

굽힘 에너지가 보강된 박막 요소와 연속 접촉 처리를 이용한 스탬핑 공정의 단면 해석

윤정환*, 김종봉*, 양동열*, 유동진**, 한수식***

Sectional Analysis of Sheet Metal Stamping Processes Using Bending Energy Augmented Membrane Element and Continuous Contact Treatment

J.W. YOON*, J.B. KIM*, D.Y. YANG* and D.J. YOO**, S.S. Han***

ABSTRACT

A sectional analysis of sheet metal forming process with an arbitrary tool shape is proposed in the present work. To improve the numerical convergence in the conventional membrane sectional analysis, the Bending Energy Augmented Membrane (BEAM) elements had been developed. The BEAM elements particularly improve the stability and convergence of the finite element method for the case of deep drawing.

In this work, the FERGUSON spline (C^2 -continuous) was used to fit the deformed mesh to smooth the given curves and calculate the local curvature of the deformed sheet. The fittings of the deformed sheet and tool surface profile ensure the stability and the convergence of the finite element analysis of highly nonlinear stamping processes.

A center floor section and front fender section are analyzed to show the accuracy and robustness of the approach. The results obtained by the proposed approach are compared with the available experimental data.

Key Words : Sectional Analysis (단면 해석), Bending Energy Augmented Membrane (굽힘 에너지가 보강된 박막 요소), Continuous Contact Treatment (연속 접촉 처리)

1. 서론

박판 성형 공정에서는 복잡한 실제 차체 판넬을 금형

설계 단계에서 빠르고 효율적으로 해석하기 위해 평면 변형 문제로 취급할 수 있는 많은 국부 단면들에 대해 단면 해석 방법이 쓰이고 있다. 이와 같은 단면해석방법은 비

* 한국과학기술원 기계공학과
** 기아자동차(주) 생기연구팀
*** 포항종합제철(주) 박판연구팀

교적 간단한 계산에 의해 필요한 설계 정보를 제공할 수 있으며, 3차원 해석에 비해 입력 자료 준비가 적고 계산적 효율성이 좋기 때문에 금형 설계시 적극적으로 활용될 수 있다.

최근에 박막이론에 기초한 강소성 유한요소법이 시간의 효율성 때문에 많이 연구되어 왔으나 종래의 강소성 박막 이론은 굽힘 효과를 고려할 수 없다는 문제점이 있었다. 따라서, 종래에 박막요소가 가지는 장점을 살리면서 그 단점을 보완하기 위해서, 굽힘 에너지가 보강된 박막요소(Bending Energy Augmented Membrane(BEAM) element)가 제안되었으며⁽¹⁾, 본 연구에서는 이를 기존 박막요소로는 수렴성에 문제가 있었던 복잡한 스텝핑 공정의 단면해석에 이용하였다.

한편, 박판 성형 공정에서 가장 중요하고 어려운 문제의 하나가 금형면과 변형하는 박판과의 접촉처리이다. Yang등⁽²⁾은 접촉한 절점에 대해 금형수직(Tool normal) 방향을 기준으로 국소 직각 좌표계를 설정하고 경사면(Skew) 경계 조건에 기초하여 기하학적 구속 조건과 마찰 경계 조건을 부가하는 방법으로 접촉처리를 하였다. Keum등⁽³⁾은 이웃한 요소들로부터 평균을 취하여 계산된 mesh normal을 기준으로 접촉 처리시 사용하였다. 또한 Keum과 Wagoner⁽⁴⁾는 박판성형공정의 유한요소 해석에서 해의 수렴성과 재료의 성형성에 큰 영향을 주는 드로우비드 저항력의 처리에 관해 연구를 수행하여 개선된 결과를 얻은 바 있다. Shimizu와 Sano⁽⁵⁾는 절점과 금형사이의 틈새를 매개변수 함수(parametric function) 형태로 새롭게 정의하고 그에 따른 벌칙함수법으로 접촉조건을 처리한 바 있다. Yoo등⁽¹⁾은 현재 반복 계산 중에 있는 유한요소 격자가 그물형의 부드러운 곡면 패치(patch)로 보간 되고, 이로부터 곡면에 수직인 벡터를 얻어 연속 접촉 처리를 하는 방법을 제안하였다. 본 연구에서는 Yoo등⁽¹⁾이 사용한 연속 접촉 처리를 사용하여 변형되는 박판이 부드러운 곡선으로 보간 된다. 또한, 박판뿐 아니라, 임의의 형상을 가진 금형면을 묘사하기 위해 일반적 다이 표현 방법이 사용되었는데 이에 대한 자세한 소개는 참고문헌⁽⁶⁻⁸⁾에 나와 있다. 본 연구에서는 일반 CAD 시스템으로부터 생성되는 CAD 데이터를 FER-GUSON 3차 곡선으로 묘사하였다. 따라서, 본 연구에서는 박판과 금형 모두 3차곡선으로 묘사되어 원활성(Smoothness)을 유지하게 된다.

본 연구에서는 박판 성형 공정의 단면 해석을 위해 BEAM요소와 연속 접촉 처리를 사용했으며, 유한요소

법을 이용한 단면해석을 위한 전반적인 내용이 소개되어 있다. 본 연구의 적합성과 효율성을 보이기 위해 센터 플로어(Center Floor)와 프론트 팬더(Front Fender) 단면에 대해 해석을 하여 결과를 일부 실험 결과와 비교하였다.

