

전단 및 교축변형이 조합된 복합스피닝 공정에 관한 연구

이항수* · 강정식**

(1999년 6월 28일 접수)

Study on the Spinning Processes Combined with Shear and Shrinking Deformation

H. S. Lee and J. S. Kang

Abstract

An approach using the energy method has been proposed for the analysis of cone spinning having the complicated deformation modes mixed by shear and normal deformation. In the proposed method, the corresponding solution is found through optimization of the total energy dissipation with respect to the parameters assumed by the velocity field defined as the variation of the length in longitudinal direction. The sheet blank is divided into three layers to consider the bending effect and the energy dissipated by shear deformation is superposed to the energy consumption due to normal deformation related with the shrinking deformation of axis-symmetric sheet element for the evaluation of total deformation energy. In order to check the validity of the proposed method, the complex spinning for making the conical cup is analyzed and the computed results are compared with the experimental results. In comparison of the computed results with existing experimental results, the good agreement is obtained for the variation of outer radius and the distribution of thickness, and it has thus been shown that the present approach is applicable to the analysis of complex spinning.

Key Words : Complex Spinning, Normal Deformation, Shear Deformation, Energy Method, Bending Effect

1. 서론

평판을 셸(shell) 제품으로 만드는 스피닝에는 교축스피닝(normal spinning)과 전단스피닝(shear spinning)이 있다. 전단스피닝에서는 소재의 외곽 직경은 변하지 않는 대신 제품의 벽두께가 사인법칙($t_f = t_0 \sin \alpha$)에 의

해 변하게 되며, 교축스피닝은 흔히 보통스피닝(conventional spinning)으로 불리어지는 것으로 소재의 두께변화 대신에 직경을 변화시켜 제품을 완성한다. 이러한 보통스피닝에서는 롤러와 맨드렐 사이의 간극이 충분히 커서 두께에 대한 구속이 없는 경우를 말하며 일반적인 스피닝에서는 단순히 직경만 변화되는 것이 아니라 두께에 구속

* 한라대학교 기계공학부

** 한국기계연구원

을 주어 두께의 변화를 수반하게 된다. 즉, 소재판의 두께 보다는 얇은 벽두께를 가지며 사인법칙을 따르는 전단스피닝보다 두꺼운 두께의 제품을 생산하는 공정으로 전단스피닝과 교축스피닝의 변형특성을 모두 가지고 있으며, 본 연구에서는 이것을 복합스피닝(complex spinning)이라 칭한다.

스피닝에 대한 연구사례들은 대부분 학문적 초창기인 60년대에 발표되었으며 최근에 발표된 연구자료는 그리 많지 않다. Kobayashi 등은^(1~3) 전단스피닝을 위한 기본 해석이론을 발표하였으며 교축스피닝의 가공성에 대한 논문을 발표하였다. Kalpakcioglu^(4~5)는 전단스피닝의 변형 역학 및 전단스피닝의 가공성(spinnability)에 대한 논문을 발표하였다. Arvizur 등⁽⁶⁾도 역시 전단스피닝의 해석 방법에 대한 논문을 발표하였다. Choi 등^(7~8)은 주로 전단스피닝의 가공력 해석을 위한 연구를 진행하였으며, Hayama 등^(6~11)은 많은 연구논문을 다양하게 발표하였는데, 대체로 스피닝의 공정중에 발생하는 가공력의 해석과 여러 가지 가공조건에 대한 역학적 변수의 영향을 조사하는 것으로, 교축스피닝이나 전단스피닝 등 단순스피닝에 국한된 연구결과이며, 복합스피닝에 대해서는 아직 연구된 내용이 거의 없다. 근래에 들어서는 가공력 해석 등의 이론적 접근보다는 제품화 과정에서의 개발사례에 대한 연구들이 발표되었다.^(12~15)

그러나 제품의 다양화에 따라 발생하는 복합스피닝에 대한 연구는 아직 발표된 것이 거의 없는 실정이며, 스피닝시의 변형형상 또는 두께분포 등에 대한 이론적 연구도 부족한 상황이다.

이에 본 연구에서는 일반적으로 많이 적용되는 공정인 복합스피닝에 대하여 교축과 전단의 변형특성을 함께 표현할 수 있는 해석기법을 제안하고 이의 타당성을 검토하고자 한다. 스피닝에서 소재 및 제품은 축대칭으로 2차원 형상을 갖고 있으나, 전체 소재판 중에서 아주 작은 부분에서 롤러와 접촉하면서 부분적으로 성형이 이루어지므로 성형과정은 축대칭형의 교축변형과 롤러 접촉 전후의 상대적인 위치변화에 따른 전단변형이 조합된 3차원 변형으로 파악된다.

본 연구에서의 역학적 현상규명에는 상계해석법을 기본으로 한 에너지법을 사용하고자 한다.

소성가공의 해석에 에너지법을 적용하는 데에는 몇가지의 문제가 해결되어야 한다. 기하학적 형상을 해석적으로 표현해야 하며, 전체 변형영역에 만족되는 동적가용 속도장(kinematically admissible velocity field)이 구성되

어야 한다. 또한 이 속도장의 미분을 통해 변형률을 계산해야 하는데, 속도장이 복잡할 경우에는 계산이 곤란하다.

이러한 문제점을 해결하기 위하여 Lee와 Yang^(16~19)이 축대칭 및 3차원 형상의 박판성형을 해석할 수 있는 방법을 제안했다.

본 연구는 원추형 스피닝을 근사해석하여 두께분포 및 변형형상을 예측하는 방법에 대해 논의하는 것으로, 맨드릴 선단의 중심을 원점으로 하는 종방향(longitudinal direction)길이를 하나의 좌표로 도입하여 이 좌표의 변화에 따른 축대칭 2차원의 교축변형에너지와 전단변형에너지를 각각 산출한 뒤, 이들을 중합(superposition)하여 전체 변형에너지를 구했다.

제안된 방법의 타당성을 검토하기 위해 이미 발표된 실험자료⁽²⁾와 비교하였다.

2. 이론해석

2.1 기본 가정

Fig. 1에 원추형 스피닝 공정을 모식화시켜 나타내었다. 여기서 맨드릴과 롤러 사이의 간극(c:clearance)이 사인법칙($c = t_s = t_0 \sin \alpha$)에 따라 설정되면 소재판의 외곽직경은 변하지 않게 되며 이를 전단스피닝(shear spinning or spun forging)이라 하며, 간극(c)이 충분히 커서 $(c) < (t_0)$ 두께의 구속을 받지 않으면 교축스피닝(normal spinning)이라 한다. 간극이 전단스피닝에서 보다 크고 소재의 두께보다 작은 경우에는 즉, $t_s < c < t_0$ 인 경우에는 두께의 구속을 받음과 동시에 소재의 직경이 변화하

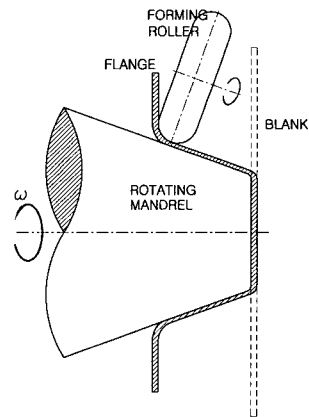


Fig. 1 Schematic diagram of spinning process for conical shell

게 되는데, 이때에는 교축스피닝의 특성과 전단스피닝의 특성을 같이 갖게 되며 이를 복합스피닝(complex spinning)이라 칭한다.

