

## 굽힘이 고려된 개량 박막 유한요소를 사용한 박판금속 성형해석에서의 블랭크 홀딩력 적용방법에 관한 연구

최태훈\* · 허 훈\*

(1998년 12월 4일 접수)

### An Improved Scheme for the Blank Holding Force in Sheet Metal Forming Analysis using the Modified Membrane Finite Element Considering Bending Effect

Tae Hoon Choi and Hoon Huh

#### Abstract

The paper is concerned with an improved scheme for application of the blank holding force in order to take account of the thickness distribution in the sheet material of the flange region. The scheme incorporates with a modified membrane finite element method for planar anisotropic materials. The new scheme proposed two coefficients  $\alpha$  and  $\beta$  to calculate the compressive stress in the sheet metal due to the blank holding force, which should be determined properly for accurate analysis. The effect of  $\alpha$  and  $\beta$  on the blank holding force distribution and the deformed shape is investigated with simulations of rectangular cup deep drawing processes by changing parameter values.

**Key Words** : Blank Holding Force, Modified Membrane Finite element, Sheet Metal Forming, Planar Anisotropy

#### 1. 서 론

박판금속 성형가공은 근대 산업의 많은 부분을 차지하는 중요한 공정으로서, 인장성형과 굽힘성형의 복합적인 조합으로 이루어진다. 박판금속 성형에 관한 해석과 연구는 성형제품의 정밀도, 생산성, 생산단가 절감 등을 위해서 필수적이며, 유한요소법을 이용한 해석에 관한 연구가 최근 수십년간 활발히 이루어지고 있다. 그 중에서도 박막 요소는 시간과 컴퓨터 저장용량을 절약할 수 있다는

장점이 있어서 최근까지도 널리 이용되고 있다.<sup>(1~4)</sup> 대부분의 박판금속 성형에서 재료는 굽힘변형을 하게 되므로, 최근에는 유한요소해석의 정확성을 높이기 위하여 굽힘변형을 고려할 수 있는 해석이 요구되고 있다. 쉘 요소와 연속체 요소는 굽힘변형을 고려할 수 있으나, 계산의 효율성이 떨어지고 수치계산상의 접촉 처리의 문제점 때문에 그 적용에 상당한 제약을 받고 있다. 이상과 같은 요소들의 장단점을 상호 보완하여 해의 정확성과 계산의 효율성을 함께 도모하고자 하는 연구들이 활발히 진행되고 있

\* 한국과학기술원 기계공학과

으며<sup>(6-9)</sup>, 이러한 노력중의 하나로서 Huh 등<sup>(9)</sup>은 굽힘을 고려할 수 있는 박막 요소를 제안하고 강소성 유한요소 수식화를 수행하였다. 이때, 박판의 변형에너지는 박막 요소의 인장변형 에너지와 굽힘변형 에너지로 나눌 수 있다고 가정하였다. 계속된 연구에서 Choi와 Huh<sup>(10)</sup>는 굽힘이 고려된 박막 요소를 사용하여 평면이방성 강소성 유한요소 수식화를 유도하고, 디프드로잉 공정을 해석하였다. 최근의 산업에서 다양한 형상의 박판제품들이 요구되고 있고 제품의 설계로부터 생산까지의 기간이 단축되고 있는 것을 고려할 때, 박판성형 공정에 관한 해석에 있어서 계산의 효율성은 매우 중요한 인자이며, 따라서 계산의 효율면에서 월등한 박막 요소를 개량하는 연구의 효과는 클 것으로 예상된다.

박막 요소는 외형적으로 두께를 갖고 있지 않으므로 성형공정에서 두께의 변화로 인한 접촉상태를 알 수 없다. 따라서 블랭크 홀딩력이 작용되는 부위를 예측할 수 없다. 지금까지 가장 많이 사용되고 있는 블랭크 홀딩력 적용방법은 블랭크 홀더 영역에서 재료의 최외곽에 있는 절점에 블랭크 홀딩력을 적용하는 방법이다.<sup>(11)</sup> 이러한 방법은 재료의 두께분포에 따른 블랭크 홀딩력의 집중 현상이나 플랜지 안쪽 부분에 있는 재료에 적용되는 블랭크 홀딩력의 영향을 전혀 고려할 수 없다. 따라서, 원형컵 디프드로잉의 경우, 실제보다 과도한 귀현상이 나타나게 된다. 이러한 블랭크 홀딩력 적용 방법의 단점을 보완하기 위하여, Choi 등<sup>(12)</sup>은 박막요소를 이용한 유한요소 해석시에 유용한 블랭크 홀딩력 적용 방법을 제안하였다. 박막 요소는 외형상으로 그 두께가 없지만, 해석시에 두께가 계산되므로 블랭크 홀더에 의하여 가상적으로 압축된다고 가정하고, 그 반력이 블랭크 홀딩력과 평형을 이룰 수 있도록 블랭크 홀딩력을 적용하였다. 본 논문에서는 이렇게 제안된 방법에서 재료 내부에 발생하는 압축응력을 계산시에 사용되는 계수들의 영향을 분석하기 위하여 계수들의 값을 변화시키면서 직사각형 디프드로잉 공정을 해석하였다.

