

〈論 文〉

탄소성 유한요소법에 의한 박판성형 공정의 해석(Ⅱ) —접촉 조건을 가지는 박판성형 공정의 해석—

심현보* · 정완진* · 양동열*

(1990년 2월7일 접수)

Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Processes(Ⅱ)

—Analysis of Metal Forming Processes with Contact Condition—

Hyun-Bo Shim, Wan-Jin Chung and Dong-Yol Yang

Key Words : Elastic-Plastic Finite Element Method(탄소성 유한요소법), Large Deformation(대 변형) Stretch Forming(신장 성형), Deep Drawing(디프드로잉), Cylindrical Cup(원형 컵), Square Cup(사각형 컵), Contact Condition(접촉 조건)

Abstract

Based on the formulation which incorporates large deformation and anisotropy, an elastic-plastic finite element code is developed with membrane element to include the contact tretment. For the analysis of the general sheet metal forming process with contact condition, the treatment of contact is considered by employing the successive skew coordinate system. Three kinds of sheet metal forming processes with contact conditions are analyzed; stretching of a square diaphragm with a hemispherical punch, deep drawing of a circular cup and deep drawing of a square cup. Then the computational results are compared with the experiment. The computed loads and the distribution of the thickness strain are in good agreement with the experiment for all cases. However, the computational results of the thickness strain show the effect of bending can not be ignored in the deep drawing process whereas the effect of bending is negligible in stretching.

기 호 설 명

- K : 원래의 좌표계에 대한 강성 행렬
- R : 원래의 좌표계에 대한 외력항
- F : 원래의 좌표계에 대한 응력 발산항
- T : 좌표 변환 행렬
- \bar{K} : 경사면 좌표계에 대한 강성 행렬
- \bar{R} : 경사면 좌표계에 대한 외력항
- \bar{F} : 경사면 좌표계에 대한 응력 발산항

- ϕ : 두 물체 사이의 간극
- σ_n : 접촉에 의해 생긴 수직 응력

1. 서 론

일반적인 박판 성형 공정은 대부분의 경우 복잡한 형상을 가진 금형에 의해 성형되기 때문에 금속의 성형시 소재의 일부는 항상 금형이나 펀치에 연속적으로 접촉이 이루어지고 있으며 이에 따라 복

*정회원, 한국과학기술원 생산공학과

잡한 경계 조건을 가지는 경우가 많다. 따라서 앞의 논문⁽¹⁾에서 유도된 탄소성 유한 요소 수식은 접촉 조건을 고려하지 않고 있기 때문에 이러한 복잡한 접촉 조건을 가지는 실제 문제를 해석하기 위해서는 효과적인 접촉 처리 방법이 필요하다.

본 연구에서는 본 저자들의 앞의 논문⁽¹⁾에서 유도된 박막 요소에 대한 탄소성 유한 요소 방정식을 사용하고 접촉을 고려하여 스트레칭 공정과 디프트로잉 공정을 해석하였다. 접촉 조건과 마찰 경계 조건은 연속적인 경사면 경계 조건(successive skew boundary condition)⁽²⁾을 이용하여 기하학적으로 처리하였다. 접촉 조건을 가지는 대표적인 예제로써 반구형 편치에 의한 정사각형 박판의 스트레칭과 또한 복잡한 변형 기구를 가지는 원형컵의 디프트로잉, 그리고 3차원 예제로써 매우 복잡한 변형 기구를 가지는 정사각형 컵의 디프트로잉을 해석하였다. 해석 결과를 기 발표된 실험 및 해석 결과와 비교하여 타당성을 검증하였다.

본 연구에 사용된 유한요소 방정식은 국부 질점 좌표계(natural convected coordinate system)를 이용하여 변형을 묘사하는 대변형을 고려한 탄소성 증분 수식을 사용하였고^(1,3), 국부 질점 좌표계를 사용함으로써 변형도 성분이나 구성 방정식의 성분들에 대한 좌표 변환 과정을 생략할 수 있다. 재료는 수직 이방성으로 가정하였다.

2. 연속적인 경사면 경계조건에 의한 접촉 조건의 처리

주어진 절점에서의 접촉 조건을 생각하자. Fig. 1에서 ϕ 를 시간 $t_0 + \Delta t$ 에서 변형체의 절점에서 접촉 표면까지의 간극이라하고 σ_n 을 접촉에 의해 생긴 수직 응력이라고 하면, 시간 $t_0 + \Delta t$ 에서의 접촉 조건은 다음과 같다.

- $\sigma_n \cdot \phi = 0$ (1)
- $\phi \geq 0$ (2)
- $\sigma_n \leq 0$ (3)

식 (1) 은 수직 응력이나 간극, 둘중의 하나가 0

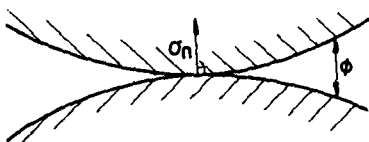


Fig. 1 Contact condition between two bodies

이 되어야 한다는 적합 조건을 나타내고, 식 (2)는 불투명 조건을 뜻하며 식 (3)은 접촉이 일어날 경우 수직 응력은 항상 압축 응력 상태에 있어야 한다는 조건이다.

