

Explicit Code에 의한 Stamping시 스프링백 및 성형성 예측

김 현 영, 김 중 재*
강원대학교 공대 기계공학과
* 기아자동차(주) 중앙기술연구소

Prediction of Spring Back and Formability in 3-D Stamping by An Explicit Code

Heon Young Kim, Joong Jae Kim*
Dept. of Mechanical Engineering, Kangwon National University
*Kia Institute of R & D, Kia Motors

ABSTRACT

Simulation of 3 dimensional large irregularly shaped stamping process by a dynamic approach, based on an explicit time integration scheme, has been shown to be highly efficient and robust in comparison to traditional, implicit, quasi-static ones. The objective of the work is to evaluate the results from explicit code in application to deep drawing of rectangular cup and stamping of automotive front fender, in which deformation, force, thickness distribution are calculated. The method of predicting spring back and formability by an explicit code are suggested and applied to the processes.

Key words: Explicit time integration, Stamping Process, Spring Back, Formability, FLC(Forming Limit Curve)

1. 서 론

판재 성형은 국부적 혹은 전면적인 굽힘(bending), 드로잉(drawing), 스트레칭(stretching), 아이어닝 및 이들의 조합으로 구성된 복잡한 변형 모드를 포함하고 있을 뿐만 아니라, 재료 자체의 성형성(formability), 이방성(anisotropy)등의 기계적 성질이나, 두께의 불균일, 공구(펀치, 다이 및 블랭크 홀더등의 집합체) 각 부의 조합, 표면 및 윤활 상태, 성형 속도등이 변형에 영향을 미치기 때문에 그 물리적 현상을 정량적으로 파악하기는 매우 어렵다. 또한 자동차의 판넬은 다양한 요구에 대응할 수 있는 복잡한 형상이 요구되며, 드로잉, 국부성형, 트리밍(trimming), 플랜징(flanging)등의 연속적인 프레스 공정을 거쳐 완성된다. 이 때문에 프레스 성형시에 발생하는 주름(wrinkling), 파단(tearing), 및 성형품의 스프링백(spring back)에 의한 치수 불량등이 특히 문제이다. 따라서 재료의 가공 결함이나 물성의 악화를 초래하지 않고 유용한 판금 제품을 생산하기 위하여는 공구의 설계 및 성형 공정의 제어에 필요한 정보를 얻기 위한 해석이 요구된다.

유한요소법에 의한 판재 성형 해석의 경우 2차원 혹은 축대칭의 단순한 형상에 대하여는 implicit 시간적분법을 이용한 준정적(quasi-static)해석이 효과적이나, 실제 자동차 부품과 같은 복잡한 형상의 대형 판재의 3차원 성형 해석에서는 잦은 수렴성 문제와 과도한 계산시간으로 인하여 비효율적이다. 최근 explicit 시간 적분법을 이용한 동해석이 Volvo/Control Data Project 에서 성공적으로 판재 성형 문제에 적용되었으며[1], Nagtegaal등은 판재 성형 해석시 implicit과 explicit 프로그램을 비교하여 실제적인 3차원 대형 판재의 성형 문제에서 explicit 프로그램이 더 효율적임을 입증하였다.[2] Explicit 프로그램의 효율성은 해석시 소재의 밀도나 성형속도를 증가시킬 수 있는 능력에 의존한다. 판재의 밀도를 증가시키거나 공정 속도를 증가시킴으로써 해석 시간을 감소할 수 있음이 여러 수치 계산 연구[3-5]에서 밝혀진 바 있다. 이 때 문제점은 소재의 밀도 및 성형 속도 증가에 따른 관성 효과를 적절히 제어해야 한다는 것이다.

본 연구는 explicit 시간적분법을 이용한 동적 대변형 해석 범용 프로그램[6,7]을 사용하여 사각 컵(cup)에 대한 디프 드로잉(deep drawing)과 실제 자동차 바디(body) 부품인 프론트 펜더(front fender) 스탬핑 공정에 대한 해석을 수행하였다. 이때 가상 원형 그리드법에 의한 변형시의 주변형률과 부변형률을 계산하여 대표적인 성형 한계도 (FLC, Forming Limit Curve)와 비교하였으며, 변형 양상, 하중 및 성형품의 두께 분포등으로부터 실제 차체 프레스 성형시 발생하는 결함을 예측하였다. 또한 성형 해석 완료후 판재의 자유진동해석 결과로부터 지배적인 변형모드를 구한후 이에 해당하는 댐핑(damping)을 성형체에 부가하여 성형 완료후 스프링백을 계산하였으며, 이를 implicit code에 의한 계산 결과와 비교·분석하였다. 해석 결과를 바탕으로 금형 설계 단계 혹은 금형 시제작 과정 중에 금형의 형상, 성형 조건 및 재료의 특성등에 따른 성형성을 평가하고자 한다. 또한 신제품 개발시 공정 및 금형 설계 기준을 마련하려고 한다. 실제 금형 제작 및 스탬핑 이전에 수치 해석의 결과로부터 성형성을 예측함으로써 막대한 시간과 비용을 줄일 수 있다.

