

[논문] 한국소성가공학회지(2001), 제10권 제2호
Transactions of Materials Processing Vol. 10, No. 2, (2001)

굽힘 첨가 박막요소에 의한 알루미늄 샌드위치 판재 성형공정의 단면 유한요소 해석

이재경* · 금영탁** · 유용문*** · 이명호***

(1999년 7월 2일 접수)

Sectional Finite Element Analysis of Forming Process of Aluminum Sandwich Sheet by Bending Augmented Membrane Elements

J. K. Lee, Y. T. Keum, Y. M. Ryu and M. H. Rhee

Abstract

A sectional FEA program is developed for analyzing forming processes of sandwich sheets, which are intensively used recently as a lightweight material of an automobile body. The aluminum sandwich sheet consists of two aluminum skins and a polypropylene core in between. The aluminum sandwich sheet is dominantly effected by the bending effects in small radius of curvature, so that an appropriate description of bending effects is required to analyze the forming processes. For the evaluation of bending effects, the bending equivalent forces are calculated from the bending moment computed using the curvature of the tool and are added to the membrane stretch forces. To verify the validity of the developed program, the sectional FEA results in stretch/draw forming processes of a square cup and draw forming processes of an outer hood panel were compared with the measurements.

Key Words : Aluminum Sandwich Sheet, Bending Augmented Membrane
Sheet Metal Forming, Sectional Finite Element Analysis

1. 서 론

최근 자동차 경량화 노력의 일환으로 차체용 판재를 강판으로부터 알루미늄 판재로 대체하려는 노력이 지속되어 왔으며, 이미 일부 고급 차종을 중심으로 알루미늄 판재가 적용되고 있다. 최근에는 금속/플라스틱 복합판재를 이용하여 경량화율을 극대화시키려는 노력이 경주

되고 있으며, 이와 같은 연구 결과로 최근 관심을 모으고 있는 소재가 샌드위치 판재이다.

샌드위치 판재란 이종의 단일 혹은 복합재료를 조합, 적층하여 제조한 판재로 Fig. 1과 같이 두 개의 강한 표면 판재 사이에 상대적으로 낮은 밀도를 지닌 코어를 접합시킴으로써 표면 판재가 대부분의 힘을 지탱하는 구조를 지닌다. 최근 개발된 알루미늄-폴리프로필렌-알루미

* 한양대학교 대학원

** 한양대학교 기계공학부

*** 자동차부품연구원 경량소재실

늄 샌드위치 판재는 기존의 다른 샌드위치 판재에 비해 무게감소 효과가 크고, 코어 재료로써 플라스틱을 사용하여 흡음성이 기존의 차체용 판재와 비교하여 대등 또는 향상된 결과를 얻을 수 있다. 또한 비강도가 크고 내충격성이 뛰어나며 평활성 및 제진성 등이 우수하여 자동차의 차체 경량화 및 안정성 향상이 기대되는 차체 대체 재료로써 주목받고 있다.⁽¹⁾

샌드위치판재의 성형공정에 관한 연구사례로 Ogawa 등⁽²⁾은 강-폴리머-강(steel-polymer-steel) 적층판재의 굽힘공정을 묘사하기 위하여 평면변형에 기초한 탄소성 웰 프로그램을 개발하고, 폴리머의 응력-변형률 관계를 묘사하기 위해 변형된 새로운 가공경화법칙을 제시하였다. Hashimoto 등⁽³⁾은 적층판재 심재의 강도, 탄성계수, 연성, 결합력이 성형 및 결합에 미치는 영향을 조사하고, 성형성을 높이기 위한 저온 성형법을 소개하였다.

Kojima⁽⁴⁾는 강-수지-강(steel-resin-steel) 적층판재로 오일펜 성형시 발생되는 플랜지부의 주름에 대해 블랭크 훌딩력, 인장강도, 드로우비드 조건에 따라 단일 강판재와 실험 데이터를 기반으로 비교조사 하였다. Bülent와 Sabri⁽⁵⁾는 SPA (steel-polymeric adhesive-aluminum)판재의 딥드로우잉 해석시 마찰계수가 성형성에 미치는 영향을 조사하고, 표면판재의 박리(separation)거동에 영향을 주는 접착제의 결합능력과 표면 거칠기에 대해 조사하였다. 또한 유용문 등⁽⁶⁾은 샌드위치판재의 성형한계도를 도출하여 자동차 후드의 시작품을 제작하였다.

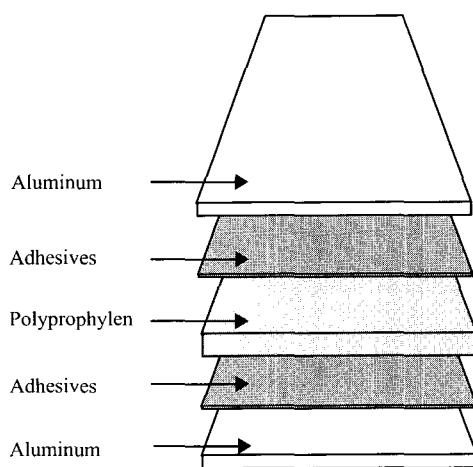


Fig. 1 Structure of aluminum sandwich sheet

샌드위치 판재는 두께가 일반 판재에 비해 비교적 두꺼운 편이어서 실제 성형공정시 굽힘의 영향을 많이 받게 된다. 그러나 박막모델에 의한 박판 성형해석에서는 박판재의 두께가 박판의 곡률에 비해 상대적으로 작기 때문에 굽힘에 의한 변형이 무시되었다. 따라서 본 연구에서는 샌드위치 판재의 굽힘효과를 고려할 수 있도록 박막모델에 굽힘을 추가한 단면 유한요소 해석 프로그램을 개발하고, 사각컵의 평면변형 스트레치 및 드로우 공정과 자동차후드 외판의 드로우 공정에 대해 성형해석하고 실험치와 비교하였다.

