

〈論 文〉

맨드릴을 사용한 전자기 축관성형의 해석

정상철* · 최길봉** · 신호철*** · 김남환**** · 이종수*****

(1992년 7월 31일 접수)

**Analysis of Tube Compression with a Mandrel by
Electromagnetic Forming**

S.C. Chung, G.B. Choi, H.-C. Sin, N. H. Kim and J.S. Lee

Key Words : Electromagnetic Forming(전자기성형), Mandrel(맨드릴), Tube Compression Forming(축관성형), Wrinkling(주름발생), Forming Parameters(성형변수)

Abstract

The wrinkling in the electromagnetic tube compression with a mandrel is remarkably smaller than that of the process without it. To analyze this phenomenon, the critical forming parameters such as the ratio of the clearance to the shell radius, the ratio of the thickness to the shell radius, and the ratio of the applied pressure to the standard pressure are introduced to consider the effect of the mandrel, in addition to those of the thickness of shell and applied loads. The amplification ratio is also used to observe the magnitude of amplification. The results obtained by 2-D finite element method show that the initial imperfection embedded in the radius of cylindrical shell is the dominant factor to determine the final shape of the tube compression, and that the amplification ratio tends to have smaller values with the smaller clearance ratio and also with the larger thickness and pressure ratios.

기 호 설 명

<p>a : 튜브의 반경</p> <p>a_n : 주름모드의 진폭</p> <p>b_i : 체적력</p> <p>E : 탄성계수</p> <p>E_h : 선형변형경화 계수(linear strain-hardening modulus)</p> <p>h : 튜브의 두께</p> <p>K : 강성행렬</p> <p>M : 질량행렬</p>	<p>n : 주름의 모드 또는 주름의 개수</p> <p>n_j : 단위 외향 법선벡터</p> <p>P : 하중벡터</p> <p>P_0 : 전자기 압력파형식의 계수</p> <p>r : 맨드릴 반경</p> <p>ΔR : 튜브의 반경의 편차량</p> <p>S_i : 표면력</p> <p>t : 시간</p> <p>x, x_i : 변위벡터</p> <p>X_i : 경계조건으로 주어진 변위벡터</p> <p>β : 감쇠비</p> <p>ε : 항복 변형률</p> <p>ρ : 밀도</p> <p>σ_{ij} : 응력</p> <p>σ_r : 항복응력</p>
--	---

*대우전자 주식회사 영상연구팀

**대우중공업 항공사업부

***정회원, 서울대학교 기계설계학과

****국방과학연구원 소재사업기부

*****정회원, 국방과학연구원 소재사업기부

ϕ_n : 위상각

ω : 각속도

1. 서 론

전자기 성형법은 1960년대 초에 개발된 고속 성형법 중의 하나로서, Fig. 1에 나타낸 것과 같이 전기에너지를 전자기력으로 변환하여 가공물을 성형하는 방법이다. 이 가공법은 가공력을 제어하기 쉽고, 냉간 가공법이므로 재료의 기계적 성질을 유지할 수 있으며, 가공이 용이하므로 원가절감 및 생산성 향상에 기여할 수 있다.⁽¹⁾ 일반적으로, 전자기 성형법은 원통형 부품의 확관 또는 축관성형, 접합 그리고 판재의 형상성형 등에 이용되며, 자동차산업과 항공산업에 응용되고 있다.

전자기 성형법에 대한 이론적인 연구는 전반적으로 미흡한 상태이며, 주로 실험적인 연구가 진행되어 왔다. 전자기 성형에 대한 최초의 이론적인 연구는 Al-Hassani 등⁽²⁾에 의한 확관성형 과정에 대한 해석으로써, 이들은 전자기 성형기를 단순한 등가회로로 모델링하여 전류와 전자기력을 구하였고, 전변형 해석 이론을 이용하여 변형을 해석하였다. 이 외에 Negishi 등⁽³⁾과 김동원 등⁽⁴⁾이 확관성형 과정에 대하여 연구를 하였다.

한편, 축관성형 과정에 관한 이론적인 연구는 확관성형 과정에 비해 미흡하며 주로 폭발성형과 같은 분야에 국한되어 왔다. 초기의 형상에 있어 미세한 불균일성이 존재하면 원형셀은 축관시에 좌굴이 일어나 주름이 발생, 증폭하는 현상이 발생하여 이에 대한 해석이 선행되어야 한다. Abrahamson과 Goodier,⁽⁵⁾ Lindberg,⁽⁶⁾ Goodier와 McIvor,⁽⁷⁾

Floerence 등⁽⁸⁾은 외압을 받는 원통셀의 동적좌굴 현상에 대한 해석적인 연구를 하였다. 또한 1988년에 Kirkpatrick과 Holmes⁽⁹⁾는 충격외압을 받는 원통셀에 대한 동적좌굴현상을 유한요소법을 이용하여 수행한 바 있다.

