

<논문> SAE NO. 2000-03-0052

차체패널 성형공정 유한요소해석에 드로우비드 전문모델의 적용

Application of Drawbead Expert Model to Finite Element Analysis of Forming Process for Auto-Body Panel

금영탁*, 김준환**
Young Tag Keum, Jun Hwan Kim

ABSTRACT

In order to show the efficiency and accuracy of an expert drawbead model, finite element simulations of auto-body panel stampings are carried out. For numerical modeling of the drawbead of a panel die, the drawbead restraining force and bead-exit thinning calculated by the expert model are imposed to a node nearest to the drawbead position as a boundary condition. Finite element simulations show that the expert model provides the accurate solution, guarantees the stable convergence, and has the merit in the computation time.

주요기술용어 : Sheet Metal Forming(박판성형), Expert Drawbead Model(드로우비드 전문모델), Drawbead Restraining Force(드로우비드 저항력), Bead-Exit Thinning(비드인출 변형률), Finite Element Simulation(유한요소해석)

Nomenclature

DBRF : drawbead restraining force,
N/mm
 μ : friction coefficient
n : strain rate hardening exponent
K : strength of material, MPa
 θ : contact angle
a,b : correction factor

$\alpha, \beta, \gamma, \kappa, \lambda, \chi$: coefficient
BHF : blank holding force, N/mm
h : bead height, mm
R : radius of curvature, mm
t : thickness, mm
M : Hill's yield function parameter
r : plastic anisotropy parameter
K : stiffness matrix
 Γ : contact force direction
V : volume, mm³
A : area, mm²
n : normal vector

* 회원, 한양대학교 기계공학부

** 회원, 한양대학교 대학원

Subscripts

- c_1, c_2 : clearance 1, clearance2
 $i=1, \dots, 6$: number of areas
 e, c : elastic, contact
 b, p : bending, Plastic
 s : shoulder
 $1, 2$: direction of principle stresses

1. 서론

자동차 패널 성형공정에 있어서 치수형상 정밀도 및 주름방지 등을 위하여 적당한 장력을 부가하면서 성형하는 것이 기본이다. 이러한 장력부가의 가장 일반적인 방법이 드로우비드에 의한 것이다. 즉, 블랭크 홀더 표면에 드로우비드를 설치하여 재료의 흐름을 제어하여 줌으로써 주름, 탄성복원 등을 예방할 수 있다. 하지만 설계된 드로우비드는 박판 성형공정중에 마찰, 블랭크 가압력, 금형 형상 등의 다양한 공정변수들과 피가공물의 재질, 판재의 두께등에 따라 계속 변하기 때문에 트라이아웃 과정에서 수정되는 경우가 대부분이다. 따라서 금형 개발단계에서 대부분의 시간을 소요하는 금형 트라이아웃 기간을 줄이기 위하여 드로우비드에 대한 설계자의 경험적 지식뿐만 아니라 실험과 컴퓨터 시뮬레이션을 통해 얻은 지식들을 설계에 적용할 수 있도록 데이터베이스화가 필요하다. 또한 비드의 인출특성을 예측할 수 있는 이론의 정립이 필요하다.

최근에는 컴퓨터의 발전으로 금형설계의 최적화가 시도되고 있으나 아직까지는 복잡한 3차원형상의 패널 성형공정에 대한 현실적인 시뮬레이션이 비효율적이기 때문에 3차원 형상에서 평면변형률로 가정될 수 있는 2차원 단면을 해석하는 것이 일반적이다. 박판의 복잡한 변형을 수반하는 드로우비드는 유한 요소법을 이용한 성형해석에 있어서 경계조건이 되며, 드로우비드를 정확히 모사하기 위해서는 드로우비드 형상에 따른 인출특성인 드로우비드 저항력과 비드 인출시 일어나는 변형률을 예측할 수 있어야 한다.

이러한 드로우비드에 대한 특성에 대하여

Wang 등¹⁾은 원형 비드의 수학적 모델을 제시하고 굽힘, 미끄러짐, 되굽힘을 작용력의 모멘트 평형 조건을 도입하여 비드통과 저항력을 계산하였다. Stoughton²⁾은 드로우비드를 통해 인출하는데 필요한 일과 박판을 굽히고 마찰력을 극복하기 위해 필요한 일이 같다는 가정하에 드로우비드 모델을 제시하였다. Ujihara 등³⁾은 인장, 굽힘, 인장, 되굽힘의 과정으로 분리하고 벨트식을 인용하여 드로우비드 저항력과 변형률을 구하였다. Carleer 등⁴⁾은 2차원 평면 변형률 FEM 해석을 이용하여 드로우비드 저항력 및 인출 변형률을 계산할 수 있는 2차원 드로우비드 모델을 제안하여 등가 드로우비드(equivalent drawbead)를 이용한 예제에서 이를 검증하였다. Sunaga 등^{5,6)}은 드로우비드 저항력을 구하는 기기를 개발하여 원형비드, 사각형 비드, 이중 원형비드를 대상으로 실험을 수행하였으며 이를 바탕으로 제안한 드로우비드 모델을 이용한 FEM 해석과 실험치를 비교하였다. You 등⁷⁾은 Bauschinger 효과를 고려한 동적 가공경화법칙을 적용하여 드로우비드 저항력을 계산한 후, 탄소성 FEM 해석을 수행하여 등방성 가공경화 모델과 비교하였으며 동적 가공경화 모델의 우수성을 입증하였다. Meinders 등⁸⁾은 탄소성 FEM 해석에서 등가 드로우비드를 도입하여 드로우비드 저항력 및 상압력을 계산하여 실험치와 비교하였다. 국내에서는 서대교 등^{9,10)}이 원형, 사각형, 그리고 계단형비드의 인출공정을 강소성으로 유한요소해석하고 해석 결과를 실험결과와 함께 고찰하였으며, 허훈 등¹¹⁾은 탄소성 유한요소법으로 원형비드 성형공정을 해석하였다.