2. 평면 변형 강소성 유한요소법

2.1 기본 수식화 (Basic Formulation)

본 연구에서는 Chung등⁽²⁾에 의해 개발된 Hill의 신이방성 이론을 따르는 재료에 대한 강소성 유한요소법을 사용하였다. 이때 t 에서 $t+\tau$ 까지 변형할 때 가상일의 원리는 다음과 같다.

$$\int_{A^0} \bar{\sigma} \delta(\Delta \bar{\epsilon}) t^0 dA^0 - \int_{S^r} t \delta u dS^r = 0 \quad (1)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 는 유효 응력이고, $\bar{\epsilon}$ 는 유효 변형률 증분이다.

선형 박막 요소(2 node - membrane element)를 사용하여 (1)식을 이산화 하였고, 식(1)의 이산화된 형태는 U에 대한 비선형 방정식이 되므로 뉴턴-랩슨 방법을 이용하여 풀었다. 반복 계산과 해의 수렴에 대한 판정 기준은 다음과 같이 수행된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{U}_{(i)} &= \mathbf{U}_{(i-1)} + \beta \Delta \mathbf{U}_{(i)} \\ \|\Delta \mathbf{U}_{(i)}\| / \|\mathbf{U}_{(i)}\| &< \epsilon \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 β 는 감속 계수이고, ϵ 는 매우 작은 상수인데 본 해석에서는 10^{-6} 으로 하였다.

2.2 초기 변위장 생성 수식화

본 연구에서 사용한 비선형 탄성 초기 변위장 생성 수식화는 다음과 같다. 평면 변형하에서 내부에너지(W)는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} W &= \int_{A^0} \sigma_1 \epsilon_1 t^0 dA^0 = \int_{A^0} \frac{E}{(1-\nu^2)} \epsilon_1^2 t^0 dA^0 \\ &= \sum_c \int_{A^0(c)} \frac{E}{(1-\nu^2)} \epsilon_1^2 t^0 dA^0 \\ \epsilon_1 &= \ln(\bar{r} L / {}^0L) = \frac{1}{2} \ln(\bar{r} g_1 / {}^0g_1) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 ν 는 포아송(Poisson)비이다. 식(3)식의 변분을

취한후 비선형 방정식으로 정리하면 다음과 같다.

$$\delta W \equiv \delta \bar{U}^T Q(\bar{U})$$

$$Q(U) = \sum_e \int_{A^{(e)}} \frac{2E}{(1-\nu^2)} (\epsilon_0 + \epsilon_1) \frac{\partial \epsilon_1}{\partial r^r g_1} \frac{\partial^r g_1}{\partial^r U} t^0 dA^0 \quad (4)$$

위의 비선형 방정식을 뉴턴-랩슨(Newton-Raphson) 방법으로 방정식의 해를 구한다. 본 수식화에서는 수렴성을 위하여 ϵ_1 대신에 $\epsilon_1 + \epsilon_0$ 로 대치하였다. 여기서 ϵ_0 는 충분히 작은 상수이다. ($\epsilon_0 = 10^{-5}$)

3. 절점스프링에 기초한 굽힘에너지가 보강된 박막요소

기존의 박막이론에 근거한 강소성 유한요소 수식화는 많은 수치적 장점에도 불구하고, 굽힘 효과가 지배적이고 형상 변화가 심한 복잡한 문제에서는 요소에 수직인 방향으로의 굽힘강성의 결여로 인하여 실제 공정에서는 관측되지 않는 수치적 좌굴 현상이 생기는 등의 문제점을 갖고 있다. 다시 말해서 박막요소를 이용한 해석은 인장변형이 지배적인 공정에서는 좋은 거동을 보이지만 굽힘이나 압축 변형이 지배적인 문제에는 취약하다. 이러한 수치적 좌굴현상은 해의 수렴성과 직결되어 있어 좌굴현상이 더욱 심해지면 더 이상의 계산이 불가능하게 된다. 본 연구에서는 박막요소의 장점을 유지하면서 이러한 결점을 보완하기 위하여 절점 스프링을 기본으로 한 굽힘 에너지가 보강된 박막요소를 제안하고, 실제 성형해석에 적용하여 보았다.

3.1 회전굽힘강성행렬의 유도

Fig.1에서와 같이 한 단계 동안의 미소변형을 가정하면 세 절점의 변위에 대해 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\delta\theta = -\frac{1}{L_1} N_1 \cdot \Delta u_1 - \frac{1}{L_2} N_2 \cdot \Delta u_2 \quad (5)$$

여기서 Δu_1 은 절점2에 대한 절점1의 상대변위벡터이고, Δu_2 는 절점2에 대한 절점3의 상대변위벡터이다. L_1, L_2, N_1, N_2 는 각각 두 요소의 길이와 수직벡터를 나타낸다. 식(5)는 다음과 같은 행렬 형태로 표시할 수 있다.

$$\delta\theta = [N][U]^T \quad (6)$$

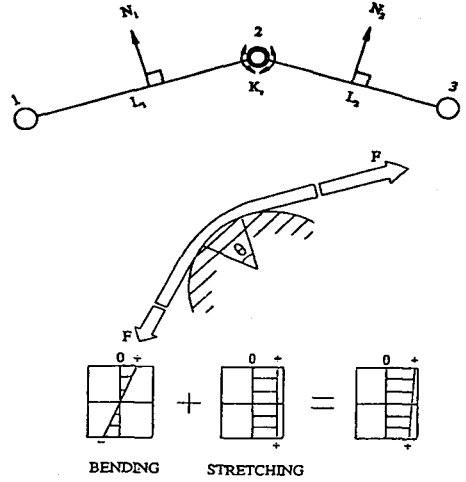


Fig. 1 Schematic description for a rotational spring

여기서 [N]과 [U]는 다음과 같이 정의된다.

