상인 경우 해석결과로 나타난 압력-시간선도를 따라 실제 압력제어 실험을 수행하여 예측된 최종 형상으로 성형 할 수 있었으며, 변형형상 및 두께분포는 해석결과와 잘 일치하고 있음을 보여 주고 있다.

(4) 선요소를 이용한 유한요소 프로그램 개발로 복잡한 형상의 평면 변형 및 축대칭 형상의 초소성 성형공정 해석에 보다 빠르고 유용하게 적용시킬 수 있음을 확인하였다.

참고문헌

- (1) Padmanabhan, K. A. and Davis, G. J., 1980, *Superplasticity*, Springer-Verlag, Berlin.
- (2) Cornfield, G. C. and Jhonson, R. H., 1970, "The Forming of Superplastic Sheet Metal," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 12, pp. 479~490.
- (3) Ghosh, A. K. and Hamilton, C. H., 1980, "Superplastic Forming of a Long Rectangular Box Section-Analysis and Experiment," *ASM Conference on Process Modelling, Fundamentals and Applications to Metals*, pp. 303~331.
- (4) Ragab, A. R., 1983, "Thermoforming of Super-

- plastic Sheet in Shaped Dies," *Metal. Technology*, Vol. 13, pp. 340~348.
- (5) Park, J. J., Oh, S. I. and Altan, T., 1987, "Analysis of Axisymmetric Sheet Forming Processes by Rigid Viscoplastic Finite Element Method," *Trans. ASME, J. Engng. Industry*, Vol.109, pp. 347~354.
- (6) Zhou, D. J. and Lian, J., 1987, "Numerical Analysis of Superplastic Bulging for Cavity Sensitive Materials," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 29, No. 8, pp. 565~576.
- (7) Rebelo, N. and Wertheimer, T.B., 1988, "Finite Element Simulation of Superplastic Forming," *Proc. 16th NAMRC*, pp. 107~113.
- (8) Bonet, J., Wargadipura, A. H.S. and Wood, R. D., 1989, "A Pressure Cycle Control Algorithm for Superplastic Forming," *Communications in Applied Numerical Methods*, Vol. 5, pp. 121~128.
- (9) Wood, R. D., Bonet, J. and Wargadipura, A. H. S., 1989, "Simulation of the Superplastic Forming of Thin Sheet Components using the Finite Element Methods," *NUMIFORM 89*, (E. G. Thompson et. al. eds.), pp. 85~93.
- (10) Bellet, M. and Chenot, J. L., 1989, "Numerical Modelling of Thin Sheet Superplastic Forming," *NUMIFORM 89*, (E. G. Thompson et. al. eds.), pp. 401~406.
- (11) Chandra, N. and Rama, S. C., 1992, "Application of Finite Element Method to the Design of Superplastic Forming Processes," *Trans. ASME, J. Engng. Industry*, Vol. 114, pp. 452~458.
- (12) 홍성석, 김용환, 이종수, Wagoner, R. H., 1993, '강-점소성 유한요소법을 이용한 초소성 성형공정 해석(I)-초소성 벌지성형-', 대한기계학회논문집, 제7권 제4호, pp. 796~805.
- (13) 홍성석, 김용환, 이종수, Wagoner, R. H., 1993, '강-점소성 유한요소법을 이용한 초소성 성형공정 해석(II)-FEMALE 성형-', 대한기계학회논문집, 제17권, 제11호, pp. 2800~2808.
- (14) Germain, Y., Chung, K. and Wagoner, R. H., 1989, "A Rigid-Viscoplastic Finite Element Program for Sheet Metal Forming Analysis," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 31, No. 1, pp. 1~24.
- (15) Oden, J. T. and Pires, E. B., 1983, "Nonlocal and Nonlinear Friction Laws and Variational Principles for Contact Problems in Elasticity," *J. Applied Mechanics*, Vol. 1, 50, pp. 67~76.
- (16) Keum, Y. T., Nakamachi, E., Wagoner, R. H. and Lee, J. K., 1990, "Compatible Description of Tool Surfaces and FEM Meshes for Analyzing Sheet Forming Operations," *Int. J. Numerical Methods Engng.*, Vol. 30, pp. 1471~1502.
- (17) Keum, Y. T., Wang, C. T., Saran, M. J. and Wagoner, R. H., 1992, "Practical Die Design Via Section Analysis," *J. Materials Processing Technology*, Vol. 35, pp. 1~36.
- (18) 홍성석, 이성호, 이종수, 1992, "초소성 판재의 벌지 성형공정 해석," 소성가공학회지, 제1권, 제1호, pp.87~94.
- (19) Shah, K. N. and Story, J. M., 1989, "SPF Model Applications for Aluminum," *J. Mater. Shaping Technology*, Vol. 7, No. 3, pp. 137~144.
- (20) 이동녕, 1990, '초소성 성형 연구(1)', ADD Report, No. MRDD-411-91011.
- (21) Bellet, M. and Chenot, J. L., 1986, "Numerical Modeling of 3-Dimensional Superplastic Forming of Titanium Sheet," *Titanium 86, Proc. of Int. Conf., Titanium Development Association*, SanFrancisco, Vol. II, pp. 1175~1184.
- (22) Chandra, N. and Rama, S. C., 1992, "Application of Finite Element Method to the Desion of Superplastic Forming Processes," *Trans. ASME, J. Engng. Industry*, Vol. 114, pp. 452~458.