본 연구에서는 드로우비드의 인출특성, 즉 드로우비드 저항력 및 비드 인출시 발생하는 두께 변형률을 계산할 수 있는 전문모델의 유효성과 타당성을 알아보기 위하여 단일 원형 비드를 가진 전면 본넷, 이중 원형 비드를 가진 플로어 패널, 그리고 원형-계단형 조합비드를 가진 후드 내부 패널의 단면에 이를 적용하여 성형해석 하였다.

2. 드로우비드 전문모델

2.1 원형 비드

드로우비드 저항력은 비드부의 여러 부분에서 소재가 받는 굽힘력, 마찰력, 되굽힘력을 극복하기 위해 외부에서 주어야 할 힘으로 드로우비드 인출시 소재가 받는 힘들을 순서대로 고려하여 이를 구할 수 있다. Fig.1은 원형 비드의 형상을 나타낸다.

원형 비드의 드로우비드 저항력, DBRF는 다음과 같이 구해진다.¹³⁾

$$DBRF = [\{ (F_{c1} + F_1)e^{\mu\theta} + F_2 + \mu F_e + F_3 \} \times e^{2\mu\theta} + F_4 + \mu F_e + F_5] e^{\mu\theta} + F_6 + F_{c2} \quad (1)$$

여기서, F_{c1} 와 F_{c2} 는 플랜지부에서의 마찰력, F_1 는 Fig. 1의 1, 2, ..., 6 부분에서 발생하는 굽힘, 되굽힘력, F_e 는 탄성복원력, μ 는 마찰계수, 그리고 θ 는 금형 접촉각을 나타낸다.

비드부를 빠져나올 때의 소재 변형률은 굽힘과 인장의 영향을 나누어서 고려한다. 인장에 의한 변형률은 소재가 비드부를 빠져나갈 때 평면응력 상태와 평면변형조건의 가정하에 Levy-Mises식과 von-Mises 항복조건을 통해 얻을 수 있다. 변형률 속도의 영향을 무시하고 드로우비드 인출시 인출방향의 변형률 ϵ 은 다음과 같다.¹³⁾

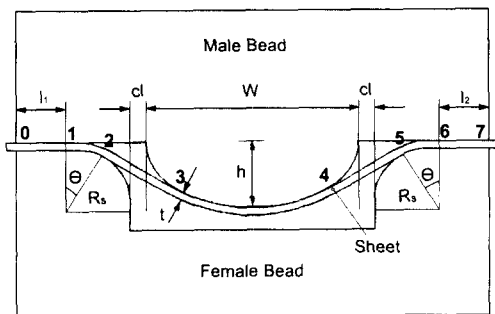


Fig. 1 Sectional view of the blank sheet formed by a single circular bead

$$\epsilon = \epsilon_b + \left[\frac{\sigma_p}{K(2/\sqrt{3})^{n+1}} \right]^{1/n} \quad (2)$$

여기서 σ_p 는 드로우비드 인출시 소재가 받는 응력이며, ϵ_b 는 비드부에서의 굽힘 및 되굽힘에 의한 변형률이다. 또한 K 는 강도계수, n 은 변형률 지수를 나타낸다.

본 연구에서 조합형 비드의 드로우비드 저항력은 기본형 비드의 드로우비드 저항력의 합으로 구한다고 가정하였다. 이때 기본형 비드들에 대해 실험치와 이론치의 결과는 5~10% 내외의 오차를 보였다. 따라서 조합형 비드에서 보다 정확한 값을 얻기 위하여, 기본형 비드들에 대하여 측정치와 이론치를 서로 비교하여 그 오차를 줄일 수 있는 보정계수를 구하였다. 실험측정치와 이론치의 오차를 결과에 영향을 줄 수 있는 공정변수들에 대하여 다중선형회귀분석하면 실험치와 이론치의 오차는 마찰계수에 가장 크게 영향을 받는 것을 알 수 있다. 따라서 원형 비드의 드로우비드 저항력을 계산할 때 오차를 줄이기 위해서 마찰계수의 값을 보정해 줄 필요가 있으므로 마찰계수의 영향을 적절히 고려하기 위한 보정계수 a 를 다음과 같이 도입하였다.

$$\mu' = a \mu \quad (3)$$

다음, 드로우비드 저항력을 구하는 이론식에 식(3)을 대입하여 실험치와 가장 잘 맞는 보정계수 a 를 구한 후 이 값을 입력 변수들의 함수로 가정하면 보정계수 a 는 다음과 같이 구해진다.

$$a = \alpha - \beta \mu - \gamma h - \kappa R_s + \lambda t - \chi BHF \quad (4)$$

여기서, 다중선형회귀 분석에 사용된 입력변수로 μ 는 마찰계수, h 는 비드의 높이, R_s 는 비드홈 건부의 곡률 반경, t 는 소재 두께, BHF는 블랭크 가압력이다. 또한 $\alpha, \beta, \gamma, \kappa, \lambda, \chi$ 는 이러한 입력변수들에 의해 구해진 상수들이다.

