

세장비가 큰 타원형 컵 성형 공정의 다단계 유한요소 역해석

김승호* · 김세호* · 허 훈*

(2000년 1월 31일 접수)

Multi-stage Finite Element Inverse Analysis of Elliptic Cup Drawing Processes with the Large Aspect Ratio

S. H. Kim, S. H. Kim and H. Huh

Abstract

An inverse finite element approach is employed to efficiently design the optimum blank shape and intermediate shapes from the desired final shape in multi-stage elliptic cup drawing processes. The multi-stage deep-drawing process is difficult to design with the conventional finite element analysis since the process is very complicated with intermediate shapes and the numerical analysis undergoes the convergence problem even with tremendous computing time. The elliptic cup drawing process needs much effort to design since it requires full three-dimensional analysis. The inverse analysis is able to omit all complicated and tedious analysis procedures for the optimum process design. In this paper, the finite element inverse analysis provides the thickness strain distribution of each intermediate shape through the multi-stage analysis. The multi-stage analysis deals with the convergence among intermediate shapes and the corresponding sliding constraint surfaces that are described by the analytic function of merged-arc type surfaces.

Key Words : Elliptic Cup Drawing Process, Multi-stage Inverse Analysis, Sliding Constraint Surface

1. 서론

세장비가 큰 타원형 컵은 응용범위가 넓은데 비해 상대적으로 기술이 축적되어 있지 않은 분야로, 기술 축적 및 경험이 부족하여 기존 기술로는 설계가 어려운 실정

이다. 숙련공에 의존한 금형의 설계는 금형의 제작 및 수정 과정에서 막대한 시간과 비용이 소요되므로 경쟁력 있는 제품의 생산이 불가능하게 된다. 유한요소 해석을 실제 금형의 설계 시에 이용하면 이러한 시행착오를 최소화 할 수 있고, 설계 비용을 크게 감소시킬 수 있는

* 한국과학기술원 기계공학과

장점이 있지만, 기존의 방법으로는 해석이 상당히 어려운 공정이다. 이러한 다단계 해석은 현재까지 수행된 예가 거의 전무한 상태로 매우 난이도가 높은 공정이다.

다양한 공정변수를 종합적이고 효과적으로 결정할 수 있는 수치적인 연구 결과는 현재까지 거의 없는 실정이다. 변형이론을 도입한 연구로는 Levy⁽¹⁾, Majlessi와 Lee⁽²⁾, Guo와 Batoz⁽³⁾⁽⁴⁾, Chung과 Richmond⁽⁵⁾, Liu와 Karima⁽⁶⁾, Lee와 Huh⁽⁷⁾⁽⁸⁾ 등이 있다. 변형이론을 기본으로 한 연구들은 블랭크 형상뿐 만 아니라 변형률 분포도 허용가능한 정도의 예측이 가능하며, 매우 짧은 계산시간, 일반적인 형상에의 적용 가능성 등의 장점이 있다. 그렇지만, 변형경로를 고려하지 못하는 변형이론의 한계 때문에 변형경로가 복잡해질 수록 오차가 커지는 단점을 가지고 있다. 이와 같은 오차를 충분히 작게 줄일 수 있는 방법 중의 하나는 변형이론을 몇개의 구간별로 적용하는 것이다. Majlessi와 Lee⁽⁹⁾는 축대칭 다 단계 드로잉 문제에 다 단계 해석을 수행하여 좋은 결과를 얻어 냈으나 일반적인 삼차원 형상에 적용하지는 못하였다. Lee와 Huh⁽¹⁰⁾는 역해석을 일반적인 삼차원 형상으로 확장하여 일단계 역해석에 비해 좋은 결과를 얻을 수 있음을 보여 주었다.

다단계 성형 공정의 중간 단계의 금형을 설계하는데 유한요소 해석을 이용한다면 매우 유용할 것으로 전망되어 지나, 공정이 복잡하고 수렴성이 좋지 않으며, 해석 시간이 매우 오래 걸리므로 현실적으로 적용하기가 어려운 분야이다. 본 논문에서 사용하고자 하는 유한요소 역 해석은 해석의 정확도는 강소성 유한요소법이나 탄소성 유한요소법에 비해 상대적으로 떨어지지만, 중간 단계의 블랭크 형상 및 변형률 분포를 신속히 계산하고 시간과 경비의 소모를 최소화 할 수 있어 실제 생산현장에서 매우 유용한 도구가 될 수 있는 방법이다. 본 논문에서는 다단계 역해석을 다단계 타원형 컵 성형 공정에 적용하여 중간 단계의 형상 및 변형률을 구하는데 적용하였고, 중간 단계의 미끄럼 구속면을 구하여 복잡한 형태의 금형면을 묘사할 수 있는 수치적인 방법을 도입하였다. 오. 여기에 서론을 입력하시오.

2. 다단계 유한요소 역해석

2.1 역해석의 기본적인 가정

설계된 최종형상에 대한 블랭크 형상을 유한요소 역 해석으로 계산하기 위하여 다음과 같은 사항을 고려하였다.

(가) 변형 경로를 고려하지 않고 초기형상(블랭크 형상)과 최종형상만을 고려한다.

(나) 초기형상의 상태 변수(두께 분포, 변형률 분포)와 최종형상을 알고, 초기형상과 최종형상의 상태 변수(두께 분포, 변형률 분포)를 계산한다.