전자기 성형법을 이용한 축관성형 과정에 대한 해석적인 연구는 1975년에 Bhattacharyya⁽¹⁰⁾에 의해 시도되었고, Sano 등⁽¹¹⁾은 실험적인 연구를 통해, 전체 변형과정의 5% 정도에서 주름이 발생하여 증폭한다고 하였다.

최길봉⁽¹²⁾은 전자기 축관성형에 있어서의 변형 과정을 해석하였으며, 원통셀의 초기 형상을 단일 삼각파형으로 가정하여, 2차원 유한요소해석을 하여 실험과 비교하였다. 그러나, 실제 원통셀의 초기 형상이 복잡하므로 실제의 변형과는 차이를 보였다.

실제의 축관성형에 있어서는 주름의 발생을 완화 또는 제거시키기 위해 내부에 맨드릴을 설치하고 성형을 하는데, 민동균⁽¹³⁾은 이와 같은 조건에서의 변형과정을 해석하였다. 그는 임의의 초기 형상을 가정하여, 3차원 유한요소해석을 수행하여 성형과정에 대한 준정량적인 결과를 제시하였다.

실제의 축관 성형시, 원통셀과 맨드릴 사이의 간극과 자기력 등에 따라 성형의 정밀도가 결정된다. 그러므로 원통셀과 맨드릴 사이의 간극과 전자기력을 적절히 결정해 주는 것이 필요하다. 그러므로, 본 연구에서는 유한요소해석을 통하여, 원통셀과 맨드릴의 기하학적 형상과 전자기력이 최종 성형 형상에 미치는 영향을 정량적으로 고찰하여 변형한계 규명의 기초자료로 삼고자 한다.

2. 유한요소화

2.1 기본 가정

Fig. 2에서와 같이 원통셀 내부에 맨드릴을 설치하고 외부에 전자기력을 가하여 성형을 하는데, 원통셀에 작용하는 전자기력은 외벽에 가해지는 압력으로써 균일하게 작용한다고 가정한다. 또한 자속 집중기(field shaper)의 틈새(slot)에 의한 영향은 무시하였다. 그리고 내부의 맨드릴은 강체로 보았으며, 외부의 원통셀은 알루미늄으로서 등방성 선형 변형 경화재료로 가정한다. 이와 같은 모델을 2차원 평면 응력상태로 가정하여 유한요소해석을 수행하였다.

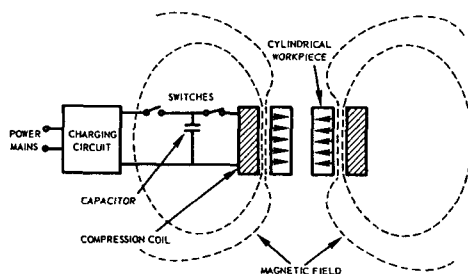


Fig. 1 Schematic of the electromagnetic forming process showing a cylindrical coil surrounding a conductor⁽¹⁾

2.2 유한요소화

주어진 계의 운동 방정식은 다음의 식과 같다.

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = \rho \ddot{x}_i \quad (1)$$

경계조건은 연속 경계조건, Traction 경계조건, 변위경계조건으로 각각 다음과 같다.

$$(\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j = 0 \quad (2)$$

$$\sigma_{ij} n_j = S_i(t) \quad (3)$$

$$x(X_a, t) = X_i(t) \quad (4)$$

식(1)을 약형(weak form)으로 표현하고, 가중 잔류치법(weighted residual method)을 적용하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$M\ddot{x}(t) + Kx(t) = P(x, t) \quad (5)$$

여기서, M 는 질량행렬이고, K 는 강성행렬이며, P 는 하중벡터이다.

2.3 수치해석

성형해석에는 2차원 유한요소해석 프로그램의 하나인 NIKE2D를 사용하였다.⁽¹⁴⁾ 원통셀은 탄소성 변형을 하므로 이를 해석하기 위해 비선형 해법 중의 하나인 BFGS법을 사용하였으며, 또한 동적인 해석이 필요하므로 시간에 대한 적분방법으로 음적 해법(implicit scheme) 중의 하나인 Newmark법을 사용하였다. 또한, 원통셀과 맨드릴간의 접촉문제를 해석하기 위해 접촉해법 중의 하나인 벌칙법(penalty method)을 사용하였다.

3. 해석방법 및 결과

3.1 초기 형상의 결정

실제 성형에 사용되는 원통셀은 Fig. 3에서 볼 수 있듯이 불균일한 초기 형상을 갖는다. 원통셀은 초기 형상의 불균일성에 의해 좌굴이 일어나 주름이 증폭하므로, 주름의 증폭정도를 해석하기 위하여 초기 형상을 결정해 주어야 한다.

