

축대칭 박판 액압 성형 공정의 유한요소 시뮬레이션

구본영* · 김용석* · 김영탁**

(2000년 9월 7일 접수)

Finite Element Simulation of Axisymmetric Sheet Hydroforming Processes

B. Y. Ghoo, Y. S. Kim and Y. T. Keum

Abstract

A finite element formulation for the simulation of axisymmetric sheet hydroforming is proposed, and an implicit program is coded. In order to describe normal anisotropy of steel sheet, Hill's non-quadratic yield function (Hill, 1979) is employed. Frictional contacts among sheet surface, rigid tool surface, and flexible hydrostatic pressure are considered using mesh normal vectors based on finite element of the sheet. Applied hydraulic pressure is also considered as a function of forming rate and time and treated as an external loading. The complete set of the governing relations comprising equilibrium and interfacial equations is approximately linearized for Newton-Raphson algorithm. In order to verify the validity of the developed finite element formulation, the axisymmetric bulge test is simulated. Simulation results are compared with other FEM results and experimental measurements and showed good agreements. In axisymmetric hydroforming processes of a disk cover, formability changes are observed according to the hydraulic pressure curve changes.

Key Words : Finite Element Simulation, Axisymmetric Sheet Hydroforming, Hydraulic Pressure, Hydrostatic Bulging, Mesh Normal

1. 서론

박판 액압 성형법은 소재에 액압실(chamber) 액압을 직접 가하여 성형하는 방법으로 스탬핑 공정에서 편치 역할을 액압실이 대신할 수 있도록 고안된 성형법이다. 액압을 증가시키면 그 액압이 소재에 직접 전달되고 소

재는 금형에 달라붙으며 성형이 진행된다. 박판 액압 성형법을 도입하면 제품 형상이 복잡하더라도 다이 형상과 같은 제품을 점진적으로 성형시킴으로써 공정수를 줄일 수 있고 스탬핑 공정에서 필연적으로 발생하는 비접촉부의 국부적 변형률 증가를 억제할 수 있다. 또한, 금형과 박판의 직접적 접촉을 줄임으로써 제품 표면의 긁힌 자국

* 한양대학교 대학원

** 한양대학교 기계공학부

등을 줄여 표면 품질이 우수한 제품을 생산할 수 있는 장점이 있다.

1960년대 액압 성형 기술이 최초로 개발된 후 1980년대 중반까지 약 30여년 동안 박판 성형 공정에 이 기술을 도입하는 시도 및 연구는 거의 이루어지지 않았지만, 90년대 중반 이후부터 차체경량화 연구와 더불어 연구가 활발히 진행되고 있다.

Shang 등⁽¹⁾은 액압 성형 공정에서 발생하는 소재의 드로잉에 관해 연구하였다. 소재의 드로잉을 측정하기 위한 기준으로써 드로잉 길이와 면적 변화율의 관계를 관찰하였다. 기존 스텝핑 공정과 마찬가지로 블랙홀링이 작아지면 소재는 드로잉이 증가하고 소재의 두께 균일도가 향상되는 것을 관찰하였다.

정완진 등⁽²⁾은 세가지 형상비의 연강판 타원벌지시험에 대하여 다이반경부분의 형상과 수직이방성을 고려하여 해석하고 이에 따른 실험과 비교검토하여 타원벌지시험에서의 변형특성에 대해 논의하였다. 또한, 불안정현상이 일어나는 압력을 예측하여 실험에서 구한 파괴압력과 비교하여 타원벌지시험에서의 파괴특성을 고찰하였다.

Amino 등⁽³⁾은 박판 액압 성형법에 대한 메커니즘을 자세히 밝히고, 마찰 홀딩 효과, 마찰 감소 효과, 초기 팽창 효과 등의 유압작용으로 인한 효과로 주름 방지, 공정수 단축, 국부적 두께 감소 방지, 금형 제작 오차 감소, 금형 제작비 절감 등의 장점이 있음을 밝혔다. 그리고, 자동차와 항공기 부품, 생활용품 등에 적용됨에 있어 기존 방법에 비해 경제적인 효과를 보였다.

양동열 등^(4,5)은 유체 유동을 고려한 강소성 유한요소 프로그램을 이용하여 액압 성형 공정을 시뮬레이션하였으며, 이를 실험결과와 비교하여 잘 일치함을 보였다. 그리고, 4이상의 큰 드로잉비를 갖도록하기 위해서는 기존의 딥드로잉 공정보다는 우수한 성형성과 품질을 갖는 박판 액압 성형법이 유리함을 보였다.

Bay 등⁽⁶⁾은 원통컵 성형시 여러 다른 드로잉비에 따른 소재의 드로잉 한계곡선을 제시하였다. 계단형 컵 (stepped cup)과 원추형 컵(conical cup) 성형에 있어 액압 증가는 성형성 향상을 가져옴을 보였다.