2. 이 론

2.1 유한요소 수식화

비선형 유한요소 운동 방정식은 평형 방정식의 약형으로 표현되는 가상일의 원리로 부터 얻어진다. 성형 가공중에 발생하는 내부응력, 접촉력, 관성력, 감쇄력, 외부힘과 경계 조건을 모두 포함하는 평형 방정식의 약형은 다음과 같이 표현된다.[6]

$$\int_B S \delta E dv + \int_B \rho_o \dot{x} \delta u dv - \int_B \rho_o b \delta u dv - \int_{A_i} F_o \delta u dA + \underbrace{\sum_{i=1}^l \int_{A_i} (P_c^i \delta g_n^i + \tau_c \delta g_T^i) dA}_{\text{contact + friction}} = 0 \quad (1)$$

위식 좌변은 순서에 따라 내부일, 관성력에 의한 일, 중력에 의한 일 및 응력 경계 조건을 나타 낸다. 위식을 유한요소화할 경우 내부일 항에 요소의 종류에 따른 재료 거동 모델과 운동학적 모델이 포함된다. 셸(shell)모델, 재료 거동 모델, 유한요소 형상함수와 강체요소의 동역학을 가상일의 원리에 도입하면 비선형 유한요소 운동 방정식을 얻을 수 있다. 비선형 유한요소 방정식은 시간 n 단계에서 다음과 같은

행렬식으로 쓸 수 있다.

$$[M](\ddot{v}_n) + [C](\dot{v}_n) + (P_n) - (F_n) + (R_n) = 0 \quad (2)$$

위식으로 부터 시간 증분 $n+1$ 에서의 해를 얻기 위해 다음과 같은 central difference 방법을 사용한다.

$$\begin{aligned} \ddot{v}_n &= \frac{\dot{v}_{n+\frac{1}{2}} - \dot{v}_{n-\frac{1}{2}}}{\Delta t} = \frac{v_{n+1} - 2v_n + v_{n-1}}{2\Delta t^2} \\ \dot{v}_{n+\frac{1}{2}} &= \frac{v_{n+1} - v_n}{\Delta t} \quad \text{or} \quad \dot{v}_n = \frac{v_{n+1} - v_{n-1}}{2\Delta t} \end{aligned} \quad (3)$$

위식을 (2)식에 대입하고 정리하면 간단한 계산에 의해 계속적인 해를 얻을 수 있는 형태가 된다.

$$\left[\frac{M}{\Delta t^2} + \frac{C}{2\Delta t} \right] v_{n+1} = F_n - P_n - R_n + \frac{M}{\Delta t^2} v_n - \left[\frac{M}{\Delta t^2} - \frac{C}{2\Delta t} \right] v_{n-1} \quad (4)$$

Central difference 방법은 Δt 의 크기에 따라 선택적인 수렴성을 가지며, 정확성과 수렴성은 Δt 의 제곱에 비례한다. 식(4)에 의해 시간 증분 $n+1$ 에서의 절점 변위가 구해지면 변형영역을 수정(update)하고 그에 따라 수렴성이 보장되는 새로운 시간 증분의 크기를 결정해야 한다. 전체적인 시간 증분의 크기는 모든 요소에 대해 각각의 시간 증분 크기를 계산한 후 다음과 같은 식에 의해 결정한다.

$$\Delta t_{n+1} = \alpha \text{Min}(\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_N) \quad (5)$$

위식에서 N 은 총 요소 수이며 Δt_i 는 i 요소에 대한 시간 증분의 크기를 나타낸다. α 는 안정성을 위한 상수로 통상 0.9 이하의 값을 선택한다. 셀 요소의 시간 증분 크기는 다음과 같은 식으로 결정한다.

$$\Delta t_c = L_s / C = \sqrt{\frac{\rho L_s^2}{E}} \quad (6)$$

위식에서 L_s 는 요소의 면적을 최대 변의 길이로 나는 특성 길이 (characteristic length)이며 C 는 소재내에서의 음속이다.

2.2 Belytschko-Tsay 셀 요소

Belytschko/Tsay 셀요소는 비선형 수치계산의 효율성을 위하여 Hughes-Liu 셀요소의 대안으로 개발되었으며, 그런 효율성 때문에 셀요소 정식화에 널리 사용된다. 이것은 co-rotational 좌표계와 Cauchy 응력에 대응되는 변형률 속도를 기본으로 정식화된 것이다.[8] 사각형 요소의 기준면은 4개 절점의 위치에 의하여 정의되며, 요소의 변형에 따라 함께 변하는 요소좌표계는 그 절점 좌표값들로 표현된다. Fig.1 에 보인 co-rotational 좌표계를 구성하는 절차는 다음과 같다.

- 1) 사각형 요소의 두 대각선 벡터로부터 단위 법선 벡터를 계산한다.

$$\begin{aligned} \hat{e}_3 &= s_3 / |s_3| \\ s_3 &= r_{31} \times r_{22} \\ |s_3| &= \sqrt{(s_{31}^2 + s_{32}^2 + s_{33}^2)} \end{aligned} \quad (7)$$

위 식에서 위 첨자 ^는 요소 좌표계임을 의미한다.