2. 단면 유한요소법

2.1 힘 평형 방정식

힘 평형 방정식은 가상일의 원리로부터 유도된다. 최소에너지 경로를 따라 미소한 시간 Δt 동안 이루어진 소성일량 ΔW_p 은 다음과 같다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{\bar{\varepsilon}_0}^{\bar{\varepsilon}_0 + \Delta \bar{\varepsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon} dV_0 \quad (1)$$

여기서, $\bar{\varepsilon}_0$ 는 t_0 에서 유효변형률이고, $\Delta \bar{\varepsilon}$ 는 미소한 시간 Δt 동안 증가한 유효변형률 증분으로 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta \bar{\varepsilon} = \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} \dot{\bar{\varepsilon}} dt \quad (2)$$

식(1)에 가상일의 원리를 적용하고, 절점의 가상 변위값을 공간좌표 파라미터의 함수가 아닌 절점의 가상 변위값(Δu)을 고려할 때 힘 평형 방정식은 다음과 같이 유도된다.⁽⁷⁾

$$F_I(\Delta u) = F_E(\Delta u) \quad (3)$$

여기서, F_I 는 소성변형에 의한 내부 저항력 벡터로

$$F_I = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\varepsilon}}{\partial \Delta u} dV_0 \quad (4)$$

이고, F_E 는 금형과 접촉에 의한 외부 접촉력 벡터로 다음과 같다.

$$F_E = \int_{A_c} f_e dA_c \quad (5)$$

변위증분 Δu 를 뉴톤랩슨 절차의 시도변위 증분 Δu^* 와 수정변위 증분 δu 의 합으로 보면 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta u = \Delta u^* + \delta u \quad (6)$$

여기서, δu 는 평형상태에서 0이 된다.

식(3)을 시도변위 증분 Δu^* 에 대하여 테일러(Taylor) 급수로 전개하고 선형화를 위하여 2차 이상의 미분항들을 무시하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} F_I(\Delta u^*) + \frac{\partial F_I(\Delta u)}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u=\Delta u^*} \cdot \delta u \\ = F_E(\Delta u^*) + \frac{\partial F_E(\Delta u)}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u=\Delta u^*} \cdot \delta u \end{aligned} \quad (7)$$

식(7)을 정리하여 단순화시키면 다음과 같다.

$$K \cdot \delta u = (F_E - F_I) \quad (8)$$

여기서, K 는 시도변위의 증분 Δu^* 로 정의되는 접선 강성행렬로서 다음과 같이 표현된다.

$$K = K_I - K_E = \left(\frac{\partial F_I}{\partial \Delta u} - \frac{\partial F_E}{\partial \Delta u} \right) \Big|_{\Delta u=\Delta u^*} \quad (9)$$

2.2 굽힘영향에 의한 내부 저항력과 강성행렬

성형 중 곡률이 없는 부분은 박막 요소로 모델링된 샌드위치 판재(심재와 표면재가 완전하게 접착된 iso-strain 모델)로 계산을 수행하지만, 곡률부는 심재와 표면재 각각의 굽힘력 및 굽힘 모우멘트가 첨가된 박막 요소로 계산을 수행한다. 박막 모델에서 굽힘효과를 고려하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다. 박판의 실제 성형에서는 박판의 인장과 굽힘은 서로 연성되어서 발생되나, 굽힘효과를 고려한 이론에서 내부 저항력과 강성행렬은 인장에 의한 내부 저항력과 강성행렬, 굽힘에 의한 내부 저항력과 강성행렬이 서로 연성되지 않고 각각 개별적으로 취급되어진다고 가정한다. 즉, 굽힘에 의한 내부 저항력과 강성행렬은 인장에 의한 내부 저항력과

강성행렬에 첨가되어지며, 전체 시스템의 내부 저항력과 강성행렬은 다음과 같이 나타낼 수 있다.^(8,9)

$$F_I = F^{MEM} + F^{BEND} \quad (10)$$

여기서, F_I 는 굽힘효과와 박막의 인장에 의한 전체 시스템의 내부저항력이고, F^{MEM} 과 F^{BEND} 는 인장에 의한 내부 저항력과 굽힘에 의한 내부 저항력을 의미한다. 전체 시스템의 내부 강성행렬도 내부 저항력과 마찬가지로 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$K_I = K^{MEM} + K^{BEND} \quad (11)$$

여기서, K_I 는 굽힘효과와 박막의 인장에 의한 전체 시스템의 강성행렬이고, K^{MEM} 과 K^{BEND} 는 인장에 의한 강성행렬과 굽힘에 의한 강성행렬을 의미한다.

Fig. 2와 같이 평면변형상태에서 굽힘과 인장변형을 받고 있는 박판재를 생각해 보면, 평평했던 판재는 내부 반지름 R_i , 외부반지름 R_o 의 굽어진 형태로 변형된다. 여기서 소성변형뒤에 두께방향으로의 단면은 평평한 단면을 유지하고 중앙면에 수직하며, 체적 변화는 없다고 가정한다.