$$[N] = \begin{bmatrix} -\frac{n_{1x}}{L_1}, -\frac{n_{1y}}{L_1}, -\frac{n_{1x}}{L_1}, +\frac{n_{2x}}{L_2}, \frac{n_{1y}}{L_1}, \\ +\frac{n_{2y}}{L_2}, \frac{n_{2x}}{L_2}, \frac{n_{2y}}{L_2} \end{bmatrix} \quad (6a)$$

$$[U] = [u_1, v_1, u_2, v_2, u_3, v_3]$$

회전강성스프링이 절점2에 보강되었을 때의 회전강성을 K_r 이라 하면, 절점 스프링에 의한 회전굽힘 에너지는 다음과 같이 표현된다.

$$\delta U_b = \frac{1}{2} K_r \delta\theta^2 \quad (7)$$

한 단계동안 K_r 과 [N]이 [U]에 독립적이라고 가정하고 (6)식을 (7)식에 대입하여 [U]에 대해 두번 미분하면 회전굽힘 강성행렬을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$[K]_{6 \times 6}^e = K_r [N]^T [N] \quad (8)$$

이상과 같이 세 절점만의 상대변위 개념으로부터 구해진 회전강성행렬은 세 절점과 관련된 기존의 자유도로서 나타내질 수 있으므로 전체 방정식 수에는 변함이 없게 된다.

3.2 K_r 의 표현식

회전 굽힘강성 K_r 은 비탄성 좌굴해석에 쓰이는 가감계

수(Reduced Modulus)를 도입하여 다음과 같이 표현하였다. (Fig.2)

$$K_r = \frac{E_r I}{L} \quad (9)$$

여기서 E_r, I, E_t 는 각각 다음과 같다.

$$E_r = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2}, \quad I = \frac{bh^3}{12}, \quad E_t = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} \quad (9a)$$

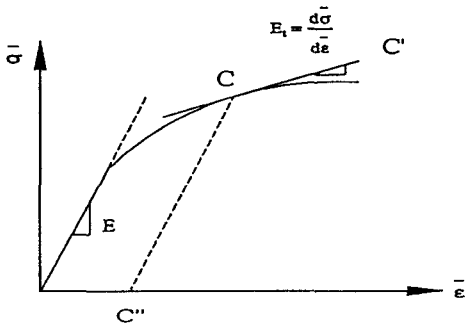


Fig. 2 Schematic diagram showing the concept of reduced modulus

4. 접촉 탐색 (Contact Search) 방법

박판 성형 해석 문제에서 절점들과 금형과의 접촉이 효율적으로 처리되어야 합리적이고 안정된 해를 얻을 수 있을 뿐 아니라, 전체 계산 시간을 크게 줄일 수 있다. 본 연구에 사용된 접촉절점 탐색은 Yoo등⁽¹⁾이 제안한 연속 접촉 처리 방법에 기초하였다. 이 방법은 FERGUSON 곡면 피팅(fitting) 알고리즘을 이용하여, 금형면과 유한요소 격자를 모두 2차(Continuous in Curvature)까지 연속이 되게 원활성(Smoothness)을 유지시켜, 내연적(Implicit) 유한요소해석에서 금형면이 불연속하여 생기는 국부적 불안정성(Instability)을 막아 안정된 수렴성을 얻을 수 있다. 평면 변형 문제에서 절점들과 금형 곡선과의 접촉 탐색(Search) 순서는 다음과 같다.

- i) 먼저 접촉 절점이 다수의 스플라인 세그먼트(Spline Segment)로 구성된 금형 곡선중 어느 세그먼트에 속하는가를 찾아야 하며, Fig.3에서와 같이 스플라인으로 보간된 곡선위의 절점 P에서 Sheet Surface Normal 방법을 사용하면, 절점 P가 속하는 스플라인 세그먼트는 다음식으로서 체크

할 수 있다.

$$(\mathbf{n}_2 \times \mathbf{n}_1) \cdot (\mathbf{n}_2 \times \mathbf{n}_3) \leq 0 \quad (10)$$

- ii) 직선 벡터와 교차하는 스플라인 세그먼트를 찾은 후, 직선 벡터와 해당 스플라인 세그먼트의 교차점을 결정할 수 있다.

직선 벡터와 교차하는 매개변수 좌표(u)는 다음의 u, λ (λ: 직선 벡터의 길이)로 구성된 비선형 방정식을 풀어서 구할 수 있다.

$$\mathbf{F}(u, \lambda) = \mathbf{r}' + \lambda \mathbf{n} - \mathbf{r}(u) = 0 \quad (11)$$

여기서

$$\mathbf{r}(u) = \begin{bmatrix} 1 & u & u^2 & u^3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -3 & 3 & -2 & -1 \\ 2 & -2 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{r}_0 \\ \mathbf{r}_1 \\ \mathbf{t}_0 \\ \mathbf{t}_1 \end{bmatrix}$$

- \mathbf{r}' : 고려중인 절점(P)의 위치 벡터
- $\mathbf{r}_0, \mathbf{t}_0$: A점의 위치 벡터, 접선 벡터
- $\mathbf{r}_1, \mathbf{t}_1$: B점의 위치 벡터, 접선 벡터