Oh⁽⁴⁾는 금속 성형 문제에서 경사면 경계 조건을 사용하여 기하학적으로 경계 조건을 대입하는 방법을 제안하였다. 이 방법에서는 매 계산 단계후에 접촉 절점의 위치가 금형의 표면에 일치하도록 접촉 절점의 위치를 조절하고 있다. 박판 금속의 성형에서는 표면적의 체적에 대한 비가 상대적으로 크므로 박판 금속의 변형을 정확히 해석하기 위해서는 시간 $t_0 + \Delta t$ 에서 접촉 절점이 금형의 표면에 일치하도록 하는것이 필수적이다. 이러한 관점에서 이 방법은 박판 금속 성형의 해석에는 부적합하나 마찰 경계 조건의 대입, 매개 변수로 주어진 금형의 표면에 적용하기가 쉽다는 장점이 있다. Chung 등⁽²⁾은 경사면 경계 조건을 연속적으로 적용하므로써 이 방법을 개선하는 방법을 제안하였으며 본 연구에서는 이 방법을 채택하였다.

이 방법의 개요는 다음과 같다. 임의의 곡면의 모양이 다음과 같은 매개 변수로써 표현되었다고 하자.

$$r(u, v) = X^s(u, v)e_x + Y^s(u, v)e_y + Z^s(u, v)e_z \tag{4}$$

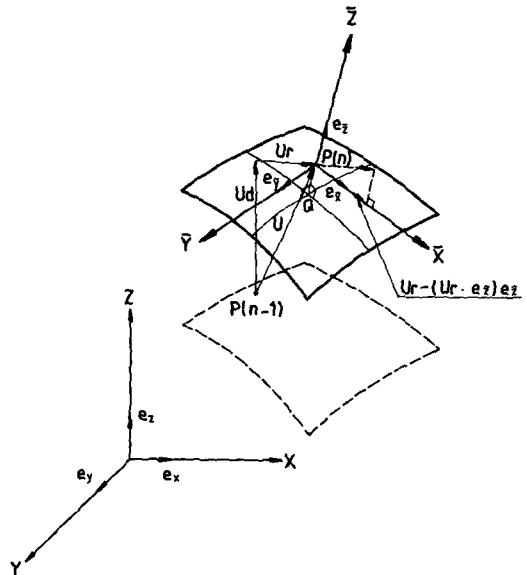


Fig. 2 Treatment of skew boundary condition

Fig. 2에서 접촉하려고 하는 절점 P 에서 금형의 표면상에서 가장 가까운 점 Q 까지의 거리는 P 와 Q 간의 거리를 최소화 함으로써 구하여 진다.

$$|\overline{QP}|^2 = (X(P) - X^s(u, v))^2 + (Y(P) - Y^s(u, v))^2 + (Z(P) - Z^s(u, v))^2 \quad (5)$$

그러면 \overline{QP} 는 Q 에서 금형의 표면에 수직인 방향과 일치하게 된다. $(e_{\bar{x}}, e_{\bar{y}}, e_{\bar{z}})$ 를 경사면 좌표계(skew coordinate system)의 $(\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$ 방향의 단위 벡터라고 한다면 $e_{\bar{x}}$ 의 방향은 \overline{QP} 의 방향과 일치하게 되고 또 $e_{\bar{x}}$ 는 e_z 와 상대 변위 U_r 이 이루는 평면과 e_z 와의 수직되는 방향으로 결정된다. $e_{\bar{y}}$ 는 $e_{\bar{x}}$ 와 e_z 의 벡터 곱에 의해서 구하여 진다. 이 과정을 수식으로 표현하면 다음과 같다.

$$e_{\bar{x}} = \frac{\overline{QP}}{|\overline{QP}|} \quad (6)$$

$$e_{\bar{x}} = \frac{U_r}{|U_r|} \quad (7)$$

$$e_{\bar{y}} = e_{\bar{x}} \times e_z \quad (8)$$

여기서 $U_r = U - U_d$ 이고 $U_x = U_r - (U_r \cdot e_{\bar{x}})e_{\bar{x}}$ 이다. Fig. 2에서 변환행렬은 다음과 같이 주어진다.

$$\Delta U = T \cdot \Delta \bar{U} \quad (9)$$

박막 요소에 대한 변환 행렬은 다음과 같다.

$$T = \begin{bmatrix} \cos(\bar{X}, X) & \cos(\bar{Y}, X) & \cos(\bar{Z}, X) \\ \cos(\bar{X}, Y) & \cos(\bar{Y}, Y) & \cos(\bar{Z}, Y) \\ \cos(\bar{X}, Z) & \cos(\bar{Y}, Z) & \cos(\bar{Z}, Z) \end{bmatrix} \quad (10)$$

원래의 Cartesian 좌표계로 표현된 식 (11)은 새로운 좌표계 $(\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$ 로 표현되고 다음의 식으로 변환이 된다.

$$K \Delta U = R - F \quad (11)$$

$$\bar{K} \Delta \bar{U} = \bar{R} - \bar{F} \quad (12)$$

여기서

$$\bar{K} = T^T \cdot K \cdot T \quad (13)$$

$$\bar{R} = T^T \cdot R$$

$$\bar{F} = T^T \cdot F$$

이때 $\Delta U_{\bar{x}}(P)$ 의 값은 $\bar{Z}(Q)$ 로 부터 주어지게 된다. 이 방법에서는 Newton-Raphson 축차 과정에서 매 반복 계산단계마다 변환 행렬을 구하게 된다.

