특 집
한국정밀공학회지 제17권 제4호 (2000년 4월)
Journal of the Korean Society of Precision Engineering Vol. 17, No. 4, April 2000.

판재성형의 유한요소해석

강정진*, 오수익**, 정영철***, 박종진****

Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming

Jeong-Jin Kang*, Soo-Ik Oh**, Young-Chul Jeong***, Jong-Jin Park****

ABSTRACT

Recently, finite element method has been used as an effective tool in the design process of sheet metal forming. In the present study, an implicit method and an explicit method have been developed for 2D analysis and 3D analysis, respectively, and applied to several processes including plane strain draw bending and TWB sqaure cup drawing. Also, commercial codes are used for geometrically complex problems, such as tube hydroforming, "L" cup deep drawing and side frame forming. In this paper, basic formulations used in the methods are introduced and results obtained from the applications are discussed.

Key Words : Sheet metal forming (금속판재성형), Finite element method (유한요소법), Tailor welded blank (테일러용접블랭크), hydroforming(액압성형), L cup drawing(L 컵 성형), side frame forming(사이드 프레임 포밍)

1. 서론

금속판재성형은 제조업에서 가장 널리 사용되는 가공공정 중의 하나이다. 금형 또는 공정조건 등이 적절히 설계되어있지 않으면, 최종 부품 또는 중간 단계에서 파단, 주름, 치수 불량 등의 결함이 발생하게 된다. 시행착오법에 기본을 두고 있는 기존의 전통적인 금형 및 공정조건 설계 작업은 비용 부담과 소요시간 측면에서 부득이하게 단점을 가지고 있다. 이러한 이유로 유한요소법(finite element method)에 바탕을 둔 성형공정의 시뮬레이션 기법이 비용 및 시간의 최소화를 위하여 점차 널리 보급되고 있는 실정이다.

유한요소법에서 사용되는 시간적분법은 크게 두가지로 구분된다. 하나는 implicit 법이며, 또 다른 하나는 explicit 법이다. Implicit 법은 많은 연구자들에 의하여 사용되어온 방법이다[1~3]. Implicit 법은 explicit 법에 비하여 좀 더 정확한 해를 제공할 수 있으며, 접촉 정식화가 상대적으로 간단하고, 계산소요시간이 많이 소요되지 않는 이차원 준정적 문제에 대하여 효율적인 것으로 알려져 있다.

반면에 삼차원 판재 성형 시뮬레이션의 경우에는 단순한 접촉 정식, 상대적으로 적정한 수준의 계산 시간으로 인하여 explicit 법이 더 많이 적용되고 있다. Explicit 시간적분법을 기본으로 하는 PAM-STAMP, LS-DYNA와 같은 다수의 유한요소 해석 프로그램이 개발되어, 삼차원 판재성형 시뮬레이션에 사용되고 있다[4-6].

*, ** 서울대학교 기계항공공학부
,* 홍익대학교 기계공학과

판재성형해석코드의 성공은 효율적인 쉘 요소의 개발에 있다고 하여도 과언이 아니다. 쉘 요소 개발에 탁월한 성과를 낸 연구자들로는 Hughes, Liu, Belytschko, Zacharia 등[7-9]이 있다.

판재성형부품의 최종 치수를 정확히 예측하기 위하여 근본적으로 스프링백(springback)에 대한 고려가 있어야 한다. Explicit 정식은 과도한 계산시간이 소요되므로 스프링백 해석에는 적합하지 않은 것으로 알려져 있다[10]. 따라서, 삼차원 판재성형해석은 explicit 법에 의하여, 스프링백 해석은 implicit 법에 의하여 수행하는 것이 통상적인 방법이다.

금속판재성형공정에 여러 새로운 기술이 도입되었다. 그 중에서 테일러용접블랭크(TWB; tailor welded blank)를 이용한 판재성형이 자동차산업에 널리 보급되고 있다[11,12]. 한국 자동차업계도 TWB에 많은 관심으로 보이며, 그 응용범위를 확장하고 있다[13]. TWB는 성형 전에 둘 이상의 판재가 평면 위에서 용접된 판재를 의미한다. 서로 용접되는 판재는 모든 성질이 같을 수도 있고, 또는 서로 다른 두께, 다른 물성치, 다른 표면코팅을 가질 수도 있다. 판재는 레이저(laser) 용접이나 매쉬심(mash seam) 용접에 의하여 결합된다. TWB와 관련된 연구는 성형시 TWB의 성능을 예측, 평가하는 방법과 최적의 성형성을 획득하는 방법에 집중되어 있다[14].

본 논문에서는 금속판재성형공정을 해석할 수 있는 탄소성 유한요소해석코드와 그 적용 예에 관하여 기술하고자 한다. 이차원해석 프로그램은 mplicit 법을 기본으로 개발된 KSHELL이며, 삼차원해석 프로그램은 explicit 법을 기본으로 개발된 ESFORM이다. KSHELL을 이용하여 평면 변형율 조건 하의 드로우 굽힘(draw bending)에 대한 해석을 수행하였으며, ESFORM을 이용하여 TWB 사각컵 드로잉에 대한 해석을 수행하였다. 그리고 상용프로그램인 PAM-STAMP를 이용하여 하이드로포밍, "L" 컵 드로우잉, 사이드프레임 포밍에 대한 해석을 수행하였다.

2. 유한요소 정식화

판재성형해석 프로그램 KSHELL과 ESFORM에 사용된 정식화에 관하여 간단히 기술한다.