금속의 성형공정에서 재료를 성형시키기 위한 금형이나 공구, 소재의 가공경화, 마찰력 등은 재료의 변형특성에 영향을 미치게 되는데, 금속의 성형공정을 해석하는 데 있어서 실제 현상과 유사성을 유지하는 가운데 적당한 가정을 하면 보다 쉽게 근사해를 얻을 수 있다. 원추형 스피닝을 에너지법으로 해석하는 데 있어서 본 논문에서는 다음과 같은 가정을 도입하였다.

(1) 변형과정의 한 스텝동안은 한 요소 내에서의 변형이 균일하다.

(2) 유동응력(flow stress)은 유효변형률(effective strain)의 함수이다. 즉,

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon}) \quad (1)$$

(3) 구름접촉이므로 롤러와 소재 사이의 마찰계수는 무시된다.

(4) 표면에 수직인 두께방향의 면은 항상 수직을 유지한다.

(5) 롤러와 소재사이의 접촉압력은 한 스텝 동안 균일하다.

(6) 가공소재는 등방성 재료이다.

2.2 원추형 스피닝의 기하학적 정의

Fig. 2(a)는 스피닝 공정 중의 xz-단면형상을 나타내고 있으며 Fig. 2(b)는 yz-단면을 나타내고 있다. 또한 Fig. 2(c)는 xy-단면에 투영하여 나타낸 그림이다. Fig. 2(c)의 xy-단면 상에서 맨드릴과 롤러 사이의 접촉부를 경계로 성형의 시작단면(section-1)과 끝단면(section-2)을 정의하고 이 단면 사이를 변형영역으로 가정하면, section-1이 section-2로 되는 과정을 변형의 한 스텝으로 생각할 수 있다. 한 스텝 사이에서는 롤러와 접촉하여 변형되는 소재의 어느 한 단면의 형상 즉, 롤러를 향하여 들어가는 곳의 형상(section-1)을 변형전상태(current configuration)로 생각하며, 롤러를 빠져나오는 곳의 형

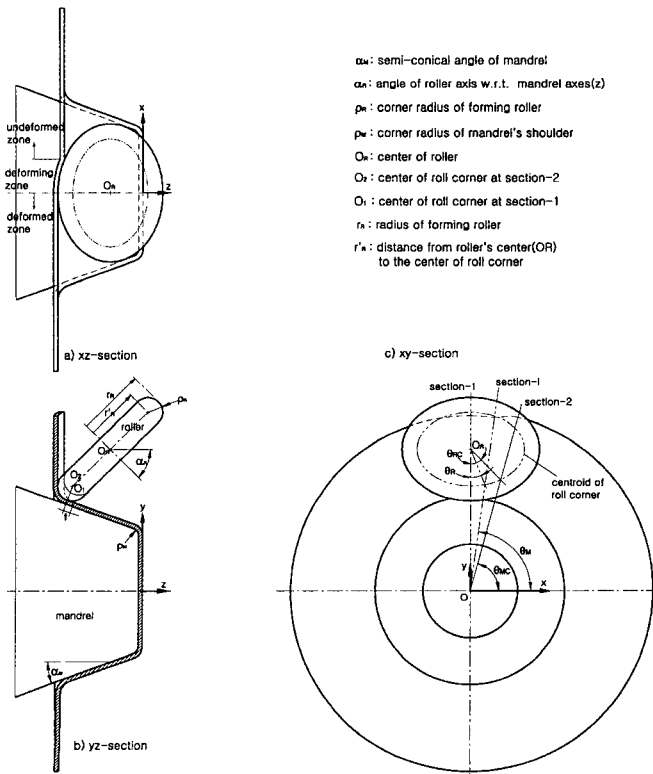


Fig. 2 Geometry of cone spinning

상(section-2)을 변형후 상태(subsequent configuration)로 가정하였다. 엄밀하게는 스피닝의 경우 공정의 시작부터 끝까지 비정상상태(non-steady state)이나, 자세히 고찰하면 롤러와 접촉하여 변형되는 부분이 국부적이므로 어느 한 순간의 변형 즉, 한 스텝 사이는 정상상태(steady state)로 가정해도 근사해(approximated solution)를 구하는 데는 무리가 없다고 생각된다.

한 스텝 사이의 과정에서 롤러 코너부의 중심의 궤적은 Fig. 2(c)에서 2점쇄선으로 보이는 바와 같으며 이 궤적의 좌표는 다음 식과 같다.

$$x = x_{OR} + r'_R \sin \theta_R \quad (2a)$$

$$y = y_{OR} - r'_R \cos \theta_R \cos \alpha_R \quad (2b)$$

$$z = z_{OR} - r'_R \cos \theta_R \sin \alpha_R \quad (2c)$$

Fig. 2(b)에서 $\theta_R = 0$ 일때의 롤러 코너 중심의 z 좌표는 z_{O1} 이고, $\theta_R = \theta_{RC}$ 일 때의 z 좌표는 z_{O2} 이므로

$$\begin{aligned} dz &= z_{O1} - z_{O2} \\ &= (z_{OR} - r'_R \cos \theta_{RC} \sin \alpha_R) \\ &= (z_{OR} - r'_R \sin \alpha_R) \end{aligned} \quad (3)$$

이 된다. 따라서,

$$\theta_{RC} = \cos^{-1} \left(\frac{r'_R \sin \alpha_R - dz}{r'_R \sin \alpha_R} \right) \quad (4)$$

이 되며

$$\theta_{MC} = \tan^{-1} \left(\frac{x_{O2}}{y_{O2}} \right) \quad (5)$$

이 된다.

변형영역 내부의 임의의 단면에 있어 각 위치 (θ_M)에서의 단면(section-i)형상은 롤러의 행정에 따라 가공시작기, 가공초기, 초기이후로 분류하여 생각한다. Fig. 3에서 가공시작기란 처음으로 롤러가 소재를 밀어붙이는 순간을 말하며 가공초기란 종방향으로 굽힘변형이 주가되는 시기 즉, 굽힘행정의 끝까지를 말한다. 초기이후는 초기의 불안전변형이 없어지고 셸의 깊이를 깊게 하는 시기로서 가공초기 이후의 전 행정을 말한다.