2) 요소 좌표계의 x축은 절점 1과 2 사이의 변에 가깝도록 다음과 같이 결정한다.

$$\begin{aligned} s_1 &= r_{21} - (r_{21} \cdot \hat{e}_3) \hat{e}_3 \\ \hat{e}_1 &= s_1 / |s_1| \end{aligned} \quad (8)$$

3) 나머지 단위 벡터는 앞에서 얻은 두 벡터로부터 구해진다.

$$\hat{e}_2 = \hat{e}_3 \times \hat{e}_1 \quad (9)$$

Belytschko-Tsay shell의 사용에서 유의할 점은 요소 두께 방향의 재료의 rotation과 co-rotational 좌표계의 e_3 벡터의 rotation 사이의 차이가 작아야 적용성이 보장된다는 것이다. 이는 out-of-plane 변형, 즉 변형률에 대한 규제이며, 강체 회전을 규제하는 것은 아니다. 이런 규제를 식으로 나타내면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$|e_3 \cdot f - 1| < \delta \quad (10)$$

위식에서 f 는 shell 두께 방향의 단위 벡터이다. 대개의 응용에서 δ 가 10^{-2} order 이하의 값을 갖는 것이 적합하다.[8]

3. 스프링 백 예측

판재 성형시 스프링 백에 의한 치수 불량은 가장 중요한 문제들중의 하나로서 해석에 의하여 스프링 백에 대한 정확한 예측이 가능하다면 금형 설계 단계에서 치수 불량의 주요 원인을 제거할 수 있다. 스프링백은 성형 완료후 펀치, 다이 및 블랭크 홀더를 포함하는 전체 공구를 제거하였을 때, 즉 외부 하중이 '0'이 된 상태에서의 내부힘에 의한 소재의 탄성 복원량을 의미한다. Explicit code를 사용할 때 성형 완료후 외부 하중을 제거하면, 내부힘과 관성력이 평형을 이루어 무한 진동을 하게 된다. Explicit code를 사용할 때의 스프링백 계산방법은 다음과 같다. 먼저 1개의 질량과 1개의 스프링으로 구성된 1차원 문제의 경우, 이 계에서 초기의 변형은 무한진동을 야기시키므로, 이를 감쇄하기 위하여는 적절한 댐핑이 필요하게된다. 이 계의 지배방정식은 다음과 같으며,

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \quad (11)$$

Damping효과의 도입에 의해 평형상태(이 경우 $x=0$)로 접근해 가는데 c 의 값이 특정값(c_c)일 때 감쇄 속도가 가장 빠르게 된다. Spring back 해석에서도 위와 같은

점을 고려하여 damping force(cx)를 가하여 진동의 감쇄를 일으키고 평형점을 얻을 수 있다. 이론적으로는 c 의 값이 문제가 되지 않으나, 해석시간을 고려하면 가장 빠른 진동 감쇄를 일으키는 c 값(c_{cr})을 이용하는 것이 좋다. 그러나, 실제 성형 해석 모델은 자유도가 커서 ω_c 의 값이 큰 범위에 걸쳐 존재하므로 임의의 값을 결정해야 하지만 일반적으로 가장 작은 ω_c 에 해당하는 값을 이용하는 것이 좋다.

$$C_{cr} = 2m\omega_c, \quad \omega_c = \sqrt{\frac{k}{m}} = \frac{2\pi}{T} \tag{12}$$

4. 성형 한계도에 의한 성형성 예측

판재 성형성 평가를 위하여 사용되는 성형 한계도(forming limit curve)은 평면 장출 실험시 판면 내에 존재하는 주변형률(major strain)과 부변형률(minor strain)의 조합에 의하여 재료에 국부 넥이 발생하기 전까지 재료가 견딜 수 있는 한계 변형률을 나타낸다. 스탬핑 공정에 있어서 성형 판재의 격자점에서 원형 그리드법(CGA, circular grid analysis)에 의하여 측정된 변형률 상태를 FLC 상에 표시하여 비교함으로써 성형의 가부 및 성형 난이도를 평가할 수 있다. 일반적으로 성형 한계도는 그 형상이 재료에 따라 크게 다르지 않으므로 실용적인 측면에서 잘알려진 대표적 FLC를 이용하는 방법이 효과적이다. 대표 곡선을 재료의 두께, 연신율, 항복응력등에 따라 y축(주변형률축)상의 절편, 즉 평면 변형 절편 FLC₀ 점까지 평행이동하여 각 재료의 근사 FLC로 정의할 수 있다. 본 연구에서는 Hecker의 AK-냉연 강판에 대한 성형 한계선을 이용하였으며, FLC₀값은 실험 연구 결과를 이용하였다.[9-11] 동적 대변형 해석 프로그램 사용시 원형 그리드법에 의하여 주변형률 및 부변형률을 구하는 과정은 다음과 같다. 이 때 사용된 요소는 앞에서 소개한 Belytschko/Tsay 쉘 요소이다.

- 1) 변형 전 요소에 대해 중심점 ($1/4 \sum x_i, 1/4 \sum y_i$)에서 각 변까지의 거리중 최소값을 찾고 반지름이 그 값의 0.9배인 가상의 원을 설정한다.
- 2) 가상의 원호상에 등간격으로 32점을 설정하고 이 점들과 중심점에 대한 isoparametric 좌표값 (ξ, η) 결정한다.
- 3) 변형 후 절점의 변위 $u_i(\xi, \eta)$ 로 부터 변형후 절점의 위치 $x(\xi, \eta)$ 계산

$$x(\xi, \eta) = x_o(\xi, \eta) + u(\xi, \eta) = x_o(\xi, \eta) + u_i \phi_i(\xi, \eta) \tag{13}$$

- 4) 변형 후 Belytschko/Tsay 쉘 요소의 요소 단위법선 벡터 \hat{e}_3 를 식(7)로 부터 계산한다.
- 5) 모든 점을 평면의 단위 법선이 \hat{e}_3 인 평면으로 투영하고, 평면상의 32점으로 부터 근사 타원의 방정식을 찾는다.
- 6) 구해진 타원의 장,단축의 길이 l_a, l_b 와 초기 원의 반지름 r_o 로 부터 주변형률 ε_1 과 부변형률 ε_2 를 계산한다.

$$\varepsilon_1 = l_a/r_o - 1, \quad \varepsilon_2 = l_b/r_o - 1 \quad (14)$$

- 7) 변형 후 요소의 굴곡 정도를 알기 위하여 변형전의 원의 중심점과 원호상의 점들 사이의 변형후 \hat{e}_3 방향으로의 거리를 계산하여 그 중 최대값을 장축의 길이로 나눈 값을 굴곡지수(factor of curvedness)로 하여 그 값을 검토한다.

