

< 논 문 >

초소성재료의 펀치성형에 관한 유한요소해석

허 훈* · 이기석* · 최영준**

(1995년 2월 14일 접수)

Finite Element Analysis of Punch Forming of Superplastic Materials

Hoon Huh, Ki-Seok Lee and Yeong-Jun Choi

Key Words : Superplastic Material(초소성재료), Punch Forming(펀치성형), Optimal Punch Speed Control Method(최적펀치속도 제어기법), Thickness Control Ring(두께제어환)

Abstract

Superplastic punch forming of sheets is simulated by a finite element method to obtain the optimal punch speed and the related deformed shapes. The punch forming has an advantage of guaranteeing the desired accuracy inside a product and controlling the thickness of a deformed sheet more accurately than blow forming. The finite element code developed is associated with the contact algorithm and the control algorithm of punch speed for the optimum forming. The simulation demonstrates that the variation of the thickness in a blank sheet affects the punch speed and the final distribution of the thickness in a product. The analysis proposes that a ring-typed thickness controller is very effective in controlling the thickness of a deformed sheet appropriately.

1. 서 론

초소성재료는 큰 연신율과 낮은 유동응력 특성으로 복잡한 모양의 제품을 성형하는데 유리하므로 최근 항공산업에서 많이 이용되고 있다. 초소성재료를 이용한 박판성형은 주로 압력성형에 의하여 행하여지나 펀치에 접촉하는 부분의 치수 정밀도나 두께치수의 제어가 요구되는 경우에 펀치성형이 필요하다.

초소성재료는 온도와 변형률속도가 유동응력과 변형률속도 민감계수에 영향을 미치므로 특정 온도와 특정 변형률속도에서 성형해야 한다. 특정 변형률속도는 변형률속도 민감계수가 최대가 되도록 하

는 변형률속도를 의미한다. 변형률속도 민감계수가 최대가 되게 성형할 때 최단의 성형시간을 갖는다. 초소성 성형의 가장 큰 단점이 성형시간이 길다는 것이므로 펀치로 성형할 경우는 펀치속도를 조절하여 변형률속도를 특정한 값으로 유지해야 한다. 초소성 펀치성형 공정을 최적화하기 위해서는 최적펀치속도와 성형제품의 두께분포를 예측할 수 있어야 하고, 이를 위하여는 적절한 유한요소 모사 해석이 필요하다.

유한요소해석을 초소성 성형에 응용한 연구는 활발히 진행되고 있다. Zienkiewicz 등⁽¹⁾은 재료의 거동을 비압축성, 점성, 비뉴턴 유동성을 갖는 Mises형의 점소성 거동으로 간주하여 딥 드로잉과 인장성형에 관하여 해석하였다. Argyris와 Doltinis⁽²⁾는 비전통적인 자연 수식화를 통하여 변형률속도에 민감한 초소성재료의 축대칭 성형 문제들을

*회원, 한국과학기술원 기계공학과

**국방과학연구소

해석하였다. 이들 중 흥미있는 것은 최종 형상의 두께가 원하는 값이 되게 하기 위하여 초기 성형재료의 두께를 다르게 하여 해석한 것이다. Zhou와 Lian⁽³⁾은 기공민감 재료의 정수압 벌징을 강점소성 유한요소법으로 해석하였으며, 기공성장 문제와 파단 문제를 함께 고려하였다. Park 등⁽⁴⁾은 Hill의 이방성 재료의 인장성형과 벌징문제를 강점소성 유한요소법을 이용하여 해석하였으며 변형률속도가 일정하게 하는 성형 압력선도를 구하였다. Chandra⁽⁵⁾는 재료를 비압축성, 비선형 점성유동 재료로 간주하고 Hill의 범함수로부터 상당응력으로 표시되는 범함수 형태를 만들어 평면변형과 축대칭 문제를 해석하였다. Bonet 등⁽⁶⁾은 점성유동 재료의 성형압력을 제어하기 위한 기법을 제안하였으며 여러 가지 형상의 평면변형 문제에 대하여 최적압력 선도를 구하였다. Wood 등⁽⁷⁾은 초소성 성형에서 직육면체 성형과 다상자 성형에 관한 문제를 예제로 최종 두께에 관한 해석과 확산접착 효과에 관한 해석을 하였으며, Bellet와 Chenot⁽⁸⁾는 축대칭 문제와 3차원 문제, 3점의 박판이 평면변형할 때의 확산접착 문제를 해석하여 최적압력선도와 성형 후의 두께분포를 구하였다. 한편 Brandon⁽⁹⁾등은 점성박판의 벌징 문제를 쉘 이론을 이용하여 해석하고 실험과 비교하였다.

초소성 성형을 위한 재료거동의 실험으로서 Al-Naib와 Duncan⁽¹⁰⁾은 주석-납 합금과 아연-알루미늄 합금에 대하여 응력-변형률속도 선도와 변형률속도-변형률속도 민감계수 선도를 구하고 복잡한 형상의 성형실험을 하였으며, Ghosh와 Hamilton⁽¹¹⁾이 Ti-6Al-4V 합금에 대하여 입자 크기에 따른 응력-변형률속도 선도와 가공경화에 따른 하중함수의 변화 등을 실험으로 구하였다. Kuperfarb 등⁽¹²⁾은 Ti-6Al-4V 합금 박판의 상자형 성형에 대하여 실험하였다.

본 논문에서는 가상일 원리로부터 유한요소 수식화를 개량라그랑지 형태로 유도하였으며, 유도된 수식화를 연속체 유한요소로 유한차원 근사화하였다. 이때 초소성재료의 거동은 비압축성 비선형 점성유동으로 묘사하였다. 개발된 유한요소 프로그램으로 초소성 편치성형공정을 묘사해석하였다. 편치성형공정의 경우 편치의 속도제어는 최대상당 변형률속도가 일정치를 유지하여 변형률속도 민감계수가 최대가 되도록 매 단계마다 동행정거리로 편치를 강하하여 수치해석한 후 역산하여 최적편치속도

를 계산하였다.