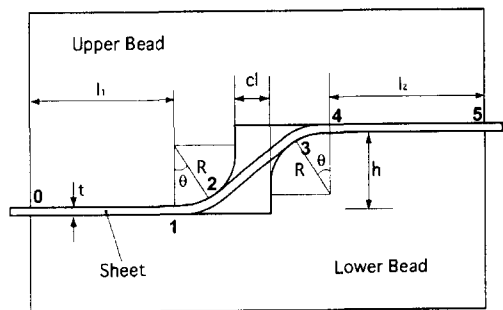


Fig. 2 Sectional view of the blank sheet formed by a step bead

2.2 계단형 비드

계단형비드에서의 드로우비드 저항력도 원형 비드와 유사한 방법으로 구할 수 있다. Fig.2는 계단형 비드의 형상을 나타낸다.

계단형 비드의 드로우비드 저항력, DBRF는 다음과 같이 구해진다.¹³⁾

$$DBRF = [(F_{c1} + F_1)e^{\mu\theta} + F_2 + \mu F_e + F_3] \times e^{\mu\theta} + F_4 + F_{c2} \quad (5)$$

여기서, F_{c1} 와 F_{c2} 는 원형 비드와 마찬가지로 플랜지부에서의 마찰력, F_i 는 Fig. 2의 1, 2, ..., 4 부분에서 발생하는 굽힘, 되굽힘력, F_e 는 탄성 복원력, μ 는 마찰계수, 그리고 θ 는 금형 접촉각을 나타낸다.

계단형 비드에서 비드인출시 변형률 ϵ 은 원형 비드에서의 비드인출시 변형률을 구하는 방법과 같이 식(2)를 이용하여 구할 수 있다.

계단형 비드에서도 원형 비드와 마찬가지로 조합형 비드에서 보다 정확한 드로우비드 저항력 값을 얻기 위하여, 기본형 비드들에 대하여 실험 측정치와 이론치를 서로 비교하고 보정하는 것이 필요하다. 원형비드와 마찬가지로 계단형 비드에서도 실험치와 이론치의 오차를 결과에 영향을 줄 수 있는 공정변수들에 대하여 다중선형회귀분석하면 실험치와 이론치의 오차는 마찰계수에 가

장 크게 영향을 받는 것을 알 수 있다. 따라서, 마찰계수의 영향을 적절히 고려하기 위한 보정계수 b 를 도입하여 보정마찰계수 μ' 를 생각하면

$$\mu' = b \mu \quad (6)$$

이다. 식(6)을 대입하여 얻어진 드로우비드 저항력을 실험치와 비교하여 구하여진 보정계수 b 는 다음과 같다.

$$b = \alpha - \beta \mu - \gamma BHF - \kappa t + \lambda R \quad (7)$$

여기서, 다중선형회귀 분석에 사용된 입력변수로 μ 는 마찰계수, BHF는 블랭크 가압력, t 는 소재의 두께, R 은 비드 곡률부의 반경이다. 그리고 $\alpha, \beta, \gamma, \kappa, \lambda$ 는 이러한 입력변수들에 의해 구해진 상수들이다.

2.3 조합형 비드

본 연구에서 조합형비드의 드로우비드 저항력과 굽힘에 의한 변형률은 그 조합을 이루는 기본형 비드들의 드로우비드 저항력 합과 굽힘에 의한 변형률의 합으로 구할 수 있다고 가정하였다.(Fig.3 참조) 즉, 조합형비드 C가 기본형 비드

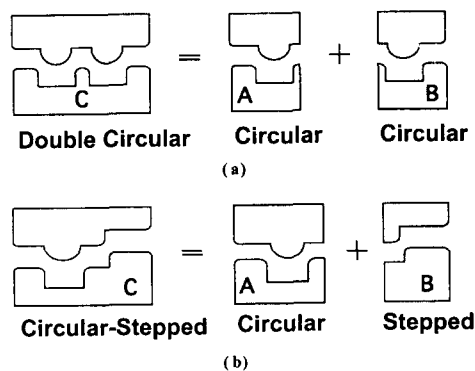


Fig. 3 (a) Partition of a double circular bead into two single circular beads
(b) Partition of a circular-step bead into a single circular and a step bead