성형해석과 관련되어서는 자동차 회사에서 상용 프로그램을 이용한 예들이 발표되었다. 대표적으로 GM사의 Ni⁽⁷⁾는 상용 LS-DYNA를 이용해서, 스텝핑과 액압 성형법에 대해 각각 성형해석을 수행하였다.

Zhang 등⁽⁸⁾은 이중판 구형 용기를 이용한 실험을 통하여 쉘의 벌징과 관계된 기술적인 문제뿐만 아니라 벌징 전의 쉘 구조와 재료에 대해 연구하였다. 탄소성 FEM을 이용하여 초기변형관계에서 쉘의 변형과정과 가

공공정, 두께분포, 직경변화에 대한 분석이 이루어졌다.

Ziaja⁽⁹⁾는 박판 액압 성형법의 성형성을 평가하기 위한 실험을 제안하였다. 이 실험은 평평한 펀치 바닥에 다른 치수와 형상을 갖는 홈을 만들어 유압을 가하고 이 홈을 채우는 양을 측정하여 액압 성형법의 성형성에 대한 인자를 결정하도록 하였다. 이 실험에서 소재의 성형성은 채워지는 양에 의해 평가되었으며, 홈의 곡률 반경에 대한 홈 깊이의 비가 작을수록, 즉 깊이가 작거나 곡률이 커질수록 좋은 성형성을 가진다는 것을 보였다.

본 연구에서는 축대칭 박판 액압 성형 공정의 유한요소 방정식을 정식화하고, 이를 바탕으로 내연적 해석 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 정확도를 검증하기 위해 정수압 벌징 성형해석 결과와 실험 결과 및 외연적 코드 해석 결과를 비교하였다. 또한, 개발된 프로그램의 유용성을 보이기 위해 디스크 커버 액압 성형 공정을 해석하고 액압 차이에 의한 성형성 변화를 관찰하였다.

2. 수학적 모델링

본 연구에서는 평형 방정식과 기하학적 구속조건의 수치적 불안정성을 극복하고 해석의 정확도를 높이기 위한 통합 지배 방정식을 구성하여 축대칭 박판 액압 성형 공정의 유한요소 방정식을 정식화하였다.

2.1 항복이론

박판 금속의 소성가공에서는 일반적으로 두께방향으로 작용하는 응력이 상대적으로 매우 작아 무시되는 경우가 많다. 따라서, 본 연구에서는 박판이 소성가공될 때 평면 응력 상태에 있다고 가정하였다.

본 연구의 수치해석에서 사용된 박판은 강판재로서 일반적으로 평면 등방성이며 수직이방성 거동을 나타낸다. 평면 응력 상태에 있는 수직이방성 판재의 거동을 예측하기 위한 Hill의 새로운 항복이론⁽¹⁰⁾에서 변형률 속도장의 항복조건식은 다음과 같다.

$$\tilde{\Delta}\epsilon = D_1 \left[|\Delta\epsilon_1 + \Delta\epsilon_2| \frac{M}{M-1} + D_2 |\Delta\epsilon_1 - \Delta\epsilon_2| \frac{M}{M-1} \right] \frac{M-1}{M} \quad (1)$$

$$D_1 = \frac{1}{2} [2(1 + \bar{r})] \frac{1}{M} \quad (2)$$

$$D_2 = [1 + 2\bar{r}] \frac{-1}{M-1} \quad (3)$$

여기서 D_1 과 D_2 는 각각 소재의 수직 이방성을 묘사하기 위한 물질상수이다.

2.2 변형 경화 법칙

본 연구에서 도입한 변형 경화 법칙은 변형률 속도항을 고려하는 강점소성 유한요소 수식화에 주로 사용되는 응력-변형률 관계식이다.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n (\dot{\bar{\epsilon}}/\gamma)^m \quad (4)$$

여기서, $\bar{\sigma}$, $\bar{\epsilon}$, K , n , m 은 유효응력, 유효변형률, 강도계수, 가공경화 지수, 변형률속도 민감도지수를 각각 나타내며, γ 는 기본변형률 속도(base strain rate)이고, ϵ_0 는 이전변형률(pre-strain)이다.

2.3 유한요소 수식화

2.3.1 평형 방정식

평형 방정식은 운동학적으로 가용한 모든 가상변위 $\delta(\Delta \mathbf{u})$ 에 대하여 가상일의 원리로부터 다음과 같이 유도된다.

$$\int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}} \delta(\Delta \mathbf{u}) dV_0 = \int_{A_c} \mathbf{f}_e \delta(\Delta \mathbf{u}) dA_c \quad (5)$$

유한 요소법에서 $\delta(\Delta \mathbf{u})$ 는 가상의 절점변위를 의미하고, 이 가상량이 공간좌표 파라미터의 함수가 아님을 고려하면, 힘평형 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\mathbf{F}_i(\Delta \mathbf{u}) = \mathbf{F}_e(\Delta \mathbf{u}) \quad (6)$$

$$\mathbf{F}_i = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}} dV_0 \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{F}_e &= \mathbf{F}_{e1} + \mathbf{F}_{e2} \\ &= \int_{A_c} \mathbf{f}_{e1} dA_{c1} + \int_{A_c} \mathbf{f}_{e2} dA_{c2} \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, \mathbf{F}_i 는 박판의 소성변형에 대한 내부 저항력이고, \mathbf{F}_e 는 외부접촉력을 나타내며, \mathbf{F}_{e1} 은 금형과 박판의 접촉력, \mathbf{F}_{e2} 는 액압면에 의해 박판에 가해지는 액압을 각각 나타낸다.