개발된 유한요소 프로그램으로 여러 가지 두께의 박판에 대한 반구형 편치성형과 원통형 편치성형을 해석하여, 성형형상, 편치이동에 따른 최대상당 변형률속도, 편치속도-시간선도, 두께분포 등을 구하였다. 성형제품의 두께를 조절하기 위하여 블랭크재료에 원형으로 두꺼운 부분을 주어 성형상의 두께분포의 변화를 관측하였으며 원형두께 조절환을 이용하여 두께분포를 효과적으로 제어할 수 있음을 알 수 있었다.

2. 지배방정식과 해석기법

2.1 초소성재료의 특성과 구성방정식

초소성 변형은 기본적으로 작은 유동응력하에서 매우 큰 비탄성 변형이 국부집중없이 진행되는 것으로 특징질 수 있다. 초소성재료의 대표적인 것으로는 티타늄 기저 합금(Ti-6Al-4V)과 알루미늄 기저 합금(Al7475, Al-Li) 등으로 적절한 열-기계적 처리에 의해 초소성을 가지게 할 수 있다. 이러한 재료들의 역학적 거동을 규명하기 위하여 단순인장시험을 하여 보면 유동응력 σ 는 주로 비탄성 변형률속도 $\dot{\epsilon}$ 의 함수이며 변형률 ϵ 과 결정립 크기 D 에 의한 영향은 크지 않음을 알 수 있다. 따라서 응력과 변형의 관계를 구성관계식으로 표현하면,

$$\sigma = f(\dot{\epsilon}; \epsilon, D) \quad (1)$$

또는

$$\sigma = K_0 \dot{\epsilon}^m \epsilon^n D^p \cong K \dot{\epsilon}^m \quad (2)$$

로 가정할 수 있다. 상당량으로 표시하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\bar{\sigma} = K \bar{\dot{\epsilon}}^m \quad (3)$$

$$\text{이때, } K = K_0 \bar{\epsilon}^n \bar{D}^p \quad (4)$$

식 (3)은 점소성재료의 구성방정식과 같은 형태로서 멱법칙에 의하여 직접 점성 전단변형 모델과 연계시킬 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2\mu} \sigma'_{ij} \quad (5)$$

$$\mu = \frac{1}{3} K \bar{\dot{\epsilon}}^{m-1} \quad (6)$$

이때, 점성계수 μ 는 재료상수 K 와 상당 변형률속도 $\bar{\dot{\epsilon}}$ 로 구해지는 비선형계수이며, 재료상수 K 는

ϵ 과 D 에 의하여 변화하는 상수이나 그 변화량이 작으므로 상수로 간주하였다.

2.2 유한요소 수식화

하중을 받아 변형된 평형상태에 있는 물체에 대하여 변분원리와 발산정리를 적용하면 아래와 같은 가상일 원리를 얻을 수 있다.

$$-\int_V \sigma_{ji} \delta D_{ij} dV + \int_V f_i \delta v_i dV + \int_S \sigma_{ji} \delta v_i n_j dS = 0, \forall \delta v_i \quad (7)$$

여기서, n_j 은 경계면 S 의 외향 수직벡터의 j 성분을 의미한다. 그리고 D_{ij} 는 변형률속도 텐서로서 다음과 같다.

$$D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

D_{ij} 는 라그랑지 변형률속도 \dot{E}_{ij} 와 구별되지만 하중의 증분이 작아 변형량이 매우 작을 경우 두 양은 같다고 근사할 수 있다.

응력텐서는 다음과 같이 편차응력텐서 σ'_{ij} 와 정수압 p 로 분해할 수 있다.

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \frac{\sigma_{kk}}{\epsilon} \delta_{ij} = \sigma'_{ij} - p \delta_{ij} \quad (9)$$

따라서, 구성방정식 (5)를 상당량으로 표시하면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 3\mu \bar{\epsilon} \quad (10)$$

가상일 원리 (7)에서 체적력을 무시하고 식 (9)과 식 (10)를 대입하면 다음식을 얻을 수 있다.

$$\int_V 3\mu \bar{\epsilon} \delta \bar{\epsilon} dV - \int_V p \delta \bar{\epsilon} dV - \int_{S_T} t_i \delta v_i dA = 0 \quad (11)$$

비압축성 조건 $\dot{\epsilon}_{kk} = 0$ 은 다음과 같이 수식화되므로

$$\int_V \dot{\epsilon}_{kk} \delta v_i dV = 0 \quad (12)$$

벌칙방법을 이용하여 비압축성 구속조건을 갖는 유한요소식을 구하면 다음과 같다.

$$\int_V 3\mu \bar{\epsilon} \delta \bar{\epsilon} dV + \bar{\Lambda} \int_V \dot{\epsilon}_{kk} \delta \dot{\epsilon}_{kk} dV - \int_{S_T} t_i \delta v_i dA = 0 \quad (13)$$

이때, $\bar{\Lambda}$ 는 $p = -\bar{\Lambda} \dot{\epsilon}_{kk}$ 로 근사화할 때 사용된 벌칙

상수이다.

