

유한요소법을 이용한 축대칭 다단계 딥드로잉 금형 설계 해석

이동호* · 이승열** · 김영탁***

(1998년 7월 1일 접수)

Axisymmetric Multi-Stage Deep Drawing Die Design Analysis Using Finite Element Method

D. H. Lee, S.Y. Lee and Y. T. Keum

Abstract

The design analysis of axisymmetric, multi-stage deep drawing dies was performed using the rigid-viscoplastic finite element formulation. In the formulation, the axisymmetric CFS algorithm was employed. Hill's non-quadratic normal anisotropic yield criterion and isotropic hardening rule were considered. For trial initial displacements and tool contact points, the geometric force equilibrium method was adopted. In order to see the validity of the formulation, the multi-stage deep drawing processes of shell-cylinder front part of hydraulic booster were simulated. The simulation showed good agreements with measurements and PAM-STAMP results.

Key Words : Axisymmetric Forming(축대칭 성형), Multi-Stage Deep Drawing(다단계 딥드로잉), Rigid-viscoplastic FEM(강점소성 유한요소법), Normal Anisotropic Yield Criterion(수직이방성 항복이론), Geometric Force Equilibrium Method(기하학힘평형법)

1. 서 론

최근 자동차, 항공 산업의 급속한 발전으로 인하여 새로운 제품에 대한 생산 공정의 단축이 요구됨에 따라 여러 가지 개선 대책이 나오고 있다. 특히 부품 산업의 경우 경량화 및 제조 공정의 단축을 위하여 컴퓨터를 이용한 개발 시스템이 선진 외국의 회사들에 의해서 도입되고 있다.

판재 가공의 대표적인 공정인 딥드로잉은 판재가 평평한 모양으로부터 제품의 최종 형상에 이르는 동안 소성 변형을 겪게 되며, 그 변형의 역학은 성형성 및 이방성과 관련되어 매우 복잡하다⁽¹⁾. 딥드로잉으로 성형되는 제품의

모양이 복잡한 경우에는 다단계로 가공하므로 공정 해석에 어려움이 따른다. 특히 다단계 딥드로잉의 경우에는 성형성을 향상시키기 위해서 역드로잉이나 재드로잉과 같은 과정이 포함되므로, 최종 제품의 형상 및 두께 분포를 알기 위해서는 일련의 다단계 공정들을 순차적으로 해석하는 것이 필요하다. 다단계 딥드로잉의 가장 큰 장점으로서는 복잡한 형상의 제품제조시 변형의 국부화를 막아서 가공 경화의 정도를 고르게 하는데 있다.⁽²⁾

현재 박판 성형 공정 해석에 사용되고 있는 여러 가지 방법 중에서 유한 요소 해석법은 다른 방법에 비해 판재의 변형이나 응력에 대해 정도 높은 정보를 제공하고 있다.

* 한양대학교 대학원, 현재 포항제철(주) 근무

** 동부제강(주) 기술연구소

*** 한양대학교, 기계공학과

박판성형해석에서 사용되는 유한요소법은 소재의 구성식에 따라 소성변형만 고려한 강소성 유한요소법, 소성변형만 고려하되 변형을 속도항을 취급하는 강·점소성 유한요소법, 그리고 탄성변형도 고려하는 탄소성 유한요소법으로 분류된다. 성형해석에서는 계산효율 측면에서 강소성 및 강·점소성 유한요소법이 많이 사용되고 있다. 박판성형 해석에서 일반적으로 사용되는 항복이론은 Hill⁽⁹⁾이 발표한 평면 이방성 항복이론 및 수직 이방성 항복이론과, 비철금속의 이상 거동을 정확히 모델링하기 위하여 Barlat^(4,5,6,7)이 제안한 비2차 이방성 항복조건 등이 있다.

Onate와 Zienkiewicz⁽⁸⁾는 축대칭 셸 요소를 사용하여 수직 이방성을 묘사하는 탄소성 유한요소 정식화를 수행하고 반구 스트레칭 해석 및 드로잉 해석을 수행하였다. D. M. Woo⁽⁹⁾는 축대칭 요소로 이방성 효과를 고려하여 드로잉과 스트레칭 형태의 실린더 컵에 대한 해석을 수행하여 실험치와 비교하여 그 타당성을 검토하였다. Hambrecht⁽¹⁰⁾ 등은 세 가지 모델, 즉 고체모델, 박막모델, 그리고 셸모델을 도입하여 평면 변형과 축대칭 문제에 적용하여 비교 검토하였다. 연구 결과 굽힘 효과가 지배적인 문제에 있어서 셸 요소를 사용하여 해석한 것이 해석 시간은 길어지는 반면, 해석의 정도는 높아지는 것으로 보고되었다.