이다. 식으로부터 뉴턴 반복 계산 방법은 다음과 같이 표시되며, 초기 예측치는 직선 벡터 \overrightarrow{AB} 와 직선벡터 \overrightarrow{C} 의 교점을 사용하였다.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{u}_{i+1} \\ \lambda_{i+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_i \\ \lambda_i \end{bmatrix} - \mathbf{J}^{-1} \begin{bmatrix} \mathbf{F}_1(\mathbf{u}_i, \lambda_i) \\ \mathbf{F}_2(\mathbf{u}_i, \lambda_i) \end{bmatrix} \quad (12)$$

여기서

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{F}_1}{\partial \mathbf{u}} & \frac{\partial \mathbf{F}_1}{\partial \lambda} \\ \frac{\partial \mathbf{F}_2}{\partial \mathbf{u}} & \frac{\partial \mathbf{F}_2}{\partial \lambda} \end{bmatrix}$$

이고, \mathbf{F}_1 과 \mathbf{F}_2 는 각각 식(11)의 x, y 성분이다.

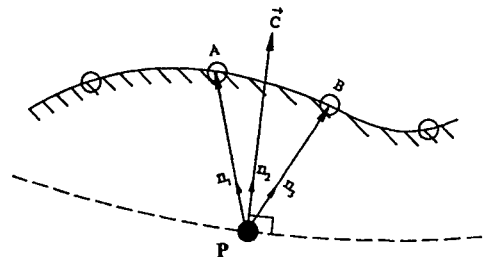


Fig. 3 Contact searching algorithm for determining the target spline segment

5. 경사면 경계 조건(Skew Boundary Condition) 처리

Fig.4에서 금형과 접촉하고 있는 절점P는 반복 계산 중에는 정확히 금형 곡선 위에 있지 않다. 점 Q는 관계되는 Normal 방법에 따라 다르게 보간되는데, Yang등⁽²⁾이 사용했던 Tool Normal 방법에서는 절점 P에 가장 가까운 금형 곡선상의 점이였다. Sheet Surface Normal 방법에 있어서 점 Q는 절점 P에서 Sheet Surface Normal 방향으로의 직선 벡터와 금형면이 교차점이다. ($e_{\bar{x}}, e_{\bar{y}}$)를 방향으로의 단위 벡터라 하면 다음의 관계가 성립한다.

$$U_r = U - U_d \tag{13a}$$

$$U_{\bar{x}} = U_r \cdot (U_r \cdot e_{\bar{y}})e_{\bar{y}} \tag{13b}$$

여기서 U_d 는 각 단계에서 펀치의 변위 벡터이다. 위의 관계식으로부터 경사면 경계 조건 처리를 위한 변환 행렬을 구하고 가상행렬을 변환시킨 후, $U_{\bar{y}}$ 방향(Sheet normal 방향)으로는 접촉 절점의 금형으로의 불침투 조건($\delta = 0$, δ 는 금형과 소재 사이의 틈새)을 적용하고, $U_{\bar{x}}$ 방향으로는 Coulomb 마찰 조건을 따르는 마찰력을 경사 좌표계에서의 절점력으로 다음과 같이 표시하였다. (참고문헌⁽²⁾)

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

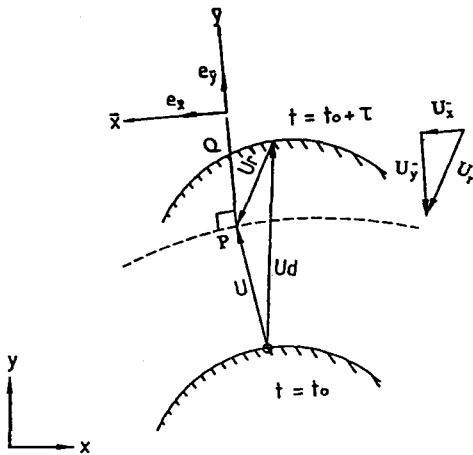
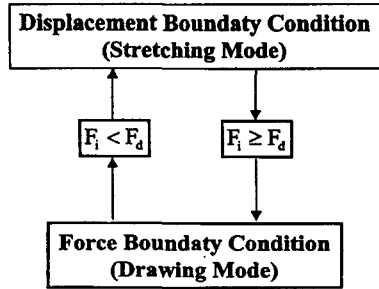


Fig. 4 Treatment of skew boundary condition



F_i : Internal force of boundary node
 F_d : Drawbead restraining force (Blank holding force)

Fig. 5 Treatment of stretching and drawing boundary condition

6. 경계 조건(Boundary Condition) 처리

드로잉 해석의 경계 조건을 처리하기 위해 Keum 등⁽⁴⁾이 사용한 다음과 같은 수치적 모델을 도입하였다.

$$F_i < F_d \rightarrow \text{변위경계조건}$$

$$F_i \geq F_d \rightarrow \text{힘(Force) 경계조건}$$

Fig.5에서 경계 절점의 내부 저항력(F_i) 이 지정된 드로우비드 저항력(F_d) 에 도달할 때까지는 스트레칭 상태로 소성 변형 되므로 변위 경계 조건(경계 절점에서 변위 벡터 $u = 0$)을 사용하고, 내부 저항력이 지정된 드로우비드 저항력에 도달하면 경계 절점은 구속 상태에서 자유 조건으로 바꾸어 일정한 드로우 비드 저항력을 계속 유지하는 힘(Force) 경계 조건을 사용하여 박판 재료가 일정한 드로우 비드 저항력을 유지하면서 다이 캐비티(Cavity) 안으로 유입될 수 있게 하였다.

