

〈論 文〉

전자기 확관성형의 유한요소 해석

이성호* · 이동녕**

(1991년 4월 24일 접수)

A Finite Element Analysis of Electromagnetic Forming for Tube Expansion

Sung Ho Lee and Dong Nyung Lee

Key Words : Electromagnetic Forming(전자기 성형), Tube Expansion(확관성형), Finite Element Method(유한요소법), Electromagnetic Field Analysis(전자기장 해석), Stress Analysis(응력 해석)

Abstract

The analysis of electromagnetic forming process consists of the analysis of the electric circuit and the dynamic deformation analysis. The purpose of the electric circuit analysis is to calculate the magnetic pressure and to apply it to the deformation analysis. Some investigators performed the analysis assuming the pressure distribution in longitudinal direction. However there was a difference between the calculated and experimental results. The difference mainly came from the assumption of the pressure distribution. One must know the magnetic field distribution in an actual situation for the analysis to be less erroneous. In this work the electromagnetic field analysis was performed by the finite element method to obtain a more realistic pressure distribution. A better agreement between the calculated and experimental results was obtained. It became possible to predict the deformation behavior of the workpiece of finite length.

기호설명

A : 자기 벡터 포텐셜
 $[A]$: 자기 벡터 포텐셜 행렬
 a : 피가공재의 반지름
 B, B : 자속밀도
 b : 성형코일의 반지름
 D : 전기 변위
 E : 전기장의 세기
 H : 자기장의 세기
 $[H]$: 형상함수의 행렬
 I, i : 전류
 J : 전류밀도
 $[J]$: 입력 전류밀도 행렬

$[M]$: 전기전도도 행렬
 N : 성형코일의 단위 길이 당 권수
 P, P : 압력
 $[S]$: 전자기 강성 행렬
 ϵ : 유전률(전자기장 해석), 변형률(응력 해석)
 μ : 투자율
 μ_0 : 진공에서의 투자율
 ν : 자기 저항률
 ρ : 전하밀도
 σ : 전기전도도(전자기장 해석), 응력(응력 해석)

하첨자

1 : 성형코일 또는 1차 회로
 2 : 피가공재 또는 2차 회로

*정회원, 국방과학연구소

**정회원, 서울대학교 금속공학과

1. 서 론

전자기성형은 강한 전이 자기장을 가공하고자 하는 금속에 직접 작용시켜 금속을 변형시키는 방법으로 고속성형법이라 불리우는 가공 기술의 한 가지이다⁽¹⁾. 이 성형법은 원관 (tube)과 원관, 원관과 다른 부품을 한 단계로 조립하는데 주로 사용되며 원관의 셰이핑 (shaping)과 관재의 성형에도 사용된다.

Fig. 1은 전자기성형의 기본적인 회로이다. 미리 충전되어 있던 축전기를 순간적으로 방전시켜 성형 코일에 전류를 흘리면 매우 강한 자기장이 발생하고 전기전도체인 피가공재에 유도전류가 생겨서 성형코일에 흐르는 전류에 의한 자기장과 유도전류에 의한 자기장이 반발한다. 이 반발력 또는 자기압력이 재료의 항복강도 이상이 되면 재료가 성형된다.

자기압력의 지속시간은 수십 내지 수백 microsec로 짧기 때문에 가공을 위해서는 성형압력이 피가공재에 충분한 운동에너지를 줄 수 있을 정도로 커야하며 효율을 높이기 위해서 최대압력은 재료의 항복응력보다 수 배 이상이어야 한다. 일반적으로 전기전도도가 큰 금속은 직접 성형할 수 있지만 전기전도도가 좋지 않은 금속도 전기전도도가 좋은 금속을 동력전달부 (driver)로 사용하여 성형할 수 있다. 전자기성형에서의 성형방법은 성형코일과 피가공재와의 상대적 위치 및 성형코일의 형상에 따라 확관성형 (tube expansion), 축관성형