임의의 위치 R 과 변형 전 중앙면(original middle surface), R_{mo} , 사이의 면적은 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다.⁽¹⁰⁾

$$l_0 z_0 = \frac{\alpha}{2} (R^2 - R_{mo}^2) \quad (12)$$

변형 후, 임의의 위치 R 에서 접선방향으로의 변형률은 다음과 같다.

$$\varepsilon_1 = \ln \frac{\alpha R}{l_0} \quad (13)$$

식(12)와 식(13)으로부터 R 값을 유도하면 다음과 같다.

$$R = \frac{z_0 + \sqrt{z_0^2 + R_{mo}^2 e^{2\varepsilon_1}}}{e^{\varepsilon_1}} \quad (14)$$

변형 전 중앙면의 접선방향으로의 변형률은 다음과 같다.

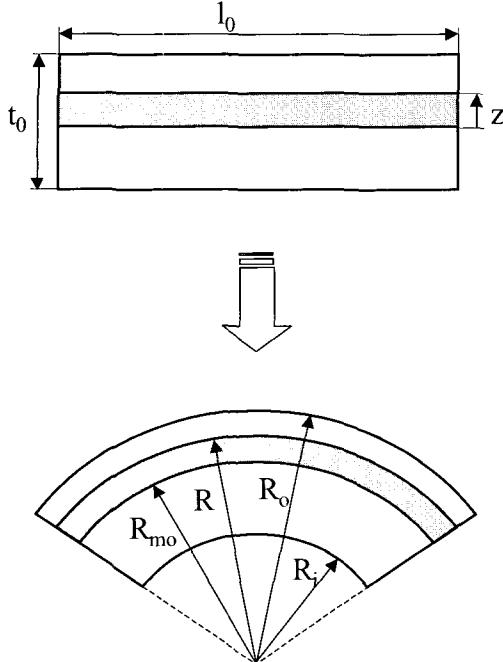


Fig. 2 Plane strain bending

$$\varepsilon_{lmo} = \ln \frac{\alpha R_{mo}}{l_0} \quad (15)$$

식(13), 식(14), 그리고 식(15)로부터 변형률을 계산하면 다음과 같다.

$$\varepsilon_l(z_0, \varepsilon_{lmo}, R_{mo}) = \varepsilon_{lmo} + \frac{1}{2} \ln \left(1 + \frac{2z_0}{R_{mo}} e^{-\varepsilon_{lmo}} \right) \quad (16)$$

식(16)에서 변형률은 변형 전 중앙면의 반지름 R_{mo} 의 함수이고 이를 편치나 다이의 곡률반경으로 표현하기 위해 내부 반지름 R_i 의 함수로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_l(z_0, \varepsilon_{lmo}, R_i) &= \varepsilon_{lmo} \\ &+ \frac{1}{2} \ln \frac{4[R_i^2 e^{2\varepsilon_{lmo}} + (z_0 + t_0/2)(t_0 + \sqrt{t_0^2 + 4R_i^2 e^{2\varepsilon_{lmo}}})]}{(t_0 + \sqrt{t_0^2 + 4R_i^2 e^{2\varepsilon_{lmo}}})^2} \end{aligned} \quad (17)$$

판재가 굽힘을 받을 때 변형률은 박막 변형률과 굽힘변형률의 합으로 표시할 수 있고^(9,14), Hollomon 법칙을 따르는 재료의 경우 유효응력(effective stress)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\varepsilon}_p + \bar{\varepsilon}_b)^n \quad (18)$$

여기서, $\bar{\varepsilon}_p$ 는 이전 단계에서의 총 유효변형률과 현 단계에서의 인장변형률 증분의 합을 의미하고, $\bar{\varepsilon}_b$ 는 현 단계에서의 굽힘에 의한 유효변형률 증분을 나타낸다. 단축인장 상태에서의 변형률을 평면변형 상태에서의 변형률 값으로 수정하기 위한 수정인자 ξ 를 이용하여 식(18)을 주변형률과 주응력 관계로 나타내면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K(\xi)^n (\varepsilon_{pl} + \varepsilon_{bl})^n, \quad \bar{\sigma} = \frac{1}{\xi} \sigma_l \quad (19)$$

여기서, ε_{pl} 은 이전 단계에서의 인장에 의한 주방향 변형률과 현 단계에서의 인장에 의한 주방향 변형률 증분의 합이고, ε_{bl} 은 현 단계에서의 굽힘에 의한 주방향 변형률 증분을 의미한다.

심재와 표면재 접착이 완전하여 성형 중 심재와 표면재 사이의 전단 변형 및 박리가 발생하지 않는다는 가정하에 전체 판재를 상, 중, 하의 3부분으로 나누어 가장 상부와 하부는 표면재인 알루미늄으로, 중부는 심재인 폴리프로필렌으로 모델링하였다. 전체 판재에서 접착제가 차지하는 영역이 심재 및 표면재에 비해 미미하기 때문에 접착제 영역을 무시하였다. 표면재인 알루미늄의 응력-변형률 관계는 인장시험으로부터 구하였고, 심재인 폴리프로필렌의 응력-변형률 관계는 Makinouch⁽²⁾가 제안한 변형된 가공경화식을 사용하였다.

단위 단면적에 대한 결과력은 다음과 같다.

$$F = \int_{R_i}^{R_o} \sigma_l dR \quad (20)$$

또한, 굽힘모멘트는 다음과 같이 표현된다.

$$M = \int_{R_i}^{R_o} \sigma_l \left[R - \frac{(R_o + R_i)}{2} \right] dR \quad (21)$$

R_i 에서 R_o 에 이르는 영역은 순차적으로 하부 표면재, 심재, 상부 표면재가 각각 차지하고 있기 때문에 식(21)의 굽힘 모멘트를 구하기 위해 이들이 차지하는 영역을 분할하여 적분을 수행한다. 이 때 심재와 표면재의 응력 σ_l 은 식(19)에 각각의 물성치를 대입하여 계산한다.