(다) 재료의 거동을 고려하기 위하여 Hencky의 변형 이론과 Hill의 2차 이방성 항복 조건식을 사용한다.

(라) 포텐셜 에너지가 최소화되는 상태로 초기형상에서 최종형상으로 변형한다고 가정하고 초기 블랭크의 형상을 계산한다.

(마) 접촉 상태와 변형 경로 등을 단순화하여 마찰 및 블랭크 홀딩력을 근사적으로 표현한다.

2.2 다단계 역해석의 수치적인 절차

다단계 역해석에 관한 기본적인 수치해석 절차는 Majlessi와 Lee⁽⁹⁾의 반복과정을 도입하였다. 다단계 유한요소 역해석은 각 단계마다 변형이론을 기본으로 일단계 유한요소 역해석을 수행하며, 각 단계의 초기상태와 최종상태만을 고려한다. 다 단계 해석에 관한 설명을 하기 위하여 간단한 예로서 2단계 드로잉 공정을 들 수 있다. Fig. 1은 2단계로 성형되는 개략도를 나타낸다.

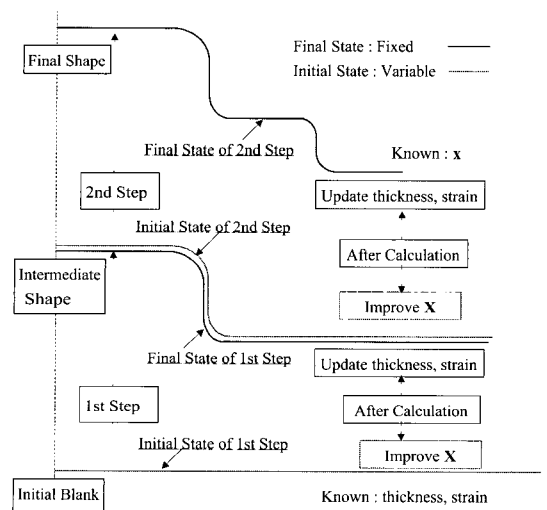


Fig. 1 Schematic description of the 2 step inverse method

먼저, 첫 번째 단계 역 해석은 초기 블랭크의 형상과 중간형상에서 이루어진다. 초기 블랭크의 형상은 첫 번

제 단계의 초기상태이고, 중간형상은 첫 번째 단계의 최종상태이다. 제 2절에서 설명한 바와 같이 역 해석은 초기상태의 절점이 변수이므로 초기 블랭크의 절점이 변수가 되어 해석을 수행한다. 이때, 초기상태의 두께 분포는 주어진 값이고 초기 변형률이 없는 상태이다. 첫 번째 단계의 비선형 해석이 끝나면, 초기 블랭크에 대한 절점들이 개선된 위치로 이동한다. 그리고 초기상태에서 중간형상으로 변형했을 때, 유효 변형률 증분에 관한 분포와 두께 분포의 변화를 알 수 있다. 유효 변형률 증분과 두께 분포의 변화는 중간형상에 대한 상태변수이다. 이와 같이 중간형상에 관한 상태변수를 첫 번째 단계 역 해석으로부터 알 수 있으므로 두 번째 단계 역 해석을 수행할 수 있다. 두 번째 단계 역 해석에서는 중간형상이 초기상태이며, 최종형상이 최종상태이다. 첫 번째 단계 역 해석과 같이 두 번째 단계 역 해석에서도 초기상태인 중간형상의 절점들이 변수가 되어 해석이 수행된다. 두 번째 단계 비선형 해석이 끝나면, 역시 중간형상의 절점들이 개선된 위치로 이동되고 최종형상의 변형률 분포와 두께 분포 등을 알 수 있다.