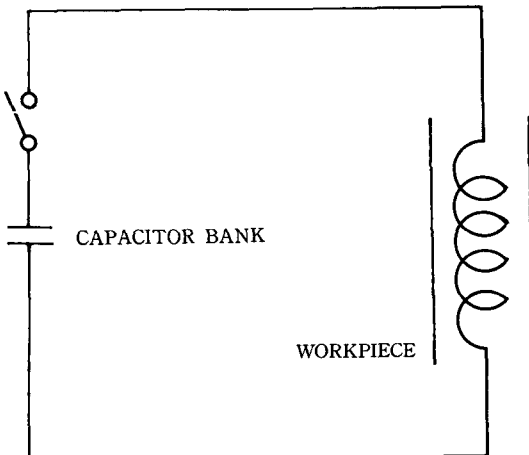


Fig. 1 Basic electromagnetic forming circuit

(tube compression), 평면성형 (flat forming)으로 크게 분류되며 부분적으로 큰 자기압력이 필요할 때에는 자속집중기 (field shaper)를 사용한다.

이러한 전자기성형의 성형과정 해석은 전자기회로의 해석과 동적 (dynamic) 변형의 해석으로 구별될 수 있으며 전자기성형기와 피가공재 사이의 자기적 결합 (magnetic coupling)으로 인하여 이들은 상호간에 영향을 받는다. 그러나 해석의 편의를 위해 피가공재의 변형에 따르는 자기장의 변화를 무시하여 문제를 단순화시키는 것이 일반적이다. 여기서 전자기회로 해석의 목적은 피가공재에 가해지는 자기압력을 산출하여 변형해석에 도입하는 것인데 이러한 자기압력을 계산하기 위하여 Baines 등⁽²⁾은 전자기성형기로 이루어지는 1차회로와 피가공재로 이루어지는 2차회로에서의 전류를 계산하였으며 그 이후 여러 연구자들이⁽³⁻⁵⁾이 방법을 사용하였다. 그러나 계 (system) 전체를 1차회로와 2차회로로 구분하여 자기압력을 산출하는 과정은 매우 복잡하므로 이를 1차회로만의 등가회로로 구성하여 해석하는 방법이 쓰이기도 하였다⁽⁶⁻¹⁰⁾.

확관성형의 해석에 쓰인 이 방법들은 자기장의 말단효과 (end effect)가 무시될 수 있을 정도로 충분히 긴 피가공재와 성형코일을 가정하고 있기 때문에 피가공재의 길이방향에 걸친 변형을 해석할 수 없었다. 원통형 피가공재의 길이방향에 걸친 변형을 해석하기 위해 Suzuki 등⁽¹¹⁾은 자기압력의 길이방향 분포를 임의로 가정하였는데 이 때 사용된 자속밀도의 분포는 성형코일 만이 있을 때의 분포로부터 추측한 것이었다. 따라서 성형코일 주위에 도체인 피가공재가 존재하여서 이 도체에 유도된 전류에 의한 자기장이 주위의 자기장과 상호작용을 하는 실제의 자속밀도 분포와는 다른 양상을 보인다. 그러므로 보다 정확한 해석을 위해서는 이 자기장의 상호작용을 고려해야 하며 본 연구에서는 유한요소법을 이용하여 전자기장 해석을 함으로써 이 문제를 해결하였다. 또한 여기서 계산된 자기압력을 이용하여 피가공재의 동적변형 거동을 유한요소법으로 해석하였다.

2. 이론적 배경

2.1 전자기장의 유한요소 해석

전자기 현상을 해석하는데 기초가 되는 Maxwell의 방정식은 다음과 같다.

$$\nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \tag{1}$$

$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \tag{2}$$

$$\nabla \cdot D = \rho \tag{3}$$

$$\nabla \cdot B = 0 \tag{4}$$

또한 이들 사이의 관계는

$$D = \epsilon E \tag{5}$$

$$B = \mu H \tag{6}$$

$$J = \sigma E \tag{7}$$

이다.