2.3.2 마찰-접촉 모델

내연적 유한요소법을 이용하여 액압 성형 공정을 해석

하기 위해서는 힘평형 방정식과 비침투조건(기하학적 구속조건)이 수치해석 각 증분단계마다 항상 만족되어야 한다.

수치해석 과정에서 식(8)의 기하학적 구속조건이 만족되지 않고 유한요소 절점이 편치 내부로 침투될 때 발생하는 편치와 박판 사이의 접촉오차(contact error) D^p 는 해석이 완료되면 "0"이 되어야 한다. 이 때, 접촉오차 D^p 는 다음과 같다.

$$D^p = \mathbf{n} \cdot (\mathbf{x}^p - \mathbf{x}^s) \quad (9)$$

여기서, \mathbf{x}^s 는 유한요소 절점의 벡터이며, \mathbf{x}^p 는 이 절점에서 유한요소 기초 법선벡터 방향 위치벡터이다.

한편, \mathbf{W}^p 는 임의의 접촉 절점에서 유한요소 기초 법선벡터의 \mathbf{n} 방향 직선이 금형 표면에 접하는 점과 이 직선에 직각을 이루는 수직선을 정의하였을 때, 접촉 절점과 정의된 수직선 사이의 Z-방향 거리(Z_n)를 의미한다. 이 때, D^p 와 \mathbf{W}^p 는 삼각형의 상사정리에 의해 다음과 같은 관계를 가진다.⁽¹¹⁾

$$D^p = \frac{W^p}{Z_n} \quad (10)$$

2.3.3 외부 접촉력

점진함수 $\phi(\Delta \mathbf{u}_i)$ 를 마찰-접촉 조건에 도입하여 기존의 쿨롱 마찰법칙을 수정함으로써, 고착상태를 미끄럼 상태로 취급할 수 있다. 이러한 ever-slipping 조건은 성형해석에서 금형과 박판 또는 액압면과 박판 사이에 발생하는 마찰-접촉의 수치적 불안정성을 제거하여 수치해석의 안정성을 증가시킨다. 본 연구에서는 다음과 같은 점진함수(smoothing function)를 도입하였다.

$$\phi(\Delta \mathbf{u}_i) = \tanh\left(\frac{3 \|\Delta \mathbf{u}_i\|}{\delta}\right) \quad (11)$$

여기서, δ 는 $\|\Delta \mathbf{u}_i\|$ 의 미소량으로 수치해석에서 지정하는 파라미터이고, 박판의 상대적 미끄럼 변위 증분 $\Delta \mathbf{u}_i$ 는 접선방향 변위 증분의 높이다. 이 때 금형과 박판 사이에 존재하는 외부접촉력은 다음과 같다.

$$\mathbf{F}_{e1} = (\mathbf{n} - \mu \phi(\Delta \mathbf{u}_i) \mathbf{t}) P_1 \quad (12)$$

여기서, P_1 은 박판과 금형의 법선 접촉력 크기로서 반복(iteration) 단계 초기에 내부저항력의 크기와 동일한 값으로 가정된다.

스탬핑 공정 성형 해석에서 금형은 일반적으로 강체로 가정되고 초기 편치 형상이 편치 진행방향으로 진행되도록 묘사된다. 그러나, 액압 성형 공정에서는 일정 형상의 편치 또는 다이와 함께 일정 형상을 갖추지 않은 액압을 전달하는 유체가 금형과 접촉하게 된다. 이 때 액압은 박판에 균일한 수직압력으로 존재하게 된다. 즉, 액압면과 소재 사이의 마찰이 존재하지 않게 된다. 따라서, 액압면과 박판 접촉에 의한 외부접촉력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\mathbf{F}_{e2} = \mathbf{n} P_2 \quad (13)$$

여기서, P_2 는 박판과 액압면의 법선 접촉력 크기로서 가해지는 시간과 속도의 함수로 주어지는 액압 크기로부터 결정된다.