대변형문제(large deformation problem)의 해석시 기하학적 비선형(geometrical nonlinearity)을 고려하기 위하여 갱신 라그랑지안 정식(updated Lagrangian formulation)을 사용하였다. 분산이론(divergence theorem)을 이용하면 평형방정식으로부터 다음과 같은 운동 변분식을 유도할 수 있다.

$$\int_V \delta \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T \boldsymbol{\sigma} dV + \int_V \delta \boldsymbol{v}^T \rho \dot{\boldsymbol{v}} dV - \int_{S_t} \delta \boldsymbol{v}^T \boldsymbol{t} dS = 0 \quad (1)$$

여기서, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$은 변형율속도 텐서, $\boldsymbol{\sigma}$는 코시응력(Cauchy stress) 텐서, $\boldsymbol{v}$는 속도 벡터, ρ는 물질 밀도, $\boldsymbol{t}$는 단위 면적당 외부표면력 벡터, V는 체적, S_t는 외력이 가하여지는 표면을 뜻한다. 식 (1)에서 각 항은 내부가상일율, 관성가상일율, 외부가상일율을 의미한다. 체적력(body force)은 무시하며, implicit 이차원 해석 프로그램인 KSHELL에서는 관성항에 대하여 고려하지 않았다.

쌍일차 형상함수(bilinear shape function)를 사용하는 degenerated 쉘요소는 효율성과 단순성 때문에 금속판재성형해석에서 가장 많이 사용되고 있다. 이 요소는 삼차원 솔리드요소에서 두께 방향으로 degenerated된 요소로서 Ahmad 등[15]이 처음 제시하였으며, 이후 Hughes 등[7]이 비선형 문제에 적용하였다. Belytschko 등[16]은 공동회전 정식(corotational formulation)을 사용하고, 요소의 휨이 없다는 가정하에 요소를 단순화하여 explicit 유한요소법에 적용하였다. Belytschko 등에 의한 정식은 ESFORM에서, Hughes 등에 의한 정식은 KSHELL에서 사용되었다.

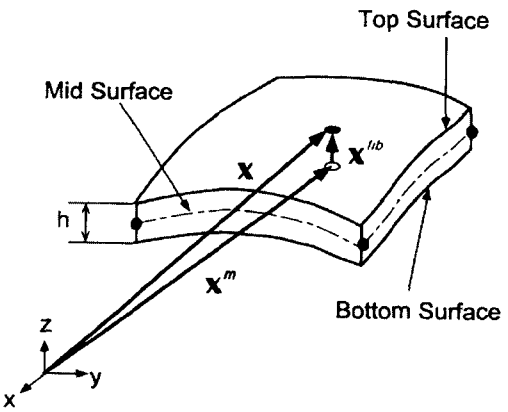


Fig. 1 Geometry of shell element

쉘요소의 형상은 Fig. 1에 도시한 바와 같이 두 개 벡터의 합으로 표현할 수 있다.

$$\boldsymbol{x}(\xi,\eta,\zeta) = \boldsymbol{x}^{m}(\xi,\eta) + \bar{\zeta}(\zeta)\,\boldsymbol{x}^{fib}(\xi,\eta) \qquad (2)$$

여기서, $\boldsymbol{x}$는 쉘에 속한 점의 위치 벡터를 뜻하며, $\boldsymbol{x}^{m}$은 보통은 중간면으로 잡게 되는 기준면(reference surface) 위에 상응하는 점의 위치 벡터, $\boldsymbol{x}^{fib}$은 기준면 위의 점에서 fiber 방향으로 향하는 단위벡터를 의미한다. $\bar{\zeta}(\zeta)$는 $\zeta h/2$로 정의되며, h는 쉘의 두께이다. ζ를 고정시킬 때 식 (2)에 의하여 정의되는 면을 lamina라 부른다. 그리고, ξ와 η가 일정한 값을 가질 때 식 (2)에 의하여 정의되는 선을 fiber라 칭한다. Fiber는 일반적으로 lamina에 수직하지 않다.

쉘요소의 속도장은 Mindlin-Reissner 이론과 isoparametric 가설의 가정하에 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\boldsymbol{v} = \boldsymbol{v}^{m} + \bar{\zeta}\,\boldsymbol{v}^{fib} \qquad (3)$$

최근에 Belytschko의 정식보다 더 향상된 정식이 Belytschko 등[17,18]과 Zhu 등[9]에 의하여 제안되었다. 이들의 연구에서 몇 가지 향상된 내용들을 ESFORM에 적용하였다.

KSHELL과 ESFORM에서 사용된 구성방정식은 속도형으로 주어진다. 객관성(objectivity)을 유지하기 위하여 공동회전 좌표계(co-rotational coordinate system)를 사용하였다. 응력속도 $\dot{\sigma}_{ij}$는 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{\sigma}_{ij} = C^{E}_{ijkl}\dot{\varepsilon}^{E}_{kl} = C^{E}_{ijkl}(\dot{\varepsilon}_{kl} - \dot{\varepsilon}^{P}_{kl}) \qquad (4)$$

여기서,

$$C^{E}_{ijkl} = \mu(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) + \lambda\delta_{ij}\delta_{kl} \qquad (5)$$

그리고, $\dot{\varepsilon}^{E}_{ij}$는 탄성변형률속도, $\dot{\varepsilon}^{P}_{ij}$는 소성변형률속도이다. 소성변형률속도는 관련유동법칙(associated flow rule)에 의하여 결정된다. 정식에서 사용된 이방성항복함수는 Hill[19]이 제안한 것과 Barlat[20]이 제안한 것을 사용하였다.