한편, 드로잉 하는 도중에 경계 절점의 내부 저항력이 지정된 드로우 비드 저항력보다 작아지면, 요소에 압축이 걸리는 등의 불안정 요인이 발생한다. 따라서, 내부저항력이 지정된 드로우 비드 저항력보다 커질 때까지 다시 변위 경계 조건(스트레칭 모드)으로 환원하여 계산한다.

7. 유한 요소법에 의한 박판 성형 해석 알고리즘

유한 요소법에 의한 박판 성형 공정의 해석을 다음과 같은 과정으로 자동적으로 수행할 수 있게 하여 프로그램의 효율성을 높였다.

7.1 2차원 바인더랩 생성과 최대 드로잉 깊이 계산

(a) 2차원 바인더랩 생성

박판(Sheet)의 경계 절점 위치와 다이 페이스의 기울기를 이용하여 Fig.6(a)와 같이 스플라인 커브(Spline Curve)를 생성하여 2차원 바인더랩으로 취급하였고, 이것을 실장으로 적분해 가면서 분할(Divide)해서 원하는 수의 유한 요소 격자를 얻었다.(Fig.6(b))

(b) 최대 드로잉 깊이 계산

2차원 바인더랩이 구해졌으면 Fig.7과 같이 다이 캐비티 안의 요소 절점에서 다이 방향으로 직선 벡터를 투사하여 다수의 스플라인 세그먼트(Spline Segment)로 구성된 다이와의 교점을 구해서 최대 드로잉 깊이를 계산하

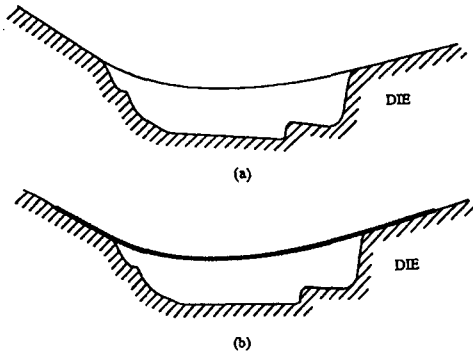


Fig. 6 (a) Generation of binderwrap
(b) Generation of finite elements

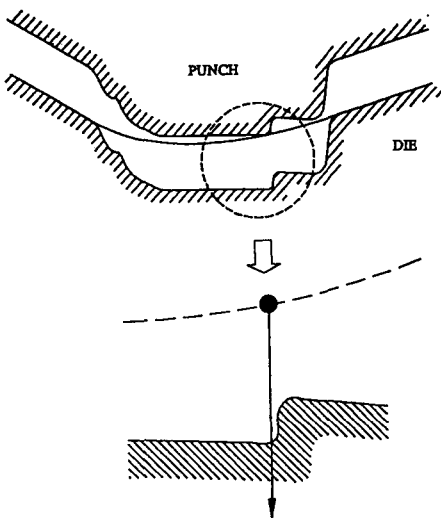


Fig. 7 Calculation of maximum draw-depth

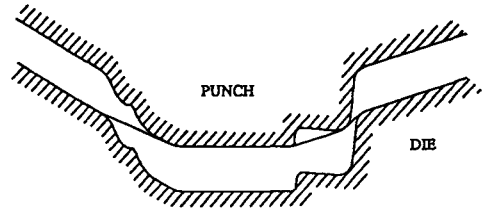


Fig. 8 Elastic analysis

고, 다이 데이터를 최대 드로잉 깊이 만큼 이동(Shift)시켜 펀치 데이터를 생성한다.

7.2 탄성초기 변위장 생성

바인더랩에 펀치가 닿는 순간으로부터 탄성 BEAM 요소(Bending Energy Augmented Membrane Element)를 이용하여 Fig.8과 같이 재료가 충분히 스트레칭을 받아 소성변형이 발생할 때까지 탄성 해석을 한다.

7.3 강소성 성형 해석

7.2에서의 최종 해를 강소성 BEAM 프로그램의 초기 예측치(Initial Guess)로 사용하여 펀치가 다이에 접촉 때까지 성형해석을 수행한다.

8. 박판 성형 공정의 해석

8.1 센터 플로우 단면의 스탬핑 해석

본 연구의 적합성을 입증하기 위해 실제 차체 판넬을 해석하여 그 결과를 실제 제품에서 측정된 데이터와 비교하였다. 본 제품의 특성상 성형 공정은 평면 변형 문제로 취급할 수 있으며, 왼쪽 사이드의 드로잉 양은 무시할 수 있다. 따라서 오른쪽 사이드의 빨려 들어간 양이 제품의 변형률을 좌우하는 중요한 인자가 된다.

해석에 쓰인 재료와 공정 변수는 다음과 같다.

- 재료 : 냉연 강판
- 초기 소재 두께 : 0.8mm
- 응력 - 변형률 관계 : $\bar{\sigma} = 51.915(\bar{\epsilon})^{0.247}$
- 수직 이방성의 Lankford value : 1.6
- Coulomb 마찰계수 : 0.2

Fig.9는 초기 상태의 박판의 모양을 보여주고 있다. 실제 재료 바인더랩 계산에는 자중에 의한 처짐량과 다이페이

스와의 접촉과 마찰이 고려되어야 하나 본 연구에서는 기하학적 관계만을 이용하여 바인더 랩을 생성하였다. 또한, BEAM 요소의 효율성을 보이기 위해 박판의 초기 형상이 평평하지 않고 굽은 상태에서 성형해석을 시작하였다.