각 시기에서 한 스텝 동안의 변형과정을 Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6에 나타내었다. 각 그림에서 변형전상태의 단면(undeformed section)은 Fig. 2에서 $\theta_M = \theta_{MC}$ 인 단면

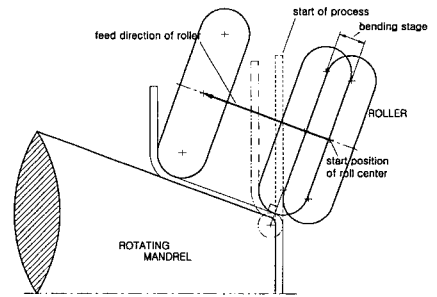


Fig. 3 Classification of working stage in spinning process

을 나타내며 변형후상태의 단면(deformed section)은 $\theta_M = \pi/2$ 인 단면을 나타낸다.

중간과정의 단면(intermediate section)은 $\theta_{MC} < \theta_M < \theta_{MC}$ 의 단면 즉, 변형영역(deforming zone)의 단면형상을 가능한 모든 형태(mode)별로 구분하여 나타낸 그림이다. 이들 그림에서 O_1, O_2 는 각각 변형전상태의 단면(undeformed section) 및 변형후상태의 단면(deformed section)에서 접촉하는 롤러의 코너중심을 나타내며 O_{i1}, O_{i2}, O_{i3} 등은 중간단면(intermediate section)에서 접촉하는 롤러의 코너중심을 나타내고 있다. 좌표계는 표면의 좌표만으로 정의하였으며 표면의 최소 굽힘반경은 ρ_c 로 표시하였다. 여기서 ρ_c 는 소재의 두께보다는 큰 적당한 값을 선택하는 것으로서 소재두께의 3 배 내외로 설정하였다.

2.3 스피닝에서의 상계식

Fig. 7과 같이 소성변형을 받는 피가공물에 대한 상계식은 다음과 같다.

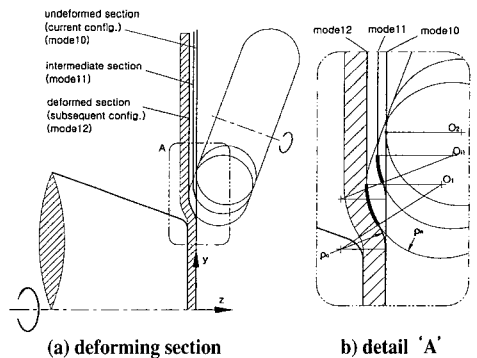


Fig. 4 The shapes of each section in deforming zone at initial stage

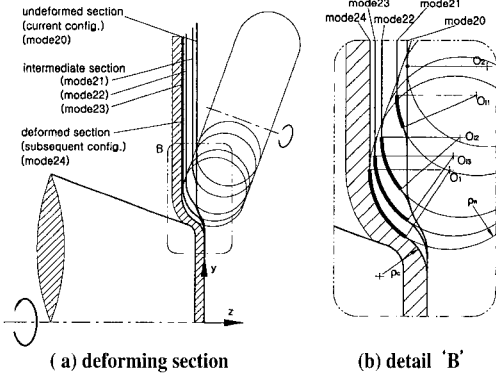


Fig. 5 The shapes of each section in deforming zone at bending stag

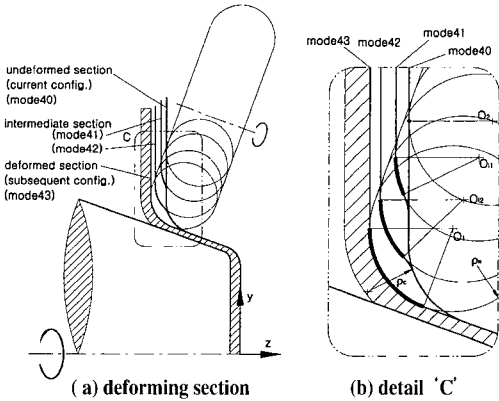


Fig. 6 The shapes of each section in deforming zone at successive process

$$\int_{S_r} T_i v_i^* dS \leq \int_V \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_r} T_i v_i^* dS \quad (6)$$

여기서 왼쪽항은 외부일률(external work rate)이며 오른쪽 항은 내부변형 에너지율(internal deformation energy rate)과 공구와의 접촉시에 소비되는 마찰에너지율을 나타낸다. 또한 v^* 는 동적가용속도장을 표시하며 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 와 σ_{ij}^* 는 각각 이로부터 유도된 변형률속도장과 항복응력장을, σ_{ij} 는 실제의 응력장을 나타낸다.

스피닝 공정에서의 실제 일은 맨드릴에 가해지는 토크 및 롤러의 이송력에 의해 발생하는데, 롤러의 이송속도는 맨드릴 회전에 의한 선속도에 비해 아주 작으므로 실제 일은 맨드릴의 토크에 의해 발생한다고 생각할 수 있으며 이는 식 (7)과 같다. 한편, 동적가용속도장에서의 토크와 일의 관계는 식 (8)과 같이 된다.

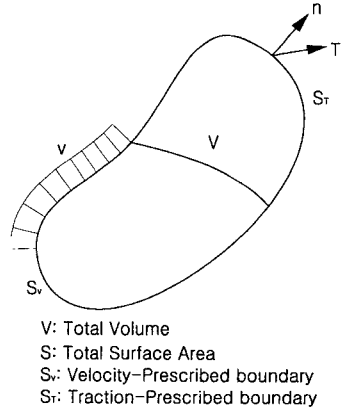


Fig. 7 Schematic diagram of deforming body

$$\Delta W_{act} = T \Delta \theta \quad (7)$$

$$T^* = \Delta W^* / \Delta \theta \quad (8)$$

스피닝에서 외력에 의한 일률은 가공 3분력에 의한 것으로, 이송일률은 맨드릴 회전에 의한 일률에 비해 극히 작으므로 맨드릴에 작용되는 회전토크에 의한 일률로 대치될 수 있다. 또한 구름접촉으로 마찰에너지는 무시하였으며 피가공물의 전체 내부변형 에너지는 가공스텝 전후의 형상변화에 의한 축대칭형 교축변형에너지 (W_i)와 그 사이과정에서의 전단변형에너지 (W_s)로 나뉘어질 수 있으므로 식 (6)의 상계식은 식 (9)와 같이 된다.

$$W_{act} \leq W_i + W_s \quad (9)$$

2.4 변형에너지 및 소요동력

Fig. 8에 스피닝에서 한스텝 사이의 변형과정을 나타내었다. 변형도중의 속도장은 종방향(longitudinal direction)의 거리인 s -좌표의 변화량으로 나타내었으며 이를 식으로 표시하면 다음과 같다.

$$s_2 = s_1 + v_s \Delta t \quad (10)$$

여기서 s_1 , s_2 는 변형 전후 상태의 s -좌표를 나타내며 Δt 는 한 스텝 동안의 소요시간을 나타낸다. v_s 는 종방향 길이의 변화율로서 해석에서의 최적화 변수가 된다. 본 연구에서는 축대칭요소에 대한 해를 구하므로 각 요소의 절점에서의 변화율을 모두 최적화변수로 채택하였다. 즉, i -번째 절점의 s -좌표는

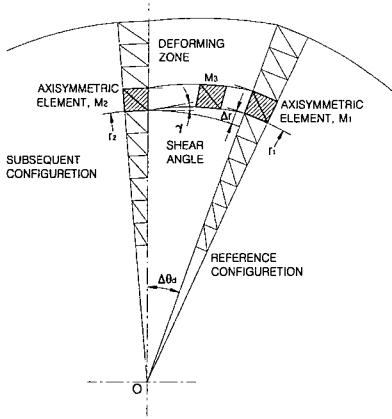


Fig. 8 Schematic diagram of deformation process during one step in spinning

$$(s_2)_i = (s_1)_i + (v_s)_i \Delta t \quad (11)$$

가 되며 $(v_s)_i$ 가 각각 에너지 최소화 변수가 되는 것이다. 변형에너지를 계산하기 위해서는 r 과 z 의 좌표를 알아야 하는데,

$$r = f_1(s), \quad z = f_2(s) \quad (12)$$

와 같이 나타내어지며 이는 Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6에서의 기하학적 형상으로부터 결정된다.