박동운 등은⁽¹¹⁾ Zienkiewicz와 Onate에 의해 제시된 2절점 선형 요소를 사용하고, 변형률은 Nagtegaal과 Veldpaus의 식으로 대치하여, 2차원 판재 성형 문제를 해결할 수 있는 강소성 셸 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 검증에 위하여 Woo의 펀치 스트레칭 및 딥드로잉 실험과 비교하였다. 이러한 일련의 축대칭 문제에 대한 연구를 기반으로 다단계 문제에 대한 연구가 수행되었다. 심재진⁽¹²⁾ 등은 강소성 유한요소법을 이용하여 굽힘의 효과를 고려하기 위해 연속체요소를 사용하고, 재료의 수직 이방성을 고려하여 다단계 딥드로잉의 공정해석을 수행하였다. 이들은 다단계 공정해석의 결과 적용된 역드로잉과 재드로잉 과정은 두께유지에 필수적인 과정임을 밝혔다. Yoon⁽²⁾ 등은 매개변수에 의한 패치로 복잡한 금형면을 묘사하는 금형면 표현방법과 절점스프링을 기본으로 한 굽힘에너지가 보강된 박막 BEAM 요소를 수식화하고 이를 축대칭 다단계 해석에 적용하였다. 해석된 결과 재드로잉이나 역드로잉과정은 변형률의 국부화를 막고 변형률 분포를 고르게 해준다는 것을 밝혔다.

본 연구에서는 축대칭 제품의 성형 해석을 위하여 Hill의 비2차 이방성 항복이론을 도입하여 박막이론에 기초한

2차원 강·점소성 유한요소 방정식을 정식화하고, 축대칭 다단계 제품의 단면 성형 해석 프로그램을 개발하였다. 개발한 축대칭 다단계 프로그램의 효용성을 입증하기 위하여 자동차용 shell-cylinder front part의 성형공정을 해석하고 측정치 및 PAM-STAMP 결과와 비교하였다.

2. 소성 구성 방정식

평면응력상태에 있는 수직 이방성 박판재의 거동을 예측하기 위하여 Hill의 항복이론을 도입하면 응력장의 항복조건식은 다음과 같이 표시된다.⁽³⁾

$$\bar{\sigma} = C_1 \left[|\sigma_1 + \sigma_2|^M + C_2 |\sigma_1 - \sigma_2|^M \right]^{1/M} \quad (1)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, σ_1, σ_2 는 주응력이고, $C_1 = [2(1 + \bar{R})]^{1/M}$, $C_2 = 1 + 2\bar{R}$ 이다. 식(1)을 항복면의 수직성 원리와 소성일의 등가법칙을 이용하여 변형률 속도장의 항복조건식으로 변환시키면 다음과 같다.^(12,13)

$$\Delta \dot{\epsilon} = D_1 \left[|\Delta \dot{\epsilon}_1 + \Delta \dot{\epsilon}_2|^{M-1} + D_2 |\Delta \dot{\epsilon}_1 - \Delta \dot{\epsilon}_2|^{M-1} \right]^{1/M} \quad (2)$$

여기서, $D_1 = \frac{1}{2} [2(1 + \bar{R})]^{1/M}$ 이고, $D_2 = [1 + 2\bar{R}]^{M-1}$ 이다.

Fig.1의 축대칭 요소에서 반지름 방향의 변형률과 원주 방향의 변형률을 정의하면 다음과 같다.

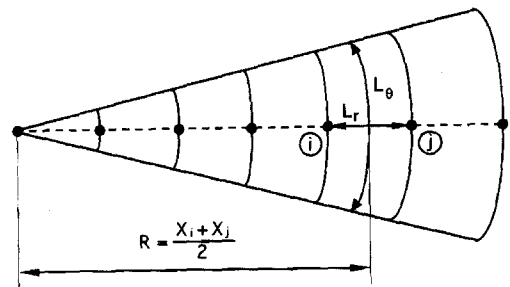


Fig. 1 Schematic illustration of axisymmetric finite element model

$$\epsilon_r = \ln \frac{l_r}{L_r} \quad (3)$$

$$\epsilon_\theta = \ln \frac{l_\theta}{L_\theta} \quad (4)$$

여기서, L_r, L_θ 는 각각 시간 t 에서 요소의 반지름 방향과 원주방향의 길이가 되며, l_r, l_θ 는 시간 $t + \Delta t$ 에서의 길이가 된다.

식(3)에서 반경 방향 변형률 ϵ_r 은 다음의 항으로 표현할 수 있다.

$$l_r = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (z_j - z_i)^2} \quad (5)$$

$$L_r = \sqrt{(X_j - X_i)^2 + (Z_j - Z_i)^2} \quad (6)$$

식(4)에서 원주 방향 변형률 ϵ_θ 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon_\theta &= \ln \frac{r\theta}{R\theta} \\ &= \ln \frac{r}{R} \end{aligned} \quad (7)$$

여기서, θ 는 축대칭 요소의 두변이 이루는 각인데, 식(7)에서 보듯이 ϵ_θ 는 각 θ 에 무관함을 알 수 있다. 식(7)의 반지름 R, r 을 각각 시간 t 와 $t + \Delta t$ 에서 요소 중심까지의 거리로 가정하면, ϵ_θ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\epsilon_\theta = \ln \frac{x_i + x_j}{X_i + X_j} \quad (8)$$

본 연구에서 사용한 변형 경화 법칙은 등방성 경화로 가정되고, 변형률 속도항을 고려하여 강·점소성 유한요소 수식화에 주로 사용되며, 실험치로부터 결정되는 대표적인 응력-변형률 관계식으로 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\gamma} \right)^m \quad (9)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 와 $\bar{\epsilon} = \int \dot{\bar{\epsilon}} dt$ 는 유효응력과 유효변형률이고, K, n, m 은 각각 강도 계수, 가공 경화 지수, 변형률 속도 민감도 지수(strain-rate sensitivity index)이다. 또한, γ 는 기본 변형률 속도(base strain-rate)이고, ϵ_0 는 이전 변형률(pre-strain)이다.