A와 B로 구성되어 있다면 조합형 비드 C의 드로우비드 저항력 DBRFC와 굽힘에 의한 변형률 ϵ_C 는 다음과 같다.¹³⁾

$$DBRF_C = DBRF_A + DBRF_B \quad (8)$$

$$\epsilon_C = \epsilon_A + \epsilon_B \quad (9)$$

여기서 $DBRF_A$, ϵ_A 는 기본형 비드 A의 비드 저항력과 굽힘에 의한 변형률이고 $DBRF_B$, ϵ_B 는 기본형 비드 B의 비드 저항력과 굽힘에 의한 변형률이며, 이 값들은 각 기본형 비드에서 보정계수를 사용하여 구한 값이다. 또한 ϵ_A 와 ϵ_B 는 가공경화 축적 상수를 도입하여 연속적인 재료의 가공경화를 고려하였다. 즉, 조합형 비드 C의 비드인출시 변형률은 다음과 같다.¹³⁾

$$\epsilon = \epsilon_C + \left[\frac{\sigma_p}{K(2/\sqrt{3})^{n+1}} \right]^{1/n} \quad (10)$$

여기서, σ_p 는 비드인출시 소재가 받게 되는 응력이다.

3. 유한요소 해석

3.1 소성구성 방정식

평면응력상태에 있는 수직 이방성 박판재의 거동을 예측하기 위하여 Hill의 항복이론을 도입하면 응력장의 항복조건식은 다음과 같다.¹⁴⁾

$$\bar{\sigma} = C_1 [|\sigma_1 + \sigma_2|^M + C_2 |\sigma_1 - \sigma_2|^M]^{1/M} \quad (11)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, σ_1, σ_2 는 주응력이고 $C_1 = [2(1+r)]^{1/M}$, $C_2 = 1 + 2r$ 이다. 식(11)을 항복면의 수직성 원리와 소성일 등가원리를 이용하여 변형률 속도장의 항복조건식으로 변환시키면 다음과 같다.¹⁵⁾

$$\begin{aligned} \bar{\epsilon} = & D_1 [|\dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2|^{M-1} \\ & + D_2 |\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_2|^{M-1}]^{M-1} \end{aligned} \quad (12)$$

$$\text{여기서, } D_1 = \frac{1}{2} [2(1+r)]^{1/M},$$

$$D_2 = [1 + 2r]^{M-1} \text{이다.}$$

성형해석하는 단면을 평면변형상태($\dot{\epsilon}_2 = 0$, $\dot{\epsilon}_1 = -\dot{\epsilon}_3$)로 가정하면 식(12)는 다음과 같이 표현된다.

$$\bar{\epsilon} = D_1 (D_2 + 1)^{\frac{M-1}{M}} |\dot{\epsilon}_1| \quad (13)$$

3.2 유한요소 수식화

가상일의 원리로부터 유도된 접촉절점에서 평형 방정식과 금형 내부로의 박판의 비침투 조건인 기하학적 구속조건을 포함하는 통합 지배 방정식의 구성은 다음과 같다.¹⁶⁾

$$\begin{bmatrix} K & \Gamma \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_E - {}^{n+1}F_I \\ {}^{n+1}D^p \end{bmatrix} \quad (14)$$

여기서, F_I 는 소성변형에 의한 내부 저항력 벡터이며, F_E 는 금형과의 접촉에 의한 외부 접촉력 벡터, 그리고 D^p 는 펀치와 박판 사이의 유한요소 기초 접촉오차로서 각각 다음과 같다.

$$F_I = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \epsilon}{\partial \Delta u} dV_0 \quad (15)$$

$$F_E = \int_{A_c} f_e dA_c \quad (16)$$

$$D^p = n \cdot (x^p - x^s) \quad (17)$$

또한, 식(14)에서 K 는 시도 변위증분, Δu^* 로 표현되는 강성행렬로서 다음과 같다.

$$\begin{aligned} K &= K_I - K_E \\ &= \left(\frac{\partial F_I}{\partial \Delta u} - \frac{\partial F_E}{\partial \Delta u} \right) \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \end{aligned} \quad (18)$$

식(14)에서 δu 는 수정변위 증분벡터이다. F_I 와 F_E 는 각각 시도변위 증분의 향으로 표현되고, Γ 와 C 는 각각 다음과 같이 표현된다.

$$\Gamma = -\frac{\partial(F_E - F_I)}{\partial P} = -\frac{\partial F_E}{\partial P} = -\frac{\partial}{\partial P}[(n - \mu t)P] \quad (19)$$

$$C = -\frac{\partial D^p}{\partial \Delta u} = \left[\frac{Z_x}{ZN} + (Z_x Z_{xx})D^p / ZN^2 \right] \quad (20)$$

$$= -\frac{1}{ZN} + (Z_x Z_{xz})D^p / ZN^2$$

여기서, Z_{xx} , Z_{xz} 는 변위증분 Δu 에 관한 Z_x 의 미분값들이다.