5. 수치 해석 및 결과

5.1 사각 컵 디프 드로잉

Fig.2는 사각 컵 디프 드로잉에 대한 유한요소 모델을 나타낸다. 대칭조건을 이용하여 1/4 만을 모델링하였으며, 펀치(punch), 다이(die) 그리고 블랭크 홀더(blank holder)는 강제 요소, 소재는 Belytschko/Tsay 셸 요소를 사용하였다. Table 1은 성형조건 및 해석에 사용된 소재 재원을 나타낸 것이며, Fig.3은 사용된 소재의 초기 상태 및 좌표계를 나타낸다.

펀치 변위가 8.3mm 와 37.5mm 일 때의 소재의 변형양상을 Fig.4에 보였다. Fig.5는 블랭크 홀더를 제거했을 때의 변형 양상을 나타낸 것으로서 플랜지부에 구속이 없으므로 주름이 많이 발생하였음을 알 수 있다. Fig.6은 시간 대 하중 곡선으로 최대 12.5kN 정도로서 전체 모델의 성형시에는 50kN 정도이다. Fig.7은 최종단계에서의 두께 분포를 나타낸 것으로서 초기 0.78mm에 비하여 컵의 모서리 부분이 0.59mm까지 얇아졌으며, 국부적으로 플랜지 부에 두께가 두꺼워진 부분은 이 부분에서 주름 발생의 가능성을 예측할 수 있다.

Fig.8은 성형 완료후 전체 소재에 대한 성형 한계도를 나타낸 것이며, Fig.9는 소재의 대각선 방향으로 4부분에 대한 성형한계도로서 두께가 가장 얇아진 컵의 모서리 부분(B점)이 성형 한계도에 가장 가깝게 분포함을 알 수 있다. Fig.10은 항복응력 135Mpa, 연신율 31%이며, 동일한 두께의 알루미늄 합금에 대하여 동일한 성형조건으로 성형하였을 때의 성형 한계도로서 컵의 모서리 부분(B점)에서 파단의 가능성을 나타낸다.

Fig.11은 성형해석 완료후 공구를 제거하였을 때, 점 X 의 Z 방향의 변위를 나타낸 것이다. 이 때 1차 모드에 해당하는 주기($T=1.25E-2$ sec)로 부터 ω_c 를 계산하였으며, 식(12)에 의하여 C_σ 값을 계산하였다. Fig.12는 각각 implicit 방법, 즉 성형 완료후 소재의 응력을 초기조건으로한 하중 제한에 대한 정적 변형 해석의 결과와 앞에서 제시한 explicit 방법에 의한 스프링백 계산 결과를 나타낸 것으로서 (a)는 단면 O-X, (b)는 단면 O-D 에 대한 변위를 20배 확대하여 나타낸 것이다. implicit 방법은 스프링 백 예측을 간결하고 정확하게 할 수 있으나, 한 문제에 2가지 프로그램이 필요한 점과 implicit code에 대한 초기 조건을 가진 입력 데이터를 만들어야 하는 등의 번거로움이 있다.

5.2 프론트 펜더 스탬핑

승용차 프론트 펜더 스탬핑 해석을 위한 다이, 블랭크, 블랭크 홀더 및 펀치에 대한 3차원 유한요소 모델을 Fig.13에 보였다. 블랭크 홀더의 비드(bead)의 형태는 원형 단일 비드 및 이중 비드가 사용되었다. 해석에 사용된 다이, 펀치, 블랭크 홀더, 블랭크 모델의 요소수, 절점수 및 요소 형태가 Table 2에 나타나 있으며, Table 3은 성형조건을 나타낸다. Fig.14는 다이와 펀치의 시간에 대한 속도 이력이다. 실제

성형 시간은 1.076sec 이나 해석시 계산은 성형 속도를 10배, 즉 성형 시간을 0.1076sec로 하였으며, 소재의 밀도를 증가시켜 시간 증분 Δt 를 2.0E-06sec(mass scaled time step)로 하여 해석하였다. 다이가 초기 -500mm/s 의 속도로 부터 0.067 sec 동안 하강하여 블랭크 홀딩 상태를 형성한 후 0.0406sec 동안 펀치의 작동(cushion stroke)이 시작된다.

Fig.15는 요소수 4,800개, 18,000개의 2가지 소재 모델에 의한 최종 변형된 형상을 나타내며, 총 해석시간은 coarse 모델의 경우 45분(CRAY-YMP), fine 모델의 경우 7시간이 소요되었다. Coarse모델의 해석 결과는, 요소 1개의 크기가 원형 비드의 지름보다 커서 비드 부분에서 소재를 구속하지 못하였으며 이로 인한 소재의 중심부분으로의 유입이 실제보다 더 크게 나타났다. 또 Fig.16의 시간 대 하중 곡선에서 보듯이 하중치도 fine 모델의 경우 보다 작게 나타났음을 알 수 있다. Fig.17은 fine 모델에 대한 단계별 변형 양상을 입체적으로 표현한 것이다. 초기에 다이가 하강했을 때의 바인더 랩의 형상과 그 이후 펀치가 상승함에 따른 변형 양상으로 최종 성형 완료 전에 소재에 상당한 주름이 나타남을 알 수 있다. Fig.18은 최종 단계에서의 두께 분포로서 초기 0.68mm 소재로 부터 0.5mm에서 0.73mm의 분포를 나타낸다. 또한 Fig.19는 성형 한계도로써 부분형률이 0 보다 적은 음의 값을 갖는 드로잉 모드가 지배적임을 알 수 있다. 두께 분포 및 성형 한계도로부터 성형시 재료의 파단 및 주름 발생 가능 부위를 예측할 수 있다.