2.3.4 통합시스템 방정식

본 연구는 기하학적 구속조건과 힘평형 조건을 동시에 포함하는 미지의 종속벡터 \mathbf{r} 을 도입하여 다음과 같은 통합시스템 방정식을 정의하였다.

$$\mathbf{R}_i(\Delta \mathbf{r}) = \mathbf{R}_e(\Delta \mathbf{r}) \quad (14)$$

여기서, \mathbf{r} 은 종속벡터, \mathbf{R}_i 는 통합된 내력벡터, 그리고 \mathbf{R}_e 는 통합된 외력벡터이며 각각은 다음과 같다.

$$\mathbf{r} = \begin{bmatrix} \mathbf{u} \\ \mathbf{P} \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$\mathbf{R}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_i(\Delta \mathbf{u}) \\ \mathbf{x}^s \cdot \mathbf{n} \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$\mathbf{R}_e = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{e1}(\Delta \mathbf{u}) + \mathbf{F}_{e2}(\Delta \mathbf{u}) \\ \mathbf{x}^p \cdot \mathbf{n} \end{bmatrix} \quad (17)$$

이때, \mathbf{u} 는 절점변위이고, \mathbf{P} 는 법선 접촉력이다.

구하는 종속벡터의 증분 $\Delta \mathbf{r}$ 은 뉴턴-랩슨 반복과정에

서 표현되는 종속벡터의 시도증분 $\Delta \mathbf{r}^*$ 과 종속벡터의 수정증분 $\delta \mathbf{r}$ 의 합으로 나타낼 수 있다.

식(14)를 종속벡터의 시도증분 $\Delta \mathbf{r}^*$ 에 관하여 테일러 급수로 전개한 후, 선형화시키면 다음과 같은 유한요소 기초 뉴턴-랩슨 방정식을 얻을 수 있다.

$$\mathbf{K}_r \cdot \delta \mathbf{r} = \mathbf{R}_e - \mathbf{R}_i \quad (18)$$

여기서, \mathbf{K}_r 은 통합된 접선 강성행렬이다.

식(18)을 행렬 형태로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{F} \\ \mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \mathbf{u} \\ \delta \mathbf{P} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{e1} + \mathbf{F}_{e2} - \mathbf{F}_i \\ \mathbf{D}^p \end{bmatrix} \quad (19)$$

여기서, \mathbf{K} , \mathbf{F} 그리고 \mathbf{C} 는 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \mathbf{K} &= \mathbf{K}_i - \mathbf{K}_e \\ &= \left(\frac{\partial \mathbf{F}_i}{\partial \Delta \mathbf{u}} - \frac{\partial \mathbf{F}_e}{\partial \Delta \mathbf{u}} \right) \Bigg|_{\Delta \mathbf{u} = \Delta \mathbf{u}^*} \end{aligned} \quad (20)$$

$$\mathbf{F} = -(\mathbf{n} - \mu \phi \mathbf{t}) \quad (21)$$

$$\mathbf{C} = - \frac{\partial (W^p / Z_n)}{\partial \Delta \mathbf{u}} \quad (22)$$

3. 수치해석

축대칭 박판 액압 성형공정을 해석하기 위해 개발된 프로그램(HYFORM-A)의 타당성을 입증하기 위해 정수압 벌징 시험의 해석 결과를 외연적 코드 해석결과와 정완진 등⁽²⁾의 FEM 및 실험 결과와 비교하였다. 또한, 액압 부과를 달리하며 디스크 커버 액압 성형공정을 해석하여 개발된 프로그램의 유용성을 보였다.

3.1 정수압 벌징 성형

정수압 벌징은 얇은 디스크 형태 판재의 원주 가장자리를 클램프로 잡고 한쪽면에 액압을 가하여 돔 모양으로 성형시켜 등 2축 인장시 재료 거동을 확인하는 성형법이다. 정수압 벌징 성형공정 해석에 사용된 다이 금형의 다이 반경은 4.5mm이다. 해석에 사용된 재료 물성치 및 공정변수는 Table 1과 같다. 대칭성을 고려해 우측

Table 1 Material properties of the sheet and process parameters in a hydrostatic bulging test⁽²⁾

Properties	Value
Strength of material, K(MPa)	590
Strain rate hardening exponent, n	0.266
Plastic anisotropy parameter, r	1.37
Hill's yield function parameter, M	1.8
Coulomb friction coefficient, μ	0.14
Thickness of sheet, t(mm)	0.8

단면을 119개의 절점과 118개의 선형요소로 분할하여 해석을 수행하였다. 좌측 끝 절점에는 대칭 경계조건에 의한 고정조건을 부과하였고 우측 끝 절점에는 V형 비드에 의해 블랭크 유동이 억제되었기 때문에 고정조건을 부여하였다.