3. 유한요소 수식화

힘 평형 방정식은 가상일의 원리로부터 유도된다. 최소 에너지 경로를 따라 미소한 시간 Δt 동안 이루어진 소성 일량 ΔW_p 은 다음과 같다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{\bar{\epsilon}_0}^{\bar{\epsilon}_0 + \Delta \bar{\epsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} dV_0 \quad (10)$$

식(10)에 가상일의 원리를 적용하고, 절점의 가상 변위 값의 공간좌표 파라미터의 함수가 아닌 절점의 가상 변위 값(Δu)을 고려할 때 힘 평형 방정식은 다음과 같이 유도된다.⁽¹⁴⁾

$$F_I(\Delta u) = F_E(\Delta u) \quad (11)$$

여기서, F_I 는 소성변형에 의한 내부 저항력 벡터이고, F_E 는 금형과 접촉에 의한 외부 접촉력 벡터이다.

식(11)을 시도변위 증분 Δu^* 에 관하여 테일러(Taylor) 급수로 전개하고 선형화를 위하여 2차 이상의 미분항들을 무시하면 다음과 같다.

$$F_I(\Delta u^*) + \left. \frac{\partial F_I(\Delta u)}{\partial \Delta u} \right|_{\Delta u = \Delta u^*} \delta u = F_E(\Delta u^*) + \left. \frac{\partial F_E(\Delta u)}{\partial \Delta u} \right|_{\Delta u = \Delta u^*} \delta u \quad (12)$$

식(12)를 정리하여 단순화 시키면 다음과 같다.

$$K \cdot \delta u = (F_E - F_I) \quad (13)$$

여기서, K 는 시도변위의 증분 Δu^* 로 정의되는 접선 강성행렬이다.⁽¹⁴⁾ 식(12)와 식(13)에서 사용된 F_I 는

$$F_I = \int_{V_0} \bar{\sigma} \left. \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \right|_{\Delta u = \Delta u^*} dV_0 \quad (14)$$

이고, 내부 강성행렬 K_I 는 식(14)을 변위증분 Δu 로 미분함으로써 다음과 같이 유도된다.

$$\begin{aligned} K_I &= \left. \frac{\partial F_I}{\partial \Delta u} \right|_{\Delta u = \Delta u^*} \\ &= \int_{V_0} \left\{ \bar{\sigma} \frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u^2} + \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}} + \frac{1}{\Delta t} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} \right) \cdot \left(\frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \right)^2 \right\} \Bigg|_{\Delta u = \Delta u^*} dV_0 \end{aligned} \quad (15)$$

식(14)와 식(15)에서 유효응력 및 그의 미분치인 $\bar{\sigma}$, $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}}$ 및 $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}}$ 는 변형경화 곡선에서 얻어지며,

$\frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}_r}{\partial \Delta u}$ 와 $\frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u^2}$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u_i} &= \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \epsilon_r} \cdot \frac{\partial \Delta \epsilon_r}{\partial \Delta u_i} + \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \epsilon_\theta} \cdot \frac{\partial \Delta \epsilon_\theta}{\partial \Delta u_i} \\ &= \sum_{\alpha=1}^2 \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \epsilon_\alpha} \cdot \frac{\partial \Delta \epsilon_\alpha}{\partial \Delta u_i} \quad (i = 1 \sim 4) \end{aligned} \quad (16)$$

여기서 $\frac{\partial \Delta \epsilon_r}{\partial \Delta u_i}$, $\frac{\partial \Delta \epsilon_\theta}{\partial \Delta u_i}$ 는 각각 식(3)과 식(7)을 미분함으로써 구할 수 있다.

식(16)을 변위증분 Δu 에 대하여 2차 미분하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u_i \partial \Delta u_j} &= \sum_{\beta=1}^2 \sum_{\alpha=1}^2 \frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \epsilon_\beta \partial \Delta \epsilon_\alpha} \cdot \frac{\partial \Delta \epsilon_\beta}{\partial \Delta u_i} \cdot \frac{\partial \Delta \epsilon_\alpha}{\partial \Delta u_j} \\ &+ \sum_{\alpha=1}^2 \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \epsilon_\alpha} \cdot \frac{\partial^2 \Delta \epsilon_\alpha}{\partial \Delta u_i \partial \Delta u_j} \end{aligned} \quad (17)$$