6. 결 론

Explicit 시간 적분법을 이용한 동적 대변형 해석 범용 프로그램을 이용하여 사각 컵에 대한 디프 드로잉 및 자동차 바디부품인 프론트 펜더의 스탬핑 공정을 해석하였다.

- 1) 가상 원형 그리드법에 의한 변형시의 주/부 변형률을 계산하여 대표적인 성형 한계도와 비교하였으며, 변형 양상, 시간에 따른 하중, 성형품의 두께분포등을 분석하여 실제 발생 가능한 결함(주름, 파단등)을 예측하였다.
- 2) 성형 완료후 펀치, 다이 및 블랭크 홀더를 포함하는 전체 공구를 제거하였을 때의 탄성 복원량인 스프링백에 대한 explicit code에 의한 계산 방법을 제시하였으며, 이를 사각컵 디프 드로잉에 적용하여 implicit 방법과 비교하였다.
- 3) 금형 설계 단계 혹은 금형 시제작 과정시에 금형의 형상, 성형조건 및 재료특성에 따른 성형성 평가가 CAE에 의하여 가능함을 보여주었으며, 제품 개발 기간 단축과 비용절감에 기여할 수 있다. 향후 신제품 개발시 공정 및 금형 설계 기준 마련에 유용하다고 생각한다.

7. 참고 문헌

1. A.Honecker and K.Mattiasson, "Finite element procedures for 3D sheet forming simulation," Proc. NUMIFORM'89, pp.457-463, 1989.
2. N.Rebelo, J.C.Nagtegaal, L.M.Taylor and R.Passman, "Comparison of implicit and explicit finite element methods in the simulation of metal forming processes," Proc. NUMIFORM'92, pp.99-108, 1992.
3. K.Mattiasson et al., "On the use of explicit time integration in finite element

- simulation of industrial sheet forming processes," VDI Berichte NR.894, pp.479-497, 1991.
4. M.Grober and K.Gruher, "Numerical simulation of sheet metal forming of large car body components," VDI Berichte NR.894, pp.587-600, 1991.
 5. 김현영, 김중재, "Explicit Code를 이용한 차체 Stamping 공정 해석", 한국자동차 공학회 1993년도 춘계학술대회, 논문 4-6, pp.290-297, 1993.
 6. J.O.Hallquist, 'LS-DYNA3D Theoretical Manual', Livermore Software Technology Corporation, 1991.
 7. J.O.Hallquist, D.W.Stillman and T.L.Lin, 'LS-DYNA3D 920 User's Manual', Livermore Software Technology Corporation, 1992.
 8. T.B.Belytchko and C.S.Tsay, "Explicit Algorithms for the Nonlinear Dynamics of Shells," Comp. Mech. Appl. Mech. Eng'g., Vol.43, pp.251-276, 1984.
 9. S.P. Keeler and P.A. Stine, "Simulating the Sheet Metal Forming Process - An Optimization Exercise on the PC or Engineering Workstation," SAE890345 (1992), 25
 10. K.S.Raghavan, R.C.Van Kuren and H.Darlington, "Recent Progress in the Development of Forming Limit Curves for Automotive Sheet Steels," SAE920437 (1992), pp.87-104.
 11. 김영석, 박기철, "판재의 성형성 평가 실험에 대한 고찰", 대한기계학회지, 33 (1993), pp.47-65