Fig. 1은 중앙 극점 높이에 따른 액압 변화를 비교한 그림이다. 개발된 코드의 FEM 결과는 정완진 등의 FEM 및 실험 결과와 경향 및 크기가 거의 일치하는 것을 볼 수 있다. 극점 높이가 10mm인 경우에는 개발된 코드, 외연적 코드, 그리고 정완진 등의 FEM 결과가 모두 실험 결과 보다 압력을 높게 예측하고 있어 초기 액압이 가해졌을 때 해석 결과가 오차가 있음을 알 수 있다. 극점 높이가 10mm 경우에 차이는 크지 않지만 개발된 코드와 외연적 코드의 FEM 결과가 실험 결과와 보

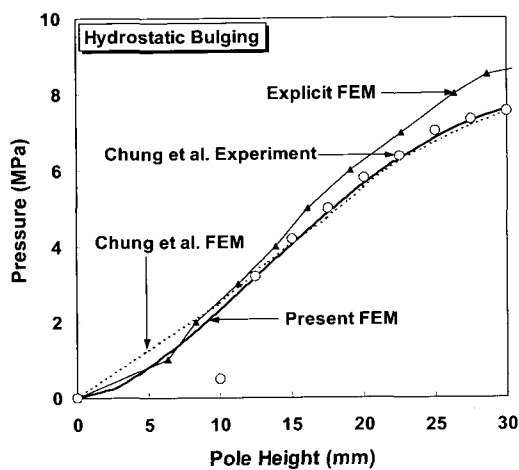


Fig. 1 Comparison of hydraulic pressure associated with respect to pole heights

다 유사한 것을 볼 수 있다. 외연적 코드의 경우에는 극점 높이가 10mm 보다 높은 경우에 개발된 코드 및 정완진 등의 FEM 결과보다 대체적으로 압력을 높게 예측하고 있음을 볼 수 있다. 이로부터 내연적 코드가 외연적 코드보다 액압 및 금형과의 접촉력에 의해 성형 중 발생하는 박판의 응력-변형률 관계를 보다 정확하게 묘사하고 있음을 알 수 있다.

가해진 액압이 증가함에 따라 변하는 블랭크 형상을 Fig. 2에 나타내었다. 액압이 증가함에 따라 거의 비례적으로 성형이 진행되고 있음을 볼 수 있다. Fig. 3은 액압이 6MPa와 9MPa인 경우 변형률 분포를 비교한 그림이다. 극점에서 가까운 부분은 거의 등 2축 상태로 성형이 진행되지만 다이 반경부와 가까워지면 등 2축 상태로 변형이 진행되지 않고 오히려 평면변형 상태에 가깝게 성형이 진행됨을 볼 수 있다. 액압이 6MPa인 경우에 극점 두께변형률은 약 20% 정도이지만 액압이 9MPa인 경우에 극점 두께변형률은 약 60% 인 것을 볼 수 있는데 이는 등 2축 변형의 전형적인 특징중의 하나이다. 즉, 주방향 및 부방향 변형률이 동시에 증가하면 두께변형률은 2배로 증가하게 된다.

액압이 6MPa인 경우 두께변형률을 Fig. 4에 나타내었다. 개발된 코드의 FEM 결과는 정완진 등의 FEM 결과 및 외연적 코드의 FEM 결과와 경향이 유사한 것을 볼 수 있다. 그러나, FEM 해석 결과들과 실험 결과는 크기 및 경향이 차이가 있음을 볼 수 있다. 즉, 극점으로부터 거리가 약 30mm 되는 지점을 기준으로 이 전 부분에서는 실험 결과보다 두께변형률을 높게 예측하지만, 이 후 부분에서는 실험 결과 보다 오히려 두께변형률을 낮게