한편, 롤러와 맨드릴 사이의 간극 (c)을 설정하였으며 이로부터 셸부분에서의 두께의 최대치 (t_{set})가 결정된다. 간극을 사인법칙 ($c = t_s = t_0 \sin \alpha_M$)에 의해 설정하면 전단스피닝이고 두께에 대한 구속을 가하지 않으면 ($c \geq t_0$) 교축스피닝이 된다. 교축스피닝과 전단스피닝의 중간상태 즉, $t_s \leq c \leq t_0$ 인 경우를 복합스피닝이라 했으므로 이에 따르는 두께의 최대치를 설정해야 하며 이는 최적화과정에서 제한조건(constraint)으로 처리하였다. 즉, 최적화 과정에서 셸 부분의 두께가 설정치 즉, 간극보다 크게 되면 ($t \geq c$)다음의 함수를 식 (9)의 상계식에 추가하여 에너지최소화를 수행하도록 하였다.

$$F_c = k_c(t - t_{set})^n \quad (13)$$

여기서 n 은 1과 2 사이의 적당한 값을 취하도록 했으며 k_c 는 식 (9)의 상계식의 크기에 따라 적당한 값 ($10^2 \sim 10^4$)을 취하도록 했다.

변형에너지를 계산하기 위하여 한 스텝 사이에서 변형하는 판재를 같이 축대칭형의 사각형 요소로 나누었으며

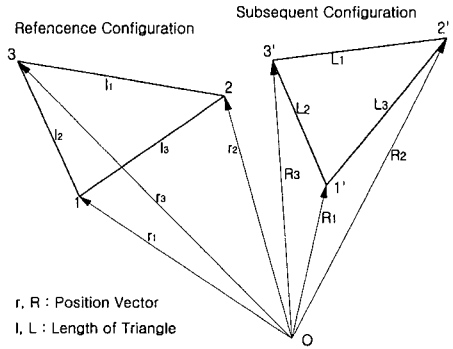


Fig. 9 Deformation of a small element in three dimensional space

이들은 Fig. 8에서 M_1 으로부터 M_3 를 거쳐 M_2 로 변하게 된다. 즉, 변형전상태(current configuration)에서는 M_1 의 형상을 갖게 되며, 변형후상태(subsequent configuration)에서는 M_2 의 형상을 갖게된다. 이 과정에서 변형 전후 사이에는 각 요소의 위치변화 또는 길이의 변화에 의해 교축 또는 신장변형이 발생한다.

축대칭 사각형 요소의 교축 또는 신장변형에 의한 내부 변형 에너지를 구하기 위해 각각을 2개의 삼각형 요소로 나누었다. 삼각형 요소에서 유효변형을 및 유동응력은 Fig. 9와 같은 삼각형요소로부터 구해진다.⁽²⁰⁾ G 와 G' 를 각각 현재상태 및 변형후 상태에서의 metric 텐서로 표시하면, 이들의 성분을 각각 삼각형의 길이로 표시할 수 있으며 이는 다음과 같다.

$$[G_{\alpha\beta}] = \begin{bmatrix} l_1^2 & (l_1^2 + l_2^2 - l_3^2)/2 \\ (l_1^2 + l_2^2 - l_3^2)/2 & l_2^2 \end{bmatrix} \quad (14a)$$

$$[G'_{\alpha\beta}] = \begin{bmatrix} L_1^2 & (L_1^2 + L_2^2 - L_3^2)/2 \\ (L_1^2 + L_2^2 - L_3^2)/2 & L_2^2 \end{bmatrix} \quad (14b)$$

여기서 l 과 L 은 각각 변형전상태 및 변형후상태에서의 변의 길이를 나타낸다. 위의 metric 텐서들로부터 각 요소의 주변형길이비(principal extension ratio)는 아래의 식과 같이 계산된다.

$$\lambda_{1,2} = \left[1/2 \left\{ (G^{\alpha\beta} G'_{\alpha\beta}) \pm \sqrt{(G^{\alpha\beta} G'_{\alpha\beta})^2 - 4(G'/G)} \right\} \right]^{1/2} \quad (15)$$

여기서, G 와 G' 는 각각 현재상태 및 변형후상태에서의 metric 텐서의 행렬식(determinant)을 나타낸다.

주변형길이비가 결정되면 주변형률 증분(principal strain increment)이 아래와 같이 구해진다.

$$\Delta \epsilon_\alpha = \ln(\lambda_\alpha) \quad (16)$$

등방성 재료에 대하여 유효변형률증분은 주변형률증분으로부터 식 (17)과 같이 계산되어지며 유효변형률은 유효변형률증분을 시간으로 적분하여 계산되는데, 식 (18)에서와 같이 각 시간단계에서의 유효변형률 증분을 누적시켜 계산했다. 한편, 유동응력은 유효변형률만의 함수이므로 멱경화식을 적용하여 식 (19)와 같이 표현했다.

$$\Delta \bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} (\Delta \epsilon_1^2 + \Delta \epsilon_2^2 + \Delta \epsilon_3^2)^{1/2} \quad (17)$$

$$\bar{\epsilon} = \int_t \Delta \bar{\epsilon} dt = \sum_{\text{time step}} (\Delta \bar{\epsilon})_i \quad (18)$$

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon}) = K \bar{\epsilon}^n \quad (19)$$

따라서 한 단계동안 변형하는 박판소재의 교축변형에너지는 다음과 같이 된다.

$$\Delta W_i = \int_V (\bar{\sigma} \Delta \bar{\epsilon}) dV \quad (20)$$

한편, 변형전 상태에서 변형후 상태로 되는 중간과정에서 단순한 축대칭요소로의 변형이 아닌 판 면의 전단변형이 수반된다. 즉, 변형전 상태에서 M_1 의 형상인 요소가 변형후상태로 되는 동안에 M_3 의 중간과정이 생기는데 이때 전단변형이 발생하며 M_3 가 M_2 가 되는 과정에서도 역으로의 전단변형이 발생한다.