마찰 경계 조건은 수정된 마찰식 (5)에 의해 다음과 같은 절점의 외력으로 표현된다.

$$(F_{\bar{x}})_i = -\frac{2}{\pi} \mu (F_{\bar{z}})_i \tan^{-1}(k|U_{\bar{x}}|) \quad (14)$$

여기서 k 는 아주 큰 수이다.

3. 계산 결과 및 토론

3.1 반구형 펀치에 의한 정사각형 박판의 스트레칭 해석

접촉 조건을 갖는 3차원 박판 성형의 예제로써 정사각형 박판의 스트레칭을 해석하였다. 스트레칭 공정의 경우 성형 하중이 펀치가 진행함에 따라 계속 증가하기 때문에 비교적 간단한 변형 역학을 갖는 공정으로 알려져 있다. 계산 결과는 실험 (6)을 통하여 비교하여 본 수식의 타당성을 검토하였다. 실험 및 계산에 사용된 재료 상수와 공정 변수는 아래와 같다.

재질 : 연강

응력-변형도 곡선 : $\bar{\sigma} = 495.64(0.001 + \bar{\epsilon}_p)^{0.208}$

MPa

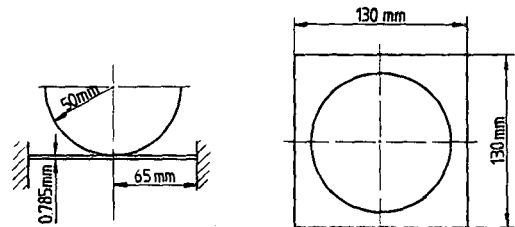
탄성 계수 : $E = 2 \times 10^5$ MPa

이방성 계수 : $R = 1.398$

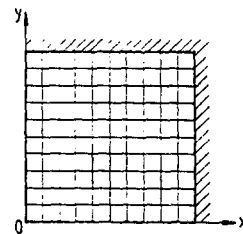
박판의 두께 : $t_0 = 0.785$ mm

펀치 반경 : $r = 50$ mm

다이의 치수 : 130 mm \times 130 mm



(a) Geometry of the punch



(b) 100 elements mesh

Fig. 3 Schematic for stretching of a square blank by a hemispherical punch and finite element mesh systems used in the analysis

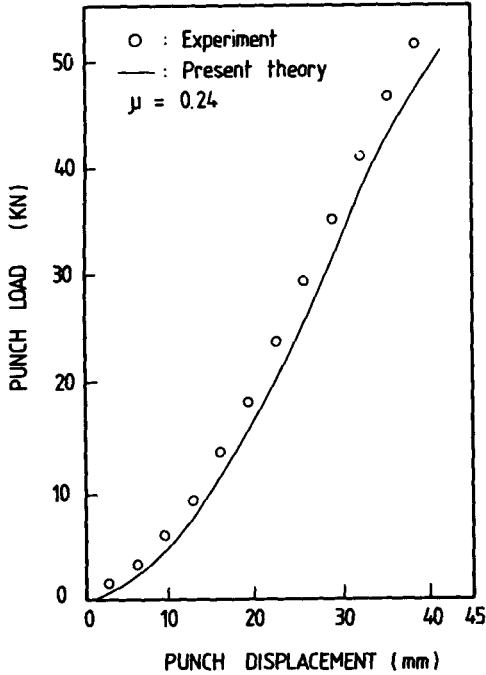


Fig. 4 Comparison of the forming load between the computed results and the experiment : stretching of a square blank by a hemispherical punch

마찰 계수 : $\mu = 0.24$

마찰 계수 μ 는 실험을 통하여 측정하였다⁷⁾. Fig. 3(a)는 해석 모델의 개요도이고 Fig. 3(b)는 해석에 사용된 유한 요소 격자를 나타낸다. 계산에서 각 변형 단계의 펀치 변위 증분을 0.1mm로 하였고 40mm에 도달할 때까지 400개의 변형 단계를 거쳤다. Newton-Raphson 방법에서 초기 감속 계수를 0.4로 하였을 때 각 단계마다 5~7번의 측차를 거쳐 해가 수렴하였다. Fig. 3(b)의 격자로서 SUN3/110 workstation으로 계산한 결과 총 35000 CP초가 소요되었다.

