

〈論 文〉

## 차체판넬 프레스 성형공정의 평면변형해석

전기찬\* · 이항수\* · 유동진\*\* · 이정우\*\* · 김충환\*\*

(1992년 3월 17일 접수)

### Plane-Strain Analysis of the Stamping Process of Auto-Body Panel

G. Jun, H.S. Lee, D.J. Yoo, J.W. Lee and C.H. Kim

**Key Words:** Sheet Metal Forming(박판 금속성형), Stamping(스탬핑), Deep Drawing(디프드로잉), Automotive Body Panel(자동차차체판넬), Analysis(해석)

#### Abstract

The plane-strain stamping process is analyzed by a forming energy minimization method in order to obtain forming load, slip length and strain distribution in each step of punch stroke. All the developed programs are integrated into total CAD/CAE SYSTEM for the purpose of the practical usage in die design. The computed strain distribution and the amount of draw-in are compared with those of the actually developed panel. It is found that there is a good agreement between theoretical and experimental results.

#### 기 호 설 명

$F_b$  : 굽힘 및 폼에 소요되는 힘  
 $F_c$  : 굽힘 및 마찰에 기인하는 힘  
 $F_i, F_{i+1}$  : 접촉부의 양 경계에 작용하는 힘  
 $l_{oi}$  : step1에서  $i$ 번째 비접촉부의 길이  
 $l_{fi}$  : step2에서  $i$ 번째 비접촉부의 길이  
 $k, n$  : 가공경화식에 도입되는 재료상수 ( $\sigma = k\epsilon^n$ )  
 $R$  : 수직이방성을 나타내는 Lankford 상수  
 $r_i$  :  $i$ 번째 접촉부에서 길이방향의 곡률반경  
 $W_{1i}, W_{2i}$  : 비접촉부 및 접촉부에서 소요되는 내부 변형 에너지  
 $X$  : 금형과의 상대적인 미끄러짐 양  
 $\mu$  : Coulomb 마찰계수  
 $W_{ci}$  : 마찰 및 굽힘에 소요되는 에너지  
 $\sigma_\theta, \epsilon_\theta$  : 길이방향에서의 응력 및 변형률  
 $\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}$  : 유동응력(flow stress) 및 유효변형률

(effective strain)

$\theta_i$  :  $i$ 번째 접촉부에서의 접촉각  
 $\epsilon_w$  : 폭방향 변형률

#### 1. 서 론

박판 금속의 성형공정을 역학적으로 예측하기 위한 연구는 여러가지 방법에 의하여 진행되어 왔다. 성형공정을 역학적으로 예측하는 목적은 실제 금형을 제작하여 제품을 만들어보기 이전에 여러 이론적 방법을 통하여 성형후 제품의 변형상태를 사전에 검토하여 금형설계에 반영하기 위함이다. 특히 자동차 산업에서 박판 성형이 차지하는 비중은 매우 크며 신차종 개발시 신속하고 정확한 차체판넬의 성형성 검토는 개발기간 단축의 큰 요인으로 작용한다. 일본 등의 외국에서는 박판 성형공정 해석을 위한 통합 CAE SYSTEM을 개발하여 TRIAL 공정 합리화를 위한 여러 실험적 방법들과 함께 실

\*정회원, 기아자동차(주) 생산기술본부

\*\*기아자동차(주) 생산기술본부

제품 개발에 적용하고 있다.

자동차 차체 부품과 같은 일반 형상 드로잉 공정에 대하여 FEM을 이용한 2차원적인 혹은 3차원적인 해석을 위하여 많은 노력이 진행되어 왔으며, 많은 진전이 있어온 것이 발표되고 있다.<sup>(2)~(5)</sup> 그러나 일반 형상의 차체판넬에 대한 성형 난이성 평가에 일상적으로 적용될 수 있는 단계에는 아직 이르지 못하고 있다. 그것은 설계된 금형의 CAD 데이터로부터 성형 해석을 위한 격자구성 작업(mesh generation)에 많은 시간이 소요되고 계산에 장시간이 소요되며, 금형 설계자들이 이러한 프로그램을 직접 용이하게 사용하는 데에는 큰 어려움이 있기 때문이다.

따라서 본 연구에서는 평면변형을 가정할 수 있는 부품을 대상으로 하여 성형에너지 최소화 기법을 사용하여 계산속도가 빠르고, 설계된 금형의 CAD 데이터로부터 직접 변형해석이 가능하며 금형 설계자들이 용이하게 사용할 수 있는 2차원적인 해석을 연구하였다.