펀치 변위가 30mm, 70mm, 80mm, 85mm 인 경우에 각각 형상은 Fig.10~Fig.13과 같다. Fig.10에서 보는 바와 같이 변형의 초기 단계에는 펀치 F 부분만 접촉하여 변형이 진행되므로 박판의 전 영역에 걸쳐서 변형률 분포가 거의 비슷한 경향을 보이고 있으며, 오른쪽 사이드에서만 소재의 유입을 허용하므로 F 점의 왼쪽 비접촉

부위의 변형률 분포가 약간 높음을 알 수 있다.

변형이 진행되어 Fig.11과 같이 펀치의 F 부분과 G 부분이 함께 접촉하게 되면서 접촉 조건이 변화하게 되어 G 점 왼쪽의 변형률이 커지게 되어 변형률 분포는 AG 부분이 가장 크고 GF 부분 그리고 FDE 부분의 순으로 계단형 분포를 나타내고 있다. Fig.12 는 펀치 행정이 80mm 인 경우에 변형형상과 변형률 분포를 나타내고 있는데, 다이의 중앙부가 박판과 접촉하여 역 드로잉이 일어나기 시작하여 유동의 방향이 바뀌고 있다. 이때의 변형률 분포는 Fig.11의 경향이 더욱 심화되어 나타남을

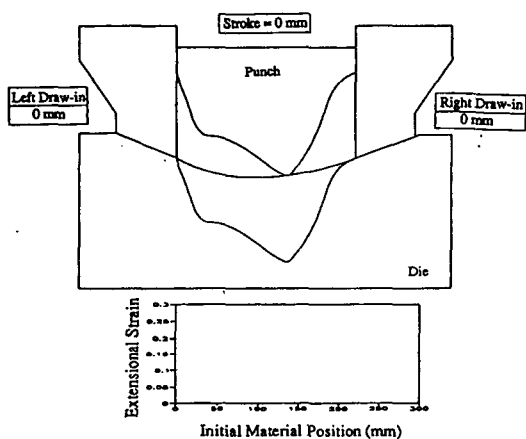


Fig. 9 The schematic view for the analysis of a center floor section

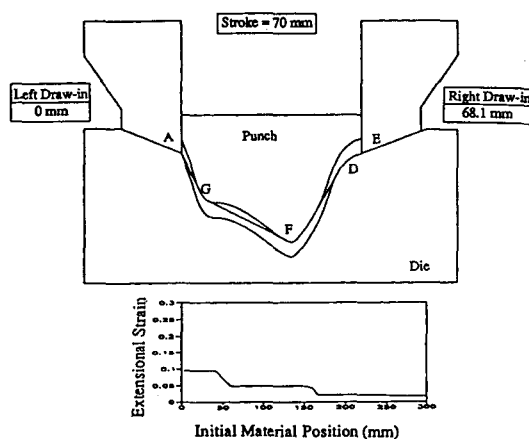


Fig. 11 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 70mm

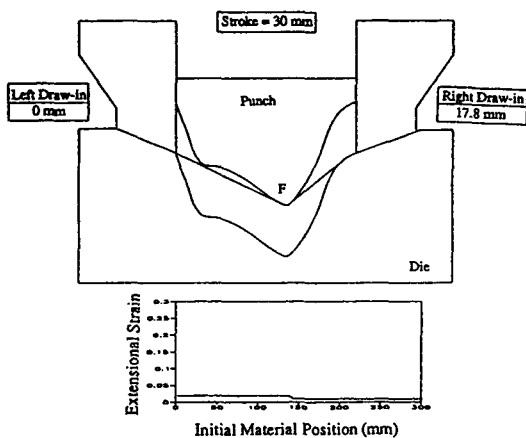


Fig. 10 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 30mm

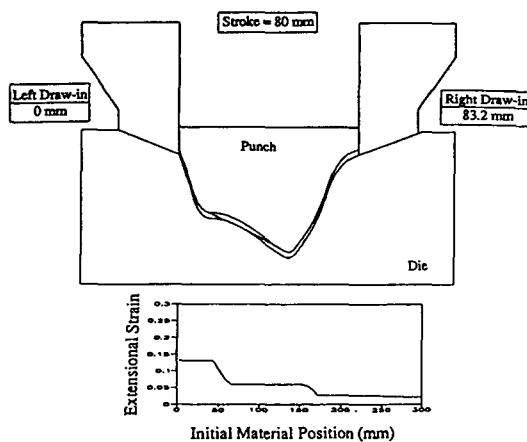


Fig. 12 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 80mm

알 수 있다. Fig.13은 펀치 행정 85mm 인 경우에 변형 형상을 나타내었으며 성형이 거의 완성되었음을 알 수 있다. 이 경우의 변형률의 분포를 차체 판넬에서 측정된 실제 데이터와 비교하였는데 (Fig.14) 시뮬레이션 결과와 잘 일치함을 알 수 있다. 실험에서 소재의 우측 유입량이 87mm 가 되도록 제한력을 조절하였다. 일반적으로 제한력은 비드 실험 결과에 근거해서 단일원형비드(single circular drawbead)일 경우 12kgf~15kgf 범위 내에서 선택된다. 본 예제에서는 실험 데이터와의 보다 정확한 비교를 위해서 유입량이 87mm가 되도록 제한력을 조절하였고, 이때 최종적으로 사용된 제한력은 14.5kgf이다. 이 값은 몇 번의 해석을 통해서 결정되었다. 이때의 최고