2.2 접촉조건

초소성재료와 다이 또는 펀치와의 접촉조건은 수직조건과 수평조건으로 분리하여 고려할 수 있다. 수직방향의 강제와의 접촉조건 식은 접촉수식화로부터 다음과 같이 상당수 직력으로 표시된다.

$$\Delta t_n = -k_n (\Delta u_n - \Delta g_n)^+ \quad (14)$$

이때, Δu_n 은 접촉면 S_c 에서 수직방향으로의 속도 증분이며, Δg_n 은 접촉면에서 수직방향으로의 gap 값이다. 상기 식에서 k_n 은 매우 큰 값의 벌칙상수이며 $+$ 는 물체가 강체에 침투하였을 때에만 유효하다는 뜻이다. 그러므로, 수직반력 Δt_n 은 항상 0보다 작거나 같다. 수평방향의 접촉조건은 다음과 같이 표시할 수 있다.⁽¹³⁾

$$\sigma_{Ti} (v_{Ti} - u_{Ti}) - \mu \sigma_n (|v_{Ti}| - |u_{Ti}|) \geq 0, \forall v_{Ti} \quad (15)$$

이때, u_{Ti} 는 접촉면에서의 접선방향의 속도벡터이고, v_{Ti} 는 접촉면에서의 접선방향의 가상속도벡터이다. 위의 두가지 접촉조건을 식 (13)의 유한요소식에 부과하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.⁽¹⁶⁾

$$\begin{aligned} & \int_V 3\mu \bar{\epsilon} \delta \bar{\epsilon} dV + \bar{\Lambda} \int_V \dot{\epsilon}_{kk} \delta \dot{\epsilon}_{kk} dV \\ & + \int_{S_c} (u_{ni} - g_{ni})^+ \delta v_{ni} dA \\ & + \int_{S_c} \mu \sigma_n \phi'_\epsilon (|u_{Ti}|) \left| \frac{u_{Ti}}{|u_{Ti}|} \right| \delta v_{Ti} dA \\ & - \int_{S_T} t_i \delta v_i dA = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

이때, $\phi'_\epsilon (|u_{Ti}|)$ 는 재료의 점착과 미끄러짐을 연결해주는 유연함수로 수렴성을 좋게 하기 위하여 첨입하였다.

2.4 마찰 경계조건

초소성 유한요소법은 계산이 수행되는 동안 응력에 대한 적분을 행하지 않기 때문에 점착점에 대한 고착/미끄럼 조건을 파악하기가 매우 어렵다. 이러한 어려움을 해결하기 위하여 마찰 경계조건을 유연화 함수가 포함된 수정된 마찰식에 의해서 다음과 같이 절점의 외력으로 표현하였다. 아래의 식은 식 (16)의 네번째 접선방향의 접촉에 관한 항을 마찰력으로 표시한 것이다.

$$F_T = \frac{U_T}{|U_T|} \mu F_N \tanh\left(\alpha \frac{U_T}{|U_T|}\right) \quad (17)$$

상기 식에서 α 는 유연화 상수로 1보다 큰 적절한 값을 가지며 F_N 는 접촉점점에 작용하는 수직력을 나타낸다.

2.5 유한요소 근사화

앞 절에서 유도된 초소성 변형을 위한 수식화에 접촉조건을 첨가한 식 (16)은 상당 변형률속도를 유한차원 근사화하고 체적변형률을 적용하면 다음과 같은 유한요소 근사화 식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} & \int_{V_m} 3\mu \bar{\epsilon} \left(\frac{2}{3} \frac{S_{\alpha\beta} v_\alpha}{\bar{\epsilon}} \right) \delta v_\beta dV \\ & + \bar{\Lambda} \int_{V_m} E_\alpha E_\beta v_\alpha \delta v_\beta dV \\ & + \int_{A_c^m} k_n (v_\alpha n_\alpha n_j - g_\alpha n_\alpha n_j) h'_\alpha h'_\beta \delta v_\beta dA \\ & = \int_{A_m} t_\alpha h'_\alpha h'_\beta \delta v_\beta dA \end{aligned} \quad (18)$$

이때, h'_α 는 형상함수이며 $\epsilon_{ij} = v_\alpha B_\alpha$, $S_{\alpha\beta} = B_\alpha B_\beta$, $\epsilon v = E_\alpha v_\alpha$ 이다.

상기 식에서 δv_i 임의의 수이므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \left(\int_{V_m} 2\mu S_{\alpha\beta} dV + \bar{\Lambda} \int_{V_m} E_\alpha E_\beta dV \right. \\ & \left. + \int_{A_c^m} k_n n_\alpha n_j h'_\alpha h'_\beta dA \right) v_\alpha \\ & = \int_{A_c^m} k_n g_\alpha n_\alpha n_j h'_\alpha h'_\beta dA + \int_{A_m} t_\alpha h'_\alpha h'_\beta dA \end{aligned} \quad (19)$$

2.6 최적편치속도 제어기법

편치성형공정에 있어서 성형에 영향을 미치는 가장 큰 성형 인자는 편치의 성형속도이다. 초소성재료의 편치성형의 경우 최대상당 변형률속도를 일정하게 유지하기 위하여 편치의 속도를 제어하는 수치적 방법이 필요하다. 본 논문에서는 직관적인 타당성을 갖는 간편한 최적편치속도 제어기법을 제안하고자 한다. 경계면에 작용하는 표면력은 편치의 성형 속도 u 의 함수이다. 이때 편치속도 $u(t)$ 는 $u_0 \Delta t$ 로 표현할 수 있으며 u_0 는 주어진 단위시간당 편치행정이 Δt 는 한 스텝에서의 성형 시간을 계산하기 위하여 무차원화된 단위 가상시간이다. 유한요소 근사식 (19)은 각각의 증분단계에서 선형행렬 방정식이 되므로 다음과 같은 형태로 간단히 쓸 수 있다.

$$T(v, x) = \Delta t F(u_0, v, x) \quad (20)$$

여기서, F 는 편치속도가 단위 시간당 편치 행정

u_0 일 때의 외력이다. 식 (20)으로부터 v 와 x 를 구할 수 있으며 상당 변형률속도를 원하는 값으로 유지하기 위하여 변형률속도에 대한 구속방정식을 다음과 같이 추가한다.