이러한 방법에 대하여 Okamoto<sup>(1),(6)</sup> 등에 의한 연구결과가 보고되어 있는데, 그들은 마찰계수 적용에서 보정상수(correction of friction)를 이용한 점이 있었다.

본 연구에서는 보정상수를 포함하지 않는 방정식을 구축하고, 성형에너지 최소화 기법을 이용하여 해를 도출하였다.

## 2. 이론 전개

평면변형으로 가정될 수 있는 하나의 단면에 대하여 펀치 혹은 다이와의 접촉여부에 따라 변형영역을 접촉부위와 비접촉부위로 나누고 각 부분의 재료이동을 가정하여 변형에너지와 마찰에너지를 구한다. 그 에너지의 합이 최소가 되는 경우의 재료이동을 실제 상황과 같은 것으로 가정하여 재료의 이동량을 구하고 그 결과로부터 변형률 분포를 계산할 수 있다.

### ● 기본가정

평면변형으로 간주할 수 있는 부분의 변형해석을 위하여 다음과 같은 가정을 도입하였다.

- (i) 소재는 수직이방성을 갖는다.
- (ii) 폭방향의 변형률은 무시한다. ( $\epsilon_w = 0$ )
- (iii) 마찰력은 Coulomb 마찰계수에 의해 영향을 받는다.

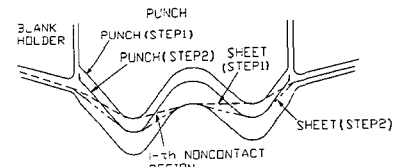
(iv) 소재의 인장변형에는 멱경화 법칙이 적용되며 굽힘변형에는 강원전소성(rigid-perfectly plastic)을 적용하였다.

### ● 평면변형에 대한 재료의 인장변형 에너지

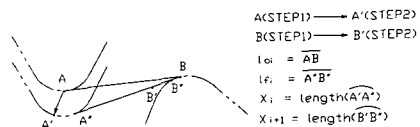
다이와 블랭크홀더에 의해 지지되어 있는 소재판은 펀치가 하강함에 따라 변형을 하게 된다. 펀치가 초기에 하강하기 시작하면서부터 하사점에 도달할 때까지를 여러단계의 시간증분으로 나누었을 때 어느 한 시간단계(time step)를 step1이라 하고 그 다음 시간단계를 step2라 칭한다. step1 및 step2에서의 금형형상 및 소재의 변형형상이 Fig. 1(a)에 나타나 있다. 이 그림에서 소재는 공구(다이, 펀치 그리고 블랭크홀더)와의 접촉여부에 따라 접촉부와 비접촉부로 나뉘며 비접촉부위의 개수는 접촉부위의 개수보다 하나가 작음을 알 수 있다. 즉, 접촉부위의 총 개수를  $N$ 이라 하면 비접촉부위의 총 개수는  $N-1$ 로 된다. Fig. 1(b)는 소재가 변형할 때 Fig. 1(a)에서 보이는  $i$ 번째 비접촉부 요소에 대하여 step1 및 step2에서의 변형형상을 보여 주고 있다. 이 그림으로부터  $i$ 번째 비접촉 부위에서 발생하는 인장변형 에너지는 다음과 같이 계산된다.

Step1에서의  $i$ 번째 비접촉부는 펀치가 Step2로 하강함에 따라 길이가  $l_{0i}$ 에서  $l_{fi}$ 로 변한다. 여기서  $l_{fi}$ 는 비접촉부 양단에서의 재료이동량을 감안한 step2에서의 길이로서 다음과 같이 나타내어진다.

$$l'_{fi} = l_{fi} + X_{i+1} - X_i \tag{1}$$



(a) Sections for tool and material at step 1 and step 2



(b) Deformation of  $i$ -th non-contact region.

Fig. 1 Deformation of sheet material during stamping process

여기서  $X_i$ 와  $X_{i+1}$ 는 접촉부와의 경계 즉,  $i$ 번째 비접촉부의 양단에서 발생하는 미끄러짐양을 나타내며 미끄러지는 방향에 따라 음과 양의 부호를 갖는다. 즉,  $X_i > 0$ 이면 오른쪽으로,  $X_i < 0$ 이면 왼쪽으로 미끄러짐을 나타낸다.