한편, 식(17)의 각 항들을 표현하려면 반경 방향에 대한 2차 미분 및 폭 방향에 대한 2차 미분이 필요하다. 변위증분 Δu 에 대하여 미분하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \Delta \epsilon_r}{\partial \Delta u_i \partial \Delta u_j} = \frac{1}{1_r^4} \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & K_{14} \\ & K_{22} & K_{23} & K_{24} \\ & (sym) & K_{33} & K_{34} \\ & & & K_{44} \end{bmatrix} \quad (18)$$

식(18)의 각각의 항들을 수식화하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} K_{11} &= l_r^2 - 2(x_j - x_i)^2, & K_{12} &= -2(x_j - x_i)(z_j - z_i) \\ K_{13} &= -l_r^2 + 2(x_j - x_i)^2, & K_{14} &= 2(x_j - x_i)(z_j - z_i) \\ K_{22} &= l_r^2 - 2(z_j - z_i)^2, & K_{23} &= 2(x_j - x_i)(z_j - z_i) \\ K_{24} &= -l_r^2 + 2(z_j - z_i)^2, & K_{33} &= l_r^2 - 2(x_j - x_i)^2 \\ K_{34} &= -2(x_j - x_i)(z_j - z_i), & K_{44} &= l_r^2 - 2(z_j - z_i)^2 \end{aligned} \quad (19)$$

폭 방향에 대한 2차 미분은 변위증분 Δu 에 대하여 미분하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \Delta \epsilon_\theta}{\partial \Delta u_i \partial \Delta u_j} = -\frac{1}{r^2} \frac{\partial \bar{r}}{\partial \Delta u} \cdot \frac{\partial \bar{r}}{\partial \Delta u} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \bar{r}}{\partial \Delta u^2} \quad (20)$$

여기서 각각의 항들을 상세하게 살펴보면 두 번째 항은 0이 되고, 첫째항은 행렬의 곱으로 구할 수 있다.

한편, 외력벡터 F_E 는 다음과 같이 표현된다.

$$F_E = P(n - \mu \phi(\Delta u_i) \cdot t) \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \quad (21)$$

외부 강성행렬 K_E 는 식(21)을 변위증분 Δu 에 대하여 미분함으로써 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} K_E &= \frac{\partial F_E}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \\ &= P \left\{ \frac{\partial n}{\partial \Delta u} - \mu \left(\frac{\partial \phi}{\partial \Delta u} \phi + \frac{\partial \phi}{\partial \Delta u} t \right) \right\} \end{aligned} \quad (22)$$

가상일의 원리로부터 유도된 접촉절점에서 평형 방정식과 금형 내부로의 박판의 비침투 조건인 기하학적 구속조건을 포함하는 통합 지배 방정식의 구성은 다음과 같다.⁽¹⁴⁾

$$\begin{bmatrix} K & \Gamma \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta u \\ \delta P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_E - {}^{n+1}F_I \\ {}^{n+1}D^P \end{bmatrix} \quad (23)$$

D^P 는 펀치와 박판 사이의 유한요소 기초 접촉오차로 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁵⁾

$$D^P = n \cdot (x^P - x^S) \quad (24)$$

여기서, ${}^{n+1}x^S$ 는 유한요소 절점의 위치벡터이고, ${}^{n+1}x^P$ 는 이 절점에서 유한요소 기초 법선벡터 방향으로 펀치면과 만나는 점의 위치벡터이다.

Γ 와 C 는 다음과 같이 각각 표현된다.

$$\begin{aligned} \Gamma &= -\frac{\partial (F_E - F_I)}{\partial P} = -\frac{\partial F_E}{\partial P} = -\frac{\partial}{\partial P} [(n - \mu \phi) P] \\ &= -(n - \mu \phi) \end{aligned} \quad (25)$$

$$C = -\frac{\partial D^p}{\partial \Delta u} = \begin{bmatrix} \frac{Z_x}{ZN} + (Z_x Z_{xx}) D^p / ZN^2 \\ -\frac{1}{ZN} + (Z_x Z_{xz}) D^p / ZN^2 \end{bmatrix} \quad (26)$$

여기서, Z_{xx} , Z_{xz} 는 변위증분 Δu 에 관한 Z_x 의 미분값들이다.

4. 초기 변위장 추정

내연적 시간 적분법은 판재의 주름 또는 좌굴 등이 발생하는 공정을 해석할 경우 해의 안정성을 보장할 수 없다. 따라서 역드로잉이나 재드로잉을 포함하는 다단계 공정의 해석시, 매공정 초기 변위장 및 접촉점 계산을 안정적으로 보장하는 방법이 요구된다. 본 연구에서는 기하학적 힘 평형법을 도입하였다. 임의의 형상의 펀치와 다이의 단면 데이터가 주어지면 기하학적인 관계로부터 패널이 성형되는 기하학적인 성형곡선을 구할 수 있다. 금형데이터로부터