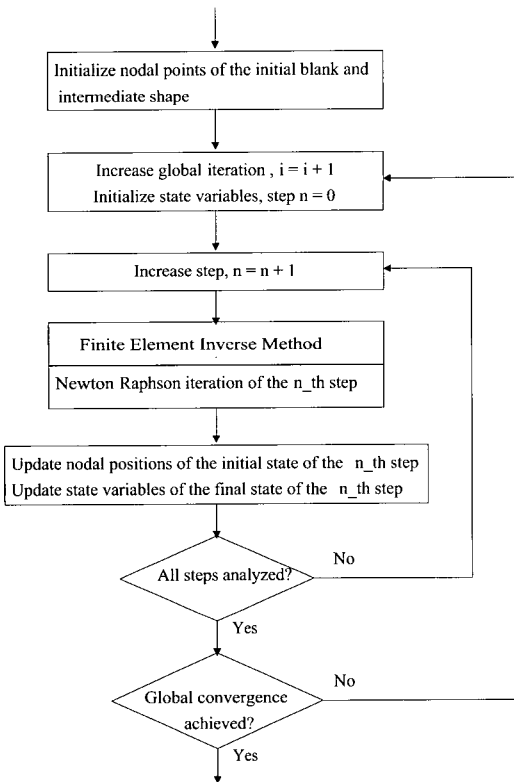


Fig. 2 Flow chart of the multi-step inverse method

위와 같이 첫 번째 단계와 두 번째 단계 역 해석을 끝마치면, 전체 반복과정에 대한 첫 번째 반복과정이 끝난 것이다. 전체 반복과정을 거치는 이유는 최종형상을 제외한 초기형상과 중간형상의 절점들이 초기 추정치에 의해 놓여져 있기 때문이다. 즉, 첫 번째 반복과정의 첫 번째 단계 역 해석은 최종상태인 중간형상이 초기추정에 의해 놓인 값이므로, 이때 계산한 블랭크 형상과 상태변수는 다시 개선해야 할 여지가 있다. 첫 번째 반복과정의 두 번째 단계 역 해석도 역시 첫 번째 단계 역 해석으로 계산한 상태변수 값을 이용하기 때문에, 이때 계산한 중간형상과 상태변수도 다시 개선해야 한다. 이와 같이, 최종형상과 초기 블랭크에만 부분적인 정보를 가지고 있으므로 전체 반복과정을 거치게 된다. 전체 반복과정을 여러 번 수행하면, 초기 블랭크의 절점과 중간형상의 절점들이 더 이상 움직이지 않는 상태가 되며 이때를 전체 반복과정이 수렴상태로 본다.

지금까지의 2단계 역 해석에 관한 수치해석 절차를 다 단계 역 해석으로 확장할 수 있다. 다 단계 역 해석인 경우는 중간형상이 여러 개 있을 뿐이고 2단계 역 해석과 똑같으며 Fig. 2와 같이 수행하면 된다. 다 단계 역 해석을 수행하기 위해 주어지는 정보는 최종형상의 절점의 위치, 초기 블랭크의 상태변수, 중간형상의 절점들이 움직일 수 있는 미끄럼 구속면 (Sliding Constraint Surface) 등이 있다.

2.3 포텐셜에너지의 최소화

평형 상태의 변형체는 응력장에 대하여 필요 충분 적으로 가상일의 원리를 만족한다. Hill은 ‘평형 상태의 소성 변형체는 소성 포텐셜이 최소인 상태에서 존재한다’라고 가정하였다⁽¹¹⁾.

$$\min . \Psi(\mathbf{X}) = \int_{\Omega} \sigma : d\epsilon d\Omega - \int_{\Gamma} \mathbf{t} \cdot d\mathbf{u} d\Gamma \quad (1)$$

위 식은 구성 방정식에 관계없이 대변형에 대해서도 만족된다. 소성 포텐셜로 나타내어지는 목적함수는 박관 성형 공정의 역행 문제(Inverse Problems)를 풀기 위하여 최소화 할 수 있다. 포텐셜 에너지는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \Psi(\mathbf{X}) &= W_p(\mathbf{X}) - (W_f(\mathbf{X}) + W_b(\mathbf{X})) \\ &= \sum_{e=1}^E \int_{\Omega_e} (\sigma : d\epsilon) d\Omega - \sum_{e=1}^E \int_{\Gamma_e} \left(\int_0^{u_f} \mathbf{t}_f \cdot d\mathbf{u} \right) d\Gamma \end{aligned}$$

$$- \sum_{e=1}^{E_k} \int_{\Gamma_e} \left(\int_0^{\mathbf{u}_f} \mathbf{t}_b \cdot d\mathbf{u} \right) d\Gamma \quad (2)$$

이때, $W_p(\mathbf{X})$ 는 내부의 소성변형 에너지이고, 마찰에 의한 일 $W_f(\mathbf{X})$, 블랭크 홀딩력에 의한 일 $W_b(\mathbf{X})$ 등이 등가 외부 일이다. $\mathbf{t}_f, \mathbf{t}_b$ 는 각각 마찰력, 블랭크 홀딩력이다. 이때, 최종상태의 포텐셜 에너지는 중간 변형 경로에 관계없이 초기상태의 함수로 표현된다. 그리고, 포텐셜 에너지의 최소인 값은 식(3)을 만족할 때 얻어진다.

$$\min. \Psi(\mathbf{X}) \Leftrightarrow \mathbf{R}(\mathbf{X}) \equiv \frac{\partial \Psi(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} = 0 \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{R}(\mathbf{X}) = & \sum_{e=1}^{E_k} \int_{\Omega_e} \boldsymbol{\sigma} : \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}{\partial \mathbf{X}} d\Omega \\ & - \sum_{e=1}^{E_k} \int_{\Gamma_e} \mathbf{t}_f \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{X}} d\Gamma - \sum_{e=1}^{E_k} \int_{\Gamma_e} \mathbf{t}_b \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{X}} d\Gamma \end{aligned} \quad (4)$$

식(3)을 뉴튼-랩슨 법으로 해석하기 위해 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\left[\frac{\partial \mathbf{R}(\mathbf{X})}{\partial \mathbf{X}} \right]_{(n)} \{ \Delta \mathbf{X} \} = - \{ \mathbf{R}(\mathbf{X}) \}_{(n)} \quad (5)$$

2.4 소성변형 에너지항의 좌표계 변환

물질 좌표계는 각 요소마다 방향이 다르기 때문에, 변형 에너지 식에 관한 각 요소의 강성 행렬(Element Stiffness Matrix, $\tilde{\mathbf{K}}^e$)과 요소의 외력 벡터(Element Force Vector, $\tilde{\mathbf{F}}^e$)를 물질 좌표계에서 구성한 후 국부 좌표계로 변환해야 한다. 그리고 국부 좌표계로 변환된 요소의 강성 행렬과 요소의 외력 벡터를 이용하여 식(5)의 강성 행렬(Global Stiffness Matrix)과 외력 벡터(Global Force Vector)를 구성한다.