한편  $i$ 번째 비접촉부에서는 초기상태에서부터 step1에 도달하는 동안 이미  $\epsilon_{\theta ip}$  만큼의 전변형(pre-strain)이 발생하였으며 step2에서의 총 변형률은 step1까지의 전변형률과 step1에서 step2로 변형하는 동안의 변형률 증분을 합한 값과 같다. 따라서 step2에서의 총 변형률은 다음 식과 같이 나타내어 진다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{\theta i} &= \epsilon_{\theta ip} + l_n \left( \frac{l'_{fi}}{l_{oi}} \right) = l_n e^{\epsilon_{\theta ip}} + l_n \left( \frac{l'_{fi}}{l_{oi}} \right) \\ &= l_n \left[ \frac{l'_{fi}}{l_{oi}} (1 + e^{\epsilon_{\theta ip}}) \right] \end{aligned} \quad (2)$$

식(2)를 새로 정리하면  $i$ 번째 비접촉부의 길이방향( $\theta$ 방향) 변형률은 아래와 같이 된다.

$$\epsilon_{\theta i} = l_n \left( 1 + \frac{l'_{fi} - l_{oi}}{l_{oi}} + e^{\epsilon_{\theta ip}} \frac{l'_{fi}}{l_{oi}} \right) \quad (3)$$

여기서  $e^{\epsilon_{\theta ip}}$ 는 step1에 도달하는 동안  $i$ 번째 비접촉부위에서 발생한 공칭변형률을 나타낸다.

재료의 인장변형에 대하여 가공경화는 멱경화법칙을 따르는 것으로 가정하고 이방성에 대해서는 수직이방성을 가진다고 가정하였으므로 평면변형( $\epsilon_w = 0$ )에 대한 Hill의 이방성 소성이론을 적용하면 위의 식(3)에서 구해진 변형률에 대하여 비접촉부에서의 응력은 아래와 같이 계산된다.

$$\sigma_{\theta i} = k \left( \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \right)^{1+n} (\epsilon_{\theta i})^n \quad (4)$$

$i$ 번째 비접촉부 요소에 대하여 단위 폭당 인장 변형 에너지  $W_{1i}$ 는 아래와 같이 표시된다.

$$W_{1i} = \int_{l_{oi}}^{l'_{fi}} F_i dl_i, \quad F_i = \sigma_{\theta i} t_i \quad (5)$$

여기서  $t_i$ 는 소재의 현재 두께이다. 식(4)를 식(5)에 대입하여 정리하면  $i$ 번째 비접촉부의 단위폭당 인장변형 에너지( $W_{1i}$ )가 아래와 같이 계산된다.

$$W_{1i} = \int_{l_{oi}}^{l'_{fi}} k \left( \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \right)^n (\epsilon_{\theta i})^n \frac{l_{oi} l_{oi}}{l_i} dl_i \quad (6)$$

여기서  $l_{oi}$ 는 step1에서  $i$ 번째 비접촉부위 소재의 두께를 나타낸다.

접촉부에서는 세가지의 운동상태가 존재한다. 즉, 재료의 미끄러짐이 없는 점-응력 중립점(neutral point)이라 칭함-이 존재하는 경우와 왼쪽으로 또는 오른쪽으로 접촉부 전체의 미끄러짐이 존재하는 경우이다.

첫번째 경우 즉, 응력중립점이 존재하는 경우 접촉부의 변형률은 다음과 같이 계산된다. 응력중립점에서는 재료의 미끄러짐이 없으며 좌우에서 작용하는 힘이 평형상태를 유지한다. 그러므로 Fig. 2의 폴리모델에 대하여 아래의 관계가 성립한다.<sup>(7)</sup>

$$\sigma_N \cdot e^{\mu \theta_N} = (\sigma_{\theta})_i \quad (7)$$

그리고

$$\sigma_N e^{\mu(\theta_i - \theta_N)} = (\sigma_{\theta})_{i+1} \quad (8)$$

여기서  $\sigma_N$ 은 응력중립점에서의 응력을 나타내며,  $(\sigma_{\theta})_i$ 와  $(\sigma_{\theta})_{i+1}$ 는 접촉부와 비접촉부의 경계에서의 응력으로 식(4)에 의해 계산된다. 위의 두 식으로부터 응력중립점까지의 각  $\theta_N$ 은 아래와 같이 주어진다.

$$\theta_N = \frac{1}{\mu} l_n \left( \frac{(\sigma_{\theta})_i}{(\sigma_{\theta})_i (\sigma_{\theta})_{i+1}} e^{\mu \theta_i} \right) \quad (9)$$

재료가 전체적으로 왼쪽으로 또는 오른쪽으로 미끄러지는 경우에는 각각  $\theta_N = \theta_i$ ,  $\sigma_N = (\sigma_{\theta})_{i+1}$  및  $\theta_N = 0$ ,  $\sigma_N = (\sigma_{\theta})_i$ 으로 대치한다.