Fig. 4는 변위와 펀치 하중과의 관계를 나타내고 있다. 실험 결과와 이론 해석 결과는 대체로 잘 일치하고 있다. Fig. 5와 Fig. 6은 각각 횡방향(transverse direction)과 대각선 방향(diagonal direction)에 대한 두께 변형도의 분포를 실험 결과와 계산 결과를 비교한 것이다. 계산 결과와 실험 결과는 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다. 마찰의 영향으로 횡방향으로 pole에서 약간 떨어진 곳에서 두께 변형도가 가장 크게 나타나고 있는 것을

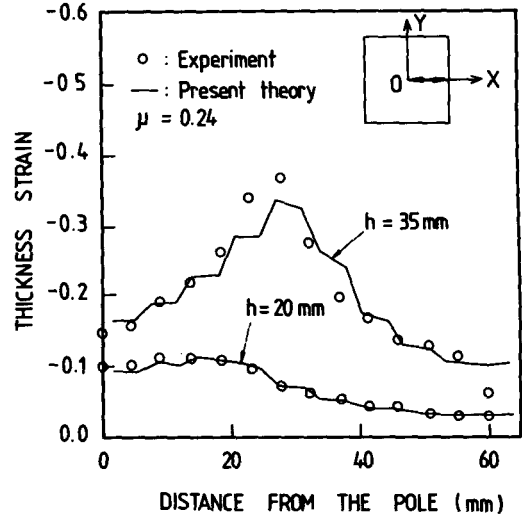


Fig. 5 Comparison of the thickness strain between the computed results and experiment on the transverse direction : stretching of a square blank by a hemispherical punch

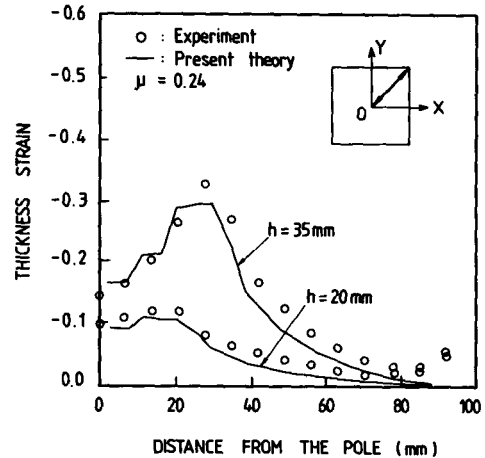


Fig. 6 Comparison of the thickness strain between the computed results and experiment in the diagonal direction : stretching of a square blank by a hemispherical punch

알 수 있고 또 구석 부분에서는 변형이 거의 일어나지 않는 것을 보여준다.

3.2 원형컵의 디프드로잉

디프드로잉 공정은 박판 성형 공정중 가장 기본적인 공정이며 복잡한 변형 역학을 지니고 있다.

이러한 디프드로잉 공정을 유한요소법으로 해석할 때 봉착하는 수치적인 어려움은 여타의 박판 성형 공정과는 달리 압축 응력의 존재로 말미암은 수치적인 좌굴 현상(numerical buckling)과 탄성 해중의 발생 등을 들 수 있다. 펀치가 진행함에 따라 성형 하중은 증가하게 된다. 이 때 펀치가 움직임에 따라 성형 하중의 주된 발생의 원인인 플랜지 부위가 금형의 공동(die cavity)속으로 빨려들어 가게 되어 점차 줄어들게 되므로 어떤 점을 지나면서 부터는 성형 하중이 다시 감소하게 된다. 성형 하중이 감소하는 영역에서는 성형된 컵의 벽면과 바닥 부분에서는 해중이 생기게 된다. 컵의 벽면과 플랜지에서의 응력 상태는 기본적으로 축방향 또는 반경 방향으로는 인장 응력 상태이고 원주 방향으로는 압축 응력 상태이다. 박판 금속은 두께가 다른 치수에 비하여 아주 작기 때문에 이러한 압축 응력의 존재가 실제 공정에서는 주름 현상(wrinkling)을 가져올수 있고 수치 해석시에는 수치적인 좌굴 현상(numerical buckling) 현상을 가져올 수 있다. Yang⁽⁶⁾은 이러한 원형컵의 디프드로잉 공정을 강소성 유한요소법으로 해석한 바 있다. Yang⁽⁸⁾은 이 공정에 대한 굽힘 효과를 비교 검토한 바 있다. 실험과 계산에 사용된 재료의 재료 상수와 공

정 변수들은 아래와 같다.