하나의 요소에 대하여 하나의 물질 좌표계가 주어지며 요소를 구성하고 있는 3절점에 각각 다른 국부 좌표계가 있게 된다. 물질 좌표계의 변위와 국부 좌표계의 변위의 관계는 아래와 같은 나타낼 수 있다.

$$\Delta \tilde{\mathbf{U}}_i = \mathbf{T}_i \Delta \bar{\mathbf{U}}_i, \quad (\text{not summed, } i=1,2,3) \quad (6)$$

여기서, $\Delta \tilde{\mathbf{U}}_i$ 은 물질 좌표계로 표현한 3절점의 변위이며 $\Delta \bar{\mathbf{U}}_i$ 는 국부 좌표계로 표현한 3절점의 변위이다. 아

래 첨자 i 는 요소의 절점 번호를 의미한다. 그리고 변환 행렬 \mathbf{T}_i 는 다음과 같다.

$$\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} \cos(\bar{\mathbf{X}}_i, \mathbf{S}) & \cos(\bar{\mathbf{Y}}_i, \mathbf{S}) \\ \cos(\bar{\mathbf{X}}_i, \mathbf{T}) & \cos(\bar{\mathbf{Y}}_i, \mathbf{T}) \end{bmatrix} \quad (7)$$

식(7)의 변환 행렬을 보면 알 수 있듯이, 국부 좌표는 $(\bar{\mathbf{X}}, \bar{\mathbf{Y}})$ 방향만을 고려하며 수직 방향 $(\bar{\mathbf{Z}})$ 은 반복과 정 중에 수정된다. 이때, 요소의 강성 행렬 $\tilde{\mathbf{K}}^e$ 과 요소의 외력 벡터 $\tilde{\mathbf{F}}^e$ 는 식(8)과 같이 물질 좌표계에서 표현되고

$$\tilde{\mathbf{K}}^e \Delta \tilde{\mathbf{U}} = - \tilde{\mathbf{F}}^e \quad (8)$$

국부 좌표계에 대한 요소의 강성 행렬 $\bar{\mathbf{K}}^e$ 과 요소의 외력 벡터 $\bar{\mathbf{F}}^e$ 는 다음과 같은 변환에 의해 얻어진다.

$$\begin{aligned} \bar{\mathbf{K}}^e \Delta \bar{\mathbf{U}} &= - \bar{\mathbf{F}}^e \\ \text{where} \\ \bar{\mathbf{K}}^e &= \mathbf{T}^T \tilde{\mathbf{K}}^e \mathbf{T}, \quad \bar{\mathbf{F}}^e = \mathbf{T}^T \tilde{\mathbf{F}}^e \end{aligned} \quad (9)$$

여기서, $\Delta \tilde{\mathbf{U}} = [\Delta \tilde{\mathbf{U}}_1 \quad \Delta \tilde{\mathbf{U}}_2 \quad \Delta \tilde{\mathbf{U}}_3]$, $\Delta \bar{\mathbf{U}} = [\Delta \bar{\mathbf{U}}_1 \quad \Delta \bar{\mathbf{U}}_2 \quad \Delta \bar{\mathbf{U}}_3]$ 이고, \mathbf{T} 는 식(7)의 행렬 \mathbf{T}_i 로 구성된 행렬로서 식(10)과 같다.

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{T}_1 & 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{T}_2 & 0 \\ 0 & 0 & \mathbf{T}_3 \end{bmatrix}_{(6 \times 6)} \quad (10)$$



Fig. 3 Schematic geometry of the sliding constraint surface

3. 미끄럼 구속면의 정의

본 논문에서 사용한 미끄럼 구속면은 Fig. 3과 같은 형상으로 각 단면이 두 세개의 원호로 이루어지는 형상이다.

중간 미끄럼 면은 평면도가 Fig. 4와 같은 형상으로 11개의 영역으로 구분된다. 여기서 r_p 는 펀치반경 r_d 는 금형의 모서리 반경을 나타내고 h_{gap} 은 금형과 펀치 사이의 간격을 나타낸다.

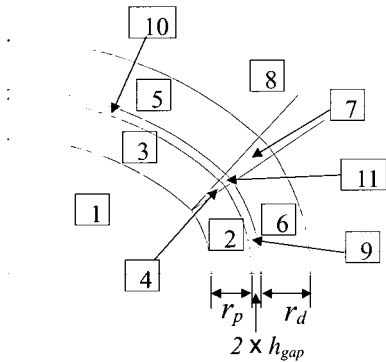


Fig. 4 Division of sections for intermediate sliding constraint surfaces

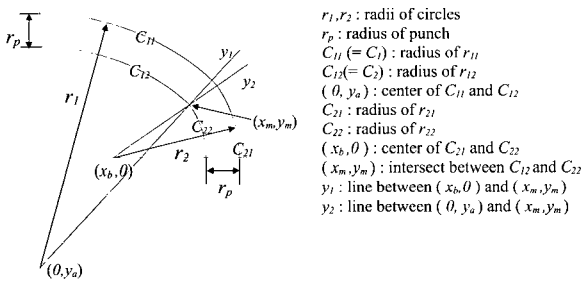


Fig. 5 Geometric parameters for the section definition

Fig. 5은 미끄럼 구속면의 묘사에 사용된 용어를 나타내는 것으로 상부의 영역 1,2,3을 기준으로 한다. 영역을 나누기 전에 구역을 Fig. 6와 같이 구분한다.