불균일한 초기 형상을 갖는 원통셀을 유한요소법을 이용하여 해석을 시도한 Kirkpatrick과 Holmes⁽⁹⁾는 실험에 기초하여 다음과 같이 초기 형상의 편차량을 Fourier 전개식으로 근사화하였다.

$$\Delta R = \sum_{n=2}^{\infty} a_n \cos(n\theta + \phi_n) \quad (6)$$

여기서, n 은 주름의 모드, 즉, 주름의 개수이

며, a_n 은 주름모드의 진폭이다. 위상각 ϕ_n 은 실험을 통해 얻기 어려우므로 난수로써 처리한다. Kirkpatrick과 Holmes는 식(6)의 진폭 a_n 을 다음과 같이 시편의 두께 h 의 함수로 제시하였다.

$$a_n = \begin{cases} 0.05h & (n \leq 10) \\ h/n^{1.3} & (n > 10) \end{cases} \quad (7)$$

그러나 Kirkpatrick과 Holmes는 Fig. 4에서와 같은 초기 형상을 갖는 시편을 사용하였는데, 이는 본 연구에서 사용된 시편의 초기 형상(Fig. 3)과는 매우 큰 차이를 나타낸다.

본 연구에서는 실제 시편의 초기 형상에 보다 근접한 초기 형상을 결정하기 위하여 다음과 같이 식(7)에 실험적인 계수를 도입하여 초기 형상을 결정

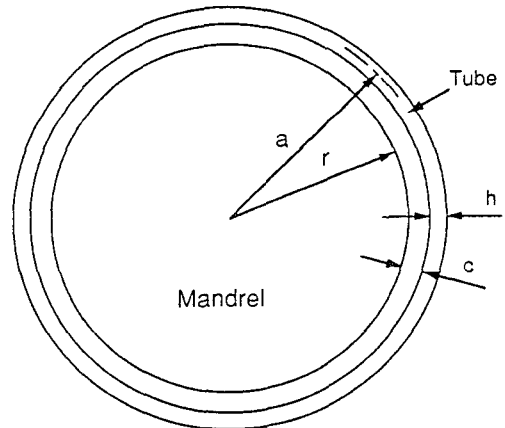


Fig. 2 A cylindrical tube and a mandrel

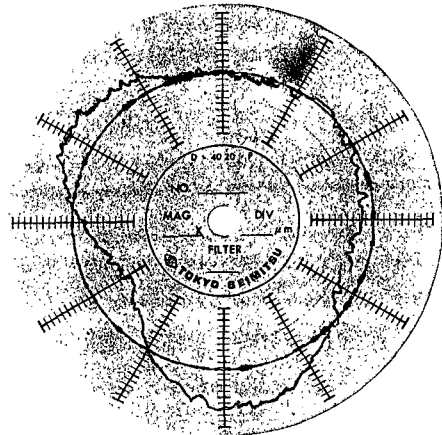


Fig. 3 Roundness of a tube measured: 1 division=2 μm

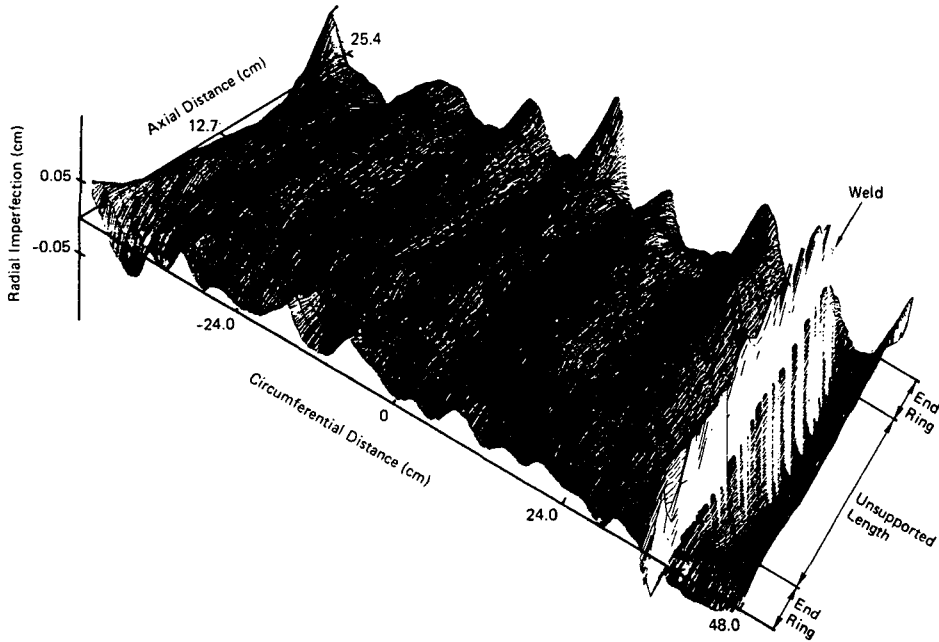


Fig. 4 Measured initial shape of the tube used by Kirkpatrick and Holmes: diameter=30.5cm, thickness=0.635 mm