본 연구에서는 성형 중 두께가 변하여 R_i 와 R_o 가 변하더라도 변형된 판재 전체 영역에서 심재와 표면재가 차지하는 영역의 상대적 비율은 초기와 동일한 값을 갖는 것으로 가정하였다. 식(21)을 이용하여 구한 굽힘모멘트를 양쪽의 이웃하는 요소에 작용하는 등가우력으로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} |^I F| &= \left| \frac{\mathbf{M}}{^I L} \right| \\ &= \left| \frac{\mathbf{M}}{\sqrt{(x_{i-1} - x_i)^2 + (z_{i-1} - z_i)^2}} \right| \end{aligned} \quad (22)$$

여기서, $^I F$ 는 요소 I에 작용하는 등가력이고, $^I L$ 는 요소 I의 길이이다. 등가력 $^I F$ 의 방향은 요소 I에 대하여 수직이다. 여기서, 요소 I에 수직한 단위 벡터는 다음과 같다.

$$^I n = \begin{bmatrix} ^I n_x \\ ^I n_z \end{bmatrix} = -\frac{1}{^I L} \begin{bmatrix} z_{i-1} - z_i \\ x_i - x_{i-1} \end{bmatrix} \quad (23)$$

따라서, $^I F$ 는 다음과 같다.

$$^I F = \begin{bmatrix} ^I F_x \\ ^I F_z \end{bmatrix} = -\frac{\mathbf{M}}{^I L} \begin{bmatrix} ^I n_x \\ ^I n_z \end{bmatrix} \quad (24)$$

같은 방법으로 요소 K에 작용하는 짹힘 $^K F$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$^K F = \begin{bmatrix} ^K F_x \\ ^K F_z \end{bmatrix} = -\frac{\mathbf{M}}{^K L} \begin{bmatrix} ^K n_x \\ ^K n_z \end{bmatrix} \quad (25)$$

네 절점에 작용하는 모든 등가우력들은 내력으로써 다루어질 수 있다. Fig. 3은 각각의 절점에 작용하는 등가우력을 나타내는 그림이다. 따라서, 굽힘에 의한 등가우력은 다음과 같이 8개의 성분으로 나타낼 수 있다.

$$F^{BEND} = \begin{bmatrix} ^I F_x \\ ^I F_z \\ -^I F_x \\ -^I F_z \\ -^K F_x \\ -^K F_z \\ ^K F_x \\ ^K F_z \end{bmatrix} \quad (26)$$

굽힘에 의한 등가우력은 박막의 인장에 의한 인장 압축력과 금형에 의한 외력에 의해 평형을 이룬다. 굽힘에 기인하는 강성행렬은 굽힘에 의한 등가우력을 각각의 절점에 대하여 미분함으로써 구할 수 있다.

$$K^{BEND} = \frac{\partial F^{BEND}}{\partial \Delta u} \quad (27)$$

한편, 실제로 요소가 편치나 다이의 곡률부위에 접해 있을 때는 요소가 금형의 곡률형상을 따라 변형되어야 하나, 본 연구에서는 박막선행요소를 사용하였기 때문에 이를 묘사하지 못한다. 이를 고려하기 위하여 중립축이 접해있는 곡률형상을 따라 변형되었을 때의 부가적인 변형률을 계산하여 이에 상당하는 힘을 추가해주는 방식을 도입하였다.

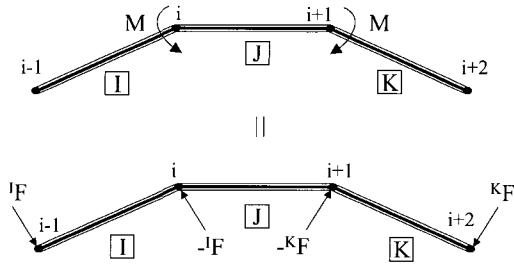


Fig. 3 Equivalent internal force due to the bending

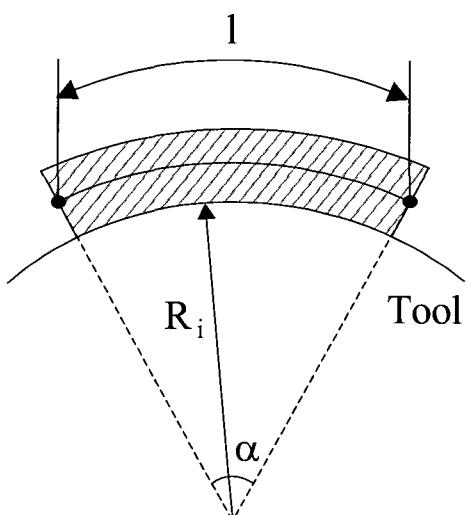


Fig. 4 Stretch of middle surface

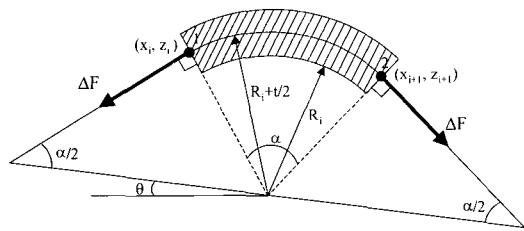


Fig. 5 Directions of additional forces

증가된 변형률은 식(15)에서 정의된 변형전 중앙면의 변형률로, 변형전길이 l_0 에서 Fig. 4의 변형 후 호의 길이 1로 늘어난 만큼의 변형률이다. 추가되는 힘은 초기상태에서 1만큼 늘어나는데 필요한 힘에서 l_0 만큼 늘어나는데 필요한 힘을 뺀 나머지 힘으로, 방향은 Fig. 5와 같이 원주에 접하는 방향으로 작용한다. 추가되는 힘과 강성행렬은 다음과 같으며, n_1, n_2 는 이때의 방향을 나타내는 단위벡터이다.