영역의 구분은 다음과 같은 순서로 이루어진다. Fig. 7은 임의의 측면을 나타낸 그림인데, (x_p, y_p, z_p) 에서의 영역을 구할 때, a, b, t 벡터를 그림처럼 정의한다. 원호

들 중에서 구하려는 영역의 중심원점으로부터의 거리를 r_{eff} 라 하면, Fig. 6의 구분에 따라 r_{eff} 는 다음과 같이 나타내어진다.

$$\text{at I : } r_{eff} = \sqrt{(x_p - x_b)^2 + y_p^2} \quad (11a)$$

$$\text{at II : } r_{eff} = \sqrt{(x_p - x_m)^2 + (y_p - x_m)^2} \quad (11b)$$

$$\text{at III : } r_{eff} = \sqrt{x_p^2 + (y_p - y_a)^2} \quad (11c)$$

각 영역은 다음과 같은 조건으로 나누어진다.

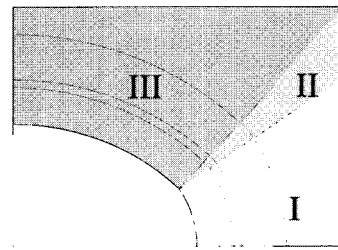


Fig. 6 Division of sliding constraint surface area

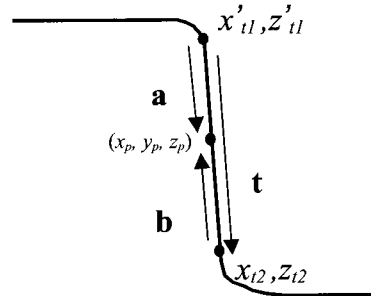


Fig. 7 Schematic vectors to define sections

- (1) $y_1 \geq 0, c_1 \leq (r_{11} - r_p)$ or $y_2 \leq 0, c_2 \leq (r_{21} - r_p)$
- (2) $y_2 \leq 0, c_2 > (r_{21} - r_p)$ and $t \cdot a < 0$
- (3) $y_1 \geq 0, c_1 > (r_{11} - r_p)$ and $t \cdot a < 0$
- (4) $y_1 < 0, y_2 > 0, c_1 > (r_{11} - r_p), c_2 > (r_{21} - r_p)$ and $t \cdot a < 0$
- (5) $y_2 \leq 0, c_2 > (r_{21} - r_p)$ and $t \cdot a \geq 0, t \cdot b < 0$
- (6) $y_1 \geq 0, c_1 > (r_{11} - r_p)$ and $t \cdot a \geq 0, t \cdot b < 0$
- (7) $y_1 < 0, y_2 > 0, c_1 > (r_{11} - r_p), c_2 > (r_{21} - r_p)$ and $t \cdot a \geq 0, t \cdot b < 0$

- (8)
$$\left(\begin{array}{l} y_2 \leq 0 \text{ and } c_2 \geq (r_{22} + r_d) \\ \text{or } y_1 \geq 0 \text{ and } c_1 \geq (r_{12} + r_d) \\ \text{or } y_1 \leq 0, y_2 > 0, (x_p - x_m)^2 + (y_p - y_m)^2 \geq (r_{dc} + r_d)^2 \end{array} \right)$$
- (9) $y_2 \leq 0, c_2 < (r_{22} + r_d) \text{ and } t \cdot b \geq 0$
- (10) $y_1 \geq 0, c_1 < (r_{11} + r_d) \text{ and } t \cdot b \geq 0$
- (11)
$$y_1 < 0, y_2 > 0, (x_p - x_m)^2 + (y_p - y_m)^2 \geq (r_{dc} + r_d)^2, \\ (x_p - x_m)^2 + (y_p - y_m)^2 \geq (r_{dc} + r_d)^2 \text{ and } t \cdot b \geq 0$$

영역을 정의한 다음에는 해석에 필요한 각 절점의 미끄럼 구속면 상에서의 수직 벡터와 간격을 구해야 한다. \mathbf{u} 벡터는 측면의 경사 방향으로 다음과 같이 정의되어진다.

$$\mathbf{u} = \left(\frac{z_{l1} - z_{l2}}{l}, \frac{x_{l2}' - x_{l1}'}{l} \right) \quad (12)$$

where $l = \sqrt{(x_{l2}' - x_{l1}')^2 + (z_{l2} - z_{l1})^2}$

θ 를 구하려는 영역의 중심 원점으로부터의 각도라고 하고, \mathbf{c} , \mathbf{d} 벡터를 다음의 (13)식과 (14)식처럼 정의하면 수직벡터 \mathbf{n} 은 (15)식처럼 나타내어지고, 간극 δ 는 (16)식처럼 나타내어진다.

$$\mathbf{c} = (r_{eff} - x_{l1}', z_p - z_{l1} + S) \quad (13)$$

$$\mathbf{d} = (\mathbf{c} \cdot \mathbf{t}) \mathbf{t} \quad (14)$$

$$\mathbf{n} = (u_1 \cos \theta, u_1 \sin \theta, u_2) \quad (15)$$

$$\delta = (\mathbf{e} - \mathbf{c}) \cdot \mathbf{u} \quad (16)$$

여기서 S 는 가장 윗면의 z 좌표이다.