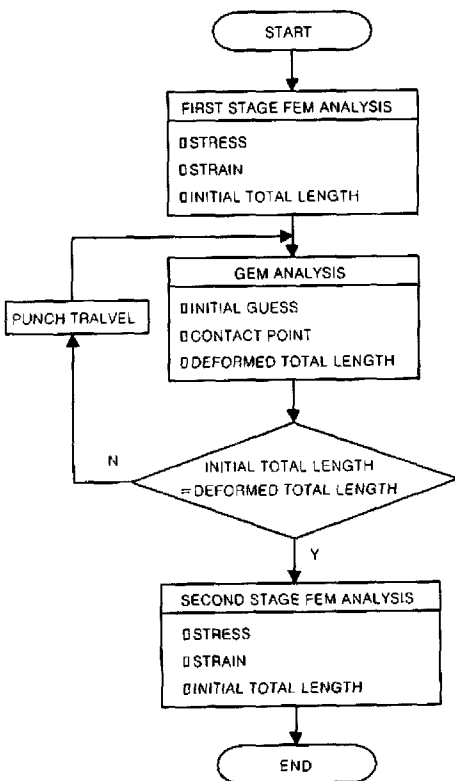


Fig. 2 Analysis flow of multi-stage processes

펀치의 이동에 따른 박판의 변형형상은 임의의 펀치위치와 다이를 연결하는 포락선을 드로우비드 절점사이에서 구한 것과 같다. 이 포락선은 펀치와 다이 사이에 실을 걸어 놓고 펀치를 이동시킨 후 양쪽 드로우비드 절점에서 장력을 주었을 때 실이 펀치와 다이에 닿는 형상과 같은 것으로서 기하학적 방법으로 항상 결정될 수 있다.⁽¹⁶⁾

전단계 공정해석 결과로부터 변형된 판재의 전체 길이를 계산한다. 바뀐 공정으로 해당금형을 교체하고 기하학적 힘 평형법으로 전단계 판재의 변형길이까지 다음단계에 대한 성형해석을 수행한다. 이때 변위장 및 접촉점을 유한요소 해석의 초기 변위장 및 접촉점 입력값으로 가정한다. 이상의 해석순서를 요약하면 Fig.2와 같다.

5. 수치해석 사례

본 연구에서는 수직 이방성을 고려한 축대칭 다단계 성형공정을 해석할 수 있는 단면 성형 해석 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램으로 다단계 문제의 예제인 자동차용 shell-cylinder front part(Fig.3 참조)의 성형공정을 해석하고 결과를 실험값 및 PAM-STAMP와 비교·검토하였다. Shell-cylinder front part는 Fig.4와 같이 여러 단계로 성형공정이 이루어져 있으며, 공구의 형상 및 운동이 복잡하다. 기존의 shell-cylinder front part는 크게 4개의 공정으로 만들어진다. 4개의 공정중 박판의 두께가 얇아지는 공정은 3공정까지이며, 4공정에서는 두께를 거의 일정하게 유지시키면서 최종 제품의 형상을 만들어 준다. 본 연구에서는 1공정의 덤드로잉 공정, 2공정의 역드로잉 공정 및 3공정의 재드로잉 공정을 해석하였다. 해석에 사용된 박판 재료의 물성치는 Table 1과 같다.

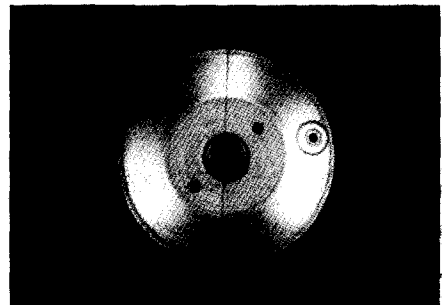


Fig. 3 Finally formed shape of a shell-cylinder front part

Table 1 Material properties of CSP3E-E sheet

Properties	Value
Strength Coefficient, K(MPa)	525
Strain hardening exponent, n	0.257
Pre-strain, ϵ_0	0.01658
Plastic anisotropy parameter, r	1.82
Coulomb friction coefficient, μ	0.12
Thickness of sheet, t(mm)	1.2

5.1 제 1 공정

1공정을 해석하기 위한 금형배치는 Fig.5와 같다. 펀치의 반지름은 50 mm, 다이의 반지름은 51.32 mm, 펀치의 양정은 32 mm이다. 판재의 대칭성을 고려하여 오른

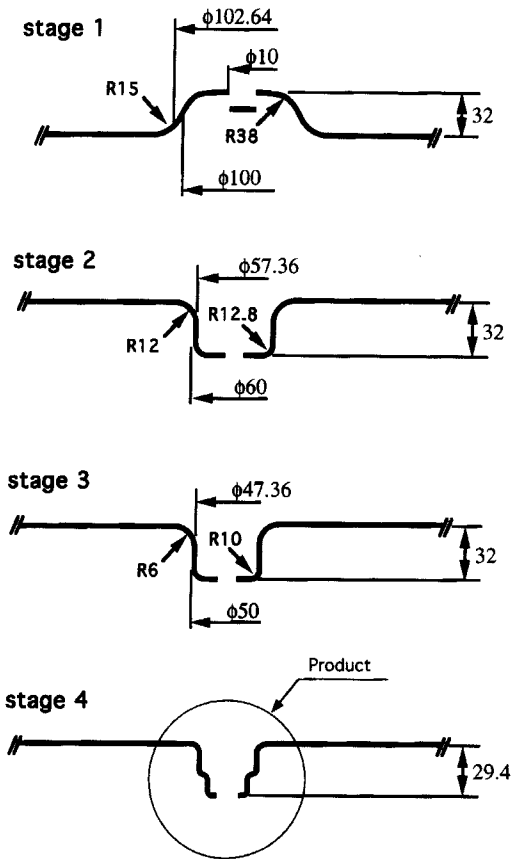


Fig.4 (Continued).