$$L(v, x) = \bar{\epsilon}_0 \quad (21)$$

이때, L 은 상당 변형률속도에 가중치를 부과하는 적절한 함수^(6,7)로 정의한다. 그리고 $\bar{\epsilon}_0$ 는 목표하는 상당 변형률속도이다. 그런데 형상좌표 x 는 속도 v 의 함수이므로 식 (20)와 식 (21)를 속도만의 함수로 다시 쓸 수 있다.⁽⁶⁾

$$\begin{aligned} T(v) &= \Delta t F(u_0, v) \\ L(v) &= \bar{\epsilon}_0 \end{aligned} \quad (22)$$

이 식들을 Δt 가 단위 가상시간일 때 뉴턴-랩슨법을 이용하여 반복기법으로 구한 최대 변형률속도를 $L(v)$ 라 하면 무차원 단위 가상시간 Δt 는 다음과 같이 표시된다.

$$\Delta t = \bar{\epsilon}_0 / L(v) \quad (23)$$

따라서, 각 스텝에서 최대상당 변형률속도를 유지시키는 편치의 성형속도는 $u_0 \Delta t$ 로 산출되고, 그 스텝의 변형에 걸리는 시간은 $\frac{1}{\Delta t}$ (sec)로 계산된다.

3. 수치해석 결과 및 고찰

유도된 유한요소 수식화와 편치속도 제어기법, 벌칙법에 의한 접촉처리법을 도입하고, 재료와 금형 사이의 접촉면에서 발생하는 마찰에 대한 처리를 위하여 수정된 마찰식을 도입하여 초소성 성형을 위한 편치속도제어 유한요소 프로그램을 개발하였다. 개발된 유한요소 해석코드는 원통형과 반구형 편치성형문제에 적용하여 해석하였다.

본 해석에 사용된 각종 변수는 다음과 같다. 이때 성형 온도는 변형률속도 민감계수가 최대가 되는 온도인 470 °C로 일정한 것으로 가정하였고 재료의 거동은 정해진 성형온도에서 일정한 것으로 간주하여 구성방정식을 적용하였다.⁽¹⁴⁾

재료 : SUPRAL 150

재료상수 : $K = 1300 [\text{sec}]^m \text{MPa}$

상당 변형률속도 : $\bar{\epsilon} = 3.5 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$

최대 변형률속도 민감계수 : $m = 0.42$

마찰계수 : $\mu = 0.4$

성형시간을 최소화하고 국부변형집중을 방지하기

위하여는 변형률속도 민감계수가 최대가 되게 하여야 하며, 이를 위한 상당 변형률속도는 재료실험으로부터 상기와 같이 구하였다. 상당 변형률속도를 주어진 값으로 유지하기 위하여 알아야 하는 최적 펀치속도는 펀치가 시간에 관계없이 매 계산단계마다 일정하게 강하한다고 가정하여 매 계산단계마다 같은 양의 펀치강하를 입력하여 계산하였다.

Fig. 1은 반구형 펀치성형공정에서의 초기형상과 다이의 형상이다.

Fig. 2는 두께가 균일한 소재를 반구형 펀치로 성형하는 공정을 유한요소해석한 변형형상이다. 변형형상은 열간가공이므로 마찰계수가 높음에도 불구하고 일반 냉간의 소성변형과는 달리 중심부분의 두께도 성형높이에 따라 얇아지는 것을 볼 수 있는데 이는 재료가 점소성재료와 같이 변형거동을 하기 때문이다. 초소성 성형의 장점은 변형량이 일반 변형과 비교하여 크다는 것인데 두께가 국부적으로 얇아지는 것은 결국 성형높이가 제한되는 결과가

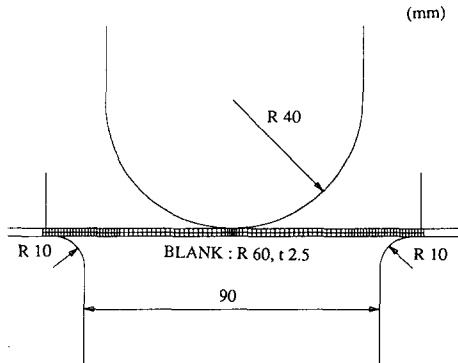


Fig. 1 Initial geometry of hemispherical punch forming process

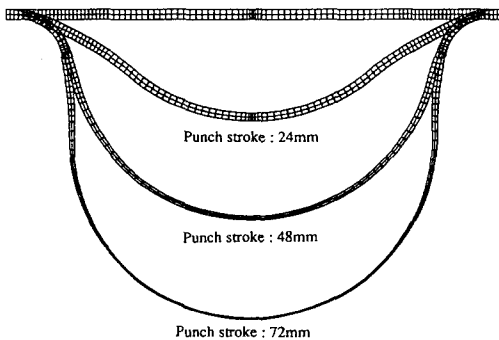


Fig. 2 Deformed configuration of hemispherical punch forming with the initial thickness of 2.5 mm

되므로 이를 조절할 필요가 있다.

Fig. 3은 수치계산에서 매 계산단계마다 펀치행정이 일정하게 강하한다고 가정하여 계산한 것으로 매 계산단계마다의 최대상당 변형률속도를 여러 가지 두께의 소재에 대하여 도시하였다. 이때 단위시간당 펀치행정은 0.2 mm로 일정하게 유지했다. 두께가 두꺼울수록 초기의 최대 상당 변형률속도가 커지는 것을 알 수 있다. 이는 두께가 두꺼울수록 초기의 국부변형이 심하게 일어나기 때문이다.