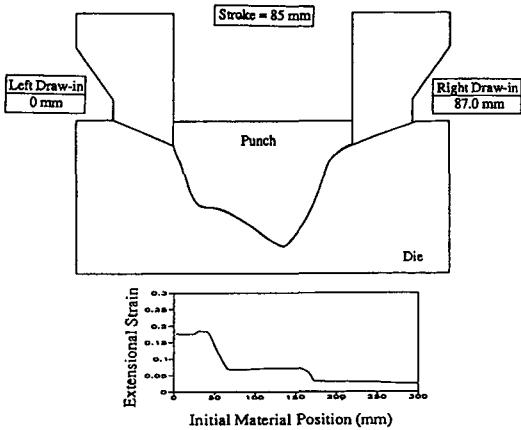


Fig. 13 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 85mm

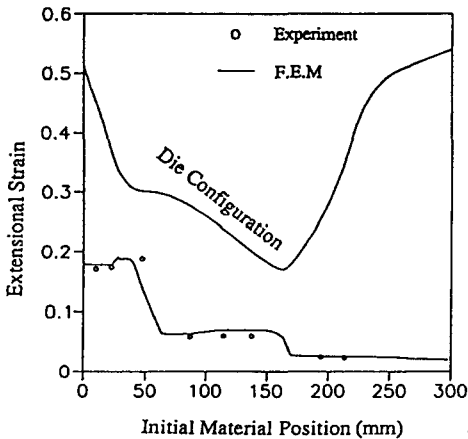


Fig. 14 Comparison of the strain distribution between the computed result and the experiment

변형률이 20% 미만으로 파단의 위험은 없으며 다이 페이스 설계와 제한력 설정이 적절함을 알 수 있다.

8.2 프론트 펜더 단면의 스탬핑 해석

양 사이드에서 드로잉이 일어나는 문제에 대해 본 연구의 방법을 적용하였다. Fig. 15는 판넬의 초기 형상을 보여주고 있으며, 유한 요소 격자는 110개의 등간격 요소로 분할하였다. 해석에 쓰인 재료와 공정 변수는 센터 플로우 단면 해석에서와 같고, 다만 양 사이드의 최대 제한력은 각각 14kgf로 하였다. 이 제한력을 적용하는 알고리즘은 6장에 기술되어 있다.

본 연구에서 해석에 사용한 BEAM요소는 자유도의 증가가 없이 기하학적으로 굽힘 에너지가 보강되기 때문에, 시간의 효율성을 유지하면서 기존의 박막요소에서 굽힘 저항력의 결여로 인하여 발생하는 수렴성 문제를 극복할 수 있다. 따라서, 이러한 수렴성 향상은 굽힘 저항력의 고려가 중요한 예제에 대해서는 오히려 시간을 단축시키는 효과를 가져온다. Table.1에 BEAM요소와 기존의 박막

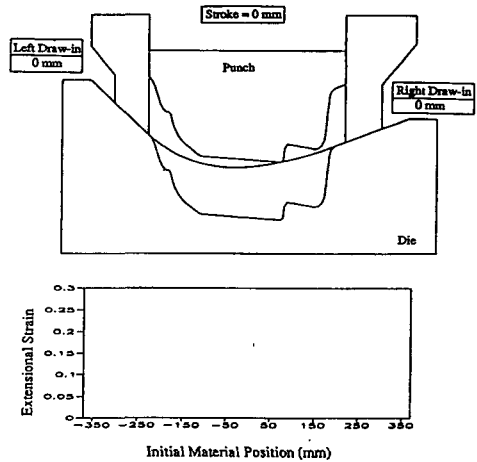


Fig. 15 The schematic view for the analysis of a front fender section

Table1. Convergence of the finite element analysis using BEAM element

	BEAM	Conventional Membrane
Final Converged Punch Stroke	75mm(converge)	15mm(diverge)
Average No. of Iteration	8	15
Increment of Punch Stroke Per Step	1mm	1mm