실제 전자기장의 해석에 있어서 포텐셜 (potential)을 계의 변수로 하여 다루는 것이 편리한 경우가 많으며 E 와 B 는 자기 벡터 포텐셜 A 에 대해 다음 식으로 연관 된다.

$$B = \nabla \times A \tag{8}$$

$$E = -\frac{\partial A}{\partial t} \tag{9}$$

해석하고자 하는 영역 내에 전기전도체가 존재하면 전류밀도 J_0 인 전류의 시간적 변화에 의해 자기장이 변화하는 경우 유도전류밀도 J_e 에 의한 자기장이 발생하며 이들이 합성되어 새로운 자기장 H 를 형성한다. 해석하고자 하는 계의 크기가 이에 연관된 전자기장의 파장보다 작은 경우 변위전류밀도 $\partial D/\partial t$ 는 전류밀도 ($J_0 + J_e$)에 비해 무시할 수 있을 정도로 작아지며⁽¹³⁾ 이를 준정적 상태 (quasi-static state)라고 한다. 따라서 식 (2)로부터

$$\nabla \times H = J_0 + J_e \tag{10}$$

식 (6~9)를 식 (10)에 대입하고 투자율 μ 의 역수를 자기저항률 (reluctivity) ν 로 정의하면

$$\nabla \times (\nu \nabla \times A) = J_0 - \sigma \frac{\partial A}{\partial t} \tag{11}$$

이 얻어지며 이것이 유도전류 발생의 해석에 대한 지배방정식⁽¹³⁾이다.

전자기장 해석에서의 범함수 (functional)는 다음과 같이 주어지며

$$\Pi = \int \left(\frac{1}{2} B \cdot \nu B \right) dV - \int \left(J_0 - \sigma \frac{\partial A}{\partial t} \right) \cdot A dV$$

Fig. 2와 같은 축대칭 문제에서는 입력전류밀도 J_0 와 벡터 포텐셜 A 는 θ 방향 성분만을 가진다. 유

한요소법에서의 일반적인 이산화 과정과 범함수의 극치 (extremum value) 조건으로부터 다음의 행렬식을 얻을 수 있다⁽¹⁴⁾.

$$[M][\dot{A}] + [S][A] = [J]$$

여기서

$$[M] = \sum_e \int \sigma [H]^T [H] dV$$

$$[S] = \sum_e \int \nu_z \left(\frac{[H]}{r} + \frac{\partial [H]}{\partial r} \right)^T$$

$$\left(\frac{[H]}{r} + \frac{\partial [H]}{\partial r} \right) dV$$

$$+ \sum_e \int \nu_r \left(\frac{\partial [H]}{\partial z} \right)^T \left(\frac{\partial [H]}{\partial z} \right) dV$$

$$[J] = \sum_e \int J_0 [H] dV$$

$$[\dot{A}] = \frac{d[A]}{dt}$$

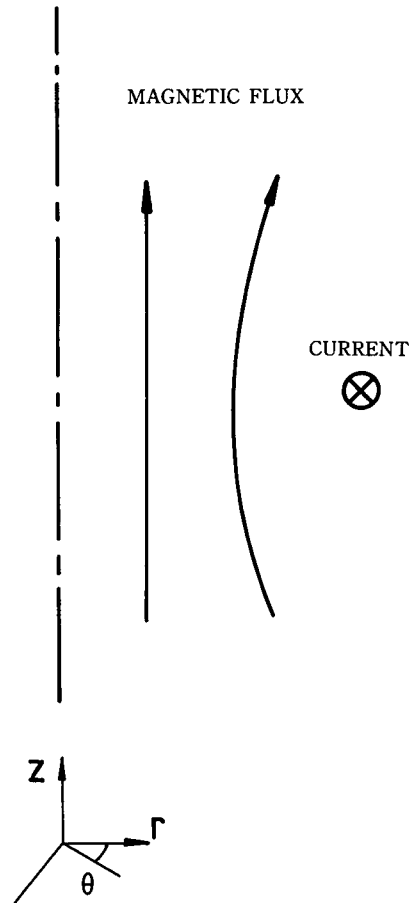


Fig. 2 Analysis model of axisymmetric electromagnetic field

2.2 자기압력의 계산

전류밀도 J 인 부피 요소가 자기장 B 인 곳에 놓여있을 때 단위 부피 당 작용하는 힘은

$$f = J \times B$$

이다. 변위전류밀도 $\partial D / \partial t$ 를 무시하고 발산정리 (divergence theorem)를 이용하면 부피가 V 인 물체가 받는 힘은

$$F = \int_V f dV = \frac{1}{\mu_0} \int_S (B \cdot n) - \frac{1}{2} B^2 n) dS$$

이 되며 여기서 S 는 부피 V 인 물체의 표면, n 은 면 S 에 수직인 외향 단위벡터 (outward normal unit vector)이다. 따라서 자기압력은

$$P = \frac{1}{\mu_0} (n \cdot B) B - \frac{1}{2\mu_0} B^2 n$$

으로 주어진다.