3.3 유한 요소법에서의 적용

유한요소법을 이용한 스탬핑 공정의 성형해석에서 드로우비드는 경계조건이 된다. 드로우비드에 의한 굽힘 저항력과 블랭크 홀딩력에 의한 마찰력의 합력인 F_I 는 박판이 유입되는 초기에 급격히 상승하고, 드로우인이 발생하게 되면 거의 일정한 드로우비드 저항력(DBRF)을 유지한다. 드로우인을 묘사하기 위해서 다음과 같은 수치적 모델을 사용하였다.

$$F_I < \text{DBRF} \quad (\text{stretching}) \quad (21)$$

$$F_I = \text{DBRF} \quad (\text{draw-in})$$

한편, 재료 유입상태가 드로우인으로 결정되어 비드부름 지나가게 되는 요소는 드로우비드 전문 모델에서 계산되는 비드 인출 변형률(bead-exit thinning)을 갖게 되며, 이 값은 식(22)와 같이 유한요소해석에 사용되어 진다.

$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_0 + \epsilon_i + \bar{\epsilon})^n \quad (22)$$

여기서, $\bar{\sigma}$, $\bar{\epsilon}$, ϵ_0 는 각각 유효응력, 유효 변형

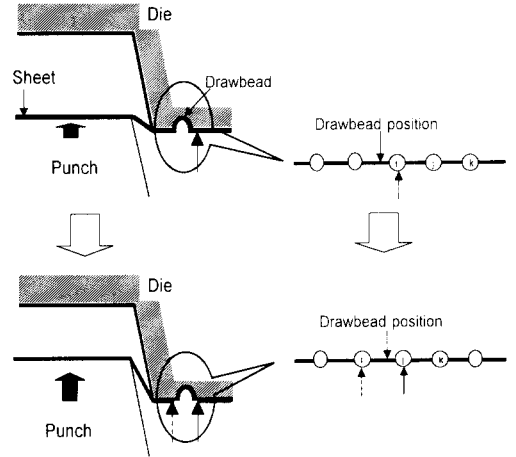


Fig. 4 Assignment of boundary condition at a node nearest to the drawbead

률, 재료의 전변형률을 나타내며, ϵ_i 는 비드 인출 변형률을 나타낸다. 이 때 비드 저항력의 크기와 절점의 위치는 드로우비드의 기하학적 요인에 의한 것이므로 드로우인이 일어나도 유지된다.

본 연구에서는 스탬핑 성형공정의 수치해석에서 경계조건이 되는 비드 저항력과 비드인출시 변형률을 드로우비드 전문모델로부터 구하였으며, 이를 이용하여 드로우인을 판별, 드로우인이 발생하면 유입량만큼 드로우비드 절점을 이동시키는 알고리즘을 도입하였다. 즉, 2차원 단면성형 해석에서는 드로우비드 절점이 드로우비드를 지나면 그 다음 절점이 가상 드로우비드 절점이 되는 것이다.(Fig.4 참조) 그러나, 증분변형 해석 단계마다의 드로우인량은 적은 양이고 이는 절점 간의 간격으로 계산되기 때문에 이를 고려하기 위하여 유한요소의 크기를 작게 해 주어야 하는 단점이 있다.

4. 적용 사례

드로우비드 전문모델의 타당성과 유용성을 입증하기 위하여 드로우비드를 포함하는 자동차 패널의 단면들에 전문모델을 적용하여 성형해석을 실시하였다.

4.1 단일 원형 비드를 가진 전면 본네트 패널

Fig.5는 해석된 전면 본네트 패널의 단면 형상을 나타낸다. Fig.6은 유한요소해석을 위한 금형 및 박판의 형상 데이터이며 점 A는 드로우비드 위치를 가리킨다. 단일 원형 비드의 형상은 비드 높이가 5.5mm, 하형 비드 홈 견부 반경 5mm, 그리고 상·하형 비드간격 1.2mm이며 블랭크 가압력은 740N/mm이다. 이 때 본 연구의 원형 드로우비드 전문모델로부터 드로우비드 저항력은 208.5N/mm, 비드 인출 전변형률은 8.3%로 계산되었다. 최종 편지진행거리는 75.7mm, 사용된 박판의 기계적 물성치는 Table 1에 나타내었다.

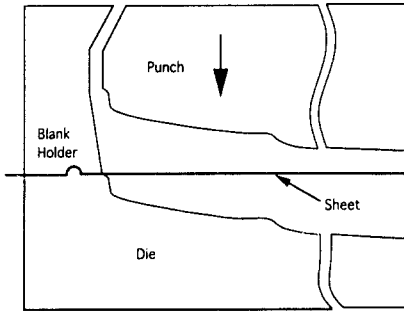


Fig. 5 Sectional view of tooling of a front bonnet panel

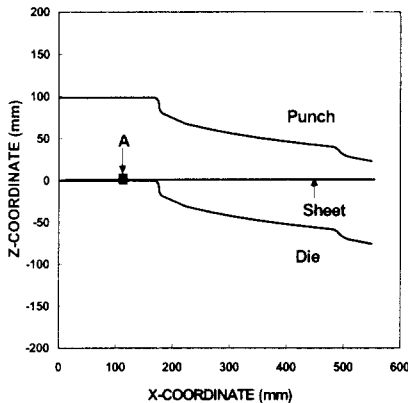


Fig. 6 Tooling geometry of a section of a front bonnet panel

Table 1 Material properties used in FEM simulation of a front bonnet panel

Properties	Values
Plastic anisotropy parameter	$r = 1.72$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation (MPa)	$\bar{\sigma} = 489(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^{0.228}$
Yield stress (MPa)	$\sigma_y = 169$
Young's Modulus (GPa)	$E = 139$
Sheet thickness (mm)	$t = 0.79$
Coulomb friction coefficient	$\mu = 0.12$