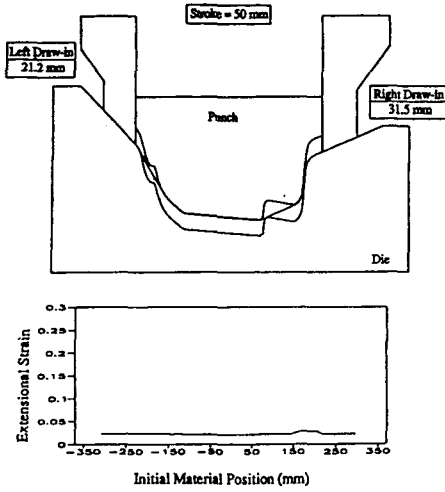


Fig. 16 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 50mm

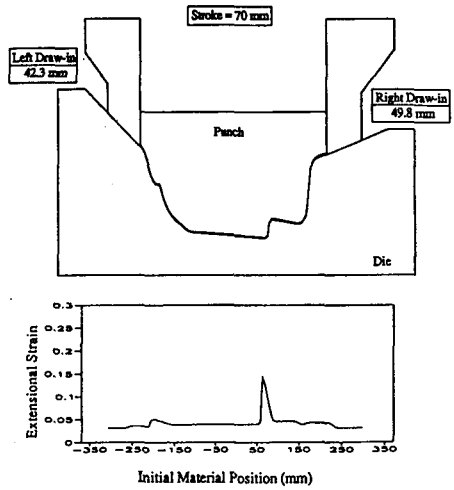


Fig. 18 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 70mm

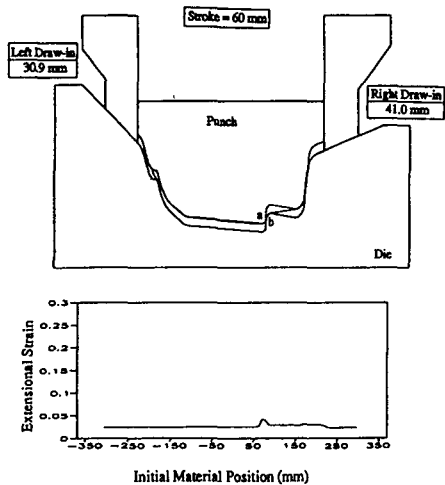


Fig. 17 The deformed configuration and strain distribution at the punch travel of 60mm

요소를 이용하여 프론트 펜더를 해석한 결과를 나타내었다. 수렴성이 매우 좋아졌고, 기존의 박막요소로는 해석이 안되는 예제가 안정되게 해석이 수행되었다.

펀치 행정 50mm, 60mm, 70mm일 때의 변형 형상과 변형을 분포가 Fig.16~Fig.18에 나타나 있다. 펀치의 중앙 부위가 평평하여 접촉 부위가 넓게 퍼져있어 Fig.16과 같이 펀치 행정 50mm까지는 변형률이 고르게 분배되고 있다. 그러나, 펀치 행정 60mm에서는 박판이

다이에 접하게 되어 역 드로잉이 시작된다(Fig.17참조). a부위의 코너 곡률이 적기 때문에 재료의 유입이 적어져 ab사이에 있는 비접촉 부위에 변형이 집중되어 변형률이 급속히 커지고 있음을 알 수 있다. Fig.18는 펀치가 다이에 접하기 1mm 전으로 성형이 거의 완성되었음을 보여준다. 변형률은 Fig.17의 상황이 더욱 진전되었으며 최대 변형률은 15%정도로 예측되고 있다. 따라서, 본 예제에서 비접촉 부위 ab의 변형을 제거가 중요하며, 최대 변형률이 안전 범위에 들어오도록 다이를 설계하고 공정 변수를 적절히 선정하는 것이 필요하다.

9. 결론

실제 차체 패널의 스탬핑 공정을 단면 해석 하였다. 종래의 박막요소의 단점을 보완한 BEAM 요소를 2차원 문제에 적용한 결과, 드로잉성이 향상되고 안정된 수렴성을 얻었다. Sheet Normal 방법과 연계된 연속접촉처리 방법을 사용하여 급형면과 성형되고 있는 박판이 모두 원활성을 유지하게 함으로서, 복잡한 접촉 조건을 갖는 문제에 대해서도 안정성이 유지되었다. 자동차 차체 패널의 단면해석을 통하여 다음의 결론을 얻었다.

1. 센터 플로우의 단면을 해석하여 본 연구의 적합성을 입증하였으며, 시뮬레이션 결과가 실험 데이터와 잘 일치하고 있음을 알 수 있었다.
2. 실제 차체 패널의 유한요소해석을 통해 성형난이성을

평가하여, 공정의 정밀화 및 금형설계 기간의 단축, 공정수의 검증과 최적의 공정조건을 찾는 데 도움을 줄 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

1. D. J. Yoo, I. S. Song, D. Y. Yang and J. H. Lee, "Rigid-plastic finite element analysis of sheet metal forming processes using continuous contact treatment and membrane elements incorporating bending effect", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 36, pp.513~546, 1994.
2. D.Y. Yang, W.J. Chung, and H.B. Shim, "Rigid-plastic finite element analysis of sheet metal forming processes with initial guess generation", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 32, pp.687~708, 1990.
3. Y. T. Keum, E. Nakamachi, R. H. Wagoner, and J. K. Lee, "Compatible description of tool surfaces and FEM meshes for analyzing sheet forming operations", *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, Vol. 30, pp.1471~1502, 1990.
4. 김영탁, R. H. Wagoner, "프레스금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법", *대한기계학회 논문집*, 제15권, 제 4호, pp.1108~1122, 1991.
5. T. Shimizu and T. Sano, "Penalty method contact-friction algorithm and expression of tools by B-Spline function-penalty method contact algorithm and rigid plastic FEM I-", *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol.37, pp.225~230, 1996.
6. D. Y. Yang, D. J. Yoo, I. S. Song and J. H. Lee, "Investigation into tool surface description for finite element analysis of three-dimensional sheet metal forming processes", *J. Mater. Process. Tech.*, Vol. 45, pp.267~273, 1993.
7. D.Y. Yang, J.W Yoon, and D.J. Yoo, "Finite element simulation of sheet forming by using non-parametric tool description with automatically refined patches", in Shan-Fu Shen and P. Dawson (ed.), *Proc. Simulation of Materials Processing : Theory, Methods and applications (NUMIFORM' 95)*, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 799~804, 1995.
8. A. Santos and A. Makinouchi, "Contact strategies to deal with different tool description in static explicit FEM for 3d sheet metal forming simulation", *Proc of the 2nd international conference NUMISHEET' 93 in A. Machinouch et.al (ed.)*, Isehara, Japan, pp.261~270, 1993.
9. B. K. Choi, *Surface modelling for CAD/CAM*, Elsevier, 1991.