이러한 전단변형에너지는 계산의 편리를 위해 다음 식과 같이 간단히 처리하였다.

$$\Delta W_s = 2 \int (\tau \gamma_m) dV \quad (21)$$

여기서 τ 는 전단응력으로 $\tau = \bar{\sigma} / \sqrt{3}$ 로 대체되며 γ_m 는 전단각으로서 $\gamma_m = \Delta r / (r_i \Delta \theta_d)$ 로 나타내어진다. 또한 적분기호 앞의 '2'는 전단변형이 2회 발생함을 나타낸다.

두께방향으로의 굽힘에 의한 변형률의 차이는 두께방향으로 Fig. 10에서와 같이 3개의 층을 나누어 고려하였다. 소재의 두께방향으로 수직인 방향은 항상 수직으로 생각하여 각 층의 좌표를 계산하였다. 따라서 변형 전후에서의 각 층의 좌표는 다음과 같다.

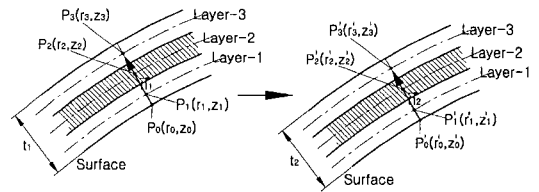


Fig. 10 Coordinate system of multi-layered shell for considering the variation of strain in thickness direction

$$r_i = r_0 + (n_2)_r \frac{(2i-1)}{6} t_1 \quad (22a)$$

$$z_i = z_0 + (n_2)_z \frac{(2i-1)}{6} t_1 \quad (22b)$$

$$r'_i = r'_0 + (n_2)_r \frac{(2i-1)}{6} t_2 \quad (23a)$$

$$z'_i = z'_0 + (n_2)_z \frac{(2i-1)}{6} t_2 \quad (23b)$$

굽힘변형을 고려한 교축변형에너지 및 전단변형에너지를 합하여 전체 변형에너지로 산출한 뒤 식 (9)의 상계식에 적용시키고, 맨드렐에 가해지는 토크를 아래 식에 의해 구한다.

$$T = (\Delta W_i + \Delta W_s) / \Delta \theta = \Delta W / \Delta \theta \quad (24)$$

여기서 $\Delta \theta$ 는 한 스텝 사이의 맨드렐의 회전각을 나타낸다.

변형이 끝나는 단면을 기준으로 하여 r , θ , z 방향의 가공력을 각각 F_r , F_θ , F_z 라 할 때, 토크는 원주방향 힘 (F_θ)에 의해 발생하므로 F_θ 는 다음 식과 같이 나타내어진다.

$$T = r_{ave} F_\theta \quad (25)$$

여기서 r_{ave} 는 물리와 접촉부분의 z -축에 대한 평균반지름을 나타내는 것으로서 다음 식에 의해 산출된다.

$$r_{ave} = (\int r_m dA_\theta) / A_\theta = (\sum (r_m)_i (\Delta A_\theta)_i) / (\sum (\Delta A_\theta)_i) \quad (26)$$

여기서 $(r_m)_i$ 는 접촉부의 각 요소의 반지름을 나타내며 $(\Delta A_\theta)_i$ 는 접촉면적을 원주방향으로 투영시킨 것이다.

접촉부분의 압력을 균일하다고 가정하였으므로 접촉압력 (p)은 다음 식에 의해 산출된다.

$$T = pr_{ave} F_{\theta} \quad (27)$$

따라서 F_r , F_z 는 아래 식과 같이 된다.

$$F_r = pA_r, F_z = pA_z \quad (28)$$

소재와 롤러가 접촉하는 면적은 Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6의 상세도에서 굵은 선으로 표시된 부분을 잘게 분할하여 원주방향으로 수치적분하여 구하는데, 이때 각 요소의 수직벡터(normal vector)를 함께 산출하여 전체 접촉면적의 방향성분(A_r , A_{θ} , A_z 성분)을 함께 구할 수 있다.

롤러의 진행방향(tangential direction) 및 수직방향(normal direction)의 작용력은 다음식과 같이 산출한다.

$$F_n = F_z \sin \alpha_M + F_r \cos \alpha_M \quad (29a)$$

$$F_t = F_z \cos \alpha_M - F_r \sin \alpha_M \quad (29b)$$

가공시의 일률(power)은 다음 식에 의해 산출된다.

$$P = T\omega = T \frac{2\pi N}{60} \quad (30)$$

여기서 ω 는 맨드릴의 회전각속도를 나타내며 N 은 분당회전수를 나타낸다.

3. 결과 및 토론

원추형 복합스피닝을 해석하는데 있어 사용된 최적화기법은 Fletcher-Powell 방법이다. 쉘 부분에서는 롤러의 세팅에 의한 간극에 의해 두께가 구속을 받게되므로 이를 순간마다의 최대두께(t_{max})로 설정하고, 이 두께를 넘지 않도록 식(13)과 같은 제한조건을 주었다. 축대칭요소의 각 절점에서의 종방향좌표의 변화율을 속도장으로 가정하였으며, 본 이론의 효율성을 고찰하기 위하여 실험치⁽²⁾와 비교하였다.

계산에 사용된 소재의 성질 및 스피닝공구, 가공조건은 다음과 같다.

- 사용 재료 : A1100-0(commmercially pure aluminium)
- 응력-변형률관계 : $\bar{\sigma} = 16.89 \bar{\epsilon}^{0.25} \text{ (kg/mm}^2 \text{)}$
- 시편의 초기두께 : $t_0 = 1.27 \text{ mm (= 0.05 inch)}$
- 시편의 초기직경 (D_0) : $88.9 \text{ mm (= 3.5 inch)}$,
 $101.6 \text{ mm (= 4.0 inch)}$,
 $114.3 \text{ mm (= 4.5 inch)}$
- 맨드릴의 원추각 : $2\alpha_M = 70^\circ$

롤러의 설치각 : $\alpha_R = 35^\circ$

맨드릴 어깨부 직경 : $(r_M)_{min} = 41.3 \text{ mm}$
 $(= 1.626 \text{ inch})$

맨드릴 코너부 반경 : $\rho_M = 4 \text{ mm}$

롤러 직경 : $r_R = 70 \text{ mm}$

롤러 코너부 반경 : $\rho_M = 5 \text{ mm}$

롤러세팅 간극 : $C = 1.143 \text{ mm}$
 $(= 0.045 \text{ inch})$

맨드릴 1회전당 롤러의 이송량 :

$$f = 0.714 \text{ (mm/rev) (= 0.0281 ipr)}$$

맨드릴 회전속도 : $N = 40 \text{ rpm}$

주어진 원추각에 대하여 전단스피닝의 조건은 $c = 0.724 \text{ mm}$ 이다. 따라서, 간극이 소재의 두께보다는 작고 전단스피닝 조건보다는 크므로 복합스피닝이라 할 수 있다.

본 이론의 효율성을 검토하기 위해 두께분포 및 플랜지부의 변형형태에 대하여 Kobayashi 등⁽²⁾이 실험한 내용과 비교하였다.