$$\Delta F = F_1 - F_{l_0} \quad (28)$$

$$n_1 = \begin{bmatrix} n_{1x} \\ n_{1z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos \theta \cos \frac{\alpha}{2} + \sin \theta \sin \frac{\alpha}{2} \\ -\sin \theta \cos \frac{\alpha}{2} - \cos \theta \sin \frac{\alpha}{2} \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$n_2 = \begin{bmatrix} n_{2x} \\ n_{2z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta \cos \frac{\alpha}{2} + \sin \theta \sin \frac{\alpha}{2} \\ \sin \theta \cos \frac{\alpha}{2} - \cos \theta \sin \frac{\alpha}{2} \end{bmatrix} \quad (30)$$

$$\Delta F^{BEND} = \Delta F \begin{bmatrix} n_{1x} \\ n_{1z} \\ n_{2x} \\ n_{2z} \end{bmatrix} \quad (31)$$

$$\Delta K^{BEND} = \frac{\partial}{\partial \Delta u} (\Delta F^{BEND}) \quad (32)$$

2.3 유한요소 수식화

가상일의 원리로부터 유도된 접촉절점에서 평형 방정식과 금형 내부로의 박판의 비침투 조건인 기하학적 구속조건을 포함하는 통합 지배 방정식의 구성은 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\begin{bmatrix} K & \Gamma \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta u \\ \delta P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_E - {}^{n+1}F_I \\ {}^{n+1}D^P \end{bmatrix} \quad (33)$$

D^P 는 편치와 박판 사이의 유한요소 기초 접촉오차로 다음과 같이 정의된다.⁽⁷⁾

$$D^P = \mathbf{n} \cdot (\mathbf{x}^P - \mathbf{x}^S) \quad (34)$$

여기서, ${}^{n+1}\mathbf{x}^S$ 는 유한요소 절점의 위치벡터이고, ${}^{n+1}\mathbf{x}^P$ 는 이 절점에서 유한요소 기초 법선벡터 방향으로 편치면과 만나는 점의 위치벡터이다.

Γ 와 C 는 다음과 같이 각각 표현된다.

$$\begin{aligned} \Gamma &= -\frac{\partial (F_E - F_I)}{\partial P} = -\frac{\partial F_E}{\partial P} \\ &= -\frac{\partial}{\partial P} [(\mathbf{n} - \mu\phi\mathbf{t})P] = -(\mathbf{n} - \mu\phi\mathbf{t}) \end{aligned} \quad (35)$$

$$C = -\frac{\partial D^P}{\partial \Delta u} = \begin{bmatrix} \frac{Z_x}{ZN} + (Z_x Z_{xz}) D^P / ZN^2 \\ \frac{-1}{ZN} + (Z_x Z_{xz}) D^P / ZN^2 \end{bmatrix} \quad (36)$$

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

3. 수치해석 사례

개발된 샌드위치 판재용 단면 성형해석 프로그램의 타당성을 입증하기 위하여 사각캡 평면변형률 스트레칭/드로우 공정을 성형해석하고 해석 결과를 실험치와 비교하였으며, 개발된 프로그램의 적용성을 알아보기 위하여 자동차 후드 외판의 드로잉 공정을 성형해석 하였다.

3.1 사각캡 평면변형 스트레칭/드로우 공정

사각캡 평면변형 스트레칭/드로우 실험에 사용된 금형은 Fig. 6과 같고, 실험을 통해 얻은 알루미늄 샌드위치 판재의 물성치와 Barlat 항복식⁽¹⁵⁾에 사용되는 상수들은 Table 1과 같으며, 심재와 표면재의 응력-변형률 관계는 Table 2와 같다. Table 1에 샌드위치 판재에 대한 Barlat 계수만 있고 심재 및 표면재의 Barlat 계수가 없는 이유는 성형 중 곡률이 없는 부분은 박막 요소로 모델링된 샌드위치 판재로 계산을 수행하기 때문이다. Table 2에 나타낸 심재 및 표면재의 응력-변형률 관계

굽힘 첨가 박막요소에 의한 알루미늄 샌드위치 판재 성형공정의 단면 유한요소 해석

는 곡률부의 굽힘력 및 굽힘 모우멘트 계산에 사용된다. 유한요소 해석에서 박판의 모델링은 좌우 대칭이므로 우측 반반을 고려하였고, 유한요소와 경계조건은 Table 3과 같으며, 마찰계수는 알루미늄 계열인 SKY-AL TG25의 드로우비드 마찰실험값을 참고하여 $\mu=0.2$ 를 사용하였다.⁽¹¹⁾

스트레치 실험에서 편치는 파단이 일어나기 직전인 10mm까지 진행하였다. Fig. 7은 편치높이 10mm에서 스트레치 공정을 굽힘을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대하여 해석한 후 예측된 변형률 분포를 축정치와 비교한 그림이다. 편치와 다이의 곡률진 부분에서 굽힘을 고려한 해석결과가 굽힘을 고려하지 않은 해석결과보다 높은 변형률이 나타났지만 실험치와 비교해보면 다이의 곡률부에서는 실험값보다 약간 낮게 나타났다.