4. 수치해석 결과

4.1 개요

본 논문에서는 다단계 타원형 컵 성형시의 중간 블랭크 형상 및 초기 블랭크 형상을 계산해 보았다. 물성치는 단순인장실험을 통해 구한 값들을 사용하였다. 수직 이방성, 평면 이방성 두 경우에 대해, 각 단계에 일정한 블랭크 홀딩력이 작용한다고 가정하였다. 수직 이방성의 경우에는 각 단계의 블랭크 홀딩력이 1000 kgf, 2000

kgf 인 두가지 경우로 해석을 수행하였고, 평면 이방성의 경우에는 블랭크 홀딩력이 1000 kgf 인 경우를 해석하였다. 각 단계의 플랜지 형상을 비교해 보았고, 다단계 건전지 케이스 성형시에 가장 중요한 인자인 두께 변형률을 각 단계 별로 초기 재료의 압연 방향과 압연방향에 수직인 방향에 대하여 비교하여 보았다.

4.2 타원형 컵의 다단계 유한요소 역해석

본 논문에서는 최종 형상을 타원형으로 하고, 중간 단계는 원통형과 타원형으로 구성된 타원형 컵의 다단계 유한요소 역해석을 수행하였다. 각 단계의 펀치와 금형의 도면을 Fig. 8에 도시하였고, 4단계 최종 형상을 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 8에서 1단계와 2단계는 원통형 펀치이고, 3단계와 4단계는 두 개의 원이 만나는 타원형의 펀치와 금형임을 알 수 있다. 해석에 이용된 재료 상수와 성형 조건은 다음과 같다.

응력-변형률 관계 :

$$521.86 (0.014834 + \bar{\epsilon})^{0.23373} \text{ (MPa)}$$

이방성계수 :

$$R_0 = 1.872, R_{45} = 1.246, R_{90} = 2.103$$

초기 박판 두께 : 0.5 mm

마찰계수 : 0.15

블랭크 홀딩력 : 1000 kgf, 2000 kgf

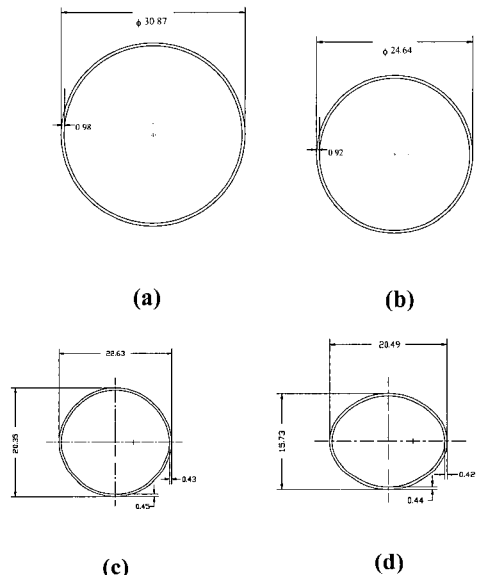


Fig. 8 Punch and die profiles for multi-stage elliptic cup drawing: (a) Stage 1; (b) Stage 2; (c) Stage 3; (d) Stage 4

수직 이방성의 경우는 블랭크 홀딩력을 1000 kgf, 2000 kgf 로 바꾸어 가면서 해석을 수행하였고, 평면 이방성의 경우는 블랭크 홀딩력이 1000 kgf 인 경우만 해석을 수행하였다. 위와 같은 유한요소 모델, 재료 상수 및 성형 조건을 토대로 각 단계의 중간 형상 및 초기 블랭크를 계산하였다.

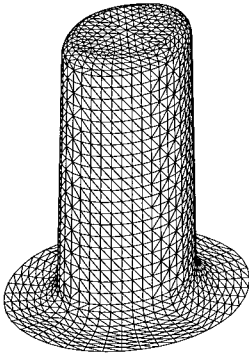


Fig. 9 Desired final shape of the multi-stage elliptic cup drawing (Stage 4)

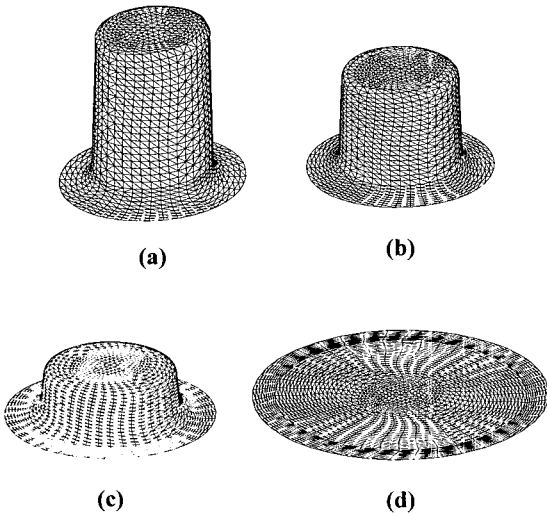


Fig. 10 Computed intermediate shapes of each stage (BHF = 1000 kgf, normal anisotropy): (a) Stage 3; (b) Stage 2; (c) Initial blank shape

· 블랭크 홀딩력이 1000 kgf 이고, 수직 이방성의 경우에 대한 각 단계의 계산된 중간 형상 및 초기 형상을 Fig. 10에 도시하였다. Fig. 11에 각 단계의 플랜지 형상을 같은 조건의 수직 이방성인 경우와 비교하여 보았다. 플랜지 형상이 수직 이방성인 경우와 다른 양상을 보이고 있음을 알 수 있는데, 압연 방향의 경우에는 수직 이방성의 경우가 안쪽으로 들어오는 양상을 보이는데 반해, 압연 방향에 수직 방향의 경우에는 평면 이방성의 경우가 안쪽으로 들어오는 양상을 보이고 있음을 알 수 있다.