Fig. 4 Multi-stage deep drawing processes of shell-cylinder front part

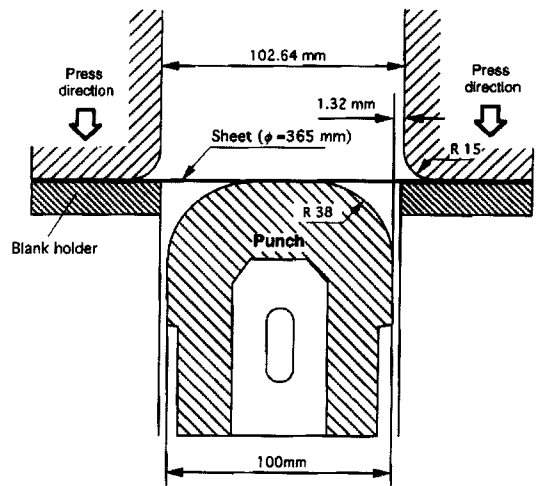


Fig. 5 Schematic view of shell-cylinder front part for the first process

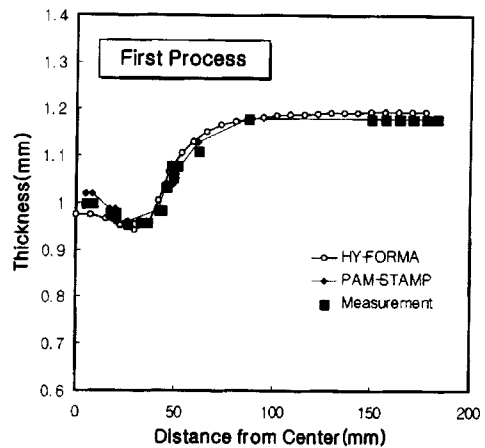


Fig. 6 Comparison of thickness distribution in the first process among predictions (HY-FORMA, PAM-STAMP) and measurement

쪽 단면을 모델링하였다. 블랭크 홀더의 지지력은 공압에 의해 일정하게 유지되고, 펀치가 최종 행정(32 mm)에 이르러 전단날에 의해 판재의 중심에 지름 10 mm 구멍을 뚫게 된다. 이 구멍은 이후의 공정에서 중심을 맞추는데 사용된다. 판재의 반경에 비해 펀치의 반경이 좁아서, 기하학적인 구속조건으로 작용하여 해석시 드로우가 일어나지 않았다. 이러한 결과는 1공정의 중심부 변형이 이후 공정의 두께 변형률에 큰 영향을 미친다는 결론을 얻을 수 있다. 따라서 다단계 공정의 두께 변화에 영향을 미치는 공정변수로 1공정 금형의 기하학적인 형상에 의한 판재의 형상이 중요한 인자임을 확인하였다.

1공정 해석에서 계산된 두께 분포는 Fig.6과 같다. 계산된 두께 분포는(HY-FORMA) 실선으로 나타내었고 측정값에 의하여 얻어진 실험치와 잘 일치함을 알 수 있었다. 또한 PAM-STAMP의 결과와도 전반적으로 잘 일치하였다. 변형후의 판재는 이방성이 거의 없었는데 이는 드로우인이 발생하지 않은 원인이다.

단면 성형 해석의 유용성을 알아보기 위하여 3차원 프로그램과 해석시간을 비교하였다. IBM PC Pentium-120에서 해석을 수행한 결과, 3차원 성형 해석은 2시간 정도 걸렸고 단면 성형 해석은 1분 30초 정도 걸렸다.

5.2 제 2 공정

2공정에서는 역드로우인이 실행된다(Fig.7 참조). 펀치의 행정은 64 mm로서 역드로우인이 진행된 최종 형상은 편평한 판재를 기준으로 아래로 32 mm 내려간 모양을 갖는다. 공정의 초기에는 펀치와 블랭크 홀더가 같이 내려오다가, 블랭크 홀더가 판재에 접촉된 후에는 블랭크 홀더가 뒤로 밀리면서 스프링에 의해 지지력을 전달한다. 공정의 마지막 단계에서는 1공정에서 전단날에 의해 뚫린 구멍이 커지는 경향을 보인다. 이러한 현상은 판재의 중심부에서 외곽부로 드로우인이 발생하면서 판재의 벽부위가 조금 두꺼워지는 경향을 보이는 것으로 해석되었다. 2공정에서도 판재의 최외곽 부위에서의 드로우인은 발생하지 않았는데 이 또한 판재의 반경에 비해 펀치의 반경이 작아서 나타난 결과이다.