굽힘에 의한 변형률은 곡률반경이 작을수록 크게 나타

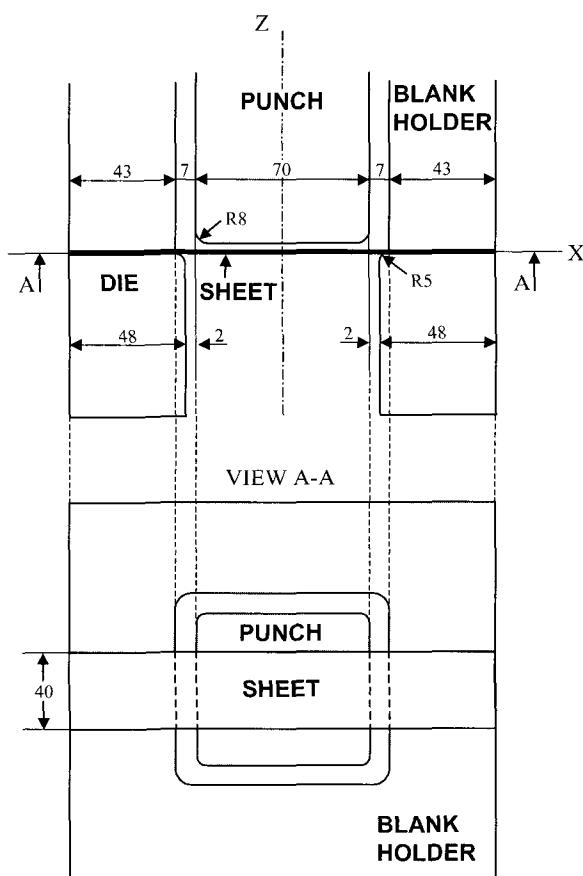


Fig. 6 Tooling geometry for the plane strain stretch/draw forming process of a square cup

나며, 변형초기에는 이러한 곡률반경차에 따른 변형률의 차이로 인해 발생하는 힘이 내력에 대해 상대적으로 두드러지게 나타난다. 그러나 편치가 진행할수록, 즉 가공경화가 진행될수록 내력은 커지게 되고 판재의 두께는 얇아지게 되며, 이에 따라 굽힘에 의한 변형률도 점차 감소하게 된다. 따라서 초기에 내력에 비해 상대적으로

Table 1 Material properties of sandwich sheet

Properties	Description
Barlat's anisotropic coefficients	$c_1 = 0.965$
	$c_2 = 1.063$
	$c_3 = 0.986$
	$c_6 = 0.916$
Barlat's potential parameter	$M = 1.33$
Stress-strain relation (MPa)	$\bar{\sigma} = 214.8(\bar{\varepsilon} + 0.0001)^{0.284}$
Sheet thickness (mm)	$t = 1.27$

Table 2 Stress-strain relations of core and skin sheets

	Description
Core sheet (Polypropylene)	$\bar{\sigma} = 29.4(\bar{\varepsilon} + 0.1)^{2.0} + 23.23$ (MPa)
Skin sheet (Aluminum)	$\bar{\sigma} = 523(\bar{\varepsilon} + 0.0001)^{0.254}$ (MPa)

Table 3 Simulation model of the stretch/draw forming process of a square cup

	Finite Element Model	Description
Mesh	Nodes	76
	Elements	75(2-node linear line)
Boundary Condition	Left	Fixed
	Right	Stretch : 400N/mm Stretch-Draw Membrane - 85N/mm Bending - 90N/mm

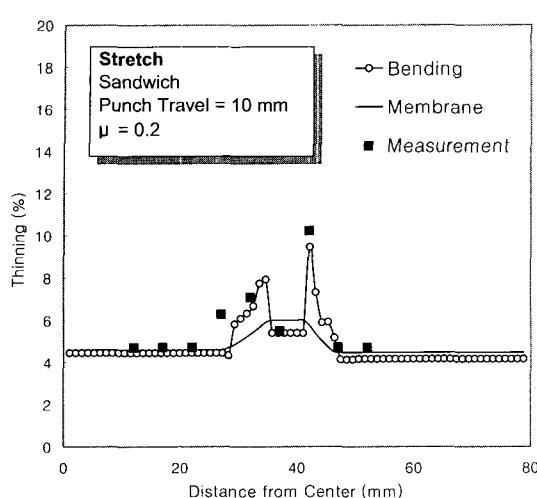


Fig. 7 Comparison of thinning distribution in plane strain stretch forming process of a square cup among FEM simulations and measurement

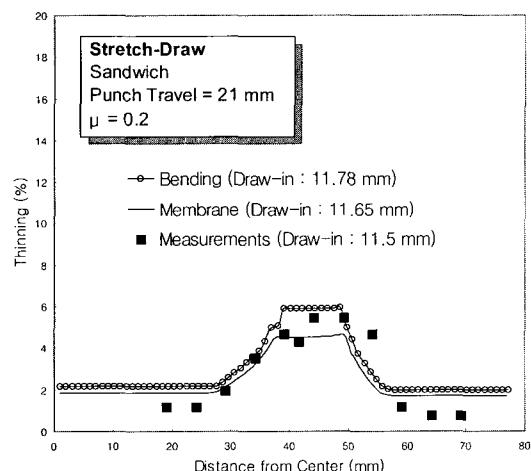


Fig. 8 Comparison of thinning distribution in plane strain stretch/draw forming process of a square cup among FEM simulations and measurement

두드러지게 나타나던 곡률반경의 차이에 의한 힘의 차이도, 가공경화의 진행에 따른 내력의 증가에 따라 상대적으로 효과가 줄어들게 된다. 즉 순수 인장에 의한 힘이 지배적으로 나타나기 때문에 굽힘에 의한 힘의 영향이 작아지게 된다. Fig. 7에서 편치 곡률부와 다이 곡률부의 변형률의 차에서 해석치가 실험치보다 다소 작게 나온 원인도 위와 같은 이유라고 생각된다.