재질 : 알루미늄 킬드강

응력 - 변형도곡선 : $\bar{\sigma} = 508.79(0.001 + \bar{\epsilon}_p)^{0.247}$
MPa

탄성 계수 : $E = 2 \times 10^5$ MPa

이방성 계수 : $R = 1.867$

박판소재의 두께 : $t_0 = 0.8$ mm

마찰 계수 : $\mu = 0.24$

블랭크 홀딩력 : 9800N

Fig. 7(a)는 이 공정의 개요도를 나타낸 것이다. 실험시에 블랭크 홀딩력은 스프링을 이용하여 일정하게 유지시켰으며 펀치와 소재 사이에는 윤활제를 가하지 않았으나 다이와 소재 사이에는 그리스 윤활을 하였다. 이때 마찰 계수 μ 는 펀치가 진행함에 따라 다이의 라운드 부근에서 심한 미끄럼 현상과 높은 압력에 의해 유막이 파괴된다고 생각하여 무윤활 상태의 마찰 계수 $\mu = 0.24$ 를 사용하였다. Fig. 7(a)는 유한요소해석에 사용된 유한요소 격자로서, 대칭성에 의해 15° 부분만 해석 하였다. 본 해석에서는 블랭크 홀딩력은 플랜지의 최외각 부분에만 작용시켰다. 초기의 감속 계수 β 를 0.1로 하였을때 대개 10번 정도의 축차를 거쳐 해가 수렴하였다. 완전히 컵이 성형되기 까지 약 250번 정도의 계산 단계를 거쳤고 계산에 소요된 총 계산 시간은 SUN3/110에서 약 7400CP초가 소요되었다.

Fig. 8은 펀치의 변위와 펀치의 하중과의 관계를

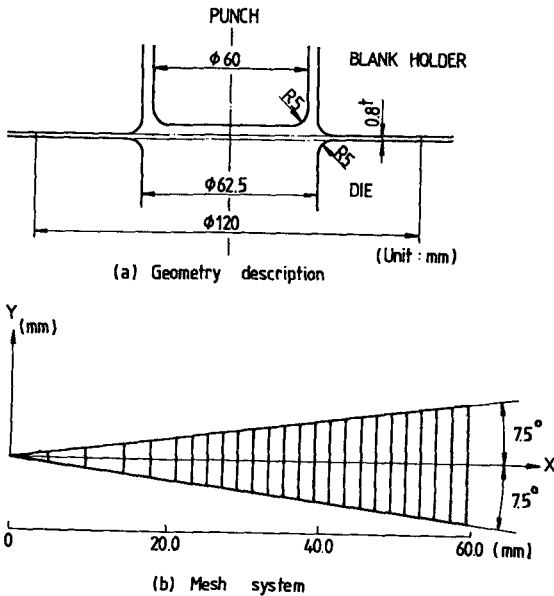


Fig. 7 Geometry of the tooling and finite element mesh system used in the analysis of deep drawing of a cylindrical cup

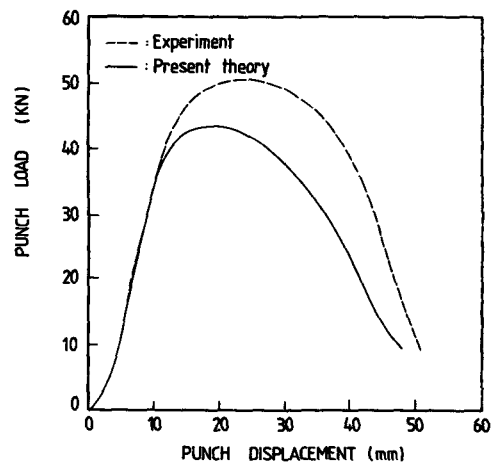


Fig. 8 Comparison of drawing load between the computed results and the experiment: deep drawing of a cylindrical cup

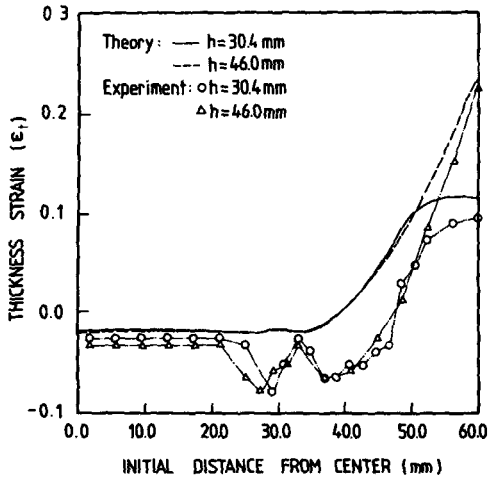


Fig. 9 Comparison of the thickness strain distribution between the computed results and the experiment : deep drawing of a cylindrical cup

나타내고 있다. 계산으로 부터 구하여진 펀치하중은 초기에는 실험과 잘 일치하고 있으나 변형이 진행됨에 따라 실험과 약간의 차이를 보여주고 있다. 최대 하중치는 실험치 보다 약 15%정도 낮게 나타났는데 이는 다이의 라운드 부근에서 극심한 하중 조건만 미끄럼 현상 및 다이 라운드가 두께에 대하여 그 비가 작기 때문에 야기되는 전단 변형의 영향이라고 생각된다.

Fig. 9는 펀치의 변위가 30.4mm과 46mm일때의 두께 변형도의 분포를 원래의 반경 방향의 위치에 대하여 나타낸 것이다. 컵의 바닥 부근에서는 실험과 계산이 잘 일치하고 있으며 펀치 라운드 부근과 다이 라운드 부근에서 실험으로 측정된 값은 벽면의 두께가 많이 얇아졌음을 보여주고 있으나 이론 해석에서는 이를 예측하지 못하고 있다. 이는 본 해석에서 사용된 박막 요소가 굽힘 효과를 고려하지 못하기 때문에 나타난 결과라고 생각된다. 이와 같이 굽힘 효과가 뚜렷한 공정의 경우에는 쉘 해석이나 연속체 해석을 채용할 필요가 있다.