Fig. 11은 $D_0 = 101.6 \text{ mm}$ 인 시편에 대하여 스피닝 도중의 플랜지부의 높이가 변함에 따라 변화하는 플랜지 부분의 외곽직경을 실험치와 비교하여 보여주는 그림이다. 전반적으로 실험치와 본 이론에 의한 계산치가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 가공 초기에는 직경의 변화가 작지만 가공량이 많아질수록 직경변화가 급격해지는 것을 알 수 있다.

Fig. 12에서 Fig. 14는 $D_0 = 101.6 \text{ mm}$ 인 시편에 대하여 스피닝 도중 중간과정에서 재료의 두께분포를 실험치와 비교하여 나타낸 그림이다. 쉘 부분의 측정치만 비교

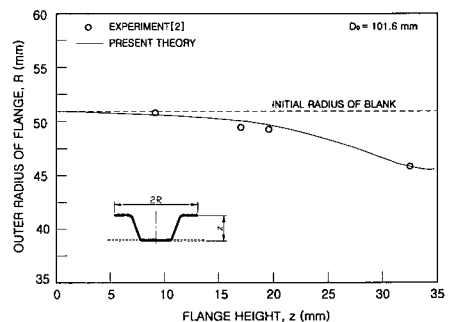


Fig. 11 Variation of the outer radius of material with respect to the height of flange : Comparison of the present theory with the related experiment

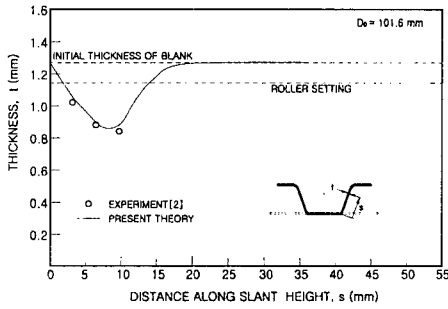


Fig. 12 Thickness distribution in the slant distance of shell when the height of flange is 9.14 mm for the case of $D_0=101.6$ mm Comparison of the present theory with the related experiment

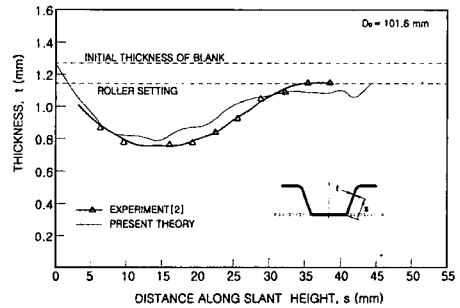


Fig. 15 Thickness distribution in the slant distance of spun shell for the case of $D_0=101.6$ mm : Comparison of the present theory with the related experiment

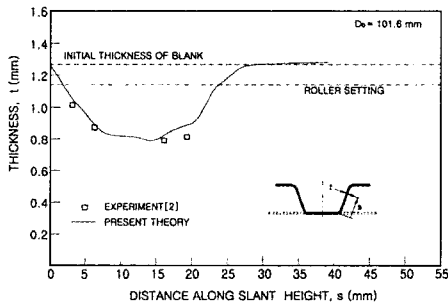


Fig. 13 Thickness distribution in the slant distance of shell when the height of flange is 17.02 mm for the case of $D_0=101.6$ mm : Comparison of the present theory with the related experiment

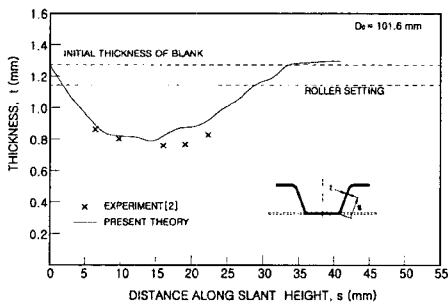


Fig. 14 Thickness distribution in the slant distance of shell when the height of flange is 19.56 mm for the case of $D_0=101.6$ mm : Comparison of the present theory with the related experiment

되어 있는데, 이 부분에서의 두께분포는 본 이론의 결과와 비교적 좋은 일치를 보이고 있다. 전반적으로 맨드릴의 어깨부분에서 굽힘변형에 의해 급격한 두께감소가 이루어지고 있으며 헬이 끝나는 부분 즉, 롤러와의 접촉부에서 급격한 두께변화가 이루어지고 있음을 알 수 있다. 한편, 플랜지부분에서는 원래의 소재보다 두꺼워지는 현상을 볼 수 있는데, 이는 플랜지부의 교축에 의해 발생하는 현상이며 일반적인 디프드로잉에서와 유사한 현상이다.

Fig. 15는 $D_0=101.6$ mm의 시편에 대하여 완전히 스피닝이 끝난 상태에서의 두께분포를 실험치와 비교하여 나타낸 그림이다. 앞의 그림에서와 마찬가지로 본 이론의 결과는 실험치와 비교적 근사함을 알 수 있다. 그리고 롤러와 맨드릴 사이의 간극을 소재두께보다 작게 설정하여 두께를 구속하였으므로 끝부분에서도 간극보다는 작은 두께를 가지고 있음을 알 수 있다.

Fig. 16과 Fig. 17은 각각 $D_0=88.9$ mm, $D_0=114.3$ mm인 소재를 스피닝 했을 때 헬의 종방향 좌표에 대한 두께분포를 실험치와 비교하여 나타낸 그림이다. 전반적인 경향 면에서 실험치와 이론치가 비교적 좋은 일치를 보이고 있다. Fig. 15, Fig. 16, Fig. 17을 비교할 때 소재의 직경이 클수록 두께의 최소치가 다소 작아짐을 알 수 있다.

Fig. 18은 $D_0=101.6$ mm의 시편을 스피닝했을 때의 두께분포를 나타낸 그림으로, 간극에 의해 두께를 구속시켰을 때와 두께에 대한 구속을 배제했을 때의 결과를 비교하여 나타낸 그림이다. 이 그림에서 보듯이 두께를 구속했을 때는 롤러의 세팅에 의한 간극의 크기보다 작은 두께를 갖고 있으나 구속을 배제한 경우에는 외곽부의 두께가 오

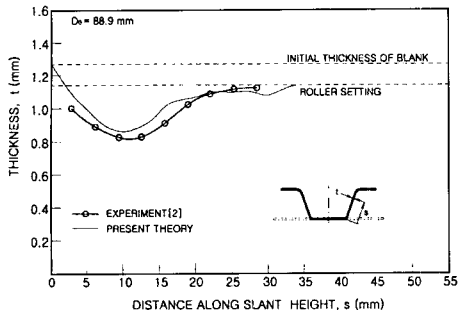


Fig. 16 Thickness distribution in the slant distance of spun shell for the case of $D_0=88.9$ mm : Comparison of the present theory with the related experiment