샌드위치 판재의 드로우 실험에 사용된 금형은 스트레치 실험에 사용된 금형과 같다. 유한요소 해석 모델링도 스트레치와 같으나, 경계조건에서 좌단은 고정 경계조건

을 부여하였고 우단은 굽힘을 고려할 경우에는 90N/mm, 굽힘을 고려하지 않은 경우에는 85N/mm의 힘 경계조건을 부여하였다. 힘을 다르게 부여한 이유는 같은 양의 힘을 주고 해석할 경우 굽힘을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 내력의 증가로 드로우인 양이 많이 생기므로, 굽힘을 고려한 경우에 보다 큰 힘을 부여하였다. 마찰계수는 $\mu = 0.2$ 를 사용하였다. 편치는 21mm 진행하였고, 이때 드로인이 굽힘을 고려한 경우에는 11.78mm, 굽힘을 고려하지 않은 경우에는 11.65mm가 발생하였다. Fig. 8은 드로잉 공정을 해석한 후 굽힘을 고려한 해석 결과를 박막이론에 의한 해석결과 및 실험값과 비교한 그림이다. 편치와 다이의 비접촉 구간에서 굽힘이론에 의한 변형률이 박막이론에 의한 변형률보다 크게 나타나고 있고, 실험값과도 보다 유사함을 알 수 있다.

3.2 자동차 후드 외판 드로잉 공정

개발된 샌드위치 판재용 단면성형해석 프로그램을 실금형에 적용하기 위하여 자동차 후드 외판의 드로잉 공정을 성형해석하였다. Fig. 9는 드로잉 후에 후드 외판의 성형된 모습을 나타내며, A-A단면을 성형해석하였다. 해석에 사용된 금형 단면의 기하학적 형상은 Fig. 10과 같고, 유한요소 모델과 경계조건은 Table 4와 같으며, 마찰계수는 윤활상태를 고려하여 $\mu = 0.1$ 을 사용하였다. 금형의 양단에는 Fig. 11과 같은 드로우비드에 부가되는 인출력이 경계조건으로 부여되었으며 블랭크 홀딩력은 80N/mm로 하였다. Fig. 12는 편치높이 54mm에서의 해석결과와 실험치를 비교한 그림이다. 편치의 곡률반경이 작은 양단에서는 굽힘을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 약간 높은 변형률을 나타냈으나 실험치보다

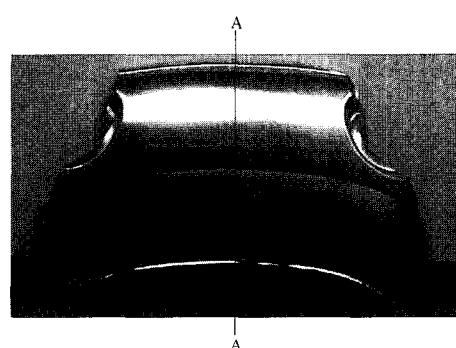


Fig. 9 Formed shaped of an outer hood panel of passenger car whose section A-A is analyzed

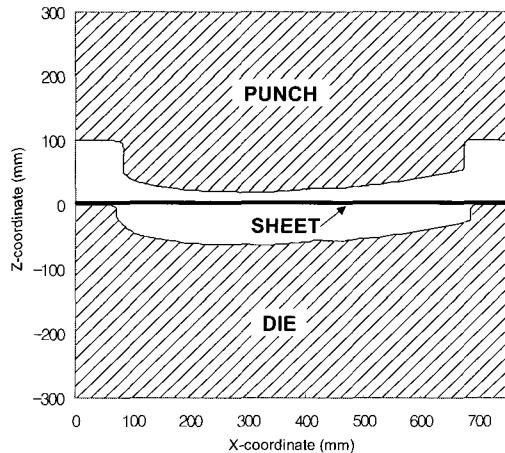


Fig. 10 Tooling geometry for the draw forming process of an outer hood panel

Table 4 Simulation model of the draw forming process of an outer hood panel

Finite Element Model		Description
Mesh	Nodes	141
	Elements	140(2-node linear line)
Boundary Condition	Left	Step Bead
	Right	Step Bead

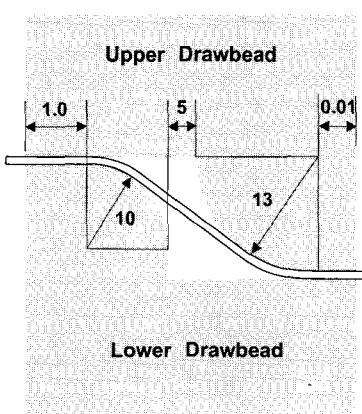


Fig. 11 Step drawbead used in the simulation of draw forming process of an outer hood panel