## 2. 이 론

### 2.1 굽힘이 고려된 박막요소에 관한 유한요소 수식화

시간  $t_0$ 에서의 표면의 형상과 유효 변형률 분포를 알고 있고  $f^i$ 를 체적력, 변위 벡터를  $u_i$ , 경계면에서의 표면력을  $t^i$ 라하면 평형 방정식과 적합조건식은 응력장과 속도장을 만족한다. 평형 방정식과 응력 경계 조건으로부터 발산 정리를 이용하여 가상일 원리를 구하면

$$dW = \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij} dV = \int_{V^0} f^i \delta u_i dV + \int_{A^0} t^i \delta u_i dA \quad (1)$$

와 같다. 변형률을 인장에 의하여 발생하는 박막변형률과 굽힘에 의하여 발생하는 굽힘변형률로 분리하여  $\delta \epsilon_{ij} = \delta \epsilon_{ij}^m + \delta \epsilon_{ij}^b$ 와 같이 나타낼 수 있고 내부가상일 식은  $\delta W = \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij}^m dV + \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij}^b dV$ 과 같이 나타낼 수 있다. 윗식의 첫번째항은 박막에너지항이고 두번째항은 굽힘 에너지항이다. 따라서 굽힘을 고려한 가상일 식은 다음과 같이 쓸 수 있다.<sup>(9)</sup>

$$\begin{aligned} & \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij}^m dV + \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij}^b dV \\ & = \int_{V^0} f^i \delta u_i dV + \int_{A^0} t^i \delta u_i dA \end{aligned} \quad (2)$$

여기서  $\epsilon_{ij}^m$ 은 두께에 대해서 균일한 분포를 갖고  $\epsilon_{ij}^b$ 는 두께에 대하여 선형적 분포를 갖는다. 이와 같이 전체 가상일을 박막에너지항과 굽힘에너지항으로 분리하여 각각에 대한 유한요소 수식화를 유도한다.

이때 환류 좌표계를 주변형률방향에 접하도록 설정하여 시간  $t_0$ 와  $t_0 + \tau$ 에서 좌표계가 모두 수직을 이루는 주 환류 좌표계를 이용하였다. Hill의 이차항복식을 이용하고 주 환류좌표계와 이방성축의 변환관계식을 적용하여 유효변형률 증분  $\Delta \bar{\epsilon}$ 을 라그랑지안 변형률에 관하여 나타낼 수 있고 이로부터 박막에너지 항은 다음과 같이 유한요소 근사하여 나타낼 수 있다.<sup>(3)</sup>

$$\delta W^m = \int_{V^0} \sigma^{ij} \delta \epsilon_{ij}^m dV = \int_{V^0} \bar{\sigma} \delta \bar{\epsilon} t dA \equiv \delta U^T Q^m(U) \quad (3)$$

상기식에서  $Q^m(U)$ 는 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$Q^m(U) = \sum_e \int_{A^{0(e)}} \frac{2\bar{\sigma}}{3\Delta \bar{\epsilon}} (\alpha_1 K_1 + \alpha_2 K_2 + \alpha_3 K_3) t dA \quad (4)$$

이때,

$$\alpha_1 = \frac{3\Delta \bar{\epsilon}}{2} \frac{\partial(\Delta \bar{\epsilon})}{\partial E_{11}}, \quad \alpha_2 = \frac{3\Delta \bar{\epsilon}}{2} \frac{\partial(\Delta \bar{\epsilon})}{\partial E_{22}}, \quad (5)$$

$$\alpha_3 = \frac{3\Delta \bar{\epsilon}}{2} \frac{\partial(\Delta \bar{\epsilon})}{\partial E_{12}}$$

이며  $K_i$ 는 아래와 같이 구해진다.

$$K_i = B_i(X + U) \quad (6)$$

이때,

$$\begin{aligned} B_1 &= \frac{\partial H^T}{\partial \xi^1} \frac{\partial H}{\partial \xi^1} \\ B_2 &= \frac{\partial H^T}{\partial \xi^2} \frac{\partial H}{\partial \xi^2} \\ B_3 &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial H^T}{\partial \xi_1} \frac{\partial H}{\partial \xi_2} + \frac{\partial H^T}{\partial \xi_2} \frac{\partial H}{\partial \xi_1} \right) \end{aligned} \quad (7)$$

상기식에서  $H$ 는 형상함수로 구성된  $3 \times 12$ 의 행렬이다. 굽힘에너지항은 평면이방성을 고려하기 위하여 요소경계면과 이방성축이 이루는 각을 이용한 텐서변환을 하고 이로부터 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.<sup>(9)</sup>

$$\begin{aligned} \delta W^b &= \int_{A_0} C \Delta \kappa_1 \delta(\Delta \kappa_1) dA \\ &+ \int_{A_0} C \Delta \kappa_2 \delta(\Delta \kappa_2) dA \equiv \delta U^T Q^b(U) \end{aligned} \quad (8)$$

윗식에서,  $\kappa_1$ 는 요소경계면에서의 곡률을 나타내며,  $C$ 는 텐서변환으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.  $C$ 는 박판 두께의 세제곱에 비례하는 상수임을 알 수 있다.<sup>(12)</sup>

$$\begin{aligned} C &= \frac{t^3}{18 \Delta \bar{E}} (r_0 + r_{90} + r_0 r_{90}) \left[ \frac{(1+r_{90}) \cos^4 \theta + r_{90} \cos^2 \theta \sin^2 \theta}{(r_{90} + r_0^2 + r_0 r_{90})} \right. \\ &+ \frac{(1+r_0) \sin^4 \theta + r_0 \cos^2 \theta \sin^2 \theta}{(r_0 + r_0^2 + r_0 r_{90})} \\ &\left. + \frac{\cos^2 \theta \sin^2 \theta}{(r_0 + r_{90})(2r_{45} + 1)} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

식(8)에서  $Q^b(U)$ 는 굽힘에너지항으로부터 구하여지는 값이며 다음과 같다.