식(9)로부터  $\theta_N$ 을 구하여 식(7)과 식(8)에 대입하면  $\sigma_N$ 을 구할 수 있다. 이렇게 구한  $\sigma_N$ 을 이용하면 접촉부의 각 부분( $\theta = \phi$ )에서의 응력( $\sigma_{\phi}$ )이 아래와 같이 계산된다.

$$\sigma_{\phi} = \sigma_N e^{\mu(\theta_N - \phi)} \quad (10)$$

여기서  $0 \leq \phi \leq \theta_i$ 이다.

위에서 구한 응력값을 식(4)의 가공경화식(멱경화식)에 대입하여 정리하면 접촉부 각 부분의 변형률이 아래와 같이 계산된다.

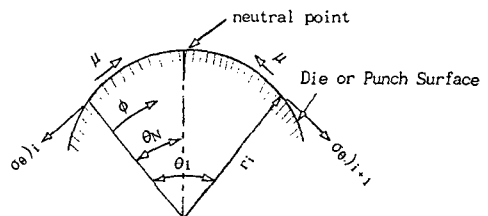


Fig. 2 Stress state at contact region

$$\varepsilon_{\phi} = \left( \frac{\sqrt{1+2R}}{1+R} \right)^{\frac{n+1}{n}} \left( \frac{1}{k} \right)^n \left( \sqrt{\frac{(\sigma_{\theta})_i (\sigma_{\theta})_{i+1}}{e^{\mu\theta_i}}} e^{\mu(\phi - \phi_{i+1})} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (11)$$

따라서 접촉부에서의 인장변형 에너지 ( $W_{2i}$ )는 식(10) 및 식(11)에서 구한 변형률 및 응력을 아래 식에 대입하므로써 구해진다.

$$W_{2i} = \int_V \bar{\sigma} \bar{\varepsilon}^n dV = \int_V \sigma_{\phi} \varepsilon_{\phi}^n dV \quad (12)$$

전체 인장변형 에너지는 식(6)의  $W_{1i}$ 와 식(12)의  $W_{2i}$ 를 합한 것과 같다. 즉,

$$(W_i)_t = W_{1i} + W_{2i} \quad (13)$$

#### ● 접촉부에서의 마찰 및 굽힘에너지

박판소재가 외력에 의해 변형을 받을 때 발생하는 내부변형 에너지는 인장변형 에너지와 굽힘변형 에너지가 지배적이다. 이러한 내부변형 에너지와 함께 강체인 금형과의 접촉부에서 소비되는 마찰에너지도 펀치력이나 변형률 분포에 큰 영향을 미친다. 일반적으로 박판소재에 대하여 인장변형 에너지와 굽힘변형 에너지는 서로 상관관계를 갖고 있으며 각각 독립적으로는 작용하지 않는다. 그러나 본 논문에서는 계산의 편리를 위하여 인장변형 에너지와 굽힘변형 에너지를 각각 독립적인 것으로 가정하였다. 본 절에서는 인장변형 에너지 외에 접촉부에 작용하는 마찰에너지와 굽힘에너지를 계산하는 과정에 대하여 서술한다.

소재와 금형이 접촉하고 있는 접촉부의 기하학적 형상 및 작용외력이 Fig. 3에도 도시되어 있다. 접촉부에서는 인장변형 외에도 재료의 미끄러짐 이동에 따른 마찰과 금형표면의 곡률반경에 의해 발생하는 굽힘이 작용한다. Fig. 3에서 소재가 오른쪽으로 미끄러진다고 가정하면 점 A에는 굽힘이 발생하고 점 B에서는 편(unbending)이 발생한다. 또한 접촉부에서는 마찰을 수반한다. 즉, B점에 작용하는 힘( $F_{i+1}$ )은 점 A에 작용하는 힘( $F_i$ )과 아울러 접촉부에서의 접촉압력, 마찰계수에 의해 영향을 받으며 점 A 및 점 B에서 작용하는 굽힘과 편에 의한 영향을 받는다. 점 A 및 점 B에서 작용하는 굽힘과 편을 발생시키는 힘은 서로 같다고 가정하였다. 점 A에서 작용하는 인장력( $F_i$ ) 및 굽힘을 작용시키는 힘( $F_b$ )은 접촉부의 마찰력에 영향을 주므로 폴리모델<sup>(6)</sup>로부터 다음과 같은 평형관

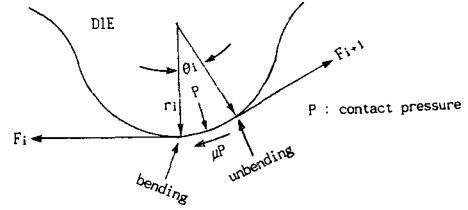


Fig. 3 Traction force at  $i$ -th contact region ( $F_{i+1} > F_i$ )

계가 얻어진다.