Fig.7은 유한요소해석으로 얻은 박판의 두께 변형률 분포를 측정치와 비교한 것이다. 왼쪽에서 드로우인은 5.2mm가 발생하였고, 드로우비드 전문모델에서 계산된 비드 인출 전변형률을 고려한 경우, 비드를 통과한 박판의 두께 변형률은 9.14%, 일반적인 방법으로 마찰력만을 고려해 사용하는 힘-경계조건을 사용한 경우 1.25%로 각각 Fig.7에서 실선과 파선으로 표시하였다. 측정치는 7.76%로써 원형 드로우비드 전문모델을 도입한 유한요소해석 결과가 실제 블랭크 홀더부근의 박판의 두께변형을 보다 정확히 묘사하고 있음을 알 수 있다.

원형 드로우비드 전문모델을 적용한 경우에 경계조건이 되는 드로우비드 저항력과 비드 인출 전변형률을 비드의 기하학적 형상과 블랭크 가압력으로부터 수치적으로 결정함으로써, 기존의 힘-경계조건에서 사용되던 시행착오 방법으로 드로우비드 저항력을 결정하는 경우보다 경계조건 결정에 걸리는 시간을 많이 줄일 수 있어 보다 효율적인 수치해석이 가능하였다.

4.2 이중 원형 비드를 가진 전면

플로어 패널

Fig.8은 해석된 전면 플로어 패널의 단면 형상을 나타낸다. Fig.9는 각각 이중 원형 비드를 가진 자동차 플로어 단면 형상의 금형 및 박판의 형상 데이터를 나타낸다. 점 A는 블랭크 홀더부에 있는 드로우비드의 위치를 나타내고, 이중 원형 비드는 비드높이 4.5mm, 하형 비드 홈 건부 반경 4mm, 그리고 상, 하형 비드 간격이 1.2mm이며, 블랭크 가압력은 200N/mm이다. 드로우비드 전문모델로부터 계산된 드로우비드 저항력은 121.99N/mm, 비드 인출 전변형률은 16.9%이다. 최종 펀치진행거리는 112.8mm이며, 사용된 박판의 기계적 물성치는 Table 2에 정리하였다.

Fig.10은 두께 변형률 분포를 비교한 것으로 실선은 전문모델을 적용한 유한요소해석 결과, 점선은 전문모델을 도입하지 않은 기존 힘-경계 조건 방법으로 구한 유한요소해석 결과, 그리고 검은 점은 측정치를 나타낸다. 왼쪽에서 드로우 인이 78.6mm가 발생하였고, 이 때 비드를 통과한 박판의 두께 변형률은 전문모델의 경우에 19%, 기존의 시행착오 방법의 경우에 6.3%였다. 측정치는 15%로써, 이중 원형 드로우비드 전문모델을 적용한 유한요소 해석결과가 블랭크 홀더부근의 박판의 두께 변형을 잘 묘사하고 있음을 알 수 있다.

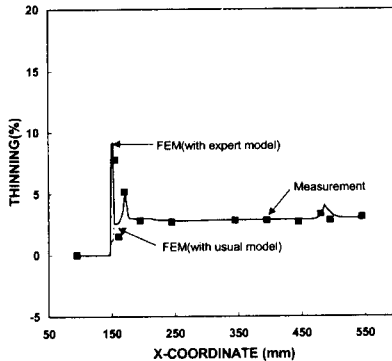


Fig. 7 Comparison of strain distribution among FEM simulations and measurement in a front bonnet panel

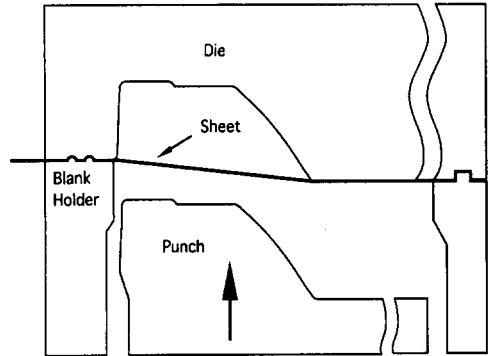


Fig. 8 Sectional view of tooling of a front floor panel with a double circular drawbead

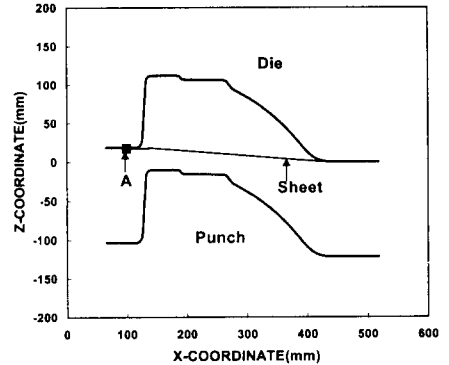


Fig. 9 Tooling geometry of edge section of the front floor panel shown in Fig.8

Table 2 Material properties used in FEM simulation of a front floor panel

Properties	Values
Plastic anisotropy parameter	$r = 1.46$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation (MPa)	$\bar{\sigma} = 468(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^{0.25}$
Yield stress (MPa)	$\sigma_v = 156.8$
Young's Modules (GPa)	$E = 139$
Sheet thickness (mm)	$t = 0.7$
Coulomb friction coefficient	$\mu = 0.13$