$$Q^b(U) = \sum_{e_1} \int_{A_{e_1}^{(p)}} C B_4^T B_4 U dA \quad (10)$$

이때,

$$\begin{aligned} B_4 &= \frac{1}{L_i} \left[ (n_1^{(1)} \cdot g^{ij} b_j) \left( \frac{\partial H^T}{\partial \xi^i} \cdot n_3^{(1)} \right) \right. \\ &\left. - (n_1^{(2)} \cdot g^{ij} b_j) \left( \frac{\partial H^T}{\partial \xi^i} \cdot n_3^{(2)} \right) \right] \end{aligned} \quad (11)$$

와 같으며, 여기서  $\xi^i$ 는 환류 좌표계에서 사용되는 좌표

이고  $g^{ij}$ 는 환류 좌표계에서의 계량 텐서이며  $n_i^{(p)}$ 는 이웃하고 있는 두 개의 요소에서 (p)번째 요소에 있는 굽힘 관련 직교좌표계의 기준벡터이다.

체적력  $f^i$ 를 무시하고 가상일 원리 식(1)로부터 구한 수식을 유한 요소로 유한 차분 근사화하면 다음과 같은 행렬 방정식을 얻게 된다.

$$Q^m(U) + Q^b(U) = F(U) \quad (12)$$

식(12)는 변위 벡터  $U$ 에 대한 비선형 함수이다. 이 비선형식의 해를 구하기 위하여 뉴턴 램슨 축차법이 사용되었다. 접촉처리는 경사경계조건을 사용하였으며 마찰은 유연화 함수를 사용하여 적용하였다.

## 2.2. 블랭크 홀딩력 적용방법

일반적으로 박판성형 유한요소 해석에서는 Chung과 Swift<sup>(11)</sup>가 제안한 방법에 따라서, 블랭크 홀딩력은 재료의 변형과 관계없이 가장 바깥쪽에 있는 절점들에 고르게 분포하도록 적용하는 방법이 가장 많이 사용되고 있다. 실제로 디프드로잉 성형공정에서 블랭크 홀더 영역에 있는 재료는 최외곽에서 균일하게 두꺼워지지 않으며, 평면이방성을 갖는 재료인 경우에는 방향에 따라서 두께 분포의 차이가 더욱 크게 된다. 따라서 기존의 적용방법으로는 실제의 변형기구를 정확히 묘사하기가 어렵다. 블랭크 홀딩력은 재료와 블랭크 홀더와의 접촉으로부터 발생하기 때문에 재료의 두께 분포의 영향을 배제할 수 없다. 박막 요소는 외견적으로는 두께가 없지만 해석상에서 매 단계마다 두께 분포를 계산하므로 블랭크 홀더에 의하여 일정한

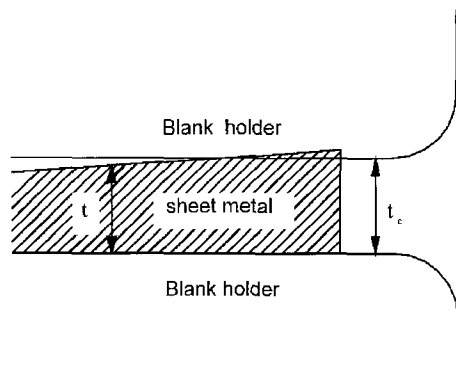


Fig. 1 Virtual compressed thickness for the modified scheme applying the blank holding force

두께보다 두꺼운 부분이 압축을 받는다고 가정하면 블랭크 홀더에 의한 재료의 반력을 구할 수 있다. Fig. 1과 같이  $t_c$ 가 압축된 두께라고 가정하면,  $t_c$ 보다 두꺼운 부분에서 블랭크 홀딩력을 계산할 수 있다.

이렇게 계산된 블랭크 홀더에 의한 재료의 반력의 총합은 전체 블랭크 홀딩력과 같아야 평형을 이룰 수 있다. 이와 같은 개념을 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\sum_{e=1}^{n_e} \int_{\Omega} \sigma^{bhf}(t, t_c) d\Omega = F^{bhf} \quad (13)$$

여기서  $\sigma^{bhf}$ 는 블랭크 홀더에 의하여 발생하는 압축응력으로서, 재료의 두께  $t$ 와 압축된 두께  $t_c$ 의 함수이고  $n_e$ 는  $t_c$ 보다 큰 두께를 갖는 요소의 수이다. 식(13)에서 알 수 있는 것처럼  $\sigma^{bhf}$ 는  $t_c$ 에 따라서 달라지며, 이에 따라 블랭크 홀딩력과의 평형 여부가 결정된다. 따라서 이분결정법(bi-section method)에 의한 축차법을 이용하여 식(13)을 만족하는  $t_c$ 를 결정한다.

그런데, 일반적으로 한 개의 유한요소 전체가  $t_c$ 보다 두꺼운 두께를 갖는 것은 아니며, 요소의 일부가 블랭크 홀더와 접촉하는 경우가 일어난다. 따라서, 식(13)의 적분을 보다 정확하게 수행하기 위해서는 요소 내부에서 블랭크 홀더와 접촉하게 되는 부분을 예측할 수 있어야 하며, 이에 따라 절점에서의 두께 분포를 필요로 하게 된다. 해석상에서 계산된 두께 분포는 가우스 적분점에서 구한 것이므로, 최소자승법(Least square method)을 이용하여 절점에서의 두께 분포를 구하였다. 모든 절점에서의 두께를 알고 있으므로, 가정된  $t_c$ 로부터 요소 내부에서 블랭크 홀더와 접촉하는 부분을 예측할 수 있게 된다. 이때 예측된 블랭크 홀더와 재료의 가상적인 접촉 상태에 따라 접촉기법을 응용하기 위하여 접촉상태를 Fig. 2와 같이 모듈화하였다.