KSHELL에서는 두 물체 간의 접촉은 접촉 지점에 기구학적 제한을 가하여 강성행렬(stiffness matrix)에 반영토록 처리하였다. ESFORM에서는 접촉력을 계산하기 위하여 벌칙방법(penalty method)을 사용하였다. 접촉 검색을 위하여 필요한 제거법(trivial-rejection scheme)으로서 위치코드알고리즘(position code algorithm)[21]을 사용하였다. 공간 영역(spatial domain)은 부영역(subdomain)들로 나뉘어지고, 각각 특정한 위치코드가 주어진다. 모든 절점들은 그들이 속한 부영역의 위치코드를 갖게되며, 접촉 검색은 검색에 소요되는 계산시간을 줄이기 위하여 같은 위치코드의 절점들에 한하여 수행된다.

3. 응용 예

3.1 평면 변형율 드로우 굽힘

Fig. 2에 도시되어 있는 평면 변형률 드로우 굽힘에서 소재는 굽힘, 역굽힘, 인장과 같은 복잡한 변형 과정을 겪게 된다. 이러한 복잡한 변형 양상 때문에 탄성회복을 정확하게 예측하기 위해서는 많은 주의가 필요하다. 이 문제는 NUMISHEET '93[22]에서 benchmark 문제로 선택되었으며 본 연구에서도 이 문제를 해석하여 보았다. 블랭크의 치수는 길이, 폭, 두께가 각각 350mm, 35mm, 0.78mm이다. 소재의 폭은 두께에 비하여 크므로 이 성형과정은 평면 변형률로 가정할 수 있다. 소재의 재료는 mild steel이며, 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 565(0.007117 + \bar{\varepsilon}^{p})^{0.2589} \quad Mpa$$

탄성계수와 프와송 비는 각각 206 GPa와 0.3이다. 쿨롱 마찰력이 사용되었으며 마찰계수는 0.144이다. 블랭크 홀더의 모서리에 각각 2.54 kN과 19.6 kN의 두 가지 다른 블랭크 홀딩력을 가한 경우에 대한 해석을 수행하였다.

두께 방향의 적분을 두 가지의 방법으로 수행하여 비교하였는데, 하나는 2점 Gauss quadrature이고 또 하나는 7점 trapezoidal 방법이다. Fig. 3에 각각의 적분법에 의한 두께 분포 예측 결과를 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 해석 결과는 2점 가우스 quadrature를 사용한 경우, 굽힘과 역굽힘 과정 중에 급격한 변형 양상을 보이고 있다. 이로 인하여 벽 두께가 과도하게 얇아지는 결과를 낳게 되었다. 이로부터 두께방향의 비선형 응력분포를 다루

기 위해서는 고차의 적분방법이 필요하다는 것을 알 수 있었다.

탄성회복은 성형해석결과를 바탕으로 계산되었다. 탄성회복 정도는 Fig. 4에 보여지는 바와 같이 각도 θ_1과 θ_2로 정의된다. Fig. 5에는 KSHELL에 의하여 예측된 탄성회복 결과를 NUMISHEET '93에 제시된 결과들과 비교하였는데, 여러 해석결과들이 상당히 넓은 범위에서 특정한 경향도 없이 서로 다른 것을 알 수 있다. 실험적으로 측정한 결과들도 분산의 정도가 작지 않다. 실험 조건, 블랭크 재질 등의 차이에서 오는 당연한 결과일 지도 모르지만 이에 대한 많은 연구가 필요하다.