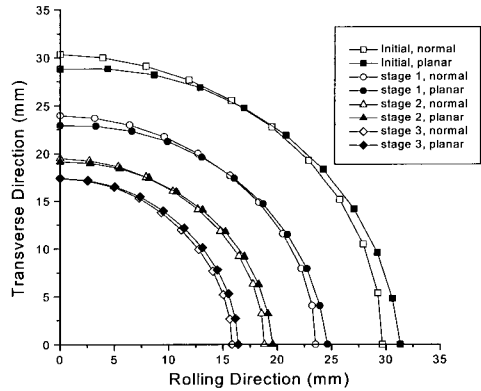
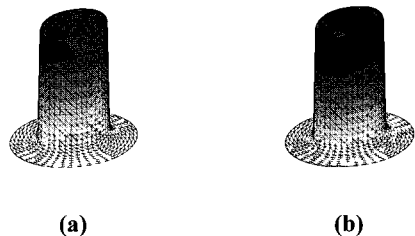


Fig. 11 Comparison of computed flange shapes in each stage with two material types (BHF = 1000 kgf)

Fig. 12에 수직 이방성인 경우와 평면 이방성인 경우에 대해 최종 형상의 두께 변형률 분포를 비교하였다. 수직 이방성의 경우, 대체로 압연 방향에 수직인 방향에 대해 펀치 상단부에서 가장 얇아지는 경향을 보였다. 블랭크 홀딩력이 커지는 경우 플랜지 부분에서의 구속력이 커지므로, 전체적으로 변형이 더 심해져 펀치 상단에서 더 얇아짐을 알 수 있다. 평면 이방성의 경우는 수직 이



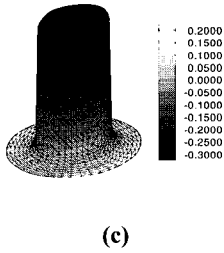


Fig. 12 Comparison of the thickness strain distribution in the final stage:
 (a) BHF = 1000 kgf, normal anisotropy;
 (b) BHF = 2000 kgf, normal anisotropy;
 (c) BHF = 1000 kgf, planar anisotropy

방성의 경우처럼 국부적으로 얇아지는 경향은 보이지 않고 전체적으로 비교적 균일하게 단계적으로 얇아지는 경향을 보이고 있지만, 여전히 압연 방향에 수직인 방향이 보다 얇아짐을 알 수 있다. Fig 13과 Fig. 14에 위 세 가지 경우에 대하여 각 단계의 두께 변형률 분포를 압연 방향과 압연 방향에 수직인 방향에 대해 각각 정량적으로 비교하여 보았다.

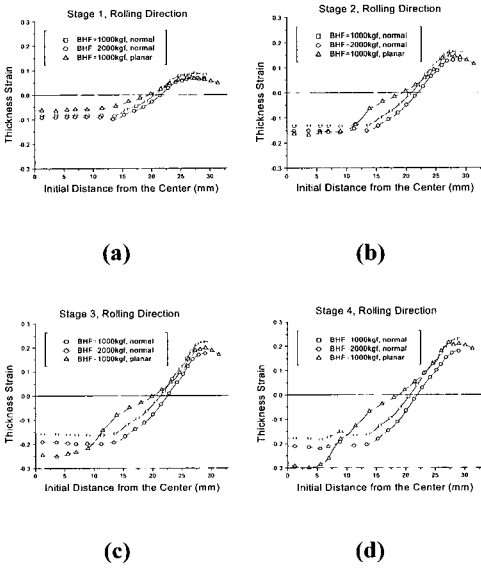


Fig. 13 Comparison of the thickness strain in each stage along the rolling direction: (a) Stage 1; (b) Stage 2; (c) Stage 3; (d) Stage 4

형상에 대해서는 변형이 수직 이방성의 경우보다 평면 이방성의 경우가 두께 변형률이 더 작음을 알 수 있다. 3단계와 4 단계에서는 수직 이방성의 경우가 펀치 상단 부분에서는 더 얇아지고 있음을 알 수 있다. 블랭크 홀딩력이 큰 경우 전체적인 변형이 더 많이 생기는데 이는 두께가 어떤 부분에서는 더 얇아지고, 다른 부분에서는 더 두꺼워져 전체적으로 변형이 많아지는 것이다. Fig. 14에서 압연 방향에 수직인 방향의 경우, 평면 이방성의 경우에는 변형은 압연 방향보다 더 많지만 대체로 압연 방향과 비슷한 경향을 보이는데, 수직 이방성의 경우는 최종 형상에서 펀치의 모서리 바로 아래 부분에 해당하는 부분이 매우 얇아지는 현상을 보인다. 3 단계도 어느 정도 원통형과 비슷한 형상인데 4 단계는 일반적인 두께의 원이 만나는 형상이다. 3 단계에서 4 단계로 갈 때 갑자기 이 부분의 형상이 많이 변하게 되어 국부적으로 집중되는 현상이 발생하게 된다. 결과적으로 최종 형상의 펀치 모서리 바로 아래 부분 많이 늘어나게 되어 두께가 얇아지는 것으로 이 부분에서의 파단이 예상되어진다. 두께가 30% 이상 줄어드는 부분이 최종 형상에서 여러 부분에서 볼 수 있는데 이런 부분에서 파단이 발생할 가능성이 큰 부분이라고 할 수 있다.