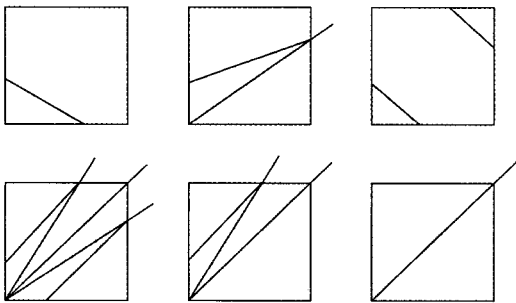


Fig. 2 Contact modes according to the contact condition of a four node bilinear quadrilateral element

빋금친 부분이 재료의 두께가  $t_c$ 보다 두꺼운 부분으로서 블랭크 홀더와 닿고 있다고 생각할 수 있는 부분이다. 요소 내부에서 두께가  $t_c$ 와 일치하는 부분이 직선이 되는 것은 사각요소 내부에서 두께가 일차적인 분포를 이룬다고 가정하였기 때문이다. 접촉부분에서의 적분은 Fig. 3에서처럼 예측된 접촉부분을 삼각요소로 나누어 각각의 삼각요소에서 적분을 수행하였다. 이때  $\sigma^{bhf}$ 는 각 삼각요소의 적분점에서 다음과 같은 공식을 가정하여 계산하였다. 식(14)는 블랭크 홀더에 의하여 발생하는 압축응력은 재료의 물성치와 같은 거동을 한다고 가정하여 일반화된 포괄적인 식으로 기술하였다.

$$\sigma^{bhf} = \alpha k (\beta \epsilon^{bhf} + \epsilon_0)^n \quad (14)$$

여기서,  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 임의의 제어계수이며 접촉영역을 집중시키거나 분산시키고, 압축응력을 적절히 분산시키는 역할을 한다.  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 모두 그 값이 커짐에 따라서, 같은 압축 변형률에도 더욱 큰 압축 응력을 갖게 되므로, 전체 블랭크 홀딩력의 크기가 일정할 때 상대적으로 블랭크 홀딩력의 적용 범위는 작아지게 되고, 접촉력의 크기도 집중되게 된다. 본 논문에서는 이 두 가지 계수의 변화에 따른 결과의 변화를 분석하여 그 영향을 파악하는 것이 목적이다.  $k$ 와  $n$ 은 각각 재료의 가공경화 상수 및 지수이며,  $\epsilon_0$ 는 재료의 항복응력에 의하여 결정되는 초기 변형률이다. 식(14)는 일반화한 식으로 특별히  $\epsilon_0$ 이 생략된 유동응력식에서는  $\beta$ 를 소거하여  $\alpha$ 만으로 기술할 수 있다. 이때,  $\epsilon^{bhf}$ 는 압축변형률로서 다음과 같이 결정된다.

$$\epsilon^{bhf} = \ln\left(\frac{t}{t_c}\right) \quad (15)$$

이상과 같은 방법으로 적분을 수행하여 식(13)을 만족하게 되면 가상의 압축두께  $t_c$ 는 재료의 반력과 블랭크 홀딩력이 평형상태에 있도록 하게 된다.

여러 개의 삼각요소에서 압축응력을 적분하여 구한 반력은 유한요소 해석을 위해서 사각요소의 각 절점으로 적절히 분배되어야 한다. Fig. 3과 같이 압축응력의 적분치는 삼각요소의 무게중심에 작용한다고 가정하고 다음과 같이 형상함수를 이용하여 사각요소의 절점으로 분배하였다.

$$(F_e^{bhf})_i^\alpha = (F_e^{bhf})^\alpha \times N_i(s_\alpha, t_\alpha) \quad (16)$$

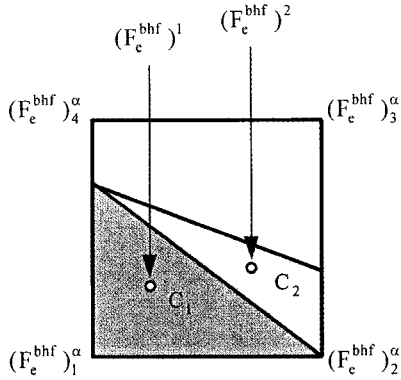


Fig. 3 Distribution of the nodal force from a triangular element to a four node element

여기서  $(F_e^{bhf})^\alpha$ 는 삼각요소에서 압축응력을 적분한 반력치이고  $(F_e^{bhf})_i^\alpha$ 는 사각요소에서  $i$ 번째 절점에 분배된 반력치이며  $N_i$ 는 사각요소의 형상함수이다. 정의에 따라서, 형상함수는 어떤 적분점에서도  $\sum_{i=1}^4 N_i(s_\alpha, t_\alpha) = 1$ 이므로 식(16)에 의하여 분배된 사각절점에서의 반력의 합은 삼각요소에서 계산된 반력과 같게 된다. 또한 형상함수가 계산되는  $\alpha$ 번째 삼각요소의 무게중심에서의 국부좌표  $(s_\alpha, t_\alpha)$ 는 일반좌표  $(x_\alpha, y_\alpha)$ 로부터 최소자승법으로 계산하였다. 개선된 블랭크 홀딩력 적용방법은 다음과 같은 알고리즘으로 간략하게 설명될 수 있다.