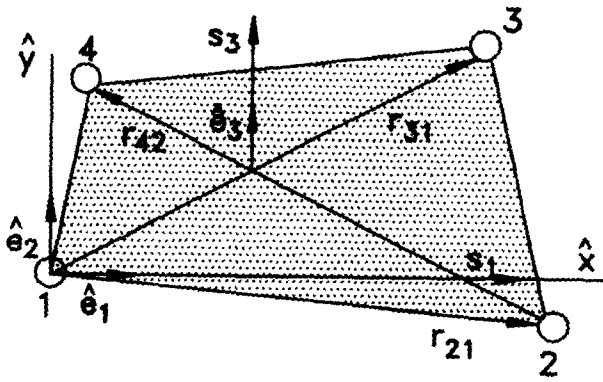


Fig.1 Element coordinate system

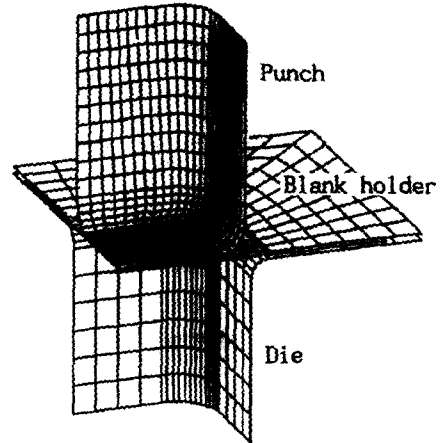


Fig.2 Finite element model used in deep drawing of rectangular cup

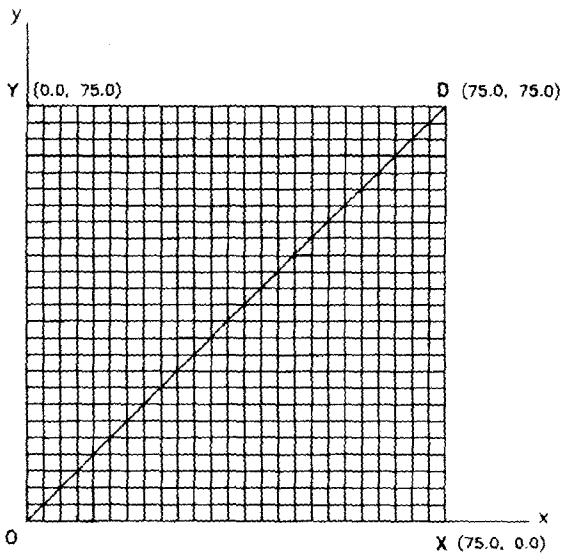
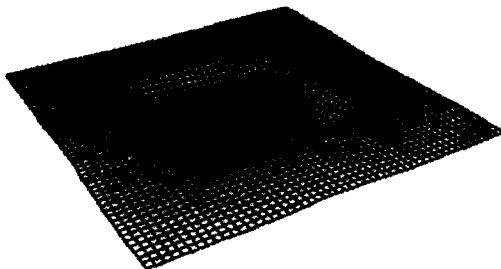


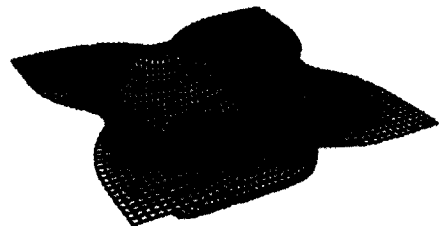
Fig.3 Initial mesh of blank and coordinate system

Table 1 Model and Forming condition in deep drawing

Blank Holder Force		19.6 kN
Die Stroke		37.5 mm
Friction Factor (μ)		0.144
Blank	Size	150x150 mm
	No. of Elem.	625
	Thickness	0.78 mm

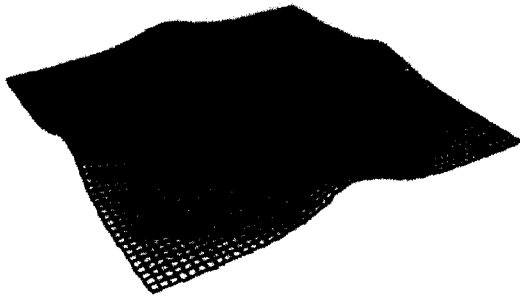


(a) Punch displacement 8.3mm

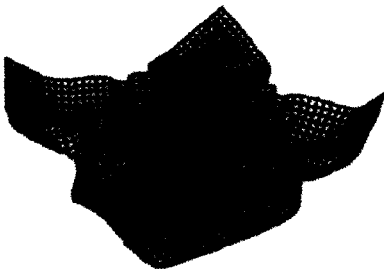


(b) Punch displacement 37.5mm

Fig.4 Deformed meshes in deep drawing



(a) Punch displacement 8.3mm



(b) Punch displacement 37.5mm

Fig.5 Deformed meshes in deep drawing without blank holder

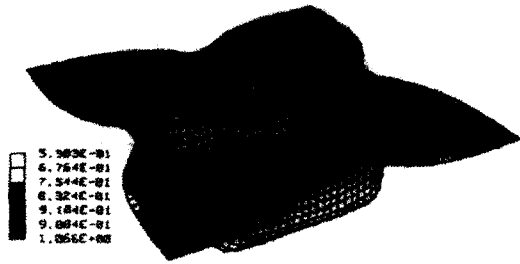


Fig.7 Thickness distribution of blank at final stage

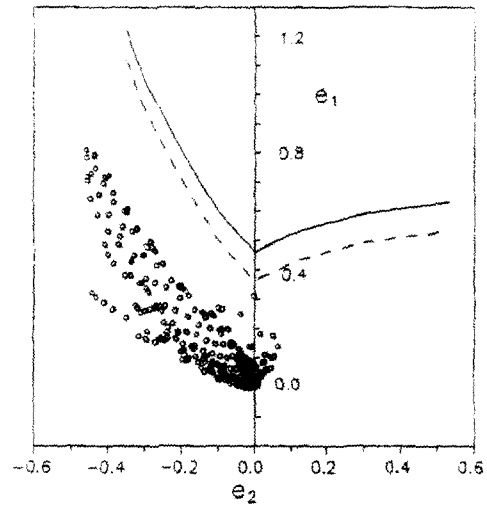


Fig.8 Strain distribution and FLC of steel sheet in deep drawing (all points)