디프드로잉의 해석으로부터 박판의 굽힘 효과가 변형도 분포에는 상당한 영향을 미치는 것을 알 수 있다.

3.3 원형 소재로부터 정사각형 컵의 디프드로잉

디프드로잉은 박판 성형의 기본적인 공정의 하나

이며 상당히 복잡한변형 기구를 가지고 있다. 펀치가 진행함에 따라 성형 하중이 증가하며 또한 플랜지 부분이 drawing이 되어 컵의 벽면을 형성함에 따라 플랜지 부분이 점차 줄어들게된다. 성형에 저항하려고 하는 힘은 주로 플랜지 부분에서 발생되기 때문에 어떤 점을 지나면서부터는 성형 하중이 점차 감소하게 된다. 성형 하중이 감소하면서부터는 컵의 벽면에 탄성 해중이 발생하게 된다. 사각형 컵의 디프드로잉은 비 축대칭에 디프드로잉의 가장 기본적인 공정이며 다른 형상의 컵의 디프드로잉시 생길 수 있는 대표적인 변형 기구를 나타낸다. Toh와 Kobayashi⁽¹⁰⁾는 강소성 유한요소법으로 여러가지 형상의 박판 소재로부터 정사각형 컵의 성형을 해석하였다. Yang등⁽⁸⁾은 국부 질점 좌표계를 사용한 강소성 유한요소법으로 원형 소재로부터의 정사각형 컵의 디프드로잉을 탄소성 유한요소법⁽¹¹⁾으로 해석하였으며 실험 결과와 비교하였다. 실험 및 계산에 사용된 재료는 원형 컵의 디프드로잉에서 사용된 재료와 같으며 공정 변수는 아래와 같다.

박판 소재의 직경 : $\phi 90\text{mm}$

마찰 계수 : $\mu = 0.24$

블랭크 홀딩력 : 7840N

실험시에 펀치 부분에는 윤활을 하지 않았으며 다이와 소재 사이에는 그리스를 사용하여 윤활하였고, 블랭크 홀딩력은 일정하게 유지시켰다. Fig. 10은 사각형 컵의 디프드로잉 공정 개요도이고, Fig. 11은 해석에 사용된 유한 요소 격자이다. 본 해석에서 블랭크 홀딩력은 플랜지의 최외각에만 작용한다고 생각하였다. 매 변형 단계마다 펀치의 변위는 0.2mm로 하였으며 21mm까지의 성형을 해석하는데 105step을 거쳤다. 초기감속 계수를 0.4로 하여 각 변형 단계마다 5~8번의 축차를 거쳐 fraction norm이 5×10^{-6} 이내로 수렴하였다. 이때, 계산에 사용된 컴퓨터는 SUN3/110이며 약25000 CP초가 소요되었다.

Fig. 12는 성형 하중과 펀치 변위간의 관계를 나타낸다. 계산에 의하여 구하여진 성형 하중은 실험 결과보다 작게 나타났으며 그 이유는 디프드로잉 공정의 경우 다이의 라운드 부위의 곡률 반경이 박판의 두께에 비하여 상당히 작기 때문에 현재의 박막 해석에서 굽힘의 효과의 무시와 두께 방향으로의 전단 변형을 무시하였기 때문으로 사료된다. 또 하나의 원인으로는 디프드로잉 공정의 경우 마찰

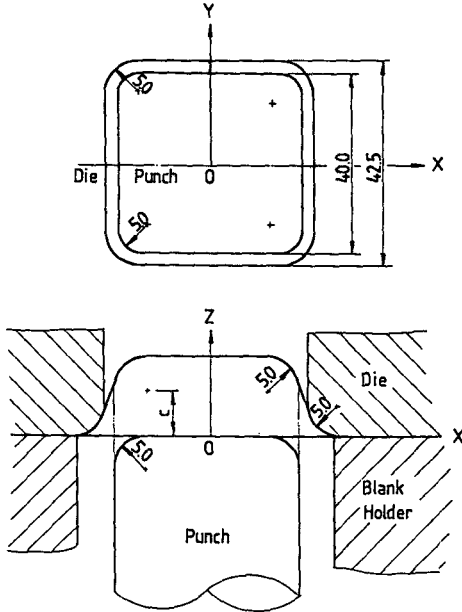


Fig. 10 Geometry of the tooling deep drawing of a square cup

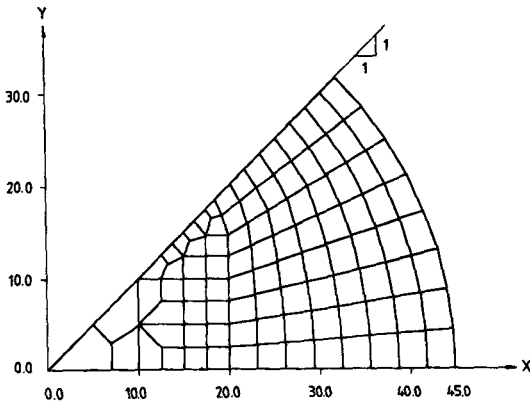


Fig. 11 Finite element mesh system used in the analysis of deep drawing of a square cup from a circular blank

계수에 따라 성형 하중이 크게 달라지는데 마찰 계수 측정치 문제도 하나의 이유로 들 수 있다.