I. 최소자승법을 이용하여 각 적분점에서의 두께분포로부터 각 절점에서의 두께분포를 구한다.

II. 플랜지 부분에서 블랭크 홀딩력과 재료 내부의 반력이 평형을 이룰 수 있는 압축두께  $t_c$ 를 찾는다.

a. 이분결정법의 초기하한값  $t_l$ 과 초기상한값  $t_h$ 를 가정한다.

b. 이분결정법에 의해서,  $i = 1$ 일 때,  $t_c^i = (t_l + t_h) / 2$ 로 결정한다.

c. 가정된 압축두께  $t_c$ 를 이용하여, 4 절점 요소에서 접촉면적을 계산한다.

d. 4 절점 요소에서 접촉면적을 형상에 따라서 삼각요소로 분할하고, 각 삼각요소의 적분점에서 가상 압축두께  $t_c$ 에 관한 압축변형률을 계산한다. 이때, 압축변형률은  $\epsilon^{bhf} = \ln\left(\frac{t}{t_c^i}\right)$ 와 같이 계산한다.

e.  $q = \sum_{i=1}^{nbc} \int_{\Omega} \sigma^{bhf}(t, t_c^i) d\Omega = BHF$ 로 재료내부의 반

력과 전체 블랭크 홀딩력과의 차이를 구한다. 이때,  $\sigma^{bhf} = \alpha k (\beta \epsilon^{bhf} + \epsilon_0)^n$ 와 같다.

f.  $\delta$ 를 매우 작은 수(본 연구에서는 0.1로 사용)라고 생각할 때,

$|q| \gg \delta$ 이고  $q > 0$ 이면,  $t_l = t_c^i$ 로 하고 b로 돌아간다.

$|q| \gg \delta$ 이고  $q < 0$ 이면,  $t_h = t_c^i$ 로 하고 b로 돌아간다.

$|q| \leq \delta$ 이면, 축차를 종료하고 III으로 간다.

III. 구해진 압축두께  $t_c$ 보다 두꺼운 부분의 절점에 블랭크 홀딩력을 분배하여 적용한다.

### 3. 수치해석 및 결과

개선된 블랭크 홀딩력의 적용방법을 이용하여 직사각형 디프드로잉 성형 공정을 해석하였다. 해석에 사용된 재료는 자동차용 냉연 강판이며 해석에 사용된 계산자료는 다음과 같다.

박판 두께 : 0.652 mm

블랭크의 크기 : 120 mm × 170 mm

블랭크 홀딩력 : 1500 kgf

Coulomb 마찰 계수 : 0.11

Lankford 상수 :  $r_0 = 1.771, r_{90} = 1.662, r_{45} = 2.279$

응력-변형률 관계식 :  $\bar{\sigma} = 67.5(0.00010 + \bar{\epsilon})^{0.273} \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

기존의 블랭크 홀딩력 적용방법을 사용한 해석과 개선된 적용방법을 사용한 해석 모두에서 재료는 평면이방성을 갖는다고 생각하였다. 대칭을 고려하여 전체영역의 1/4만 해석하였다. 해석에 사용된 절점과 요소의 수는 각각 483개와 440개이다. 펀치행정이 40 mm일때까지 해석하였으며, 개선된 블랭크 홀딩력의 적용방법을 사용하였을 때, 압축두께  $t_c$ 를 구하기 위한 반복축차는 매 단계에서 10에서 12회 반복하여 수렴하였다. 해석에 사용된 다이의 형상 및 치수는 Fig. 4에 나타내었다. 개선된 블랭크 홀딩력 적용 방법은 재료의 두께에 따라서 블랭크 홀딩력의 적용 범위와 크기를 제어하여 재료가 안쪽으로 빨려 들어가는 양을 조절해 줌으로써 변형 형상과 두께 변형률 분포에 영향을 주며, 변형 과정에서 더욱 정확한 재료의 외곽 형상을 얻을 수 있음을 알 수 있었다.<sup>(12)</sup> 본 논문에서는 압축 변형률과 압축 응력의 관계를 결정하는 상수  $\alpha$ 와  $\beta$  값이 변함에 따른 블랭크 홀딩력이 작용하는 범위와 재료의 외곽 형상의 변화를 고찰해 보고자 한다. 이 결과로 일반적인 디프드로잉 공정의 해석시에 블랭크 홀딩력 적용방법으로  $\alpha$ 와  $\beta$  값의 범위와 적정치를 유추한다.

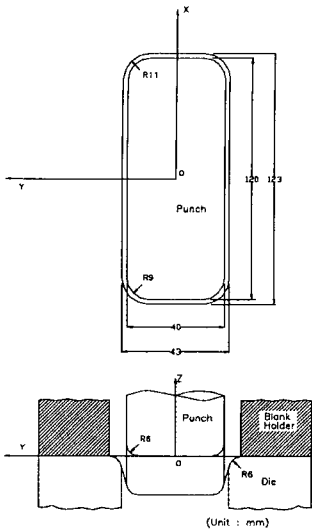


Fig. 4 Schematic view of the deep drawing process of a rectangular cup

먼저  $\alpha$  값의 변화에 관한 해석 결과의 변화를 보기 위하여,  $\beta$ 를 1.0으로 고정하고  $\alpha$ 를 0.05, 0.1, 1.0으로 변화시켜 가면서 해석을 수행하였다. Fig. 5에  $\alpha$ 가 0.05일 때와 1.0일 때, 30mm간 변형을 진행시키고 난 후의 변형형상을 비교하여 나타내었다. 전체적인 변형양상은 달라진 것이 없으나, 장축방향으로  $\alpha$ 가 1.0일 때 재료가 덜 빨리 들어오는 양상을 보이고 있음을 알 수 있다.