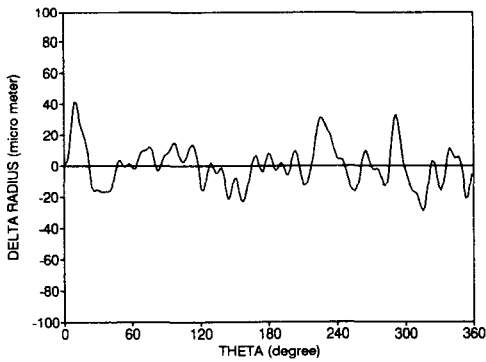


Fig. 5 Idealized initial shape by Eq.(8)

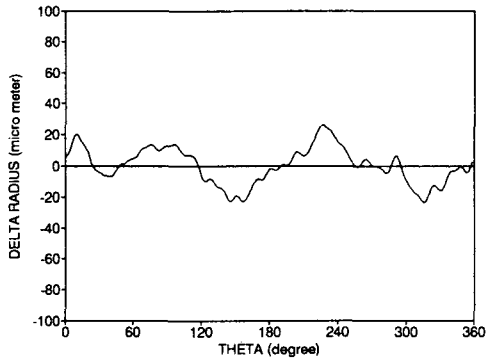


Fig. 6 Idealized initial shape by Eq.(9)

하는 방법을 사용하였다.

$$a_n = \begin{cases} 0.0005 & (n \leq 10) \\ 0.01/n^{1.3} & (n > 10) \end{cases} \quad (8)$$

여기서, 실험계수는 초기 형상 결정식에 의해 만들어진 초기 형상의 최대 반경 편차량이 실제 시편의 최대 반경 편차량이 되도록 결정하였다. 그리고, 모드의 진폭이 시편의 두께에 비례한다고 볼 수 없으므로, 본 식에서는 제거하였다.

Fig. 3의 초기 형상에 나타난 바와 같이, 모드 2~3의 경우는 진폭이 다른 모드의 진폭에 비하여 상대적으로 크므로 이를 고려하여 다음과 같은 초기 형상 결정식을 사용하였다.

$$a_n = 0.003/n^{1.3} \quad (9)$$

Fig. 5와 Fig. 6은 각각 식(8)과 식(9)에 의해 만들어진 초기 형상으로써, 주름수가 현저하게 차이를 알 수 있다.

3.2 성형변수에 대한 고찰

축관성형시, 균일한 형상을 얻기 위하여 원통셀의 내부에 맨드릴을 설치하고 가공을 하는데 원통셀의 기하학적인 형상과 하중조건 등에 따라 최종

성형정밀도가 결정된다. 본 연구에서는 가공물의 형상과 하중이 최종 성형정도에 미치는 영향을 고찰하기 위해 원통셀과 맨드릴 사이의 간극비, 기준 압력에 대한 원통셀에 가해지는 압력비, 그리고 원통셀의 반경에 대한 두께비를 성형변수로 도입하였다.

첫째, 간극비는 원통셀의 반경에 대한 원통셀과 맨드릴 사이의 간극의 비로써, 진원의 경우에 있어서 원주방향의 변형률을 나타내는데, 간극비는 다음과 같이 표현된다.

$$C_{rat} = \frac{c}{a} \times 100(\%) \quad (10)$$

둘째, 압력비는 진원의 원통셀에서 항복변형률 ϵ_Y 를 일으키는 정적인 임계압력에 대한 원통셀에 가해지는 최대 압력의 비로써, 압력비와 정적인 임계압력 P_{crit} 그리고 동적 하중 최대치 P_{max} 는 다음 식과 같다.

$$P_{rat} = P_{max} / P_{crit} \quad (11)$$

$$P_{max} = \frac{\omega^2 P_0}{\beta^2 + \omega^2} e^{-2\frac{\beta}{\omega} \tan^{-1} \frac{\omega}{\beta}} \quad (12)$$

$$P_{crit} = \frac{h}{r} (H \frac{c}{r} + \sigma_Y) \quad (13)$$

여기서, $\frac{1}{H} = \frac{1}{E} + \frac{1}{E_h}$

셋째, 두께비는 원통셀의 반경에 대한 두께의 비

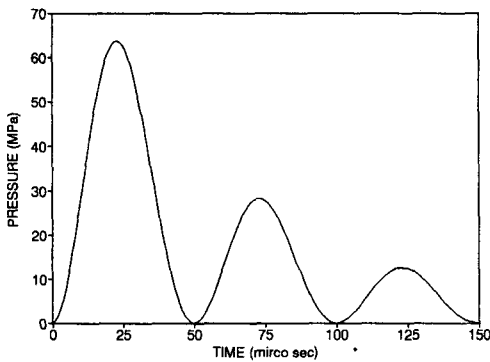


Fig. 7 Applied magnetic pressure

로써, 이는 성형 후의 임계 주름수와 밀접한 관계를 갖는다. 두께비는 다음과 같다.