Fig. 4는 앞에서 구한 최대상당 변형률속도로 부터 역산하여 산출한 성형시간에 따른 최적펀치속도를 나타낸다. 초기에는 펀치의 속도가 상당히 큰 값으로 강하하여도 크게 변하지 않으나 점차 펀치의 강하속도는 줄어들어 거의 점근적으로 등속도가

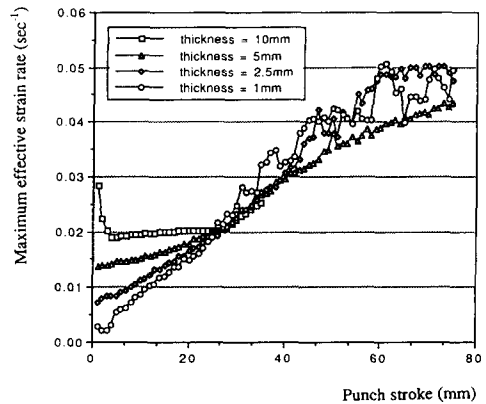


Fig. 3 Maximum effective strain rates in hemispherical punch forming from diaphragms with the different thickness

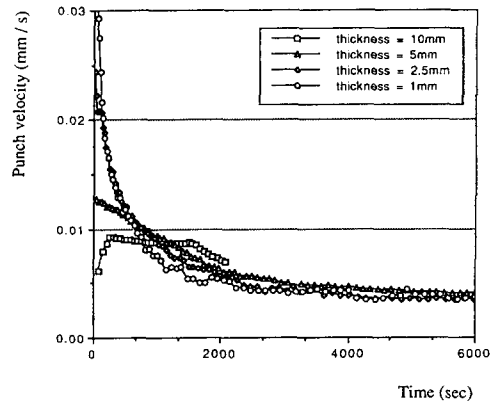


Fig. 4 Optimum punch speeds in hemispherical punch forming

됨을 알 수 있다. 두께가 두꺼울수록 초기의 펀치 속도가 작아지는 것을 알 수 있다. 이는 두께가 두꺼울수록 초기의 극부변형이 심하게 일어나므로 펀치속도를 작게 해야 되기 때문이다.

Fig. 5는 Fig. 2의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸 것이다. 이 결과로부터 성형시간에 따른 두께 감소 추세를 알 수 있으며, 두께의 감소는 고정 끝단 부분을 제외하고는 비교적 균일하게 성형되는 것을 알 수 있다. 일반 재료에서의 성형에 비해 매우 얇은 두께까지 성형이 됨을 보여주고 있다.

성형되는 소재의 두께 분포를 조절할 수 있는 방법으로 초기소재의 두께를 링 형상으로 두껍게 주는 방법이 고안되어 이에 관한 유한요소해석을 행하여 보았다. 또한 링의 위치에 따른 성형소재의 두께분포와 극부변형의 집중양상을 분석하였다.

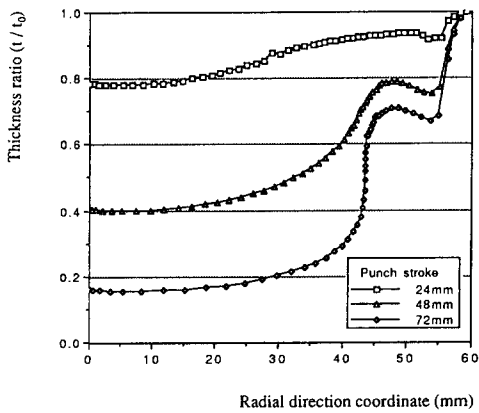


Fig. 5 Thickness distribution of deformed parts with the initial thickness of 2.5 mm in hemispherical punch forming

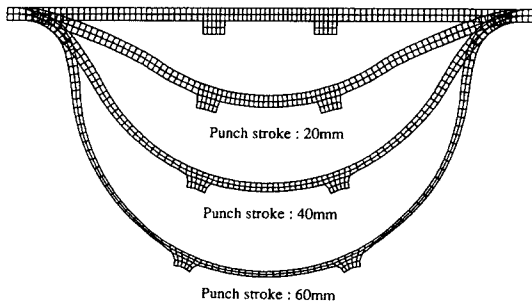


Fig. 6 Deformed configuration of hemispherical punch of forming with a thickness-control ring (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=10~15 mm)

Fig. 6은 초기소재의 두께가 일정하지 않은 경우에 두꺼운 링을 중앙부에 위치시켜 반구형 펀치성형 공정을 해석한 것이다.

Fig. 7은 Fig. 6의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸 것으로 성형형상은 링이 없을 때와 비교하여 중앙부분이 성형높이가 높아져도 많이 얇아지지 않는 것을 보여준다. 계속해서 펀치를 더 강하하면 링 부분에서 고정단 쪽방향으로 바로 바깥부분이 파단되는 것을 확인할 수 있었다. 고정단 방향에 있는 소재의 두께분포는 두께가 일정한 소재의 결과에 비해 더 얇아진 것을 볼 수 있다.

Fig. 8은 두꺼운 링을 고정단쪽 방향으로 이동시켜 반구형 펀치성형 공정을 해석한 것이다.

Fig. 9는 Fig. 8의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸 것으로 두께분포에서 Fig.