$\alpha$  값이 커지면, 같은 압축 변형률에서 재료의 두께 방향의 압축 응력이 크게 계산되기 때문에 보다 좁은 영역의 플랜지 부분에 블랭크 홀딩력이 작용해도 총 블랭크 홀딩력과 평형을 이룰 수 있다. Fig. 6에  $\alpha$  값을 변화시키면서 계산된 블랭크 홀딩력이 작용하는 범위의 변화를 나타내고 측정 결과와 비교하였다. 일정 압력에서 표면의 색깔이 변화하는 감압지를 사용하여 블랭크 홀딩력이 작용하는 범위를 측정하였다. 그러나, 블랭크 홀더와 박판 재료 사이에 감압지를 삽입하여야 하므로 펀치가 없는 상태에서 측정할 수 밖에 없었으며, 이러한 측정 결과는 실제로 재료가 성형되면서 작용되는 블랭크 홀딩력 작용 범위와는 차이가 있을 것으로 예상된다. 보다 정확한 측정을 위하여는 변형을 진행시키면서 블랭크 홀딩력을 측정할 수 있는 방법이 필요하리라고 생각한다. 예측할 수 있는 바와 같이, 해석에서 계산된 블랭크 홀딩력이 작용하는 범위는  $\alpha$  값이 커짐에 따라서 더욱 집중되는 경향을 보이고 있다. 총 블랭크 홀딩력은 똑같이 작용하였다고 하더라도,

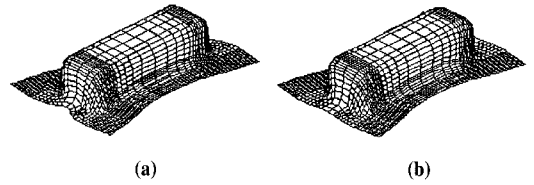


Fig. 5 Deformed mesh configurations at the punch stroke of 30 mm( $\beta=1.0$ ): (a)  $\alpha=0.05$ ; (b)  $\alpha=1.0$

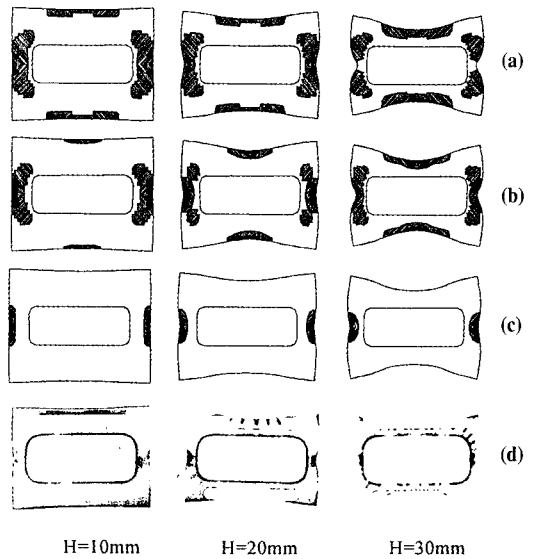


Fig. 6 Distribution of the blank holding force( $\beta=1.0$ ): (a)  $\alpha=0.05$ ; (b)  $\alpha=0.1$ ; (c)  $\alpha=1.0$ ; (d) experiment

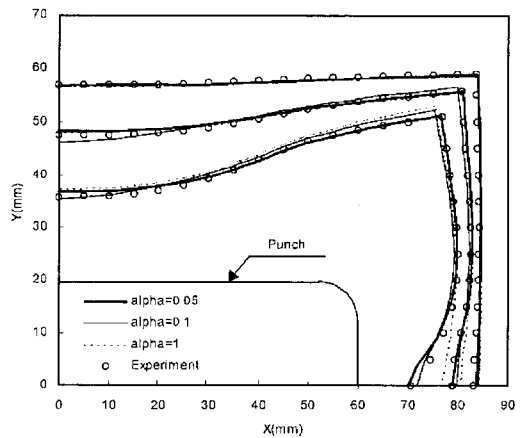


Fig. 7 Comparison of the boundary shape contour between computed results with various  $\alpha$  ( $\beta=1.0$ ) and experimental results

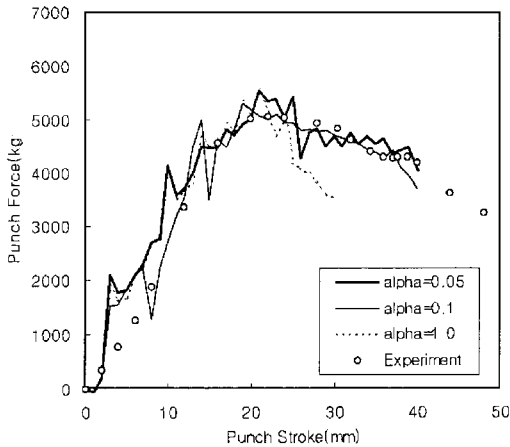


Fig. 8 Comparison of the drawing load between computed results with various  $\alpha$  ( $\beta=1.0$ ) and experimental results

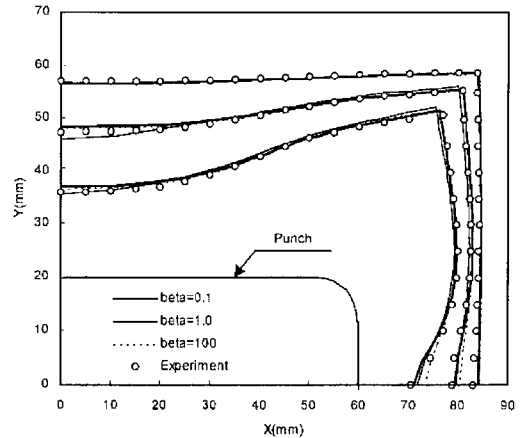


Fig. 10 Comparison of the boundary shape contour between computed results with various  $\beta$  ( $\alpha=0.1$ ) and experimental results