$$H_{rat} = \frac{h}{a} \times 100(\%) \quad (14)$$

성형이 이루어진 후에 성형의 정밀도를 판단하기 위하여 초기 형상의 최대 진폭에 대한 최종 형상의 최대 진폭의 비, 즉 증폭비를 판단 기준으로 삼는다. 증폭비는 다음과 같이 표현된다.

$$A_{rat} = \frac{\Delta R_f}{\Delta R_i} \quad (15)$$

3.3 해석 시편의 제원

원통셀의 재질은 알루미늄이며 주요 물성치는 Table 1과 같다. 원통셀에 가해지는 압력파형은 식(16)과 같이 표현되며, 변수 P_{max} , ω , β 는 보다 정확한 해석을 위하여, 실험을 수행하여 얻어진 값을 사용하였다.

$$P = P_0 e^{-\beta t} \sin^2 \omega t \quad (16)$$

식(12)와 (16)을 사용하여 결정된 값들은 $P_{max} = 63.7 \text{ MPa}$, $\omega = 8100 \text{ rad/s}$, $\beta = 62800 \text{ S}^{-1}$ 이다. 여기서 P_{max} 는 압력비가 5이고, 간극비가 7일 때의 값을 나타낸다.

Fig. 7은 압력파형을 도시한 것으로 변형에 가장 큰 영향을 미치는 파형이 첫번째 파형이므로, 이 파형만을 고려하였다. 또한 원통셀의 변형 완료시간은 원통셀의 형상과 하중에 따라 차이가 있으나 $150 \mu\text{s}$ 이후의 변형은 미소하므로 $150 \mu\text{s}$ 까지 해석을 수행하였다.

3.4 해석결과

본 연구에서는 3.2절에서 도입된 성형변수들에 대한 영향을 유한요소법을 이용하여 성형후의 증폭비를 고찰하고자 한다. Table 2는 해석에 사용된 모델들의 제원을 나타낸 것이다. 모델 1과 2는 실제 성형에 사용된 시편의 치수와 가까우며, 모델 3 이하는 이를 단순화시킨 것이다. 모델 1과 2에 대한 해석결과는 Table 3과 같으며, 모델 2의 증폭

Table 1 Material properties of aluminum used

Young's Modulus (MPa)	Hardening Modulus (MPa)	Yield Stress (MPa)	Density (kg/m ³)	Poisson's Ratio
28500	1030	180	2710	0.33

Table 2 Specifications of the models analyzed

Model No.	a(mm)	h(mm)	c(mm)	P_{max} (MPa)	ΔR
1	20.61	0.93	1.145	40	Eq.(9)
2	20.61	0.93	2.645	40	Eq.(9)
3	20.0	1.0	1.2	58.5	Eq.(8), (9)
4	20.0	1.0	1.0	55	One cosine term
5	20.0	1.0	1.2	58.5	Eq.(9)
6	20.0	0.8~2.0	1.2	61	Eq.(9)
7	20.0	1.0	1.2	11.7~81.9	Eq.(9)
8	20.0	1.0	0.6~4.0	63.7	Eq.(9)

Table 3 Result of analysis by F.E.M.

Model No.	C_{rat} (%)	P_{rat}	H_{rat} (%)	A_{rat}
1	5.56	3.70	4.51	1.333
2	12.83	2.80	4.51	2.439