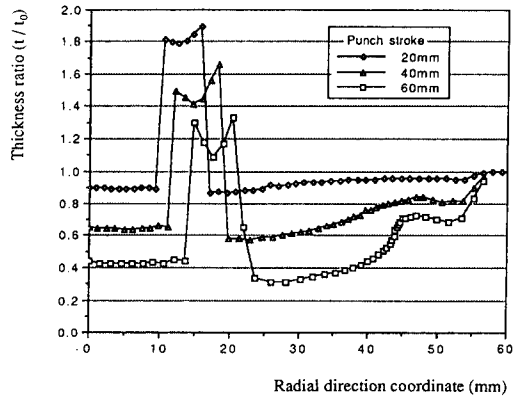


Fig. 7 Thickness distribution of deformed parts with a thickness-control ring in hemispherical punch forming (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=10~15 mm)

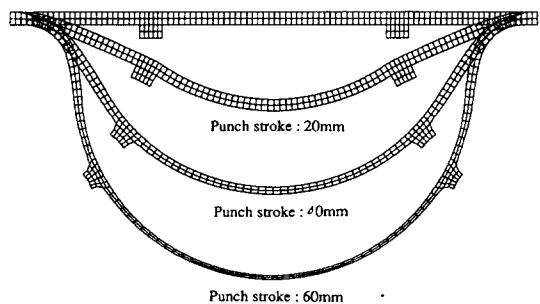


Fig. 8 Deformed configuration of hemispherical punch forming with a thickness-control ring (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=25~30 mm)

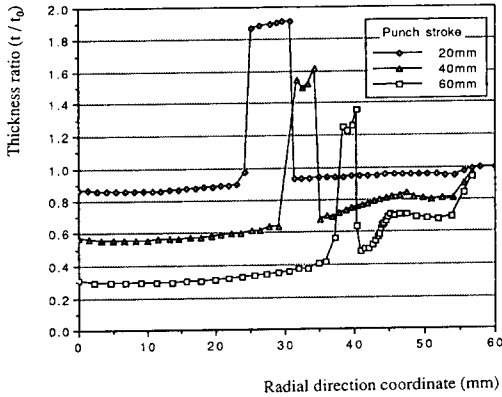


Fig. 9 Thickness distribution of deformed parts with a thickness-control ring in hemispherical punch forming (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=25~30 mm)

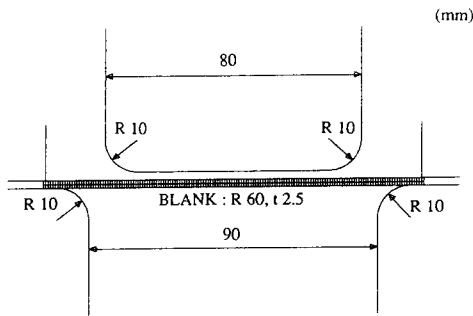


Fig. 10 Initial geometry of cylindrical punch forming process

9의 경우가 Fig. 7에 비해서 링을 기준으로 극점쪽의 두께가 얇아진 것을 볼 수 있다. 초기 두께가 일정한 경우와 비교하면 극점쪽의 두께가 얇아지는 속도가 느린 것을 알 수 있으며 링 안쪽부의 두께 분포가 초기 두께가 일정한 경우보다 균일한 것을 알 수 있다.

링의 위치에 관한 위의 두가지 예로부터 링의 위치는 소재의 성형형상과 두께분포에 중요한 영향을 미칠을 알 수 있으며 링의 위치를 조절함으로써 성형제품의 두께분포를 조절할 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 10은 원통형 펀치성형공정에서의 초기형상과 다이의 형상이다.

Fig. 11은 두께가 균일한 소재를 원통형 펀치로 성형하는 공정을 유한요소해석한 변형형상이다. Fig. 12는 매 계산단계마다의 최대상당 변형률속도

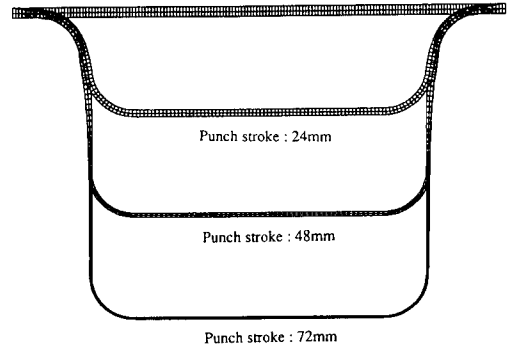


Fig. 11 Deformed configuration of cylindrical punch forming with the initial thickness of 2.5 mm

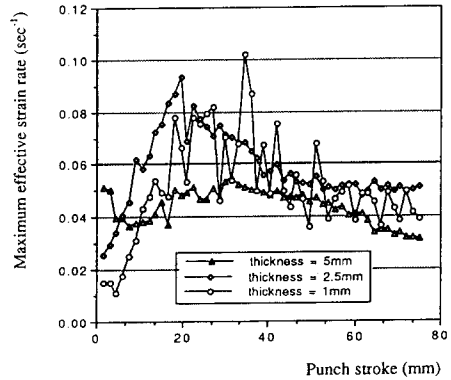


Fig. 12 Maximum effective strain rates in cylindrical punch forming form diaphragms with different thickness

를 두께를 변화시키며 펀치행정에 대하여 구한 결과이다. 이때 단위 시간당 펀치행정은 0.2 mm로 일정하게 유지하였다. 반구형 펀치성형과 비교해서 초기의 최대상당 변형률속도가 큰 값을 보이는데 이것은 초기에 소재가 펀치의 대부분과 접촉되기 때문이다. 소재의 두께가 1 mm일 때에는 두꺼운 소재에 비하여 최대상당 변형률속도가 심한 기복을 보이는데 이는 최대상당 변형률속도가 되는 부분이 펀치 모서리부분에서 이동하기 때문이다. Fig. 13은 최대상당 변형률속도로 부터 산출한 성형시간에 따른 최적펀치속도를 도시한 것이다. 최적펀치속도는 시간에 따라 감소하다가 다시 약간의 증가를 보이고 있다. 이것은 소재의 변형부분이 커짐에 따라 변형률속도의 집중이 분산됨을 보여주고 있는 것이다. Fig. 14는 Fig. 11의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸다. 두께분포는 편평

한 펀치에 따라서는 거의 일하게 성형되는 것을 볼 수 있으며, 펀치이동이 작을 때나 초기두께가 두꺼운 재료일수록 펀치의 등근 모서리 부분에서 두께 감소가 많이 일어남을 알 수 있다.