Fig. 13은 변형된 플랜지의 윤곽으로 실험 결과와 계산 결과를 비교하였다. 계산으로 구하여진 플랜지의 윤곽은 대체로 실험 결과와 잘 일치하고 있으나 컵의 벽면에 가까워 지면서 약간의 차이를 보이고 있다. 실제 공정에서는 컵의 벽면 부분에서 굽

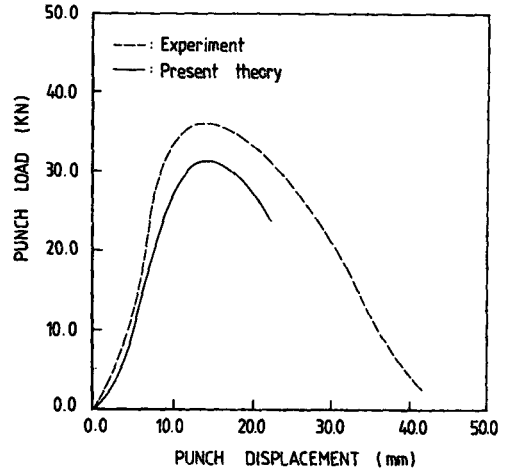


Fig. 12 Comparison of drawing load between the computed results and the experiment: deep drawing of a square cup from a circular blank

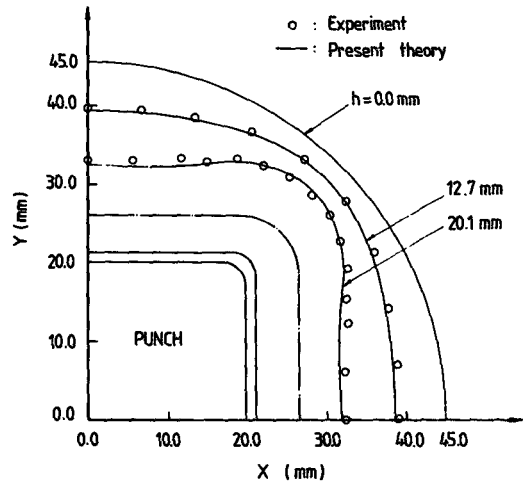


Fig. 13 Comparison of the results of the deformed edge contour between the computed results and the experiment: deep drawing of a square cup from a circular blank

힘의 효과에 의해 잘 빨려 들어가지 않으나, 본 해석에서 사용된 박막 해석의 경우 굽힘의 효과를 무시하였기 때문에, 벽면 부분에서 더 많이 빨려 들어간 결과를 나타내고 있다.

Fig. 14와 Fig. 15는 각각 정사각형 컵의 횡방향과 대각선 방향으로의 두께 변형도의 분포를 나타내고 있다. 이론 계산에서 횡방향의 두께 변형도의

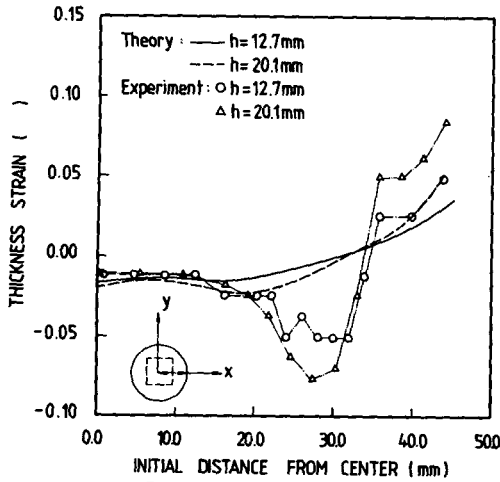


Fig. 14 Comparison of the thickness strain distribution between the computed results and the experiment in the transverse direction : deep drawing of a square cup from a circular blank

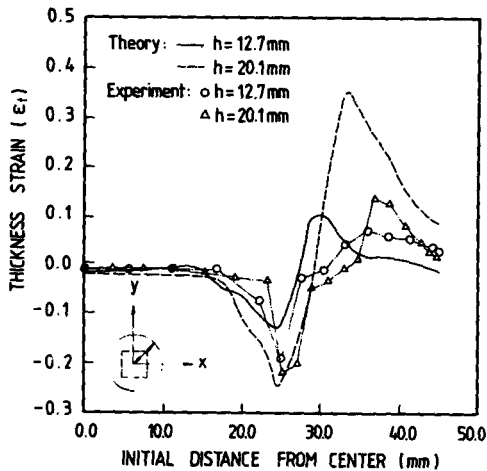


Fig. 15 Comparison of the thickness strain distribution between the computed results and the experiment in the diagonal direction : deep drawing of a square cup from a circular blank

변화보다 대각선 방향의 두께 변형도의 변화가 더욱 심한 것을 알 수 있다. 계산에서 구한 벽면 부분에서의 횡방향으로의 두께 변형도는 실험보다 작게 나타나는 것을 알 수 있다. 이 이유로는 본 해석에서 굽힘의 효과를 무시하였기 때문에 벽면에 실제보다 낮은 하중이 가해지기 때문이라고 사료된다.