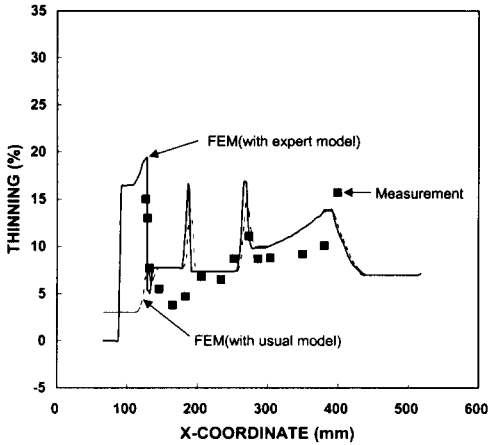


Fig. 10 Comparison of strain distribution among FEM simulations and measurement in an edge section of the front floor panel

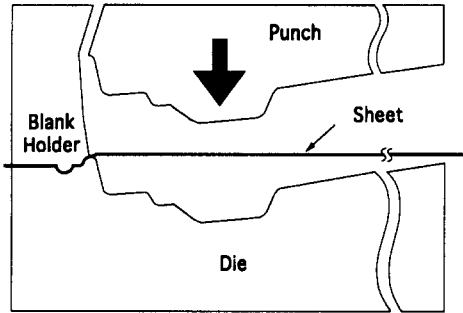


Fig. 11 Sectional view of tooling of an inner hood panel with a circular-stepped drawbead

4.3 원형-계단형 조합비드를 가진 후드 내부 패널

Fig.11은 해석된 후드 내부 패널의 단면 형상을 나타낸다. Fig.12는 각각 원형-계단형 비드를 가진 자동차 후드 내부 패널의 단면 형상의 금형 및 박판의 형상 데이터를 나타낸다. 원형-계단형 조합비드의 형상은 원형 비드부분에서 비드 높이 5mm, 하형 비드 건부 반경 8mm이며 계단형 비드 부분에서 비드 높이 4mm, 상형 비드 건부 반경 7.5mm, 하형 비드 건부 반경 5mm이다. 블랭

크 가압력이 115N/mm인 경우 원형-계단형 드로우비드 전문모델로 계산된 드로우비드 저항력은 67.7N/mm이며 비드 인출 전변형률은 10.7%이다. 최종 펀치진행거리는 43.7mm이며 사용된 박판의 기계적 물성치는 Table 3과 같다.

Fig.13에서 점 A는 드로우비드의 위치이며 드로우인은 왼쪽에서 23.3mm, 오른쪽에서 0.99mm가 각각 발생하였다. 전문모델을 적용한 경우에 비드를 통과한 박판의 두께변형률은 10.4%, 일반적인 방법으로 마찰력만을 고려해 사용하는 힘-경계조건을 사용한 경우 1.4%로서, 측정치 10.5%와는 서로 차이를 보이고 있다.

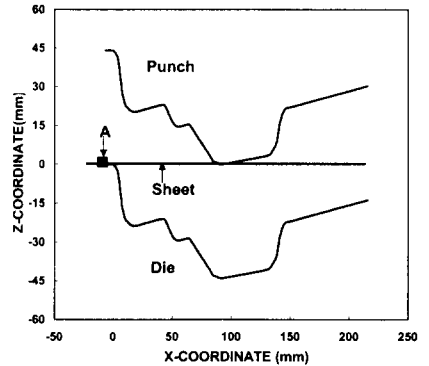


Fig. 12 Tooling geometry of edge section of the inner hood panel shown in Fig.11

Table 3 Material properties used in FEM simulation of a inner hood panel

Properties	Values
Plastic anisotropy parameter	$r = 1.72$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation (MPa)	$\bar{\sigma} = 489(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^{0.226}$
Yield stress (MPa)	$\sigma_y = 169$
Young's Modules (GPa)	$E = 139$
Sheet thickness (mm)	$t = 0.6$
Coulomb friction coefficient	$\mu = 0.178$

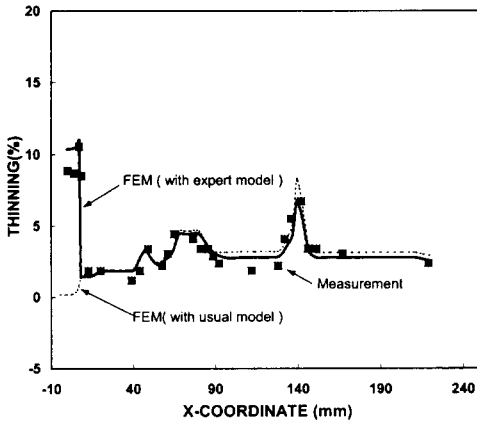


Fig. 13 Comparison of strain distribution among FEM simulations and measurement in an edge section of the inner hood

드로우비드 전문모델을 적용한 경우의 두께변형률이 측정치와 근사한 결과를 보이지만 기존의 힘-경계조건에서 사용되던 시행착오 방법으로 구한 경우에는 큰 차이가 있음을 알 수 있다.