$F_{i+1} > F_i$  일 때

$$F_{i+1} = (F_i + F_b) e^{\mu\theta_i} + F_b \quad (14)$$

접촉부에서 굽힘 및 마찰에 기인하는 힘의 합을  $F_c$ 라 한다면,  $F_{i+1} = F_i + F_c$ 이므로,

$$F_c = (e^{\mu\theta_i} - 1) F_i + F_b (e^{\mu\theta_i} + 1) \quad (15)$$

와 같이 된다.<sup>(6)</sup> Sigiura 등<sup>(6)</sup>은 위의 식에 대하여 마찰계수를 적용할 때 접촉부의 접촉각에 대한 보정상수를 사용하였으나 본 논문에서는 접촉각에 대하여 균일한 마찰계수를 사용하였다.

인장변형 에너지를 계산할 때는 멱경화 법칙을 적용하여 가공경화를 고려하였는데 굽힘변형 에너지를 계산할 때는 계산의 편리를 위하여 완전소성(perfectly plastic) 모델을 가정하였다. 이로부터 단위 폭을 가진 박판의 굽힘에 소요되는 힘은 아래와 같이 주어진다.<sup>(7)</sup>

$$F_2 = \frac{\sigma_{mi} \cdot t_{mi}^2}{4r_i} \quad (16)$$

여기서  $r_i$  및  $t_{mi}$ 는  $i$ 번째 접촉부의 길이방향에 있어서의 곡률반경과 소재의 평균 두께를 나타내며  $\sigma_{mi}$ 는 접촉부 양단의 인장응력(유동응력)의 평균치를 나타낸다.

step1에서의 접촉각을  $\theta_{oi}$  그리고 step2에서의 접촉각을  $\theta_{fi}$ 라 하고 접촉부의 미끄러지는 길이를

$$X = \frac{\theta_i - \theta_{oi}}{\theta_{fi} - \theta_{oi}} |X_i| \quad (17)$$

로 단순화한다면,  $i$ 번째 접촉부에서 마찰 및 굽힘에 소요되는 에너지  $W_{ci}$ 는 아래와 같이 표시된다.

$$W_{ci} = \int_0^{l_{xi}} [F_i (e^{\mu\theta_i} - 1) + F_b (e^{\mu\theta_i} + 1)] dX \quad (18)$$

그러므로  $N$ 개의 전체 접촉부에서 소요되는 마찰 및 굽힘에 의한 총 에너지  $(W_{ci})_t$ 는 다음과 같이 표

현된다.

$$W_{ci} = \sum_{i=1}^N W_{ci} \quad (19)$$

### 3. 계산 순서

에너지 최소화시 요구되는 기본 구속조건으로서 는 미끄러짐양에 관한 구속조건과 각 접촉부위에서 의 힘 평형에 관한 구속조건이 있다. 미끄러짐양에 관한 구속조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} X_1 &\geq 0 \\ l_{f1} - l_{o1} + X_2 - X_1 &\geq 0 \\ &\vdots \quad (1 \leq i \leq N-1) \\ l_{fi} - l_{oi} + X_2 - X_1 &\geq 0 \\ &\vdots \\ X_N &\leq 0 \end{aligned} \quad (20)$$

처음과 마지막 식은 각각 소재가 양쪽 블랭크 홀 더면에서 오른쪽 혹은 왼쪽으로만 미끄러져야 한다는 것이고 중간 식들은 비접촉부위에서는 인장변형만 일어난다는 것을 뜻한다.

힘평형에 관한 구속조건은 step1에서 step2로 편 치가 하강했을 때 step2에서의 소재 각 요소들은 유동이 없이 힘의 평형이 이루어져야 함을 뜻한다. (Fig. 1 참조)

$$|F_{i+1} - F_i| \leq F_i(e^{\mu\theta_{ii}} - 1)F_i + F_b(e^{\mu\theta_{ii}} + 1) \quad (21)$$

이상과 같은 기본구속 조건을 만족시키면서 변형 에 소요되는 총 에너지  $W_t (= W_i)_t + W_{ci})_t$ 를 최소화시키는  $X_1, X_2, \dots, X_N$ 을 결정한 후 접촉부 와 비접촉부위의 변형률을 구한다. 최적화 방법은 Rosenbrock 알고리즘<sup>(8)</sup>을 사용하였다.