대각선 방향으로의 두께 방향 변형도는 실제보다 훨씬 심한 기복을 보여주고 있는데 이 이유로는 구석 부분에서 실제로는 나타나지 않는 가공의 수치적인 좌굴의 영향과 경계 조건의 대입시 마찰에 의한 외력을 플랜지의 최외각에만 작용시켰는데 실제 실험시 굽힘의 효과에 의해 다이의 라운드 부근에서 들림현상(recoiling)이 발생하여 실제로는 이 부분에 마찰력이 작용하게 되기 때문에 벽면 부분의 변형도가 실험치보다 작게 나타난 것으로 생각된다. 이상의 검토를 미루어 볼 때 벽면 부분을 제외한 다른 부분에서는 대체적으로 실험 결과와 잘 일치하고 있다는 것을 알 수 있다.

이상의 검토를 종합해 볼 때 디프드로잉에는 굽힘의 효과가 지배적이며 디프드로잉 공정을 보다 더 정확히 시뮬레이션을 하기 위하여는 굽힘의 고려가 필수적이라 하겠다. 아울러 보다 정확한 경계 조건의 고려가 필요하다.

4. 결 론

박판 재료의 3차원 변형해석을 위하여 형상 변화 효과와 이방성을 고려한 탄소성 재료의 변분 방정식을 유도하였다. 유도된 변분 방정식으로 부터 박막 요소에 대한 유한요소 방정식을 유도하였다. 한 변형 단계동안의 변형을 국부 질점 좌표계를 사용하여 묘사 함으로써 계산시간이 많이 단축되었다. 유도된 방정식으로 부터 박막 요소에 대한 유한요소 방정식을 유도하였다. 굽힘 효과가 크지 않은 스트레칭을 해석하였고 실험과 비교하여 본 결과 본 수식화의 타당성과 유용성이 입증되었다. 디프드로잉의 경우 굽힘의 라운드 부근에서 굽힘과 퍼짐 현상이 연속적으로 일어나기 때문에 굽힘효과를 고려하지 않은 본 수식으로는 변형도의 분포를 정확히 예측할 수 없었으나 성형 하중의 경우는 실험과 비교적 잘 일치하고 있다. 따라서 본 수식화가 굽힘 효과보다 인장의 효과가 지배적인 3차원 박판 성형 공정의 탄소성 유한 요소 해석에 효과적으로 사용될 수 있는 방법임이 입증되었다.

참 고 문 헌

- (1) Shim, H.B., Chung, W.J. and Yang, D.Y., 1990, "Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Sheet

- Metal Forming Processes, Part I: Finite Element Formulation and Analysis of Hydrostatic Bulging", Submitted to Trans. KSME.
- (2) Chung, W.J., 1990, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis" of Sheet Metal Forming Considering Contact Friction", Ph.D. Thesis, KAIST.
- (3) Shim, H.B., 1990, "An Elastic-Plastic Finite Element Formulation of Single- and Multi-Layered Degenerated Shells with Application to Sheet Metal Forming", Ph.D. Thesis, KAIST.
- (4) Oh, S.I., 1982, "Finite Element Analysis of Metal Forming Processes with Arbitrarily Shaped Dies", Int. J. Mech. Sci., Vol. 24, pp. 479~493.
- (5) Chen, C.C., 1982, "Finite Element Analysis of Plastic Deformation in Metal Forming Processes", P.D. Thesis, U.C. Berkeley, p. 152.
- (6) 양동열, 정완진, 김용환, 1989, "접촉을 고려한 3차원 형상의 금형에 의한 박판성형의 강소성 유한요소해석", 대한기계학회논문집, 제13권, 제6호, pp. 1092~1103.
- (7) Lee, C.H., Shim, H.B. and Yang, D.Y., 1988, "Determination of Frictional Coefficient for Sheet Metal Working and Its Application to Stretch Forming", 6th Int. Congress on Experimental Mechanics and Manufacturers Exhibit, Portland Oregon, pp. 71~76.
- (8) Yang, D.Y., Cheng, W.J. and Shim, H.B., 1989, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Considering Contact with Initial Guess Generation", Submitted to Int. J. Mech. Sci.
- (9) Yang, D.Y., Shim, H.B. and Chung, W.J. 1989, "A Comparative Investigation of Sheet Metal Forming with the Emphasis on the Effect of Bending", Submitted to Engineering Computations.
- (10) Toh, C.H. and Kobayashi, S., 1983, "Finite Element Process Modelling of Sheet Metal Forming of General Shapes", Proc. 5th Int. Symp. Fundamentals of Metal-Forming Technique-State and Trends, Stuttgart, West Germany, pp. 39~57.