본 연구에서는 1공정 해석결과를 2공정 초기단계로 가져와서 기하학적 힘 평형법⁽¹⁶⁾을 도입하여 초기 변위장 및 접촉점들을 찾은 다음 이를 바탕으로 유한요소법을 재실행하는 방법을 도입하였다. 2공정은 역드로우잉 공정이므로 내연적 시간 적분법의 경우 초기 판재의 주름 또는 좌굴 현상을 묘사할 수 없었다. 따라서 1공정해석 결과로부터

터 얻은 판재의 전체 길이를 계산하였다. 그리고 2공정의 초기에 기하학적 힘 평형법 해석을 수행하여 매행정 판재의 전체 길이를 계산하여 1공정해석 결과로부터 얻은 판재의 전체 길이와 일치하는 펀치의 양정까지를 기하학적 힘 평형법으로 계산하였다. 이때 계산된 초기 변위장 및 접촉점들을 2공정 해석의 초기 추정치로 사용하는 방법을 택하였다. Fig.8의 2공정 해석결과는 측정치 보다 다소 낮게 두께를 예측함을 알 수 있었다. 이는 1공정에서 2공정으로 변하는 과정에서 기하학적 힘 평형법이 초기 변형률을 너무 높게 예측하였기 때문임을 확인하였다.

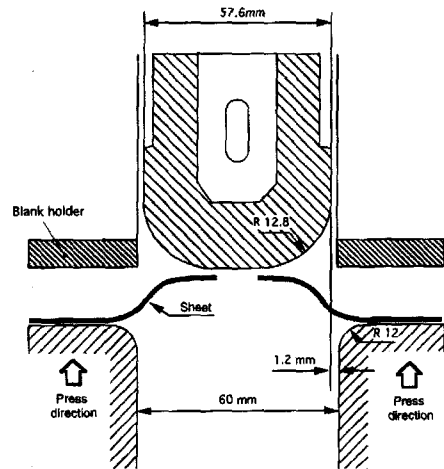


Fig. 7 Schematic view of shell-cylinder front part for the second process

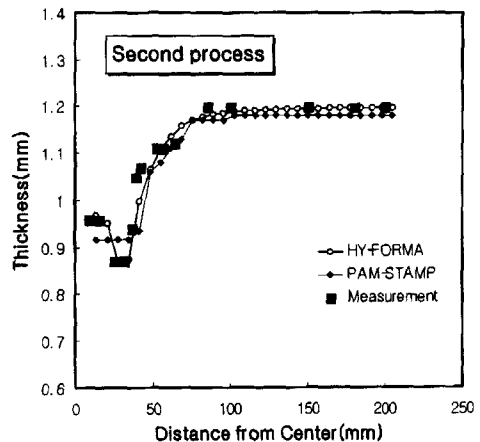


Fig. 8 Comparison of thickness distribution in the second process among predictions(HY-FORMA, PAM-STAMP) and measurement

또한, 두께 변화를 개선하기 위해서는 1공정해석에서 확인한 바와같이 1공정에 의한 판재의 변형 형상이 2공정이 진행되면서 판재의 변형률에 직접적인 작용을 하는 것으로 알 수 있었다.

5.3 제 3 공정

3공정에서는 채드로우잉이 실행된다(Fig.9 참조). 2공정에서와 같은 형태의 펀치와 다이틀을 사용하나 펀치의 반지름과 다이의 반지름이 줄어든다는 차이점이 있다. 3공정의 초기 값 또한 2공정에서 채택한 기하학적 힘 평형법을

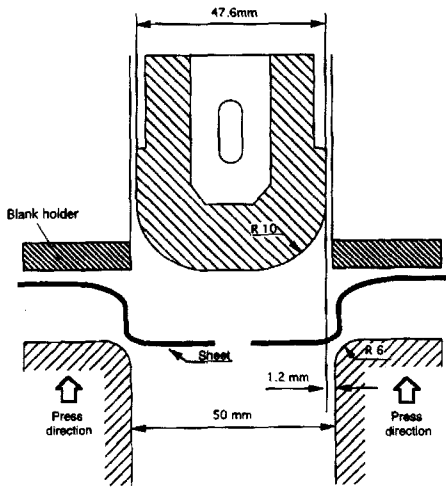


Fig. 9 Schematic view of shell-cylinder front part for the third process

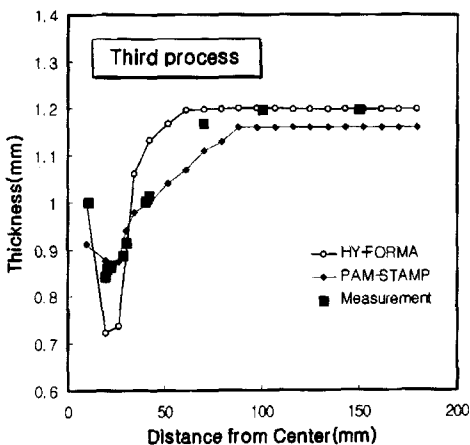


Fig. 10 Comparison of thickness distribution in the third process among predictions(HY-FORMA, PAM-STAMP) and measurement

을 도입하여 해석을 수행하였다. 3공정의 특징으로는 판재가 펀치와 닿아서 성형이 시작되는 부분보다는 공정의 후반부에 가서 급격한 변형률 증가를 볼 수 있었다. 이 또한 기하학적 힘 평형법에 의한 초기 값의 변형률이 누적 되었으므로 해석되었다(Fig.10 참조). PAM-STAMP의 해석결과는 최대변형률은 잘 예측함을 알 수 있었으나 다이부의 곡률반경과 플랜지에서 두께를 다소 낮게 예측함을 알 수 있었다.