3. 계산 방법

3.1 전자기장의 해석

Fig. 3은 전자기 확산성형에서의 성형코일과 피가공재의 배치를 나타낸 그림이다. 이러한 모양을 갖는 계(system)는 축대칭 좌표계로 모사될 수 있으며 기하학적 대칭성을 고려하면 그림의 1/4만을 해석 영역으로 취할 수 있다. Fig. 4는 이 해석 영역에서의 경계조건을 나타낸 것이고 Fig. 5는 유한요소 해석을 위해 이 영역을 요소로 분할한 한 예이다. 이 때의 요소의 수는 2462개이다. 이 연구의 전자기장 유한요소 해석에서는 축대칭 사각형 요소를 사용하였으며 요소 당 절점(node)의 수는 4개로 하였다. 이 해석의 경우 해석 영역의 경계가 한정되어 있지 않은 열린 계(open system)이기 때문에 영역이 무한대이어야 하겠지만 계산의 효율과 실용적인 면을 고려하여 볼 때 실제 관심의 대상인 성형코일과 피가공재 크기의 5배 되는 공간을 해석 영역으로 제한하였다. 한 편 성형코일과 피가공재가 위치한 부분은 다른 곳보다 미세한 요소를 사용하였으며 이것은 전자기력을 정확하게 계산하기 위해서는 전자기장의 세기가 클 것으로 예상되는 곳을 세밀하게 분할하여야 하기 때문이다⁽¹⁵⁾. 그러나

요소의 수가 많아지면 계산량도 증가하기 때문에 요소의 수를 너무 많이 할 수 없으며 계산량과 해의 정확도 사이에서 최적점을 찾아야 한다.