원통형 펀치성형의 경우에도 링 형상의 부착으로 인한 두께분포의 변화를 수치해석을 통하여 분석하였다. Fig. 15는 초기소재의 두께가 일정하지 않은 경우에 두꺼운 링을 중앙부에 위치시켜 원통형 펀치성형공정을 해석해 본 것이다.

Fig. 16은 Fig. 15의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸 것으로 계속해서 펀치를 더 강하하면 링 부분의 고정단 쪽 방향으로 펀치 모서리를 지난 옆면에서 파단되는 것을 확인할 수 있었다. 고정단 방향에 있는 소재의 두께분포는 두께가 일정한 소재의 결과에 비해 더 얇아지며 링 안쪽 부분은 두께의 감소가 작아 변형후에도 두꺼

운 부분이 유지됨을 알 수 있었다.

Fig. 17은 두꺼운 링 부분을 고정단쪽 방향으로 이동시켰을 때의 변형형상이다.

Fig. 18은 Fig. 17의 각 변형단계에서의 반경방향에 대한 두께분포를 나타낸 것으로 링은 성형이 진행됨에 따라 펀치 모서리 곡면을 타고 넘어가 밑면에서 옆면으로 위치하게 됨을 알 수 있었다. 이는 두께분포를 조절할 때 중요한 사실이 된다.

두께분포를 보면 Fig. 18의 경우에 Fig. 16과 비교하여 밑면의 두께가 얇아지는 것을 관찰할 수 있으며 링 바깥부분은 더욱 얇아져 파단이 일어나는

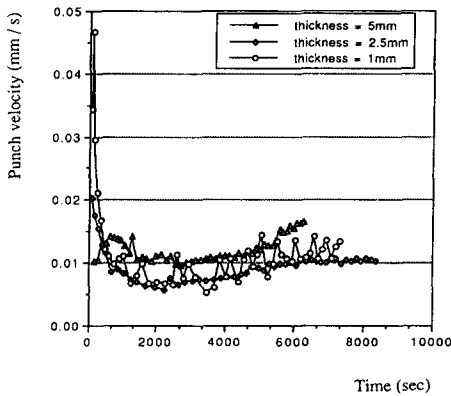


Fig. 13 Optimum punch speeds in cylindrical punch forming

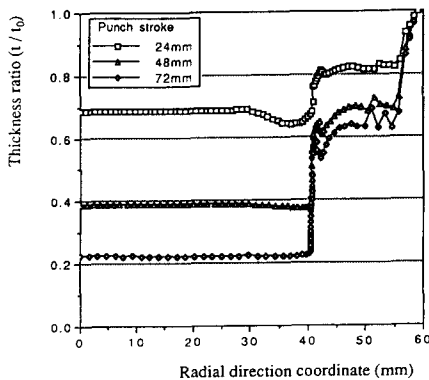


Fig. 14 Thickness distribution of deformed parts with the initial thickness of 2.5 mm in cylindrical punch forming

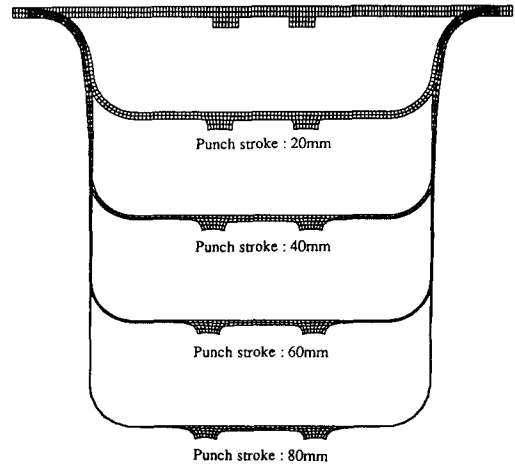


Fig. 15 Deformed configuration of cylindrical punch forming with a thickness-control ring (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=6 ~ 12 mm)

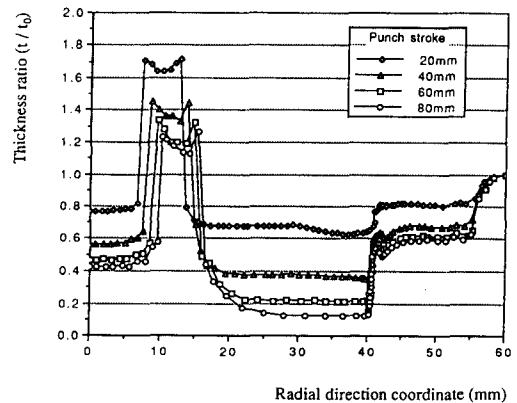


Fig. 16 Thickness distribution of deformed parts with a thickness-control ring in cylindrical punch forming (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=6 ~ 12 mm)

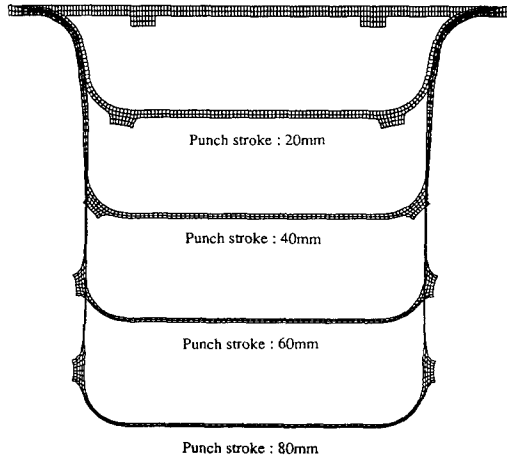


Fig. 17 Deformed configuration of cylindrical punch forming with a thickness-control ring (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=24 ~ 30 mm)