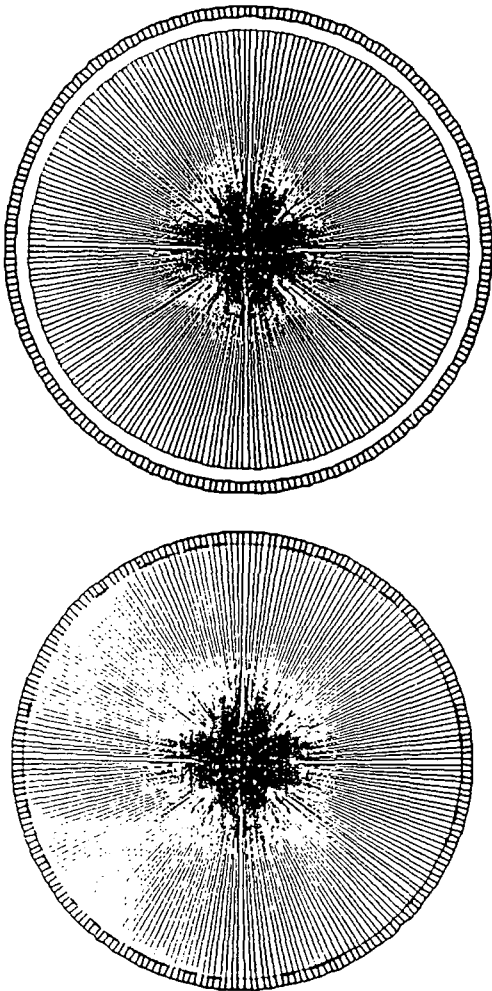


Fig. 8 Initial and final shapes of Model 1 by analysis

비가 모델 1의 경우보다 큰 것은 간극의 영향에 따른 임계압력 P_{crit} 의 증가에 의해서 압력비 P_{rat} 가 감소한데 주로 기인한다. Fig. 8과 Fig. 9는 이 두 모델에 대한 유한요소해석 결과로 실제 성형결과를 비교적 잘 나타내고 있다.

원통셀의 초기 형상을 결정하기 위해 식(6)에서 위상각을 난수로 처리하였는데, 이의 타당성을 검증하기 위해 위상각의 난수를 다르게 취하면서 해석을 하였다. Table 4는 위상각의 난수 형태에 따른 증폭비를 나타낸 결과이다. Table 4에서 알 수 있듯이 type 1~5에서는 위상각의 변화에 따른 증폭비가 차이를 무시할 정도로 나타나지만, 위상각 type*는 모드 진폭 결정식(8)을 취하여 계산한 결과로써 진폭 결정식(9)을 취하여 계산한 다른 모델과는 많은 차이를 나타낸다. 이로부터 증폭비는 초기 진폭 결정식에 의존한다는 것을 알 수 있다.

Fig. 11은 모드의 진폭형상에 따른 영향을 고찰하기 위하여 초기 형상을 단일 삼각파형으로 가정하여 해석한 결과를 나타낸 것으로 모드수와 증폭비가 비례함을 보여준다. 앞의 Fig. 4에서 보는 바와 같이 모드수, 즉 주름수가 Fig. 3의 모드수보다 많음을 알 수 있는데, 이러한 이유로 식(8)에 의한 해석에서의 증폭비가 식(9)에 의한 해석에서의 증

Table 4 Amplification ratio vs. random phase type for Model 3

Phase Type	1	2	3	4	5	*	Avg.	STD
A_{rat}	1.349	1.369	1.353	1.372	1.358	1.738	1.36	0.00893

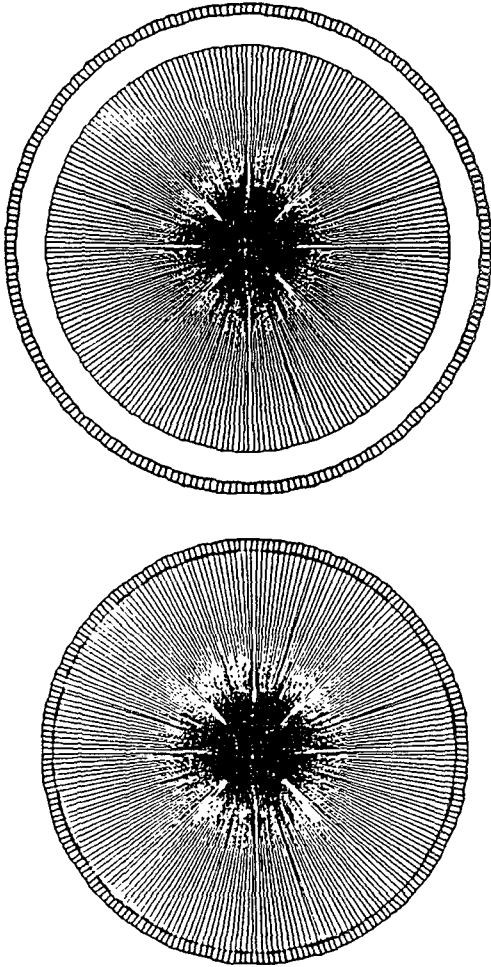


Fig. 9 Initial and final shapes of Model 2 by analysis

폭비보다 더 크게 얻어진다.

초기 진폭의 영향을 관찰하기 위하여 원래의 진폭의 0.2, 5, 그리고 10을 곱하여 크기를 결정하여 해석한 결과를 Fig. 12에 나타내었다. 이 그림에 의하면 초기 진폭의 크기가 커짐에 따라 증폭비가 작아지는 경향을 볼 수 있는데, 실제 시편의 초기 진폭은 큰 차이가 나지 않으므로 증폭비는 거의 일정한 것으로 간주할 수 있다.