각 변형단계(Step)에서 에너지를 최소화시키는 순서는 다음과 같다.

- (i) 접촉부나 비접촉부의 경계에서의 미끄러짐 양  $X_i$ 를 가정한다.
- (ii) 비접촉부의 변형률을 구한다.
- (iii) 비접촉 부위의 변형률에 대한 응력을 계산 한다.
- (iv) 마찰 및 굽힘에 소요되는 에너지를 계산한 다.
- (v) iii에서 구한 응력으로부터 접촉부의 변형률 을 계산한다.

(VI) 접촉부에서의 응력을 계산한다.

(VII) (v)에서 구해진 변형률을 바탕으로 접촉부 에서의 비압축성 조건을 적용시켜 재료이동  $X_i$ 를 수정한다.

(VIII) vii에서 구해진  $X_i$ 를 다시 (ii)에 대입하여  $X_i$ 가 수렴할 때까지 반복 계산을 계속한다.

이상의 과정은 매 스텝마다 반복되어 편치가 다 이와 완전히 접할때 까지 계속된다.

### 4. 적용 실예

앞에서 언급한 변형률 계산과정을 평균 단면길이 변화율 등의 기하학적인 성형난이성 평가방법들과 통합하여 하나의 CAD/CAE PACKAGE화 시킬 수 있다. 그것의 유용성을 확인하기 위하여 실제 판넬의 성형성을 검토한 실예를 소개하고자 한다.

Fig. 4에 실제 판넬의 모습이 주어져 있고, 성형 중의 소재형상 및 공정의 시뮬레이션(Simulation) 결과가 Fig. 5에 도시되어 있다.

각 스텝마다 계산한 변형률 분포, 성형하중, 좌 우 블랭크홀더면으로부터의 소재 유입량, 접촉 부 위에서의 소재 미끄러짐양 등을 화면에 나타내어 금형 설계자들의 이해를 돕도록 되어 있다.

Fig. 4의 제품은 자동차 부품중 센터플로어 (center floor)로 불리는 것으로 평면 변형을 가 정할 수 있는 형상을 가지고 있으며 좌측상단 부분 의 파단이 우려되어 해석한 것이다. 제품 특성상 왼쪽부분의 소재 유입량은 거의 없고 우측부분의 소재 유입만을 허용하기 때문에 우측부분의 소재

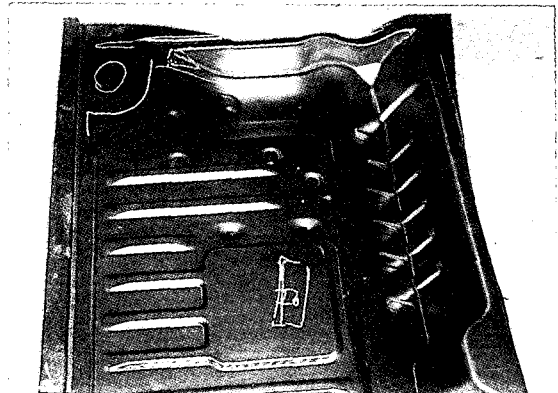
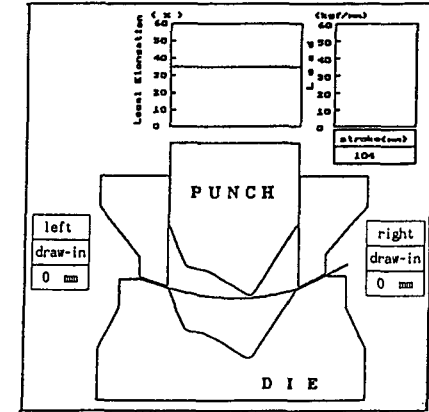
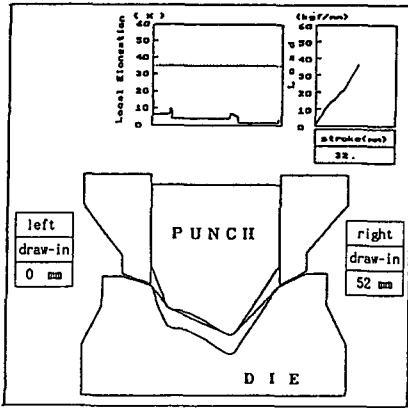