6. 결 론

본 연구는 축대칭 다단계 딥드로잉 금형을 대상으로 수직 이방성을 고려한 단면 성형 해석 프로그램을 개발하였다. 다단계 딥드로잉 금형 설계 해석의 예제로 자동차용 shell-cylinder front part의 드로잉 공정을 해석하였다. 이상의 연구로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 축대칭 요소에 대하여 Hill의 비2차 수직이방성 항복조건을 도입하여 2차원 강·점소성 유한요소 방정식을 수식화하였다.
- (2) 기하학적 힘 평형법을 도입하여 초기 변위장 및 접촉점을 계산하고, 축대칭 다단계 딥드로잉 공정에 대한 유한요소 해석을 수행하였다.
- (3) 개발된 프로그램을 실험측정값 및 상용프로그램인 PAM-STAMP의 해석 결과와 비교하여 타당성을 입증하고, 3차원 해석 시간과 비교하여 축대칭 성형 해석의 유효성을 입증하였다.
- (4) 단면 성형 해석은 메쉬 생성이 용이하고, 해석시간이 짧으며, 해석결과가 유사하기 때문에 실제 산업체에 적용하기에 유용하다고 볼 수 있다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단 우수연구 센터 지원금에 의한 것입니다.

참고문헌

- (1) 심재진, 전병희, 김형중, 김낙수, 1993, "다단계 딥드로잉의 공정해석에 관한 연구", 대한기계학회 논문집, 제17권, 제12호, pp.2936~2948.
- (2) 윤정환, 유동진, 양동열, 김석관, 1994, "축대칭 다단

- 계 디프드로잉 공정의 유한요소해석”, 한국소성가공학회지, 제3권, 제4호, pp.468~481.
- (3) Hill, R., 1979, “Theoretical Plasticity of Textured Aggregates”, Math. Proc. Camb. Phil. Soc., 85, pp.179~191.
- (4) Barlat, F., Lege, D. J. and Berm, J. C., 1991, “A Six-Component Yield Function for Anisotropic Materials”, Int. J. Plasticity, Vol.7, pp.693~712.
- (5) Barlat, F. and Chung, K., 1991, “Anisotropic Potentials for Plastically Deforming Metals”, Modelling and Simulation in Mat. Sci. and Eng., Vol.1, pp.403~416.
- (6) Barlat, F., Chung, K. and Richmond, O., 1993, “Strain Rate Potential for Metals and Its Application to Minimum Plastic Work Path Calculations”, Int. J. Plasticity, Vol.9, pp.51~63.
- (7) Barlat, F., Chung, K. and Richmond, O., 1993, “Plastic Dual Potential for FCC Metals and Application to Minimum Plastic Work Calculations”, Int. J. Plasticity., Vol.9, pp.1~13.
- (8) Onate, E. and Zienkiewicz, O. C., 1983, “A Viscous Shell Formulation for the Analysis of Thin Sheet Metal Forming”, Int. J. Mech. Sci., Vol. 25 NO. 5, pp.305~335.
- (9) Woo, D. M., 1968, “On the Complete Solution of the Deep-Drawing Problem”, Int. J. Mech. Sci., Vol. 10, pp.83~94.
- (10) Hambrecht, J., Choudhry, S., Lee, J. K. and Wagoner, R. H., 1989, “Numerical Study of Two-dimensional Sheet Forming Processes Using Bending, Membrane, and Solid Finite Element Models”, NUMIFORM 89, Thompson et al., pp.451~456.
- (11) 박동운, 오수익, 1994, “굽힘을 고려한 축대칭 판재 성형 해석”, 대한기계학회 '94년도 춘계학술대회논문집, 제1권, pp.393~397.
- (12) Drucker, D. C., 1951, “A More Fundamentals Approach to Plastic Stress-Strain Relation”, Proc. 1st U.S. Nat'l Cong. of Appl. Mech., ASME.
- (13) Hosford, W. F. and Caddle, R. M., 1983, “Metal Forming : Mechanics and Metallurgy”, Prentice Hall Inc.
- (14) 금영탁, Wagoner, R. H., 1991, “프레스 금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법”, 대한기계학회 논문집, 제15권, 제4호, pp.1108~1122.
- (15) 금영탁, 1993, “박판 성형 공정의 유한요소 해석을 위한 마찰접촉 모델”, 대한기계학회논문집, 제17권, 제9호, pp.2242~2251.
- (16) 김종필, 금영탁, 1996, “스텝핑 금형의 성형성 평가를 위한 유한요소/기하학 힘평형법 프로그램 개발과 응용”, 한국정밀공학회 논문집, 제13권, 제3호, pp.80~93.