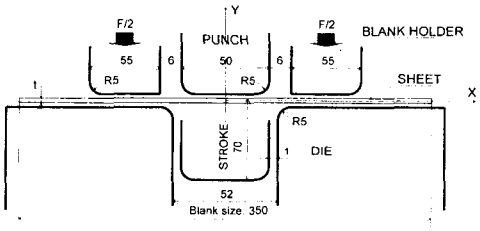


Fig. 2 Schematic diagram of two dimensional draw bending

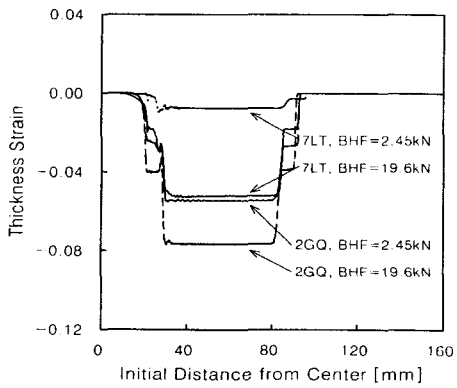


Fig. 3 Predicted thickness strain distribution in draw bending part

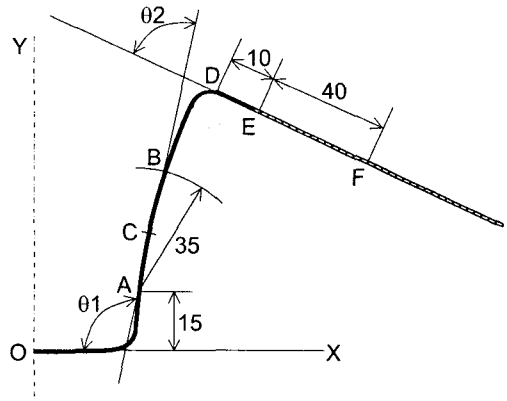


Fig. 4 Definition of springback in draw bending process

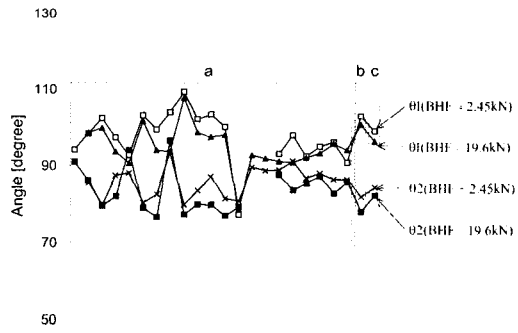


Fig. 5 Predicted springback in draw bending part

3.2 TWB 사각컵 드로잉

TWB 성형중에 발생하는 용접선의 이동현상을 연구하기 위하여 사각컵 드로잉 공정을 해석하였다. Fig. 6은 사각컵 드로잉 공정의 개략도이다. 각 부위의 치수는 NUMISHEET '93에 게재된 문제와 동일하다. 블랭크는 같은 재질이면서 0.7mm와 1.4mm의 서로 다른 두께의 두 판재를 용접하여 제작하였다. 블랭크 형상은 150mm의 정사각형으로써, 중앙에 용접선을 위치시킨 시편과 중앙에서 두꺼운 판재 쪽으로 10mm 만큼 용접선을 이동시킨 시편의 두 종류로 제작되었다.

용접선의 이동을 제어하기 위하여 4개의 유압 실린더를 사용하여 각 변마다 서로 다른 블랭크 홀딩력을 독립적으로 가할 수 있도록 하였다. 총 블랭크 홀딩력은 19kN이다. Table 1에 용접선의 위치 변화에 따른 해석결과와 각각의 블랭크 홀딩력을 요약하였다. 쿨롱 마찰력이 사용되었으며, 마찰계수는 0.144이다. 인장 시험 결과에 따르면 용접부와 비용접부가 서로 다른 유동 거동을 보이나, 수치해석에서는 이 부위들 사이의 물성치 차이는 무시하였다.

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 case I과 case III에서 펀치 스트로크가 40mm일 때 측정된 형상과 해석으로 예측한 형상을 보여준다. 해석에 의하여 예측된 두께 분포가 실험적으로 측정된 두께 분포와 거의 일치함을 보였다. Table 2에 해석과 측정으로 구한 용접선 이동정도를 비교하였다. 해석 결과가 측정 결과와 거의 일치함을 알 수 있다. Case III의 경우에는 용접선을 따라 약간의 갈라짐이 발생했음을 밝혀둔다.

Table 1 Simulation conditions for TWB square cup forming

	Weld line location	BHF (kN)	BHF type	BHF ratio
Case I	center	19.2	uniform	5:5
Case II	center	19.2	non-uniform	4:6
Case III	10 mm off from center toward thicker sheet	19.2	uniform	5:5

Table 2. Maximum weld line displacement after forming (mm)

	Experiment	Simulation
Case I	3	4
Case II	2	3
Case III	8.5	9

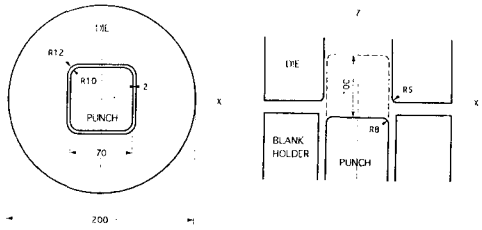
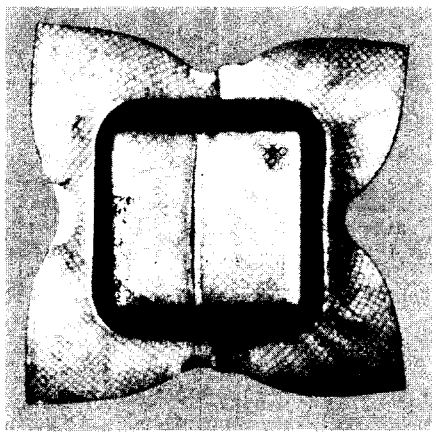
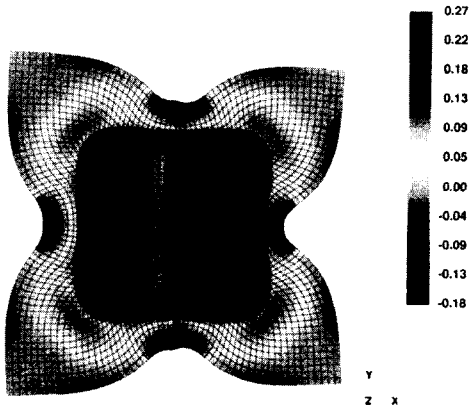


Fig. 6 Schematic diagram of square cup drawing

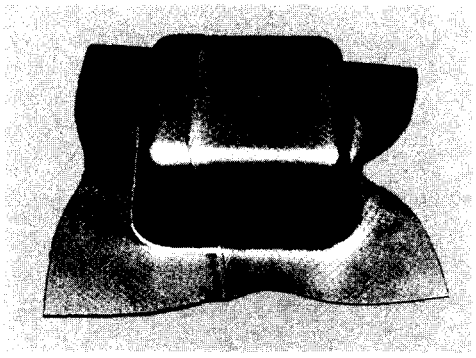


(a)