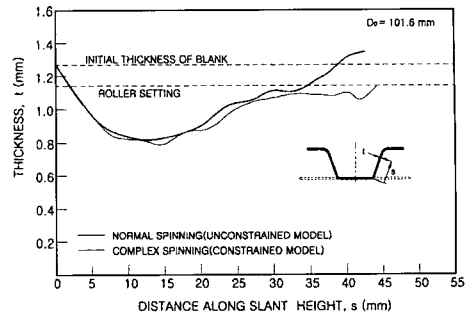


Fig. 18 Thickness distribution in the slant distance of spun shell for the case of $D_0=101.6$ mm : Comparison of the constrained model(complex spinning) with unconstrained model(normal spinning) in present theory

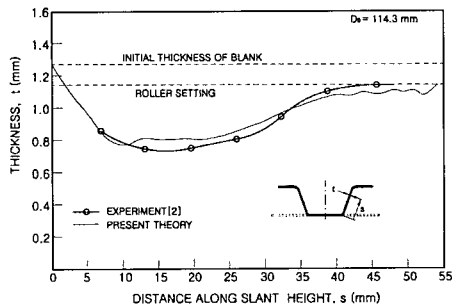


Fig. 17 Thickness distribution in the slant distance of spun shell for the case of $D_0=114.3$ mm : Comparison of the present theory with the related experiment

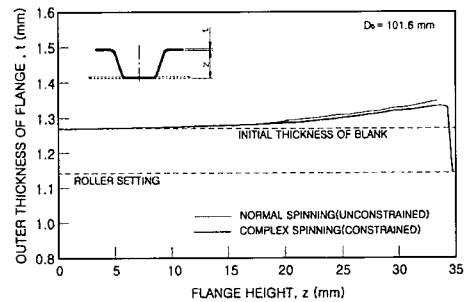


Fig. 19 Variation of the outer thickness of material with respect to the height of flange : Comparison of the constrained model(complex spinning) with unconstrained model(normal spinning) in present theory

히려 소재의 두께보다도 크게 나타남을 알 수 있다. 두 경우에 대하여 Fig. 19에 소재의 끝부분 즉, 최 외곽부분의 두께변화를 롤러가 이동함에 따라 변하는 플랜지부의 높이변화에 따라 나타내었다. 롤러의 이동에 따라 중반부까지는 두 경우에 있어 차이가 없으나 중반 이후부터는 다소 차이가 나타남을 알 수 있다. 그리고 롤러행정의 끝 부분에서는 아주 다른 현상을 보이고 있다. 두께구속을 배제한 경우에는 계속하여 두께가 두꺼워지고 있으나 간극에 의해 두께를 구속한 경우에는 롤러가 진행함에 따라 서서히 두꺼워지다가 끝 부분에서 급히 얇아지는 것을 알 수 있다. 이는 끝 부분이 스피닝의 초기 또는 중기에는 플랜지부로 남아있게 되며 이때에는 두께구속이 없으나, 스피닝의 마지막 행정 부분에서는 이 부분이 롤러와 맨드릴 사이

에 위치하게 되므로 두께구속에 의해 급히 변화한 것이다.

Fig. 20은 $D_0=101.6$ mm인 소재를 스피닝 했을 때 플랜지부의 높이변화에 대한 소재 최 외곽부의 반지름 변화를 나타낸 그림으로, 간극에 의해 두께를 구속시켰을 때와 두께에 대한 구속을 배제한 경우의 결과를 비교하여 나타낸 것이다. 두께를 구속하지 않았을 때는 바깥부분의 두께가 두꺼워지는 만큼 반지름이 작아지고 있으나, 두께를 구속한 경우에는 반지름의 변화가 다소 작아지게 됨을 알 수 있다.

Fig. 21은 $D_0=88.9$ mm인 소재를 스피닝할 때, 롤러의 이동에 따른 행정에 대하여 가공 3분력을 나타낸 그림이다. 초기의 가공력을 비교하면, 맨드릴의 종단면에서의 수직방향력과 접선방향력은 서로 크기가 비슷하며 점차 가공이 진행될수록 수직방향력이 가장 크고, 접

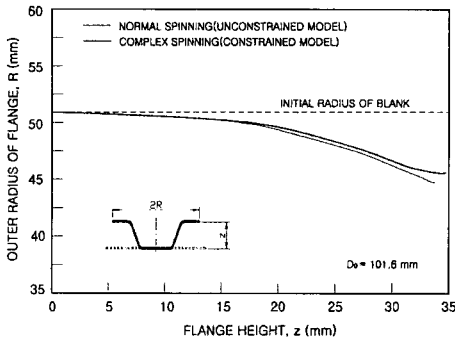


Fig. 20 Variation of the outer radius of material with respect to the height of flange : Comparison of the constrained model (complex spinning) with unconstrained model (normal spinning) in present theory

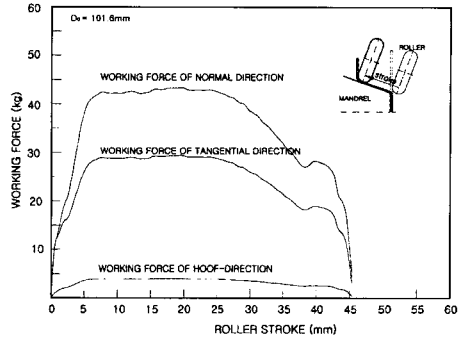


Fig. 22 Relationship between working forces and roller stroke in cone spinning for the case of $D_0=101.6$ mm

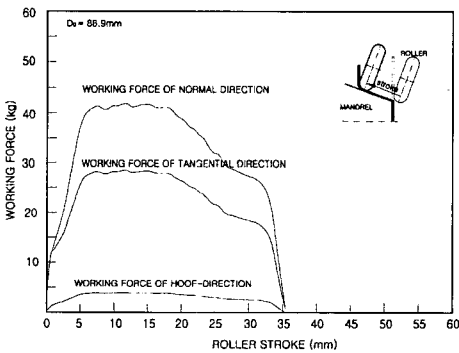


Fig. 21 Relationship between working forces and roller stroke in cone spinning for the case of $D_0=88.9$ mm

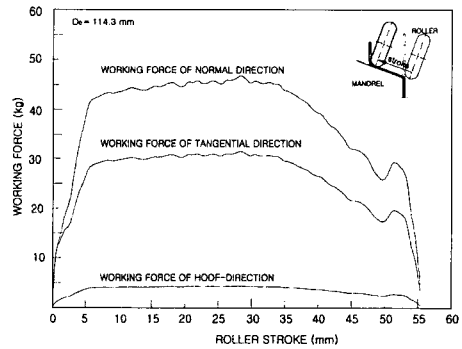


Fig. 23 Relationship between working forces and roller stroke in cone spinning for the case of $D_0=114.3$ mm

선방향력은 수직방향력에 비해 60~70% 정도의 크기를 보이고 있다. 그리고 원주방향의 가공력은 수직방향 및 접선방향의 가공력에 비하여 매우 작은 값을 보이고 있음을 알 수 있다. 가공 중반까지의 가공력과 후반부의 가공력의 크기를 비교하면 중반 이전 부분의 크기가 약 2 배 정도인데 이는 플랜지부의 면적에 기인하는 현상으로서, 플랜지부의 교축변형이 클수록 가공력이 커지는 것으로 판단되며 소재의 직경이 커지면 가공력이 커진다고 생각할 수 있다.