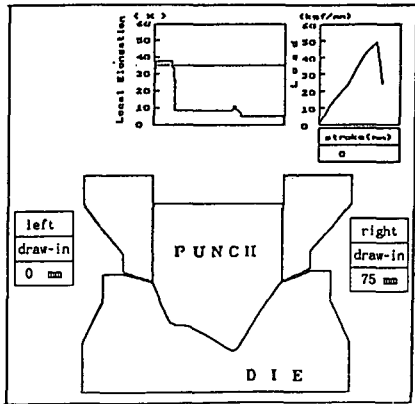
Fig. 4 Actual auto-body panel for simulation (center floor)



(a) Binder wrap



(b) During stamping process

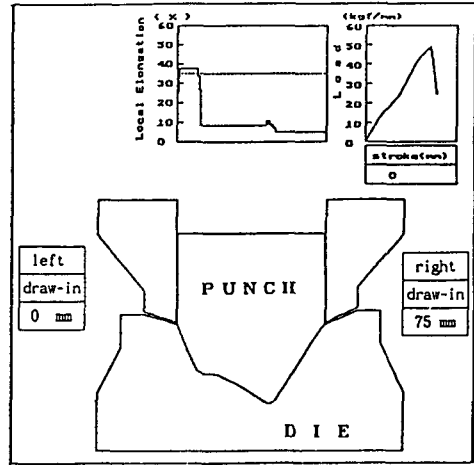


(c) Drawn state

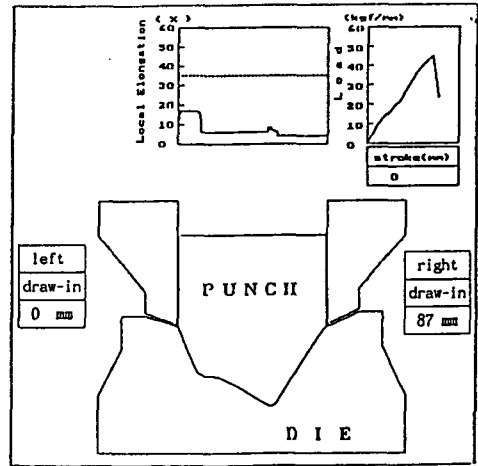
Fig. 5 Simulation of stamping process

유입량과 중간 코너부분에서의 미끄러짐량이 성형성 검토의 주된 내용이였다.

우측 끝의 유입량은 비이드 부분을 누르고 있는 블랭크홀더의 압력으로 제어되고 블랭크홀더의 가



(a) When the amount of right draw-in is controlled to 75 mm



(b) when the amount of right draw-in is controlled to 87 mm

Fig. 6 Comparison of strain distribution for the variation of the amount of draw-in

압력에 따라 우측부분에서 유입되는 재료의 양이 결정되며 이로부터 성형의 성패가 좌우된다. Fig. 6은 펀치가 하사점에 도달할 때까지 우측부분에서 유입된 양에 대한 계산결과를 보여주고 있다. Fig. 6(a)는 펀치가 하사점에 도달했을 때의 우측부분 유입량이 75 mm가 되도록 블랭크홀더력을 제어했을 경우에 대하여 변형률 분포 및 펀치하중 곡선을 보여주고 있다. 이 그림은 제품의 좌측부분에 발생한 변형률이 38%정도임을 보여주고 있다. 이로부터 실제 드로잉 공정에서 성형은 되더라도 양산시 약간의 작업조건 변화에 따라 파단이 일어날 우려

가 있음을 알 수 있다. 그러나 Fig. 6(b)와 같이 펀치가 하사점에 도달했을 때까지의 우측부분 유입량이 87 mm 정도가 되도록 제어하면 제품의 좌측부분에 발생하는 변형률이 20%이하로 낮아져서 실제의 드로잉 공정에서 파단에 의한 불량요인이 훨씬 작아짐을 알 수 있다. Fig. 7은 실제 판넬의 성형공정에서 블랭크홀딩력을 조절하여 펀치가 하사점에 도달했을 때까지의 우측부분 재료 유입량이 87 mm가 되도록 했을 경우에 대하여 실제로 측정 한 결과와 계산치를 비교하여 보여주고 있다. 실험에서의 유입량은 성형전후에 우측 끝의 위치로부터 구하였다. 즉, 성형 전에 우측 끝의 위치를 표시한 후 성형후(펀치가 하사점에 도달했을 때) 우측 끝의 위치를 성형전과 비교하여 구하였다. 또한 소재 판넬에 전기화학에칭(electric chemical etching)에

의해 0.5인치 정사각형내에 0.2인치의 원 4개가 포함되어 있는 그리드(grid)를 새긴 후 성형하였으며 이때 그리드의 변형률을 측정하여 소재의 변형률을 구하였다. 이 그림으로부터 이론치와 실제치가 비교적 좋은 일치성을 보이고 있음을 알 수 있다.