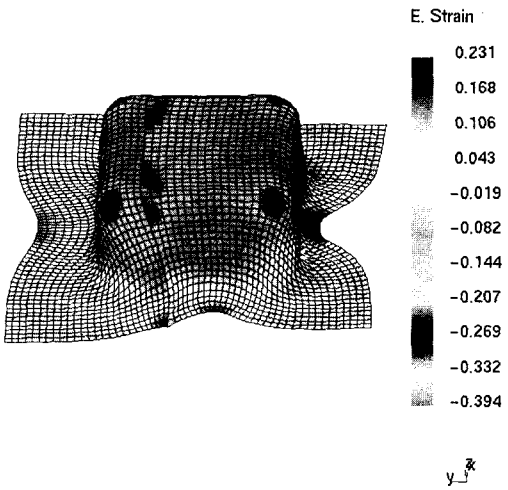


(b)

Fig. 7 TWB square cup forming with weld line located at center (case I): (a) experiment and (b) simulation



(a)



(b)

Fig. 8 TWB square cup forming with weld line located 10 mm off from the center toward thicker sheet (case III): (a) experiment and (b) simulation

3.3 하이드로포밍(hydroforming)

승용차 부품인 타이바(tie bar)의 하이드로포밍 성형을 상용프로그램인 PAM-STAMP를 사용하여 해석하였다. 이러한 형태의 성형공정은 예비 굽힘(prebending)공정과 액압 성형공정의 두 단계로 나누어진다. 예비굽힘에서는 소재가 성형용 다이 캐비티(cavity) 내에 안착될 수 있도록 굽히는 작업을 하는데 이 공정의 신뢰성과 재현성은 하이드로포밍에서 매우 중요한 요소이다. 튜브를 굽히는 다양한 방법이 있으나 그 중에서도 회전 드로오 벤딩(rotary draw bending)이 가장 널리 사용되고 있다.

타이바에 사용되는 소재는 STKM 11A로서 판재를 둥글게 말아 용접한 튜브이다. 외경은 48mm이고 두께는 2mm이다. 소재의 응력-변형률 관계는 인장시험을 통하여 구하였으며 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 468(0.022 + \bar{\varepsilon})^{0.206} \quad \text{MPa}$$

Fig. 9는 6번의 굽힘작업이 끝난 후 튜브의 두께 분포를 해석으로 구한 결과이다. 굽힘각이 58°인 A부에서 인장력을 받는 부위의 두께가 1.7mm로 최소이며, 압축력을 받는 부위의 두께는 2.4mm로 최대이다. 하이드로포밍 해석을 위한 모델은 Fig. 10에 나타내었다. 해석모델은 상, 하 금형과 굽혀진 튜브로 구성되어 있다. 해석에서 사용된 내부압력과 축방향 압축력은 2D 단면해석을 통해 얻어진 값을 기초로 하여 구하였다. Fig. 11은 공정이 끝난 후 튜브의 두께 분포를 나타낸 것이다. 굽힘각이 58°인 A부에서 인장력을 받는 부위의 두께가 1.6mm로 최소이며, 압축력을 받는 부위의 두께는 2.3mm이다. 최대두께는 양 끝단의 축방향 압축력을 받는 부위에서 발생하였으며 3.4mm이다. 굽힘부 주위에서 하이드로포밍공정 이후의 두께는 굽힘시에 나타나는 두께보다 조금 더 얇아지는 결과를 나타내고 있다.

Fig. 12는 축 방향의 유입이 있는 경우와 없는 경우에 대한 A부위의 단면 두께분포를 나타낸 것이다. 축 방향 유입이 있는 경우의 두께가, 축 방향 유입이 없는 경우보다 큰 것을 알 수 있다.