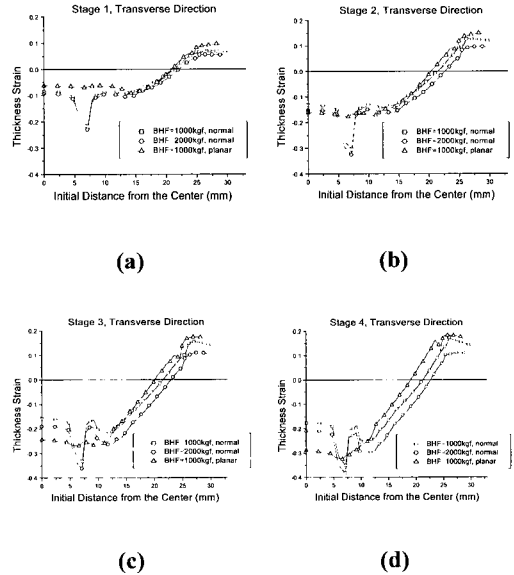


Fig. 14 Comparison of the thickness strain of each stage along the transverse direction: (a) Stage 1; (b) Stage 2; (c) Stage 3; (d) Stage 4

Fig. 13에서 압연 방향의 경우 1, 2 단계에서인 원통형

5. 결론 및 토론

본 논문에서는 다단계 유한요소 역해석을 다단계 타원형 컵의 성형 공정에 적용하여 중간 단계의 블랭크 형상 및 변형을 분포를 구하였다. 두 세개의 원호가 합쳐진 타원형의 형상을 가지는 미끄럼 구속면을 영역에 따라 구분하여 수식적으로 표현하여 해석을 수행하였다. 블랭크 홀딩력이 커지면 플랜지 부분에서의 구속력이 커져 펀치 상부에서 더 얇아짐을 알 수 있었고, 평면 이방성으로 해석을 수행한 경우가 수직 이방성의 경우보다 국부적인 변형이 완화되고 있음을 알 수 있었다. 펀치 상단부의 단변 부분이 가장 얇아져 이 부분에서 파단이 발생 할 가능성이 큼을 알 수 있었는데 이러한 형상은 중간 단계의 금형의 형상을 수정하면 해결 할 수 있을 것으로 보인다.

본 논문에서는 해석의 정확성은 기존의 강소성 및 탄소성 유한요소법에 비해 떨어지지만, 기존의 방법으로는 해석이 거의 불가능한 공정에 대한 해석 결과를 정성적으로 구하였다. 난이도가 높은 다단계 성형공정에서 중간 단계의 금형 설계에의 적용 가능성을 보여 주었다. 파단이 일어나지 않고 균일한 두께 분포를 가지도록 중간 단계의 금형을 최적으로 수정할 수 있는 연구가 향후에 이루어져야 할 것이다.

참 고 문 헌

- (1) Levy, S., Shih, C. F., Wilkinson, J. P. D., Stine, P. and McWilson, R. C., 1978, "Analysis of Sheet Metal Forming to Axisymmetric Shapes", Formability Topics-Metallic Materials, ed. By Niemeier, B.A., Schmieder, A.K., and Newby, J.R., ASTM, pp.238~260.
- (2) Majlessi, S. A. and Lee, D., 1993, "Deep Drawing of Square-Shaped Sheet Metal Parts, Part 1 : Finite Element Analysis", ASME trans: J. of Engineering for Industry, Vol.115, pp.102~109.
- (3) Batoz, J. L., Guo, Y. Q. and Detraux, J. M., 1990, "An Inverse Finite Element Procedure to Estimate the Large Plastic Strain in Sheet Metal Forming", Proc. of 3rd Int. Conf. on Tech. of Plasticity, Vol.3, pp.1403~1408.
- (4) Guo, Y. Q., Batoz, J. L., Mouatassim, M. El. and Detraux, J. M., 1992, "On the Estimation of Thickness Strain in Thin Car Panels by the Inverse Approach", NUMIFORM'92, pp.473~478.
- (5) Chung, K. and Richmond, O., 1994, "The Mechanics of Ideal Forming", ASME trans: J. of Applied Mechanics, Vol.61, pp.176~181.
- (6) Liu, S. D. and Karima, M., 1992, "A One Step Finite Element Approach for Production Design of Sheet Metal Stampings", NUMIFORM'92, pp.497~502.
- (7) 이 충호, 허 훈, 1996, "박판금속성형공정에서의 블랭크 설계 및 변형을 예측", 대한기계학회논문집, 제20권, 제6호, pp.1810~1818.
- (8) Lee, C. H. and Huh, H., 1997, "Blank Design and Strain Prediction of Automobile Stamping Parts by an Inverse Finite Element Approach", J. Mater. Process. Technol., Vol.63, pp.645~650.
- (9) Majlessi, S. A. and Lee, D., 1998, "Development of Multistage Sheet Metal Forming Analysis Method", J. Mater. Shaping technol., Vol.6, No.1, pp.41~54.
- (10) Lee, C. H. and Huh, H., 1998, "Three Dimensional Multi-step Inverse Analysis for the Optimum Blank Design in Sheet Metal Forming Processes", J. of Mater. Process. Technol., Vol. 80, pp. 76~82.
- (11) Hill, R., 1958, "A General Theory of Uniqueness and Stability in Elasto-plastic Solids", J. Mech. Phys. Solids, Vol.6, pp.236.