또한 원형-계단형 드로우비드 전문모델을 적용한 유한요소 해석결과가 블랭크 홀더부근의 변형을 잘 묘사하고 있음을 알 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 패널의 단면성형해석에 있어서 경계조건이 되는 드로우비드의 저항력과 비드 인출시 변형률을 계산할 수 있는 드로우비드 전문모델을 적용하여 자동차 패널의 단면성형해석을 수행하였다.

1) 단일 원형비드가 있는 자동차 전면 본넷의 유한요소해석에서, 전문모델을 적용한 수치해석 결과가 두께변형률 측정치와 잘 일치하였다.

2) 이중 원형 비드를 가진 자동차 플로어 패널과 원형-계단형 조합비드를 가진 자동차 후드 내부 패널의 유한요소 해석에 있어서 드로우비드 전문모델을 적용한 경우, 블랭크 홀더부에서 빠져나오는 부분의 두께변형률이 적용하지 않은 경

우보다 정확함을 알 수 있었다.

3) 유한요소 프로그램에 적용된 드로우비드 전문모델은 드로우비드 저항력과 비드 인출 전변형률을 수치적으로 잘 묘사하여 해석에 적절한 경계조건을 제공하며, 시행착오 방법으로 드로우비드 저항력만을 지정하여 경계조건을 결정하는 것보다 정확성과 효율성에서 더 효과적이었다.

후 기

본 연구는 부산 대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단 우수 연구 센터 지원금에 의한 것입니다.

참 고 문 헌

- 1) N. M. Wang, "A Mathematical Model of Drawbead Forces in Sheet Metal Forming", J. of Applied Metal Working, Vol. 2, No. 3, pp.193~199, 1982.
- 2) T. B. Stoughton, "Model of Drawbead Forces in Sheet Metal Forming", 15th IDDRG, pp.205~215, 1988.
- 3) T. Frubayashi, S. Ujihara and T. Sakamoto, "Simulation of Forming Severity on Autobody Panels Using a CAD system - Analysis of Drawbead and its Control", 15th IDDRG, pp.243~250, 1988.
- 4) B. D. Carleer, T. Meingers and H. Huetink, "Equivalent Drawbead Model In Finite Element Simulations", NUMISHEET '96, pp.25~31, 1996.
- 5) H. Sunaga and K. Yoneda, "Finite Element Modeling of Drawbead in Sheet Metal forming", NUMISHEET '96, pp.186~190, 1996.
- 6) H. Sunaga, M. Kawka and Makinouchi,

- "Drawbeads-Simulation Models and Experimental Verification in Sheet Metal Forming Processes", NUMIFORM '98, Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Application, pp.917~923, 1998.
- 7) Y. You, P. Y. Hong and R. X. Yu, "Calculation of Drawbead Restraining Forces Associated with Kinematics Hardening Rule", NUMIFORM '98, Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Application, pp.905~910, 1998.
- 8) T. Meinders, H. J. M. Geijselaser and J. Huetink, "Implementation of Plastic Thickness Strain in An Equivalent Drawbead Model Based on A Penalty Constraint Method", NUMIFORM '98, Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Application, pp.911~916, 1998.
- 9) 임영석, 김창만, 김낙수, 전기찬, 서대교, "단일원형비드 변형에 관한 유한요소해석 및 실험적 연구", 대한기계학회 춘계학술대회 논문집, pp.358~361, 1994.
- 10) 박원배, 김창만, 전기찬, 김낙수, 서대교, "계단형 드로우비드의 인출특성에 관한 유한요소해석 및 실험", 한국소성가공학회 추계학술대회 논문집, pp.128~135, 1995.
- 11) 최태훈, 허훈, 이장희, 박춘달, "탄소성 유한요소법에 의한 드로우비드 성형해석", 한국소성가공학회 춘계학술대회 논문집, pp.196~202, 1995.
- 12) 이재우, 금영탁, "박판성형공정의 유한요소해석을 위한 드로우비드 전문모델 개발(1부:실험)", 한국소성가공학회지 제7권 1호, pp.3~11, 1998.
- 13) 금영탁, 이재우, "박판성형공정의 유한요소해석을 위한 드로우비드 전문모델 개발(2부:모델링)", 한국소성가공학회지 제7권 1호, pp.12~22, 1998.
- 14) R. Hill, "Theoretical Plasticity of Textured Aggregates", Math. Proc. Camb. Phil. Soc., 85, pp.179-191, 1979.
- 15) B. S. Anderson, "A Numerical Study of the Deep-Drawing Process, Numerical Methods in Industrial Forming Processes", J. F. T. Pittsman, R. D. Wood, J. M. Alexander, and O. C. Zienkiewicz, eds., Pineridge Press Swansea U. K., pp.709-721, 1982.
- 16) 김준보, 금영탁, "굽힘효과를 고려한 자동차 패널 성형공정의 2차원 유한요소해석", 한국자동차공학회, 95년도 춘계학술대회 논문집 1권, pp.124-129, 1994.