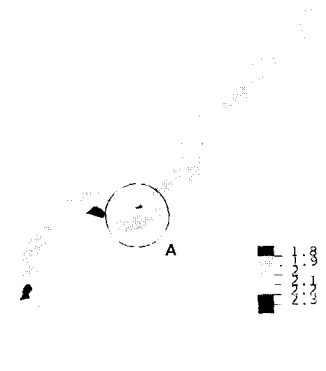


Fig. 9 Predicted thickness distribution in bent tube

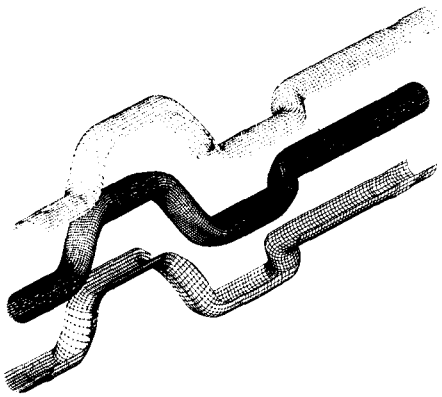


Fig. 10 FE mesh for hydroforming simulation

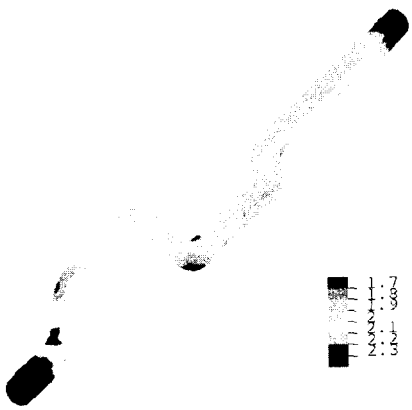


Fig. 11 Predicted thickness distribution in hydroformed tube

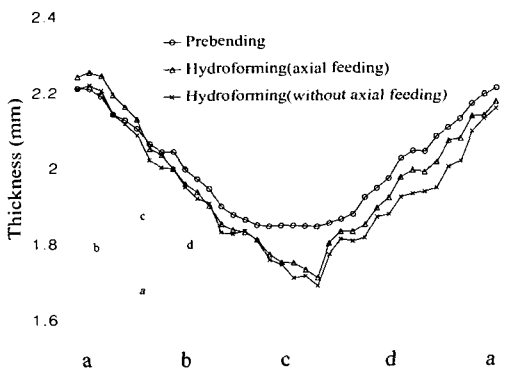


Fig. 12 Predicted thickness distribution at section A

3.4 "L" 단면 컵 드로우잉

딥드로잉 가공시의 성형성을 향상시키기 위하여 소재물성의 향상, 역 혹은 역재드로잉, 초기소재형상의 최적화 등의 다각적인 측면에서 연구되고 있다. 본 연구에서는 L형의 단면을 갖는 비대칭 컵의 드로잉 성형을 해석하였다[30]. 초기 판재의 형상이 성형성에 미치는 영향을 고찰하고 성형 후 귀발생 및 플랜지를 가장 작게 나타내게 하는 초기판재를 최적판재로 정의하고 구하였다. Fig. 13에 펀치를 나타내었으며, 형상이 대각선을 기준으로 대칭이므로 반쪽 부분에 대하여만 해석하였다. 접촉면에서의 마찰조건은 쿨롱 마찰계수 0.18로 설정하였으며 블랭크 홀딩력은 2.5 KN(전체에는 5kN)을 적용하였다. 판재는 자동차 차체에 많이 사용되는 아연 도금 유기피막강판(SPC 3)으로 두께는 0.7mm, 탄성계수는 200GPa, 포아송 비는 0.3이며 유동응력은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 498.44(\bar{\varepsilon})^{0.25} \text{ (MPa)}$$

Fig. 14에는 최적의 초기 판재와 그로부터 진행되어 가는 성형단계를 도시한 것이다. 최적의 초기판재를 결정하는 방법은 먼저 충분한 량을 갖는 임의의 사각판재를 사용하여 성형해석을 수행하고, 정형의 형상을 갖는 소재끝단(edge)의 요소들의 초기위치를 추적하는 것이다. 이렇게 결정된 초기 판재는 정형으로 성형되지 못하지만, 이러한 방법을 몇 차례 반복하면 거의 정형의 결과를 나타내었다. 최적 소재를 이용하여 성형한 경우에 Fig. 15에 표시한 세 코너부위 두께분포를 고찰하였다. 그림에 도시되어 있듯이 세 부분의 변형경로는 모두 성형한계곡선 이하에 있다. 코너 반경이 가장 크고 오목한 형상인 A-line 부위에서 변형이 가장 작았으며, C-line 부위에서 변형이 가장 크게 나타났다.

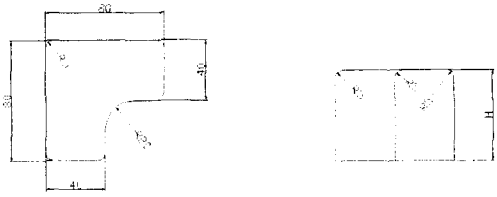


Fig. 13 Punch dimensions for L cup deep drawing

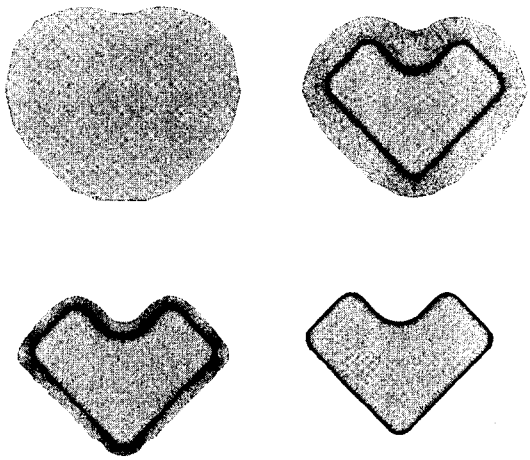
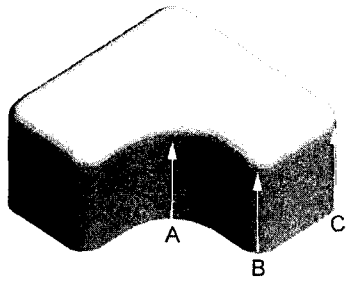