두께비에 따른 증폭비의 변화에 대한 해석은 압

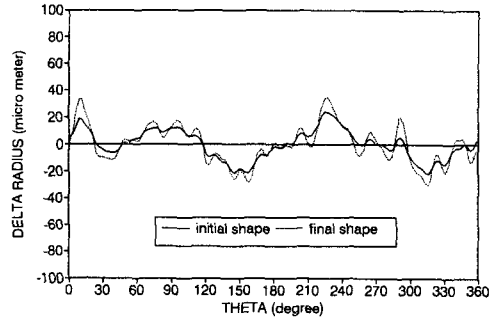


Fig. 10 Final shape of the tube by analysis

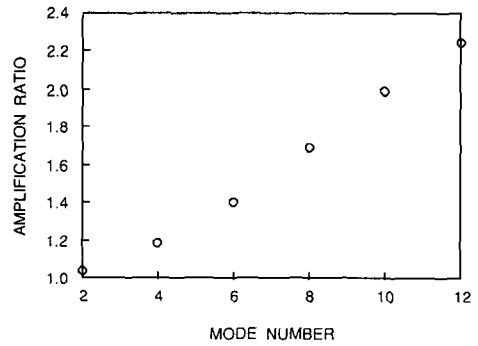


Fig. 11 Amplification ratio vs. mode number for Model 4

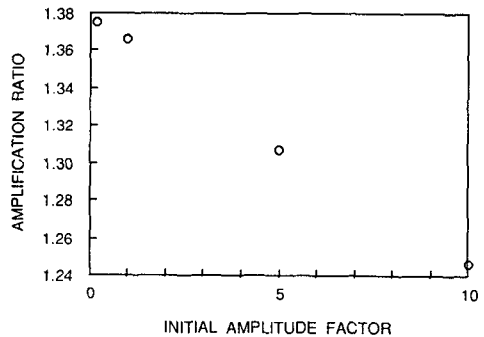


Fig. 12 Amplification ratio vs. initial amplitude factor for Model 5

력이 일정한 경우 ($P_{rat}=5$)와 압력이 일정한 경우 ($P_{max}=61 \text{ MPa}$)에 대한 것으로 Fig. 13에 그 결과가 나타나 있다. 압력비가 일정한 경우, 두께가

반경에 비해 상대적으로 두꺼울수록 증폭비가 작아지며, 압력이 일정한 경우의 증폭비의 감소율이 압력비가 일정한 경우의 증폭비의 감소율보다 작으면서는 성형변수 압력비가 두께비를 고려한 변수이기 때문이다.

Fig. 14는 간극이 일정한 경우에 압력의 크기에 따른 증폭비의 변화를 나타내며, 압력이 커짐에 따

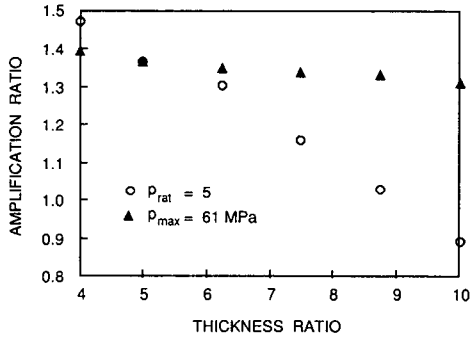


Fig. 13 Amplification ratio vs. thickness ratio for Model 6

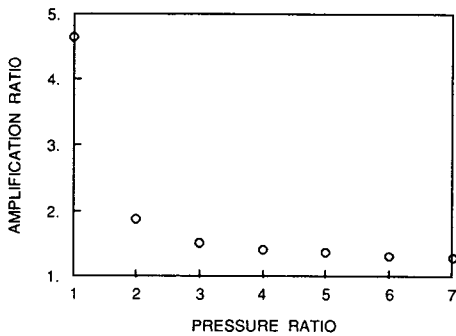


Fig. 14 Amplification ratio vs. pressure ratio for Model 7

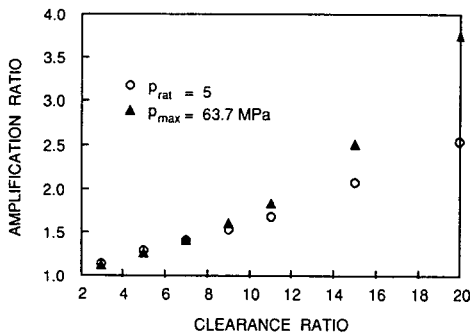


Fig. 15 Amplification ratio vs. clearance ratio for Model 8

라 증폭비가 감소하는 것을 볼 수 있다. 그러므로, 압력이 충분히 크다면, 간극이 비교적 큰 경우에 있어서도 원하는 정도의 성형을 할 수 있으리라 판단된다.

Fig. 15는 간극의 변화에 따른 증폭비에 대한 영향을 나타낸 것으로 압력비가 일정한 경우 ($P_{rat} = 5$), 증폭비는 간극비가 증가함에 따라 선형적으로 커지고, 압력이 일정한 경우에는 간극비의 증가율보다 큰 폭으로 증폭비가 증가하였다. 이로부터 앞에서 도입한 성형변수 압력비를 가지고 결과를 논의하는 것이 더 효율적임을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 간극이 작고, 두께가 두껍고, 가해지는 압력이 클수록 성형후의 증폭비는 감소하는 것을 알 수 있으며, 본 해석에서 증폭비에 미치는 영향을 효율적으로 나타내기 위하여 사용된 성형변수들이 적절하게 도입되었음을 알 수 있다.