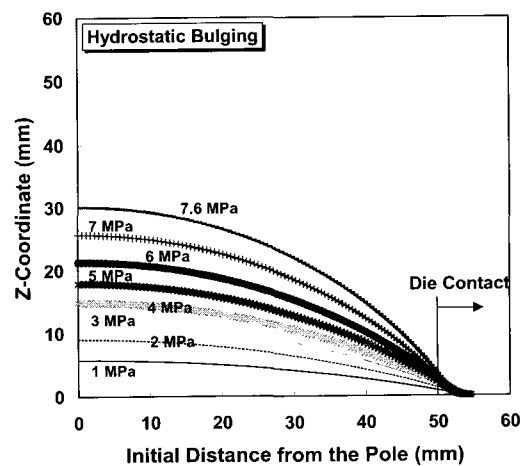


Fig. 2 Formed sheet geometries with hydraulic pressure increase

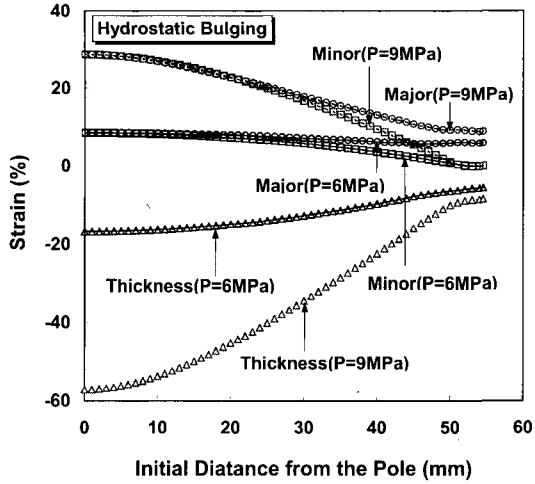


Fig. 3 Comparison of strain distributions between P=6MPa and P=9MPa

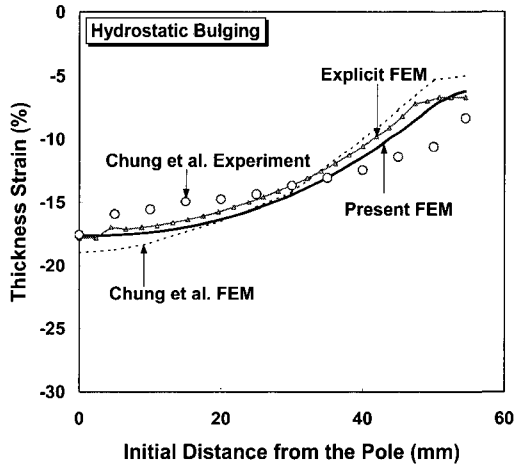


Fig. 4 Comparison of thickness strain distributions at pressure=6MPa

예측하고 있는 것을 볼 수 있다. 실험 결과는 극점부분과 다이 반경부에 접촉하는 부분에서 두께변형률 차이가 작아 액압 성형의 장점을 잘 보여주고 있지만 FEM 해석 결과들은 극점부분의 변형률을 높게 예측하고 다이 반경부와 접촉하는 부분의 변형률은 낮게 예측하는 경향을 보여 차이가 있음을 알 수 있다. 차이는 크지 않지만 개발된 코드의 FEM 결과가 실험 결과에 보다 근사한 경향 및 크기를 나타내고 있음을 볼 수 있다.

외연적 코드의 해석 시간은 공정 변수에 따라 차이가 있지만 약 2시간이 소요되었으며, 본 연구에서 개발된 프로그램은 약 4분 정도 소요되어 축대칭 형상의 경우 2D 해석이 3D 해석보다 효율적임을 알 수 있었다.

3.2 디스크 커버 액압 성형

디스크 커버는 중앙부에서 블랭크와 금형이 먼저 접촉하기 때문에 일반 스템핑으로 성형하면 비접촉부 두께가 심하게 얇아지는 부품이다. 이를 액압 성형하면 비접촉부 변형률을 보다 균일하게 유지하여 원하는 두께로 성형할 수 있다. 디스크 커버 액압 성형에 사용된 박판 물성치 및 공정변수는 Table 1과 같으며 다이 형상은 Fig. 5에 나타내었다. 대칭성을 고려해 우측 단면을 119개의 절점과 118개의 선형요소로 분할하여 해석을 수행하였다. 좌측 끝 절점에는 대칭 경계조건에 의한 고정조건을 부과하였고 우측 끝 절점에는 주름을 방지하면서 소재 유입을 최대한 유지할 수 있는 블랭크 홀딩력으로부터 계산된 10N/mm의 절점력을 부과하였다.

블랭크에 가해진 2가지 종류의 액압곡선을 Fig. 6에 나타내었다. TRY-1과 TRY-2는 성형시간이 증가함에 따라 비례적으로 액압이 증가하도록 설정하였으며, TRY-2는 TRY-1에 비해 2배 큰 액압이 부과되도록 하였다. Fig. 7은 가해진 액압이 증가함에 따라 변하는 박판 형상을 보여주고 있다. 액압이 4MPa인 경우에 TRY-1이 TRY-2보다 더 많이 성형된 것을 볼 수 있다. 이는 TRY-1의 경우에 드로우인이 약 3mm 발생하였지만 TRY-2의 경우에 드로우인이 약 2mm 발생하였기 때문인 것으로 생각된다(Fig. 8 참조). 최종 형상으로 성형되었을 때 TRY-1은 약 5.35MPa, TRY-2는 약 8MPa의 액압이 가해져 TRY-2는 TRY-1에 비해 더 큰 성형 액압을 필요로 함을 알 수 있다.

Fig. 9는 액압이 4MPa인 경우 변형률 분포를 비교한 것이다. 주변형률, 부변형률, 그리고 두께변형률의 경우에 모두 TRY-1이 TRY-2보다 더 큰 것을 볼 수 있다. 이는 액압이 4MPa인 경우 TRY-1의 성형이 TRY-2보다 더 많이 진행되었기 때문에 당연한 결과로 생각된다.