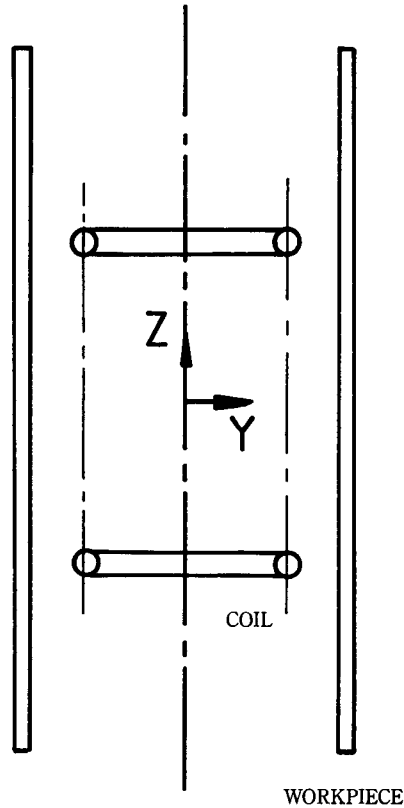


Fig. 3 Expansion coil and tubular workpiece

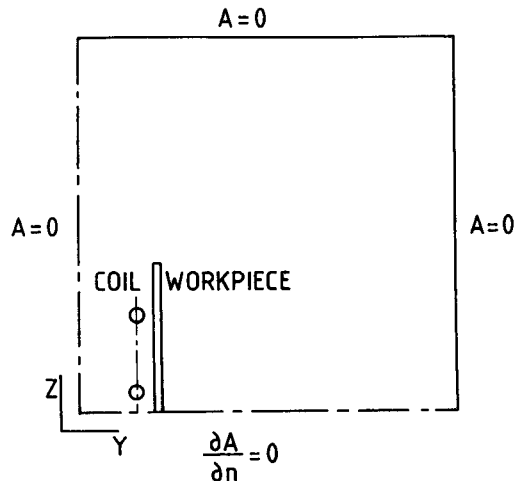


Fig. 4 Model for electromagnetic field analysis

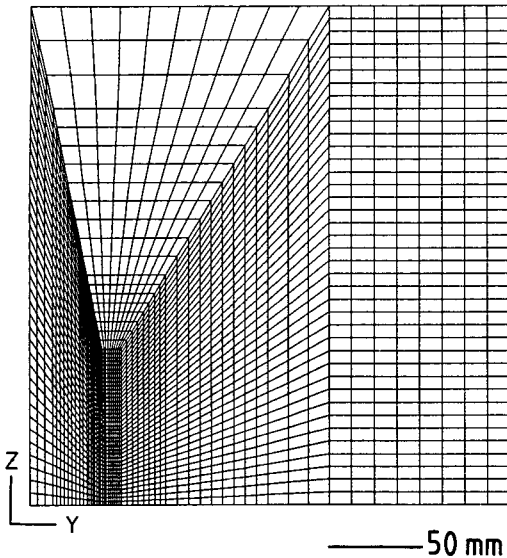


Fig. 5 Finite element mesh for electromagnetic field analysis

3.2 변형 해석

자기압력을 내압으로 받는 피가공재의 변형 해석에는 탄소성 유한요소해석 프로그램인 ADINA를 이용하였다. 실제로 전자기력은 체력(body force)으로 물체에 작용하지만 ADINA에서는 체력을 취급해 줄 수 없기 때문에 2.2 절에 서술한 것처럼 내압으로 변환하여 다루었다. 전자기성형에서는 짧은 시간 동안에 매우 빠른 속도로 변형이 일어나므로 관성효과(inertia effect)를 무시할 수 없고 따라서 동적(dynamic)해석을 하였으며 변형 속도가 크기 때문에 변형률속도 효과를 고려해야 하지만 이것을 ADINA에서는 다룰 수 없었다. 변형률속도 효과를 고려하면 그렇지 않은 경우보다 변형이 감소하고 전체적으로 변형이 균일해진다⁽¹⁶⁾. 항복 조건은 von Mises 항복조건을 사용하였으며 등방성 가공경화를 고려하였다. 대변형 해석에는 TL(total Lagrangian) 식과 ULJ(updated Lagrangian Jaumann)식이 쓰이고 있는데 이 연구에서는 두 가지 방법을 모두 사용하였다. 그러나 ADINA에서의 ULJ 식으로는 총변형률(total strain)을 구할 수 없으므로 이것을 구할 때에는 다소 부정확한 해를 보이기는 하지만 TL 식으로 대체적인 경향을 파악하였다.

응력 해석을 위해서 피가공재 만을 요소 당 절점

의 수가 8개인 축대칭 사각형 요소로 분할하였고 전자기장 해석에서 계산된 자기압력을 내압으로 작용시켰다. 실제 전자기성형은 성형기의 전기적 성질과 피가공재의 전기적 성질이 자기장에 의해 연관되는 연성계(coupled system)이지만 여기에서는 피가공재의 변형에 따른 자기압력의 변화를 무시하는 독립모형(uncoupled system)을 사용하였다. 또한 첫 번 자기압력 펄스만을 압력으로 작용시켰는데 이것은 두 번째 압력 펄스는 첫 번 압력 펄스보다 작고 또 두 번째 펄스가 시작될 때에는 이미 피가공재와 성형코일 사이의 거리가 멀어져서 그 영향을 무시할 수 있기 때문이다.

4. 결과 및 고찰

우선 해석 모델의 타당성을 검증하기 위하여 계산결과를 실험결과와 비교하였다. 비교할 실험결과를 Suzuki 등⁽¹¹⁾의 것을 이용하였는데 이것은 이들이 문헌에 제시한 기본 자료들이 이 논문의 계산에서 입력자료로 쓰일 수 있을 정도로 구체적이고 또 이들이 압력분포를 가정하여 계산한 결과와 이 연구에서의 계산결과를 비교해 볼 수 있기 때문이다.