실제 성형에 있어서는 주름이 축방향을 따라 변화하는 것이 관찰되며 3차원 해석을 통해 이를 어느 정도 묘사하는 것이 가능하다.⁽¹³⁾ 그러나 증폭비에 미치는 성형변수들의 3차원 변화는 매우 복잡하므로 3차원 해석에 의한 성형정밀도 판별을 위해서는 이에 대한 적절한 고려가 선행되어야 한다.

4. 결 론

본 연구에서는 전자기 성형법을 이용하여, 원통셀 내부에 맨드릴을 설치하고 축관 성형을 하는 경우의 성형과정을 유한요소법을 이용하여 해석하였으며, 특히 가공물의 형상과 하중조건이 최종 진폭의 증폭비에 미치는 영향을 정성적 및 정량적으로 해석하였다. 이로부터 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) Kirkpatrick과 Holmes의 초기 형상 결정방법을 수정보완하여 해석한 결과 실험과 잘 일치함을 알 수 있었다.

(2) 주름의 증폭비는 간극비에 비례하고 압력비에 반비례한다. 또한 두께비가 커짐에 따라 증폭비는 감소한다.

(3) 성형후의 증폭비는 초기 형상의 결정식에 좌우되는데, 초기 형상에서 가장 두드러지는 모드수에 비례한다.

(4) 같은 하중과 같은 간극에서 초기 최대 진폭 크기의 변화는 주름의 증폭비에 거의 영향을 주지 않는다.

참고문헌

- (1) Bruno, E. J. (ed.), 1968, "High Velocity Forming of Metals," American Society of Tool and Manufacturing Engineers.
- (2) Al-Hassani, S. T. S., Duncan, J. L. and Johnson, W., 1967, "The Influence of the Electrical and Geometrical Parameters in Magnetic Forming," Proc. 8th Int. M.T.D.R. Conf., Pergamon Press, pp. 1333~1347.
- (3) Negishi, H., Murata, M., Suzuki, H. and Maeda, T., 1980, "An Analysis of Forming Process for Tube Expansion: A Study of Electromagnetic forming V," J. of the JSTP, Vol. 21, No. 234, pp. 642~648.
- (4) 김동원, 이동녕, 최재산, 신호철, 허 훈, 김철우, 1989, "전자기 성형 연구 [I]," 서울대학교 공과대학 생산기술연구소.
- (5) Abrahamson, G.R. and Goodier, J.N., 1962 "Dynamic Flow Buckling of a Cylindrical Shell from Uniform Radial Impulse," Proc. 4th U.S. Nat. Cong. Appl. Mech., pp. 939~950.
- (6) Lindberg, H. E., 1970, "Dynamic Pulse Buckling of Cylindrical Shells," Stanford Res. Inst. Tech. Report 001-70.
- (7) Goodier, J. N. and McIvor, I. K., 1964, "The Elastic Cylindrical Shell under Nearly Uniform Radial Impulse," J. of Appl. Mech., Trans. of the ASME, Vol. 31, No. 6, pp. 259~266.
- (8) Florence, A. L. and Vaughan, H., 1968, "Dynamic Plastic Flow Buckling of Short Cylindrical Shells due to Impulsive Loading," Int. J. Solids Struct., Vol. 4, pp. 741~756.
- (9) Kirkpatrick, S. W. and Holmes, B. S., 1988, "Structural Response of Thin Cylindrical Shells Subjected to Impulsive External Loads," AIAA Journal, Vol. 26, No. 1, pp. 96~103.
- (10) Bhattacharyya, B., 1975, "The Compression of Thin-walled Tubes by Electromagnetic Impulse," Univ. of Waterloo, Ph. D. Thesis.
- (11) Sano, T., Takahashi, M., Murakoshi, Y. and Matsuno, K., 1984, "Electromagnetic Tube Compression with a Field Shaper," J. of the JSTP, Vol. 25, No. 283.
- (12) 최길봉, 1991, "축관 전자성형에서의 변형 특성에 관한 연구," 서울대학교 대학원 석사학위 논문.
- (13) 민동균, 1991, "전자기 성형법을 이용한 축관 성형의 유한 요소 해석," 서울대학교 대학원 박사학위 논문
- (14) Hallquist, J. O., 1986, "NIKE2D-A Vectorized Implicit, Finite Deformation, Finite Element Code for Analyzing the Static and Dynamic Response of 2-D Solids with Interactive Rezoning and Graphics," Lawrence Livermore National Laboratory.