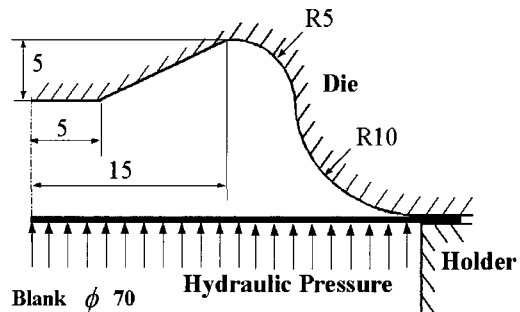


Fig. 5 Tooling geometry of the hydroforming process of a disk cover

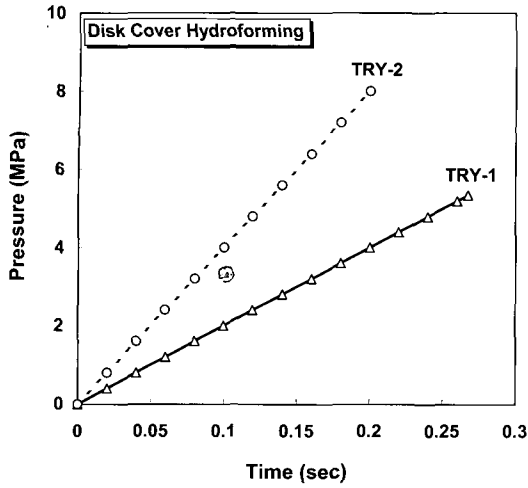


Fig. 6 Comparison of hydraulic pressure curves between TRY-1 and TRY-2

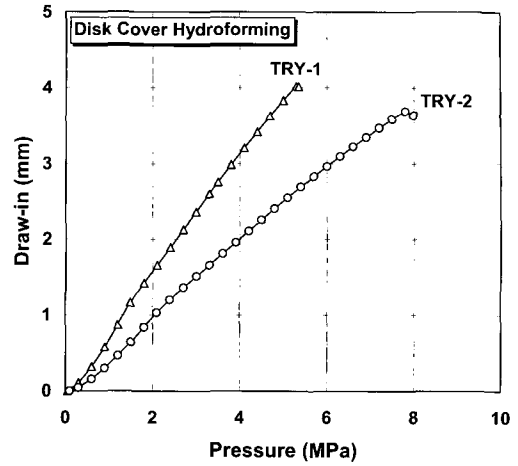


Fig. 8 Comparison of draw-in amount between TRY-1 and TRY-2

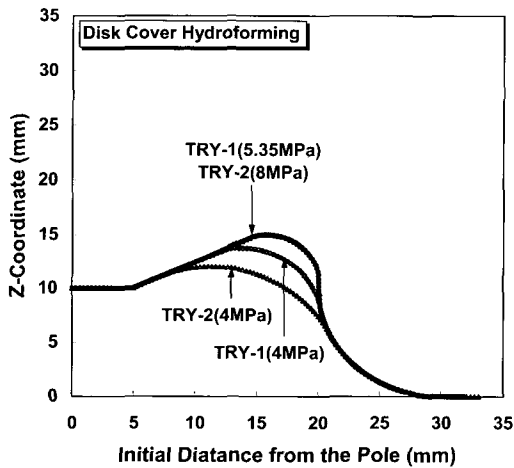


Fig. 7 Comparison of formed sheet geometries between TRY-1 and TRY-2

최종 성형 단계에서의 변형률분포를 Fig. 10에 나타내었다. 액압이 4MPa인 경우와는 달리 TRY-2가 TRY-1보다 변형률이 더 큰 것을 볼 수 있다. 드로우인 양을 비교하면 TRY-1이 약 4mm, TRY-2가 약 3.6mm로서 TRY-1의 드로우인 양이 더 큰 것을 볼 수 있다. 따라서, TRY-1의 경우가 TRY-2의 경우보다 액압 설정이 더 효과적임을 알 수 있다. Bay 등⁽⁶⁾은 계단형 및 원추형컵 성형에서 대체적으로 큰 액압을 가하는 것이 성형에 유리하다고 보고하였지만 본 연구는 반대의 경우를 보여주고 있다. 이로부터 액압 성형에 있어 성형에 필요한 적정 액압이 존재하며 이를 찾아내는 것이 중요한 문제임을 알 수 있다. 본 연구에서는 적정 액압을 구하는

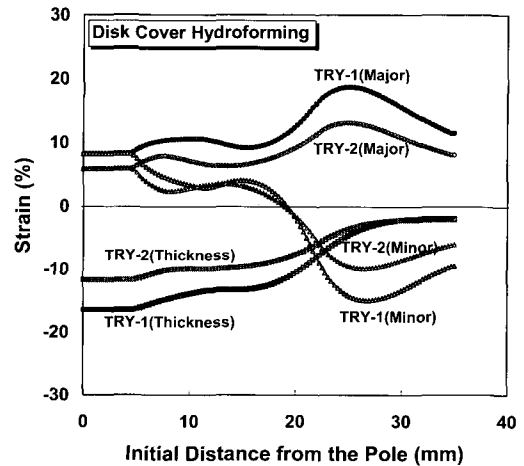


Fig. 9 Comparison of strain distributions between TRY-1 and TRY-2 at pressure=4MPa

최적화과정을 수행하지 않았지만 액압과 블랭크 홀딩력을 변경하면서 액압 성형 해석을 수행한다면 효과적인 액압 곡선을 구할 수 있을 것으로 기대된다.