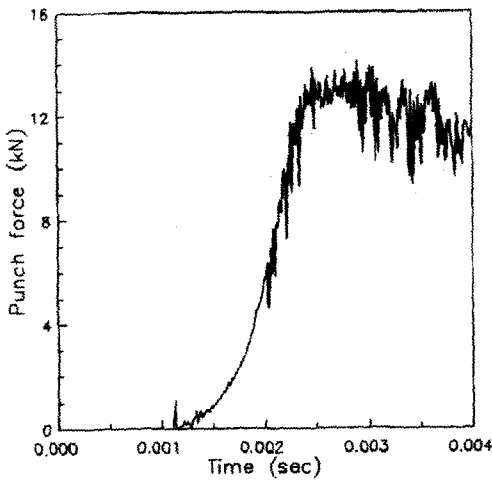


Fig.6 Punch force - time curve in deep drawing

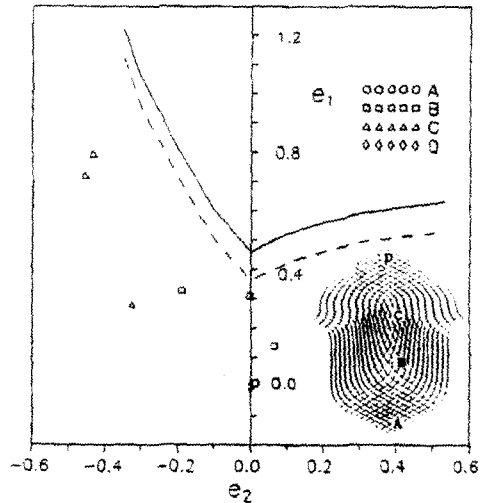


Fig.9 Strain distribution and FLC of steel sheet in deep drawing (selected points)

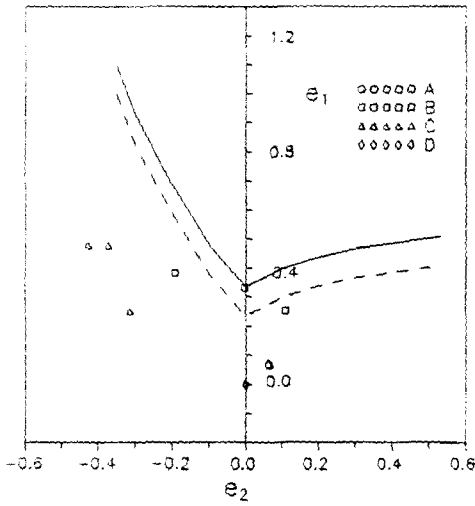


Fig.10 Strain distribution and FLC of Al sheet in deep drawing (selected points)

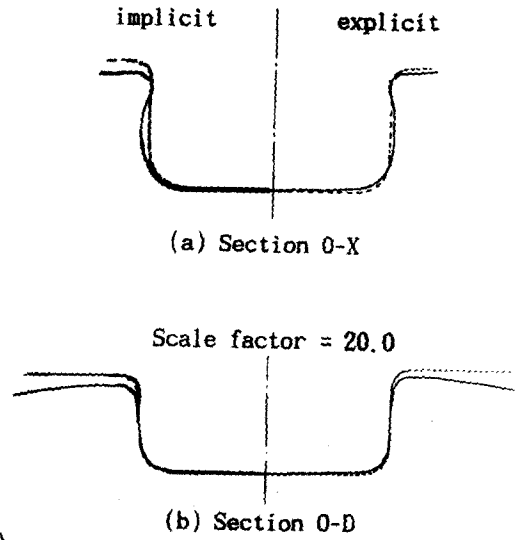


Fig.12 Spring back by implicit and explicit method

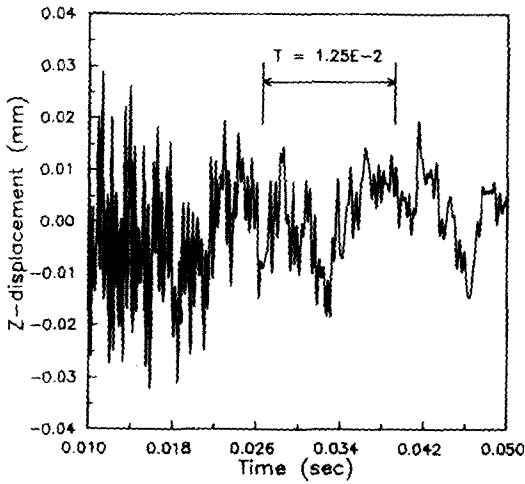


Fig.11 Z-displacement of point X after tools removed

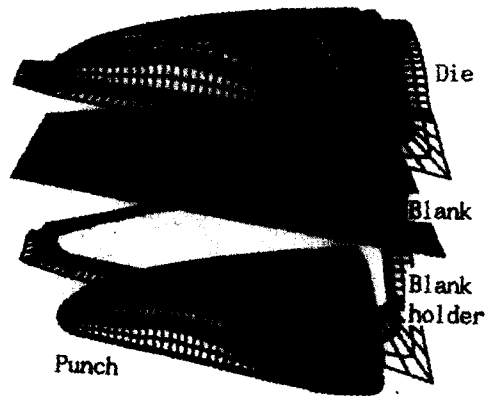
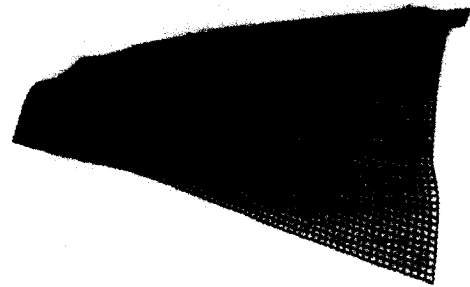