Fig. 14 Opitimum blank and formed shapes in sequence



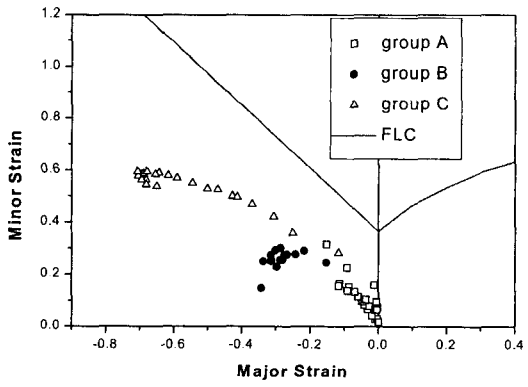


Fig. 15 Strain paths at corners A, B and C

3.5 Side Frame 성형

일반적으로 판재성형에 사용되는 프레스는 제어가 가능한 램의 개수에 따라 단동식과 복동식으로 나눌 수 있다. 단동식 프레스에서는 펀치는 고정되고 블랭크 홀더는 스프링에 의해서 지지된 상태에서 다이 만이 이동하여 홀딩과 동시에 성형이 수행되며, 복동식 프레스에서는 다이가 고정된 상태에서 펀치와 블랭크 홀더가 독립적으로 이동하며 성형이 수행된다. 일반적으로 전자는 후자에 비하여 가격이 저렴하고 구조가 간단하나 블랭크 홀딩력을 제어할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 본 해석에서는 자동차 차체 부품인 side frame의 성형해석을 수행하였으며 프레스 타입에 따른 해석결과를 비교하였다.

Fig. 16에 해석에 사용된 펀치, 판재, 다이, 블랭크 홀더의 모델을 나타내었으며, 해석의 효율성을 높히기 위하여 adaptive mashing 기능을 이용하였다. 마찰 조건은 모든 접촉면에서 쿨롱 마찰계수 0.15로 설정하였다. 블랭크 홀딩력은 단동식에서는 스프링의 길이감소에 따른 복원력으로, 복동식의 경우는 하중을 분포시켜 300 KN을 가하였다. 해석에 사용된 재료는 DDQ급의 SPC 3로 두께는 1.6mm, 탄성계수는 210GPa, 포아송 비는 0.3이며 유동응력은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 465(0.005 + \overline{\varepsilon_p})^{0.208} \quad (\mathrm{MPa})$$

단동식에서는 바인더랩이 완전하지 않은 상태에서 성형하므로 바인더 랩이 완전한 복동식에 비하여 여러 가지 차이를 나타냈다. 본 문제에서는 다이 플랜지 부위의 높이가 다르므로 단동식으로 성형할 경우에는 바인더 랩을 위해서 상당한 다이 스트록이 필요하였다. 그리고 동적 외연적 해석에서 하중해석이 중요할 경우 일반적으로 관성효과를 무시할 수 있을 정도로 속도를 작게(일반적으로 2 m/sec이하) 하여야 하므로 하중조건만으로 바인더 랩을 수행한 복동식의 경우보다 해석시간이 2배 이상 소요되었다. Fig. 17에는 두 프레스에서 나타나는 성형과정을 비교하였다. 단동식 프레스의 경우 바인더 랩이 완전하지 않은 상태에서 성형이 진행되어 초기에 주름이 생성되고 이들은 최종 제품에도 남아 있는 것이 관찰되었다. 그리고 홀딩상태의 차이에 의해서 소재 유입량의 차이도 발생하였다.

Fig. 18에는 두 가지 경우에서 나타나는 성형 후 판재의 두께변형률을 비교하였다. 여기서 두께 변형률은 변형 전후의 두께의 공칭변형률을 의미한다. 두께의 감소는 두 경우 모두 주로 코너 부분에서 발생하였다. 그러나 단동식의 경우 홀딩력이 플랜지 부분 전체에 균일하게 작용하지 못하므로 홀딩력이 고르게 가해지는 복동식의 경우에 비하여 두께감소가 더 크게 나타났다.

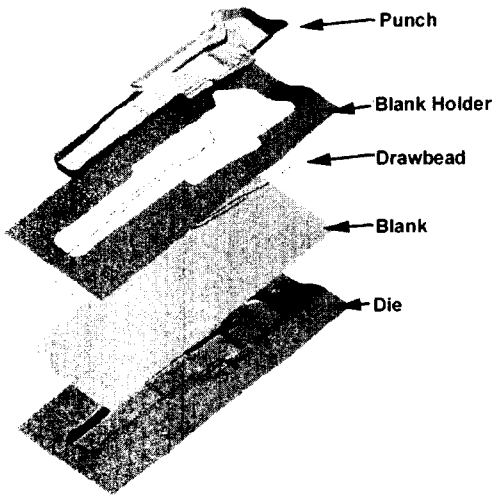
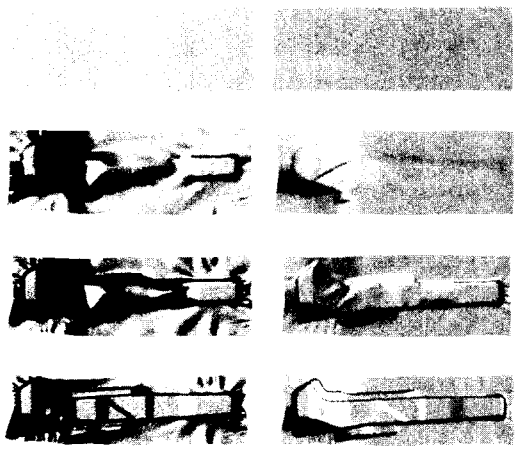
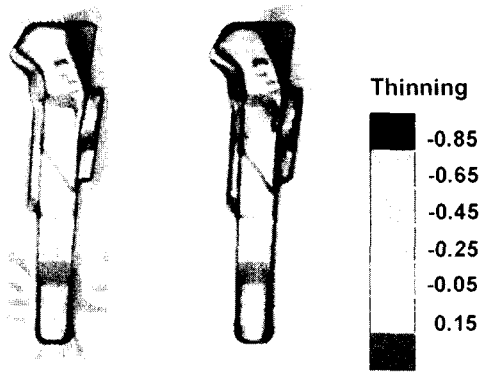


Fig. 16 Analysis models for side frame simulation



(a) single press (b) double press

Fig. 17 Predicted formed shapes in sequence



(a) (b)

Fig. 18 Comparison of thickness strain distribution: (a) single press, and (b) double press

4. 결론

현재 금속판재의 성형해석에 여러 상용 프로그램과 각기 개발된 프로그램들이 사용되고 있으며, 금형 및 성형공정의 설계에 필수적인 도구가 되어 가고 있다. 이는 해석 프로그램의 실용성을 입증하는 것이지만, 아직도 개선과 개발의 여지는 많이 남아있다.