4. 결론

본 연구에서는 축대칭 박판 액압 성형 공정의 유한요소 해석을 위해 소재와 액압면 및 금형의 마찰-접촉을 묘사할 수 있는 유한요소 방정식을 정식화하고 프로그래밍하여 축대칭 정수압 별장 및 디스크 커버 액압 성형 공정을 해석하였다. 본 연구로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

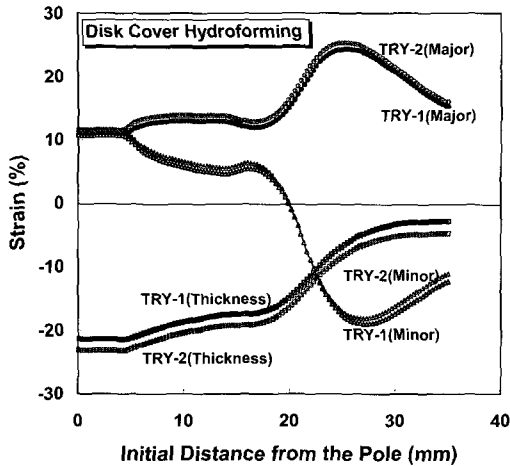


Fig. 10 Comparison of strain distributions between TRY-1 and TRY-2 at final forming stage

(1) 축대칭 요소에 Hill의 비이차 수직이방성 항복조건을 도입하고 액압 성형 공정을 해석할 수 있는 강점소성 내연적 유한요소 방정식을 수식화하였다.

(2) 개발된 프로그램의 해석 결과를 실험 결과 및 상용 프로그램 해석 결과와 비교하여 유한요소 수식화의 정당성을 검증하였다.

(3) 유한요소 기초 범선벡터를 이용한 박판-액압면 접촉 모델은 시간 및 속도 함수로 주어진 액압 작용을 효과적으로 묘사하였다.

(4) 액압 곡선을 달리하여 디스크 커버 성형해석을 수행한 결과, 개발된 프로그램은 성형에 적절한 액압 곡선을 계산하는데 효과적인 수단이 될 수 있음을 알 수 있었다.

(5) 개발된 프로그램은 요소 생성이 용이하고 해석시간이 짧으며 해석 결과의 정확성이 높아 실제 산업에 적용이 유용할 것이다.

후 기

이 논문은 1999년도 한국학술진흥재단의 연구비에 의하여 지원되었음. (KRF-99-041-E00087)

참 고 문 헌

(1) Shang, H. M., Chau, F. S., Tay, C. J. and Toh, S. L., 1985, "Hydroforming Sheet Metal into Axisymmetrical Shells with Draw-in of Flange

Permitted", Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, Vol.107, pp.372~378.

(2) 정완진, 양동열, 한규택, 백남주, 김용진, 1988, "강소성 유한요소법을 이용한 타원벌지시험의 이론 및 실험적 연구", 대한기계학회논문집, 제12권, 제3호, pp.397~408.

(3) Amino, H. and Nakagawa, T., 1988, "Application of Hydraulic Counterpressure Fluid Forming into Car Body Sheet Metal Forming", SAE 880365, pp.35~48.

(4) 양동열, 김한경, 이항수, 김경웅, 1992, "유한요소법을 이용한 축대칭 하이드로 메카니칼 디프 드로잉 공정의 해석", 대한기계학회논문집, 16권, 제5호, pp.873~882.

(5) Yang, D. Y., Kim, J. B. and Lee, D. W., 1995, "Investigation into Manufacturing of Very Long Cups by Hydromechanical Deep Drawing and Ironing with Controlled Radial Pressure", Annals of the CIRP, Vol.44, No.1, pp.255~258.

(6) Bay, N., Jensen, S. S., Malberg, M. P. and Grauslund, S., 1994, "Forming Limits in Hydromechanical Deep Drawing", Annals of the CIRP, Vol.43, pp.253~256.

(7) Ni, C., 1994, "Stamping and Hydroforming Process Simulations with 3D Finite Element Code", SAE 940753, pp.512~534.

(8) Zhang, S. H. and Wang, Z. R., 1994, "Research into the Dieless Hydroforming of Double Layer Spherical Vessels", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 60, No.2, pp.145~149.

(9) Ziaja, G., 1996, "A Shapeability Testing of the Counter-Pressing Deep-Drawing", 19th IDDRG Biennial Congress, pp.425~432.

(10) Hill, R., 1979, "Theoretical Plasticity of Textures Aggregates", Math. Proc. Cambridge. Phil. Soc., Vol.85, pp.179~191.

(11) Lee, S. Y., Keum, Y. T., Park, J. M., Chung, K. and Barlat, F., 1997, "Three-dimensional Finite Element Method Simulations of Stamping Processes of Planar Anisotropic Sheet Metals", Int. J. Mech. Sci., Vol.39(10), pp.1181~1198.