Fig.13 Finite element model used in stamping of front fender

Table 2 Finite element model in front fender stamping

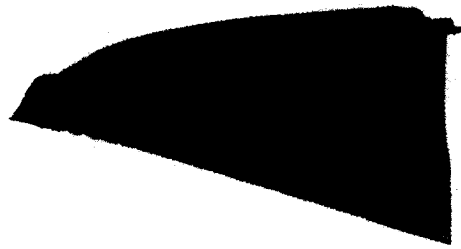
	Mat. Type	NUMEL	NUMNP	
Die	Rigid	3,939	3,931	
Punch	"	2,781	2,795	
Blank Holder	"	758	1,276	
Blank	Coarse	Bely./Tsay	4,800	4,941
	Fine	"	18,000	18,271



(a) Coarse model

Table 3 Forming condition in front fender stamping

Blank Holder Force	1.1E+06 N
Die Stroke	243.1 mm
Cushion Stroke	104.7 mm
Friction Factor (μ)	0.1
Blank Thickness	0.68 mm



(b) Fine model

Fig.15 Comparison of deformation between coarse model and fine model in front fender stamping

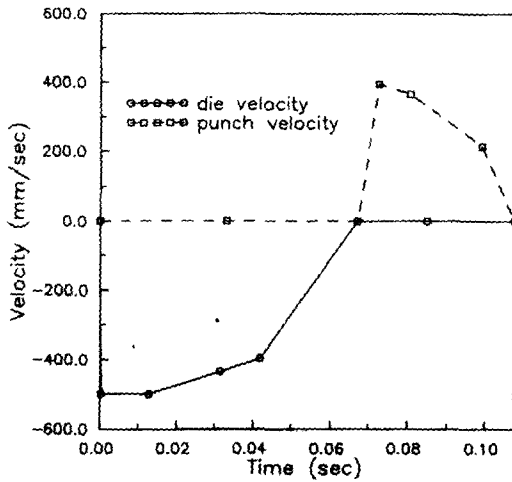


Fig.14 Velocity profile of die and punch

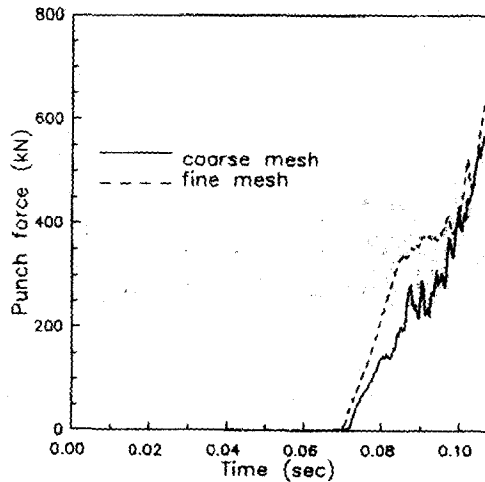


Fig.16 Punch force-time curve in front fender stamping

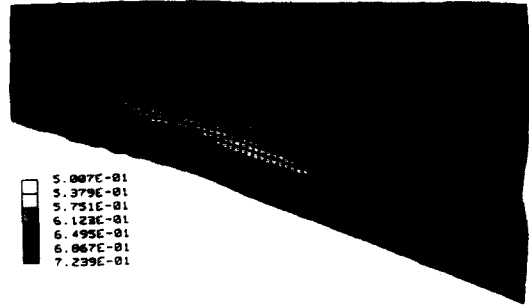
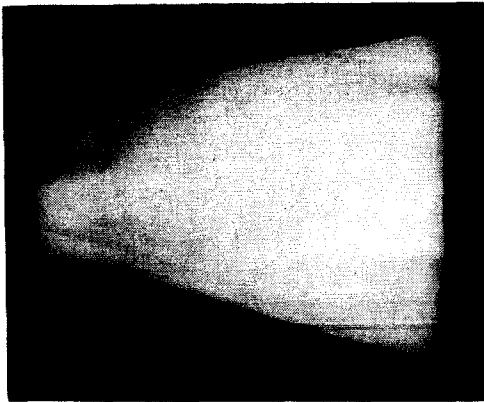


Fig.18 Thickness distribution at final stage

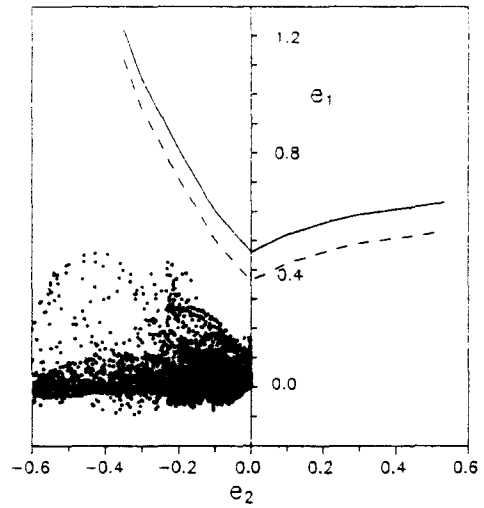


Fig.19 Strain distribution and FLC of blank in front fender stamping (all points)

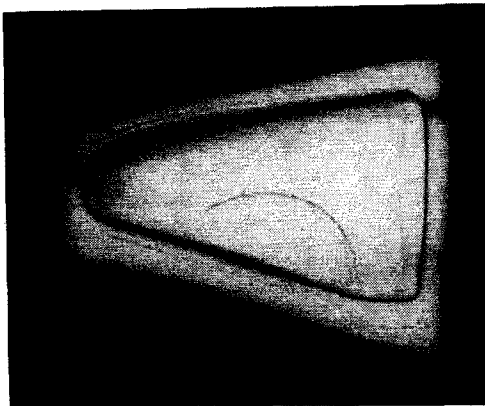


Fig.17 Deformation pattern of blank in front fender stamping