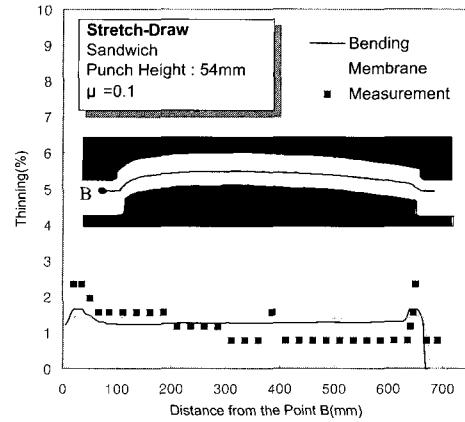


Fig. 12 Comparison of thinning distribution in draw forming processes of an outer hood panel among FEM simulations and measurement

는 낮고, 좌측부에서는 실험치보다 다소 높게 나타났다. 이는 해석시 판재가 초기에 금형에 놓여있을 때 자중에 의한 처짐과 바인더랩에 의한 초기 변형형상을 고려하지 않았기 때문이라 생각되며, 또한 드로우비드의 모델링이 실제 금형과 다소 차이가 있기 때문에 양 끝단의 두께변형률을 낮게 예측한 것으로 생각된다. 또한 초기 판재의 위치를 고려하지 않은점과 본 연구에서 개발한 굽힘알고리즘이 굽힘효과를 과소평가한 점이 해석치와 실험치가 다소 차이가 있게 하는 것으로 사료된다.

4. 결 론

본 연구는 알루미늄 샌드위치 판재의 성형공정을 해석할 수 있는 단면 유한요소 프로그램을 개발하고, 평면변형률 성형공정을 해석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 알루미늄 샌드위치 판재의 성형해석을 위해 금형의 곡률을 이용한 굽힘모멘트와 선형요소의 곡률부묘사를 위한 부가함의 방법을 도입하여, 박막요소에 적용할 수 있는 수식을 정식화하였다.

(2) 사각컵 드로잉 공정 성형해석 결과, 개발된 프로그램의 해석결과가 박막이론에 의한 해석결과보다 실험치에 보다 근접한 결과를 나타내었다.

(3) 자동차 후드 외판 드로잉 공정을 성형해석 한 결과, 개발된 프로그램은 곡률부에서의 굽힘영향은 고려하지만 공정조건, 금형모델링등의 문제로 측정치와 다소 차이가 있었다.

참 고 문 헌

- (1) E. W. Veenstra, 1993, "Aluminum-Plastic-Aluminum Sandwich Sheet for Maximum Weight Reduction in Body Part Panels", SAE 930706.
- (2) A. Makinouchi, H. Ogawa and K. Hashimoto, 1988, "Finite Element Simulation of Bending Process of Steel-Polymer-Steel Laminate Sheet", Controlling Sheet Metal Forming Processes, Proc. 15th IDDRG Cong., pp.195~204.
- (3) K. Hashimoto, T. Ohwue and M. Takita, 1988, "Formability of Steel-Plastic Laminated Sheets", Controlling Sheet Metal Forming Processes, Proc. 15th IDDRG Cong., pp.283~291.
- (4) M. Kojima, 1988, "Press Formability of Steel-Resin-Steel Laminates for Vibration Damping", Controlling Sheet Metal Forming Processes, Proc. 15th IDDRG Cong., pp.293~299.
- (5) E. Bülent and A. Sabri, 1996, "Numerical Analysis for the Determination of the Effect of Friction and Layer Sequence on the Formability of SPA Laminated Composite", Numisheet '96, pp.380~385.
- (6) 이명호, 유용문, 윤의박, 이경남, 이중윤, 금영탁, 1998, "샌드위치 판재의 차량적용 기술개발", 한국소성가공학회지, 제7권, 제6호, pp.603~609.
- (7) 금영탁, R. H. Wagoner, 1991, "프레스 금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법", 대한기계학회 논문집, 제15권 제4호, pp.1108~1122.
- (8) 김준보, 이광병, 금영탁, 1998, "굽힘효과를 고려한 박막 유한요소에 의한 단면 성형해석", 대한기계학회 논문집 A권, 제22권 제3호, pp.493~503.
- (9) D. Zhou, 1993, "Development and Testing of a New Algorithm for FEM of Sheet Forming", Ph.D Dissertation.
- (10) Z. T. Zhang and S. J. Hu, 1997, "Mathematical Modeling in Plane Strain Bending", SAE Trans., no.970439.
- (11) 이재우, 금영탁, 1998, "박판성형공정의 유한요소해석을 위한 드로우비드 전문모델 개발(1부:실험)", 한국소성가공학회지, 제7권, 제1호, pp.3~11.
- (12) F. Pourboghrat and E. Chu, 1993, "Prediction of Springback and Sidewall Curl in 2D-Draw Bending", Proc. NUMISHEET'93 Conf., pp.337~351.
- (13) J. Hambrecht, S. Choudhry, J. K. Lee and R. H. Wagoner, 1989, "Numerical Study of Two-Dimensional Sheet Forming Processes Using Bending, Membrane and Solid Finite Element Models", Proc. NUMIFORM'89 Conf., pp.451~456.
- (14) 허훈, 한수식, 양동열, 1993, "유한 요소 박판 성형 해석에 있어서의 굽힘의 영향", 대한기계학회 '93년도 춘계학술대회논문집(I), pp.799~802.
- (15) Y.T.Keum and K.B.Lee, 2000, "Sectional Finite Element Analysis of Forming Processes for Aluminum-Alloy Sheet Metals", International Journal of Mechanical Engineering, Vol.42, No.10, pp.1911~1933.