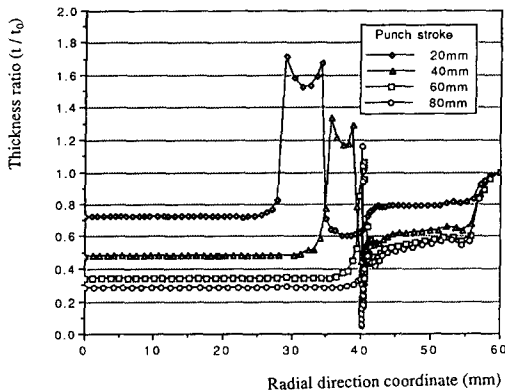


Fig. 18 Thickness distribution of deformed parts with a thickness-control ring in cylindrical punch forming (thickness ratio=2 : 1, initial radial location=24~30 mm)

것을 알 수 있다. 또한 초기두께가 균일한 소재의 변형형상의 초기에 보이던 모서리부근의 두께가 얇아지는 현상이 억제된 것을 알 수 있다. 이것은 반구형 펀치와는 달리 기하학적인 변형형상이 다른 원통형 펀치의 밀면에 불룩하게 나온 부분이 위치함으로 인해 성형과정에서 고정단쪽의 옆면에 변형이 많이 일어나기 때문이다.

4. 결 론

본 논문에서는 성형소재의 두께를 조절하기 위한

방법으로 초소성 펀치성형을 유한요소해석하였으며, 두께분포 조절을 위하여 두께가 다른 링 형상을 초기 소재에 부과하여 해석하였다.

본 논문에서의 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 초소성재료를 비선형, 비압축성, 점성재료로 가정하여 유한요소 수식화를 유도하였다.

(2) 펀치에 의한 성형공정을 해석하기 위한 접촉처리법, 마찰처리법, 최적펀치속도 제어기법 등을 첨입한 펀치성형 유한요소 프로그램을 개발하여 펀치성형공정의 수치해석의 결과를 보였다.

(3) 개발된 펀치성형 유한요소 프로그램을 반구형 펀치성형문제와 원통형 펀치성형문제에 적용하여 두께분포가 다른 소재들의 해석결과를 통해 각 경우의 성형공정을 비교하였다.

(4) 수치해석으로부터 성형판재에 링 형태의 두꺼운 부분을 만들어 링의 위치에 따라 최종 두께분포가 상당히 달라지는 것을 알 수 있었다. 링의 위치를 조절하여 성형되는 제품의 두께를 제어할 수 있음을 수치해석으로 보였다.

참고문헌

- (1) Zienkiewicz, O. C., Jain, P. C. and Onate, E., 1978, "Flow of Solids During Forming and Extrusion : Some Aspects of Numerical Solutions," *Int. J. Solids Structure*, Vol. 14, pp. 15~38.
- (2) Argyris, J. H. and Doltsinis, J. S. L., 1984, "A Primer on Superplasticity in Natural Formulation," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 45, pp. 83~131.
- (3) 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.
- (4) Park, J. J., Oh, S. I. and Altan, T., 1987, "Analysis of Axisymmetric Sheet Forming Processes by Rigid-Viscoplastic Finite Element Method," *J. Eng. Indust.*, November, Vol. 109, pp. 347~354.
- (5) Chandra, N., 1989, "Analysis of Superplastic metal Forming by a Finite Element Method," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, Vol. 26, pp. 1925~1944.
- (6) Bonet, J., Wargadipura, A. H. S. and Wood, R.

- D., 1989, "A Pressure Cycle Control Algorithm for Superplastic Forming," *Comm. in Appl. Num. Methods*, Vol. 5, pp. 121~128.
- (7) Bonet, J., Wargadipura, A. H. S. and Wood, R. D., 1989, "Simulation of the Superplastic Forming of Thin Sheet Components Using the Finite Element Method," *Numiform '89*, pp. 58~93.
- (8) Bellet, M. and Chenet, J. L., 1989, "Numerical Modelling of Thin Sheet Superplastic Forming," *Numiform '89*, pp. 401~406
- (9) Brandon, J. F., Lecoanet, H. and Oytana, C., 1979, "A New Formulation for the Bulging of Viscous Sheet Metal," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 21, pp. 379~354
- (10) Al-Naib, T. Y. M. and Duncan, J. L., 1970, "Superplastic Metal Forming," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 12, pp. 463~477.
- (11) Ghosh, A. K. and Hamilton, C. H., 1979, "Mechanical Behavior and Hardening Characteristics of a Superplastic Ti-6Al-4V Alloy," *Metal. Trans. A*, Vol. 10A, pp. 699~706.
- (12) Kuperfarb, G., Germain, Y. and Abouaf, M., 1987, "A Mechanical Study of Superplastic Forming of Ti-6Al-4V Sheet," *J. Mech. Work. Tech.*, Vol. 14, pp. 159~172.
- (13) Oden, J. T. and Carey, G. T., 1984, "Finite Elements. Special Problems in Solid Mechanics," Vol. 5, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- (14) 허 훈, 한수식, 양동렬, 이종수, 1991, "초소성 박판성형공정의 유한요소 압력제어 해석," 대한기계학회논문집, 제15권, 제5호, pp. 1563~1571.
- (15) Huh, H. and Han, S. S., 1992, "Superplastic Sheet Forming Analysis by the Finite Element Method with Directional Reduced Integration," *Proc. NUMIFORM '92*, Valvonne, France, pp. 851~856.
- (16) Huh, H., Han, S. S., Lee, J. S., and Hong, S. S., 1995, "Experimental Verification of Superplastic Sheet-Metal Forming Analysis by the Finite Element Method," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 49, No. 3, pp. 355~369.