현재 개발된 프로그램들이 정확한 해를 내지 못하는 난제 중의 하나가 스프링백과 관련된 문제이다. 스프링백의 정확한 예측은 기본적으로 요소 정식화 또는 경화 모델, 이방성, 그리고 구성관계의 사용과 밀접한 관련이 있다. 그러나, 현재까지 스프링백 예측과 관련하여 훌륭한 결과를 낸 이론은 없는 듯하다. 앞으로 이에 대한 집중적인 연구가 필요한 것으로 판단된다.

후기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터의 지원에 의하여 수행되었습니다.

참고문헌

1. Oh, S. I., and Kobayashi, S., "Finite element

analysis of plane strain sheet bending," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 22, pp. 583-594, 1979.

2. Tang, S. C., and Chappuis, L. B., "Analysis of sheet metal forming process by a general thin shell element," *Proc. NUMIFORM '89*, pp. 507-514, 1989.
3. Wang, N. M., and Budiansky, B., "Analysis of sheet metal stamping by a finite element method," *J. Appl. Mech. Trans. ASME*, Vol. 45, pp. 73-82, 1978.
4. Honecker, A., and Mattiason, K., "Finite element procedures for 3D sheet forming simulation," *Proc. NUMIFORM '89* , pp. 457-463, 1989.
5. Hallquist, J. O., Wainscott, B., and Schweizerhof, K., "Improved simulation of the sheet metal forming using LS-DYNA3D on parallel computers," *Proc. NUMISHEET '93*, pp. 137-160, 1993.
6. Yang, D. Y., Chung, W. J., Song, I. S., Yoo, D. J., and Lee, J. H., "Comparative investigation into implicit, explicit and iterative implicit/explicit schemes for simulation of sheet metal forming processes," *Proc. NUMISHEET '93*, pp. 35-52, 1993.
7. Hughes, T. J. R., and Liu, W. K., "Nonlinear finite element analysis of shells: Part I. Three-dimensional shells," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 26, pp. 331-362, 1981.
8. Belytschko, T., Lin, J. I., and Tsay, C. S., "Explicit algorithms for the nonlinear dynamics of shells," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 42, pp. 225-251, 1984..
9. Zhu, Y., and Zacharia, T., "A new one-point quadrature, quadrilateral shell element with drilling degrees of freedom," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 136, pp. 165-203, 1996.
10. Finn, M. J., Galbraith, P. C., Wu, L., Hallquist, J. O., Lum, L., and Lin, T.-L., "Use of a coupled explicit-implicit solver for calculating spring-back in automotive body panels," *J. Mat. Proc. Tech.*, Vol. 50, pp. 395-409, 1995.
11. Geiger, M., "Synergy of laser material processing amdn metal forming," *Annals of the CIRP*, Vol. 43, pp. 563-570, 1994.
12. Prange, W., Schneider, C., and Selige, A. J., "Application of Laser-Beam-Welded Sheet Metal," *SAE Tech. Paper Series*, No. 890853, 1989.
13. *Proc. 2nd Symposium on Sheet Metal Forming* (eds., Oh, S. I., Keum, Y. T., and Kim, H. J.), The Korean Society for Technology of Plasticity, Korea, 1998.
14. Shi, M. F., Pickett, K. M., and Bhatt, K. K., "Formability issues in the application of tailor welded blank sheets," *SAE Tech. Paper Series*, No. 930278, 1993.
15. Ahmad, S., Irons, B. M., and Zienkiewiz, O. C., "Analysis of thick and thin shell structures by curved finite elements," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 2, pp. 419-451, 1970.
16. Belytschko, T., Tsay, C. S., and Liu, W. K., "A stabilization matrix for the bilinear Mindlin plate element," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 29, pp. 313-327, 1981.
17. Belytschko, T., and Leviathan, I., "Projection schemes for one-point quadrature shell elements," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 115, pp. 277-286, 1994.
18. Belytschko, T., and Leviathan, I., "Physical stabilization of 4-node shell element with one-point quadrature," *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol. 113, pp. 321-350, 1994.
19. Hill, R., "A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals," *Proc. Royal Soc. London Series A*, Vol. 193, pp. 281-297, 1948.
20. Barlat, F., Lege, D. J., and Berm, J. C., "A six-component yield function for anisotropic materials," *Int. J. Plasticity*, Vol. 7, pp. 693-712, 1991.
21. Zhong, Z. H., *Finite Element Procedures for Contact-Impact Problems*, Oxford University Press, New York, 1993.
22. *Proc. NUMISHEET '93* (eds., Machinouchi, A., Nakamachi, E., Onate, E., and Wagoner, R. H.), 1993.