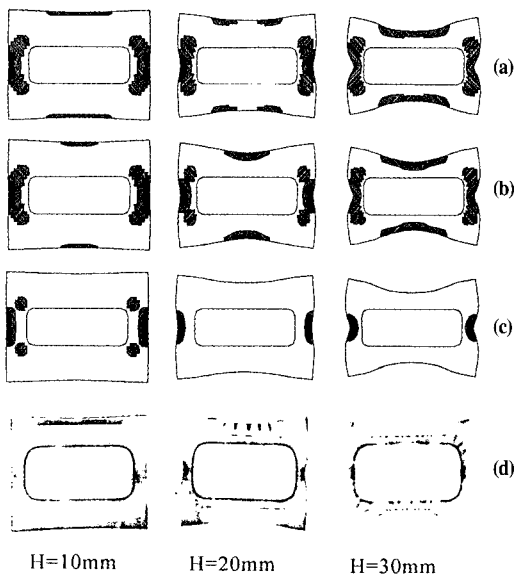


Fig. 9 Distribution of the blank holding force ( $\alpha=0.1$ ): (a)  $\beta=0.1$ ; (b)  $\beta=1.0$ ; (c)  $\beta=100$ ; (d) experiment

블랭크 홀딩력이 분산되는 경향에 따라서 Fig. 7에 나타난 것처럼 재료의 외곽 형상이 차이가 나게 된다.  $\alpha$  값이 작아짐에 따라서, 장축방향으로 재료가 빨려들어오는 양이 많아짐을 알 수 있으며, 실험 결과와 비교하였을 때  $\alpha$  값이 0.05 일 때 가장 정확한 결과를 얻을 수 있었다.  $\alpha$  값이 변하더라도, 작용되는 블랭크 홀딩력의 총합은

변화가 없으므로 디프드로잉 과정에서 펀치 반력은 영향을 받지 않을 것이라고 예측할 수 있으며, Fig. 8에서 예상한 바와 같은 결과를 확인하였다. 대체적으로  $\alpha$  값의 변화와 관계없이 펀치 반력에 관한 해석 결과는 실험치를 적절하게 예측할 수 있는 것을 알 수 있다.

이상의 결과로부터,  $\alpha$  값이 0.05일 때 가장 실험 결과와 비슷한 해석 결과를 얻을 수 있다는 것을 알 수 있었다. 전체적인 재료의 변형을 포괄적으로 포함하는 재료의 외곽 형상을 비교하였을 때,  $\alpha$  값이 0.1인 경우에는 해석 결과가 실험결과와 약간의 오차를 보였다.  $\alpha$  값이 적절히 적용되지 못했을 때,  $\beta$  값의 조절을 통하여 어느 정도의 보완이 가능할 것인지를 알아보기 위하여  $\alpha$  값을 0.1로 고정하고  $\beta$  값을 조절하면서 해석하였다. 이때,  $\beta$  값을 0.1, 1, 100으로 변화시켜 가면서 해석하였다.

$\beta$  값의 변화에 따른 접촉면적의 변화를 Fig. 9에 나타내었다. 예측할 수 있는 바와 같이  $\beta$  값이 커질수록 접촉면적은 작아지며, 주로 장축방향의 플랜지 부위에 남아있는 재료에 집중함을 알 수 있다. Fig. 10에  $\beta$  값의 변화에 따른 재료의 외곽형상의 변화를 펀치성형이 진행됨에 따라서 나타내었다. 철 합금의 경우  $n$ 은 대략적으로 0.25~0.3의 값을 가지며 이에 따라  $\beta$  값의 변화는 전체적인 양상에 크게 영향을 주지는 못하는 것으로 나타났다. 하지만,  $\beta$  값을 0.1과 100으로 크게 변화시키면 변형 형상에서도 어느 정도 눈에 띄는 변화를 볼 수 있으며 변화의 경향은  $\alpha$ 를 변화시켰을 때와 마찬가지로  $\beta$  값이 증가함에 따라서 장

#### 4. 결 론

굽힘이 고려된 개량 박막요소를 이용한 직사각컵 디프드로잉 성형 해석에서 블랭크 홀딩력을 적절하게 적용하기 위하여 재료의 두께변화를 고려한 새로운 블랭크 홀딩력 적용방법을 제안하였다. 이때, 유한요소의 적분점에서 작용하는 블랭크 홀딩력에 의한 압축 응력을 계산하기 위하여 제안된 식에서 도입하고 있는 두 개의 계수  $\alpha$  와  $\beta$  의 영향에 관하여 고찰하였다. 계수의 변화에 따라서 펀치반력 분포는 거의 변화가 없었으며, 이에 따라 제안된 블랭크 홀딩력 적용 방법이 펀치반력을 예측하는 면에서 신뢰성을 입증할 수 있었다. 또한 계수의 변화가 재료의 변형 형상에 미치는 영향은 전체적으로는 그리 크지 않지만 장축 방향의 재료의 유입에 영향을 주고 재료가 블랭크 홀더에 닿는다고 생각되어지는 접촉면적에 크게 영향을 준다는 것을 확인하였다. 따라서, 본 논문에서 사용되는 블랭크 홀딩력 적용법을 이용하여 보다 정확한 해석을 위해서는 계수의 선정에 보다 신중을 기해야 함을 알 수 있었다.