펀치가 하강함에 따라 점 C에서의 유입량과 아울러 점 A 및 점 B에서는 펀치에 대하여 상대적으로 미끄러짐이 발생한다. 표 1은 우측부분의 소재 유입량을 87 mm로 제어했을 때 점 A 및 점 B (Fig. 7 참조)에서 발생한 미끄러짐양에 대한 것으로 본 이론에 의한 계산결과를 실험치와 비교하여 보여주고 있다. 실험에서의 미끄러짐양은 소재와 펀치가 접촉하기 시작하는 초기에 위치를 표시한 후 성형된 제품에서의 위치를 비교하여 결정하였다. 이 표에서 보는 바와 같이 계산에서는 A부위가 왼쪽으로 25 mm, B부위가 왼쪽으로 36 mm인 것으로 예측되었다. 그리고 실제 실험에서 측정 한 결과는 A부위에서 24 mm, B부위에서 34 mm로 측정되었으며 이로부터 본 이론이 비교적 좋은 예측을 할 수 있음을 나타내고 있다.

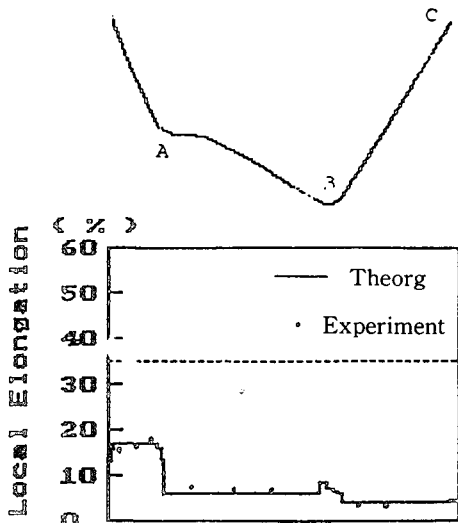


Fig. 7 Comparison of strain distribution between the present result and the experiment.

Table 1 Comparison of the computed result with the experimental data for the amount of slip length

	Theory (mm)	Experiment (mm) (average value)	error (%)
A	25	24	4.0
B	36	34	5.5
C	87	87	

### 5. 결 론

평면변형을 가정할 수 있는 자동차 차체부품의 성형중의 변형률 분포, 성형하중, 접촉부위에서의 미끄러짐양 등을 성형에너지 최적화 기법을 이용하여 구하였다. 모든 해석과정은 통합된 CAD/CAE PACKAGE화하여 실제 금형설계시 성형난이도 평가 시스템으로 활용할 수 있도록 하였으며 실제 자동차 판넬제품에 적용해 본 결과 본 개발 시스템의 유용성을 확인할 수 있었다.

### 참고문헌

- (1) 高橋 朗, 岡本勳夫, 平松辰夫, 山田 登, 1983, "ダイヤフェース의 CAD," 塑性と加工, Vol. 24, No. 275, pp. 1282~1289.
- (2) Saracibar, C.A. and Onate, E., 1990, "Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming Processes Using a Viscous Shell Approach," Advanced Technology of Plasticity, Vol. 4, pp. 1739~1744.
- (3) Nakamachi, E., 1990, "Computer Aided Simulation of Sheet Metal Forming Procedure by

- Thin Shell Finite Element Analysis," *Advanced Technology of Plasticity*, Vol. 4, pp. 1745~1750.
- (4) Wagoner, R.H., Kim, Y.H. and Keum, Y.T., 1990, "3-D Sheet Forming Analysis Including the Effects of Strain-Hardening, Rate-Sensitivity, Anisotropy, Friction, Heat Generation and Transfer," *Advanced Technology of Plasticity*, Vol. 4, pp. 1751~1756.
- (5) Tang, S.C., Chappuis, L.B. and Matke, J., 1990, "Thin Shell Element Simulation of Sheet Forming Processes," *Advanced Technology of Plasticity* 1990, Vol. 4, pp. 1757~1762.
- (6) Sugiura, H., Okamoto, I., Hiramatsu, T., Yoshimi, J. and Fujiwara, K., 1988, "Evaluation of Elongations and Material Movements during Press Forming with CAD," *JSAE Review*, Vol. 9, No. 2, pp. 62~69.
- (7) Lange, K., 1985, "Handbook of Metal Forming," McGraw-Hill, pp. 20.3~20.7.
- (8) Kuester, J.L. and Mize, J.H. 1973, "Optimization Techniques with FORTRAN," McGraw-Hill, Inc.