Fig. 22와 Fig. 23은 각각 $D_0=101.6$ mm 일 때와 $D_0=114.3$ mm 일 때의 가공력을 물러행정에 대하여 나타낸 그림이다. 앞의 $D_0=88.9$ mm 일 때와 유사한 경향을 보이고 있으며 소재의 직경이 클수록 가공력이 다소

커짐을 알 수 있다. Fig. 21에서와 다른 점은 가공 후반부에 가공력이 일시적으로 증가하는 현상인데, 이는 간극에 의한 두께의 구속 때문이라고 생각된다. Fig. 18에서 두께를 구속하지 않은 경우에 후반부에서는 롤러세팅치보다 두께가 두꺼워지는데, 두께를 구속하면 강제로 두께를 작게 하므로 이에 따라 변형에너지가 커지고 따라서 가공력이 상승하게 되는 현상으로 생각되어진다.

4. 결 론

이상의 결과로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다. 전단변형과 교축변형이 조합되는 스피닝 공정에 대하여 변형형상 및 가공력 등을 예측할 수 있는 해석기법을 제안

하였다. 해석방법에는 에너지법을 도입하였으며 두께방향으로 층을 나누어 두께방향으로의 변형을 차이를 고려한 가운데 전단변형과 교축변형에 대한 변형에너지를 각각 산출하여 중합시켰다.

본 이론의 타당성을 고찰하기 위하여 두께구속을 받는 복합스피닝을 해석하여 그 결과를 실험치와 비교하였다. 스피닝 도중에 플랜지부의 높이가 변함에 따른 재료의 외곽직경을 실험치와 비교하여 좋은 일치를 보였으며 스피닝 도중의 중간과정에서 재료의 두께분포를 실험치와 비교하여 비슷한 경향의 분포를 얻었다.

스피닝 도중에 두께의 변화는 주로 맨드렐의 어깨부분 및 롤러와의 접촉부에서 발생함을 알 수 있었으며, 두께구속에 따른 차이를 알기 위하여 소재 외곽의 두께변화를 검토한 결과, 두께를 구속하지 않은 경우에는 계속하여 플랜지 외곽의 두께가 두꺼워지고 있으나 간극을 소재두께보다 작게 했을 때는 롤러가 진행함에 따라 서서히 두꺼워지다가 두께의 구속에 의해 가공말기에 급히 얇아지는 것을 알 수 있었다.

가공력에 있어 행정초기에는 수직방향력과 접선방향력이 서로 비슷하나 점차 가공이 진행될수록 수직방향력이 가장 크고, 원주방향의 가공력은 수직방향 및 접선방향의 가공력에 비하여 매우 작은 값을 보이고 있음을 알 수 있었다. 또한, 소재의 직경이 커지게 되면 외곽부의 두께가 두꺼워진 상태에서 두께가 구속이 되므로 가공 후반기에 가공력이 일시적으로 증가하는 현상을 볼 수 있었다.

본 논문에서의 이러한 결과는 복합스피닝에 의한 제품 설계 및 공정조건의 설정에 응용될 수 있으며 가공력 등의 예측에 활용될 수 있으리라 사료된다.

후 기

이 논문은 1997년 한국학술진흥재단의 공모과제연구비에 의하여 연구되었음을 밝히며 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) S. Kobayashi, I. K. Hall, E. G. Thomsen, 1961, "A Theory of Shear Spinning of Cones", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 485~495.
- (2) H. C. Sortais, S. Kobayashi, E. G. Thomsen, 1963, "Mechanics of Conventional Spinning", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 346~351.
- (3) S. Kobayashi, 1963, "Instability in Conventional Spinning of Cones", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 44~48.
- (4) S. Kalpakcioglu, 1961, "A Study of Shear Spinnability of Metals", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 478~484.
- (5) S. Kalpakcioglu, 1961, "On the Mechanics of Shear Spinning", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 125~130.
- (6) B. Arvizur, C. T. Yang, 1960, "Analysis of Power Spinning of Cones", Trans. ASME, J. Engineering for Industry, pp. 231~245.
- (7) 최재찬, 백남주, 김규남, 1981, "전단스피닝 가공의 3분력 해석", 대한기계학회논문집, 제5권, 제2호, pp. 88~93.
- (8) J. C. Choi, N. J. Paik, G. N. Kim, 1980, "Analysis of Three Force Components of Shear Spinning", Proc. Korea-Japan Conf. on Mngf. Process of Plastics(Korea), pp. 47~53.
- (9) M. Hayama, 1975, "Analysis of Working Forces in Shear Spinning of Cones", JSTP, Vol.16, No.175, pp. 627~635.
- (10) M. Hayama, T. Murota, 1965, "Study of Shear Spinning", JSME, Vol.30, pp. 1458~1466.
- (11) M. Hayama, T. Amano, 1975, "Experiments on the Mechanism of Shear Spinning of Cones", JSTP, Vol.16, pp. 371~378.
- (12) M. Hayama, T. Amano, 1975, "Analysis of Contact Form of Roller on Sheet Blank in Shear Spinning of Cones", JSTP, Vol.16, pp. 559~565.
- (13) J. Faulhaber, 1987, "CNC Controlled Spinning of Truck Wheel Disks", Industrial & Production Engineering, Vol.11, pp. 28~30.
- (14) D. H. Pollitte, 1982, "Automatic Spinning-A Production Technique", Sheet Metal Industry, pp. 518~538.
- (15) 나경환, 고명환, 임태홍 외, 1997, "중소기업 지원형 전용 스피닝공정 개발", 한국생산기술연구원 연구보고서, 95-A-1-0046.
- (16) 이항수, 1999, "자동차용 휠디스크의 스피닝 가공기술의 연구", 한라대학교 연구보고서.

- (17) 양동열, 이항수, 1992, "에너지법에 의한 직사각형 격막의 정수압벌징 해석", 대한기계학회논문집, 제 16권 제4호, pp. 684~695.
- (18) 양동열, 이항수, 1993, "에너지법에 의한 축대칭 디프로잉의 해석", 대한기계학회논문집, 제17권, 제 1호, pp. 51~61.
- (19) H. S. Lee and D. Y. Yang, 1993, "Analysis of the Hydrostatic Bulging of an Elliptic Diaphragm by the Energy Method", J. Mat'l Processing Tech., Vol. 38, pp. 539~552.
- (20) D. Y. Yang and H. S. Lee, 1993, "Analysis of Three Dimensional Deep Drawing by the Energy Method", Int. J. Mech. Sci., Vol. 35, pp. 491~516.
- (21) N. M. Wang, 1984, "A Rigid Plastic Rate-sensitive Finite Element Method for Modelling Sheet Metal Forming Processes", Numerical Analysis of Forming Processes(edited by J. F. T. Pittman, O. C. Zienkiewicz, R. D. Wood and J. M. Alexander), John Wiley, New York, pp. 117~164.