#### 참 고 문 헌

- (1) N. M. Wang and B. Budiansky, 1978,; Analysis of Sheet Metal Stamping by a Finite Element Method ;-J. Appl. Mech., Trans. ASME, Vol. 45, pp.73~82.
- (2) C. H. Toe and S. Kobayashi, 1985,; Deformation Analysis and Blank Design in Square Cup Drawing ;-Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 25, pp. 15~32.
- (3) 김용진, 1985,; 형상변화 효과와 재료의 이방성을 고려한 강소성 유한요소법의 수식화 및 박판금속 성형에의 응용 ;-한국과학기술원, 박사학위논문.
- (4) I. S. Song, D. J. Yoo, J. W. Yoon, D. Y. Yang, H. Huh and J. H. Lee, 1995, "Finite Element Analysis and Design of Binder Wraps for Automobile Sheet Metal Parts Using Surface Boundary Condition", J. Mater. Eng. Perform., Vol. 4, pp.593~598.
- (5) N. M. Wang and S. C. Tang, 1988,; Analysis of Bending Effects in Sheet Forming Operations ;-Int. J. Num. Meth. Eng., Vol. 25, pp. 253~267.
- (6) E. Onate and C. Agelet de Saracibar, 1990,; Finite

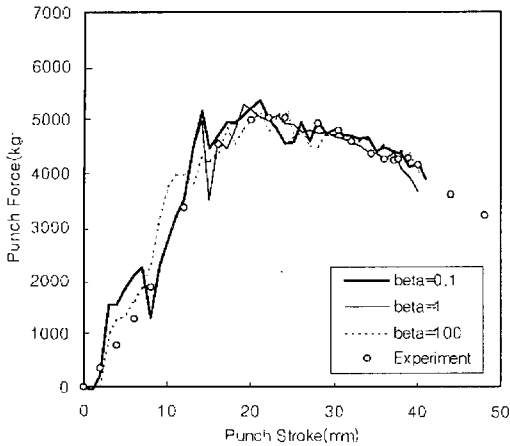


Fig. 11 Comparison of the drawing load between computed results with various  $\beta$  ( $\alpha=0.1$ ) and experimental results

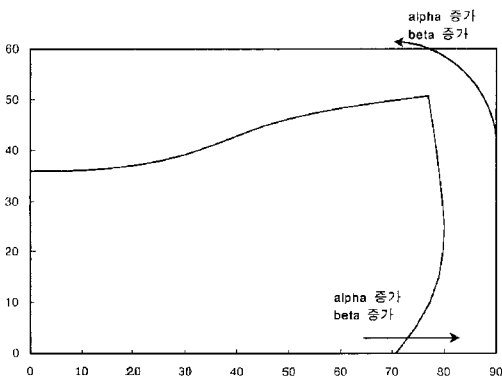


Fig. 12 Effect of  $\alpha$  and  $\beta$  on the boundary shape contour

축방향의 재료가 덜 빨려 들어온다는 것을 알 수 있다.  $\alpha$  를 0.1로 고정시켰을 때에는  $\beta$  를 0.1로 하였을 때 실험과 가장 비슷한 결과를 나타내었다. Fig. 11에 펀치 행정에 대하여 펀치반력의 변화를 도시하였다.  $\alpha$  의 변화에 따른 해석과 마찬가지로  $\beta$  가 변할 때에도 펀치반력은 거의 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다.

유한요소의 각 적분점에서의 블랭크 홀딩력에 의한 응력을 계산하기 위해 사용된 두 개의 인자  $\alpha$  와  $\beta$  의 변화에 따른 재료의 외곽형상이 변화하는 경향을 Fig. 12에 도식적으로 정리하였다. 플랜지 부분의 형상은  $\alpha$  와  $\beta$  가 증가하면서 장축방향으로 덜 빨려 들어가고, 모서리 부분은 시계 반대방향으로 회전하는 경향이 있음을 알 수 있다.



Element Analysis of Sheet Metal Forming Problems using a Selective Viscous Bending/Membrane Formulation ;-Int. J. Num. Meth. Eng., Vol. 30, No. 8, pp.1577~1593.

- (7) M. Kawka and A. Makinouchi, 1992,; Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming Processes by Simultaneous Use of Membrane, Shell and Solid Elements ;-Proc. NUMIFORM 92, pp.491~496.
- (8) C. H. Lee and H. Huh, 1997,; Blank Design and Strain Prediction of Automobile Stamping Parts by an Inverse Finite Element Approach ;-J. Mater. Process. Technol., Vol. 63, pp.645~650
- (9) H. Huh, S. S. Han and D. Y. Yang, 1994, ; Modified Membrane Finite Element Formulation Considering Bending Effects in Sheet Metal Forming Analysis ;-Int. J. Mech. Sci., Vol. 36, pp.659~671.
- (10) 최태훈, 허 훈, 1997,; 굽힘이 고려된 개량박막요소를 이용한 평면이방 박판금속 성형 해석 ;-한국소성가공학회 '97춘계학술대회 논문집, pp.183~187.
- (11) S. Y. Chung and H. W. Swift, 1951,; Cup Drawing from a Flat Blank: Part II - Analytical Investigation ;-Proc. Inst. Mech. Eng., Vol. 165, pp. 199~223.
- (12) T. H. Choi, C. H. Lee and H. Huh, 1998,; Sheet Metal Forming Analysis of Planar Anisotropic Materials with a Proper Numerical Scheme for the Blank Holding Force. ;-METALS AND MATERIALS, Vol. 4, No. 3, pp.408~419.