Table 1은 계산에 쓰인 성형코일과 피가공재 재료의 기계적, 물리적 성질이다. 성형코일 재료는 무산소동(OFHC copper)이고 피가공재는 공업용 순도의 알루미늄 원관(tube)이다. 반자성체 또는 상자성체인 이들 재료의 투자율(permeability)은 진공중에서의 투자율과 같다고 가정하였다. 변형 해석에 사용된 피가공재의 유동응력은 다음의 식으로 주어진다.

$$\sigma(MPa) = 162(\epsilon^p + 6.63 \times 10^{-4})^{0.411}$$

Table 1 The material properties of coil and workpiece used in the analysis

Coil, OFHC	Electric conductivity	5.85·10 ⁷ mho/m
	Permeability	1.26·10 ⁻⁶ H/m
Workpiece AL 1050	Electric conductivity	3.56·10 ⁷ mho/m
	Permeability	1.26·10 ⁻⁶ H/m
	Yield stress	8.0MPa
	Poisson ratio	0.3
	Elastic modulus	71.5GPa
	Density	2.75·10 ³ Kg/m ³

성형코일에 흐르는 1차전류는 Suzuki 등이 제시한 다음의 식을 이용하였다.

$$i(A) = -10.5 \exp(-1430t) + 1.06 \times 10^4 \exp(-3240t) \sin(17800t + 9.9 \times 10^{-4}) \quad (12)$$

이 전류파형은 실측 전류파형과 잘 일치하지만 시간적으로는 약간 뒤지고 있다⁽¹¹⁾.

Fig. 6은 성형코일의 길이가 80mm, 바깥 반지름이 43mm이고 피가공재인 원관의 길이가 152mm, 바깥 반지름이 45mm, 두께가 1mm인 때의 길이방향 자속밀도의 분포이다. 점선은 Suzuki 등이 가정한 자속밀도 분포이고 실선은 이 연구에서 계산한 값으로서 Suzuki 등의 것과는 달리 성형코일 끝

부분에서도 큰 자속밀도를 나타낸다. 이것은 Suzuki 등이 성형코일 주위의 피가공재의 존재를 무시한 반면에 이 연구에서는 피가공재의 영향도 고려하였기 때문이다. 피가공재가 성형코일 주위에 있으면 자속은 피가공재에 유도된 전류의 영향으로 그 경로가 피가공재와 성형코일 사이로 제한되므로 성형코일 주위의 자속은 성형코일 만이 있을 때보다 더욱 균일 해진다.

Fig. 7은 원관의 길이방향 중심에서의 자기압력 파형이다. 실선은 식(12)를 입력전류로 하여 본 연구에서 계산한 것이며 점선은 실측한 1차전류로부터 Suzuki 등이 등가회로를 이용하여 계산한 값이다. 계산된 전류파형이 측정된 전류파형과 비교적

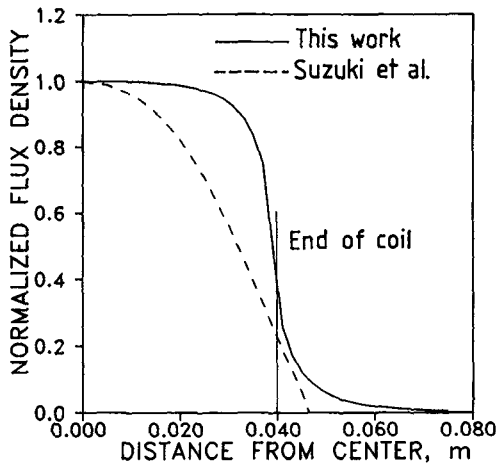


Fig. 6 Magnetic flux density distribution

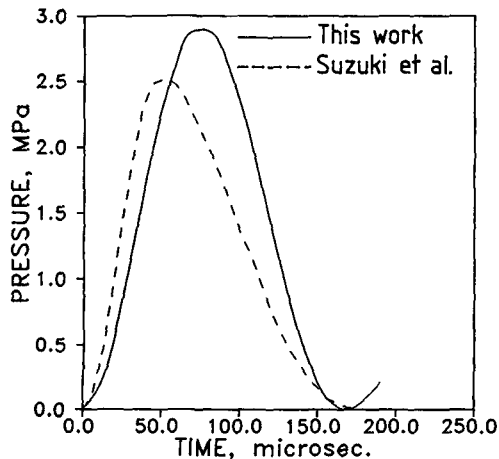


Fig. 7 Magnetic pressure wave at the center of longitudinal direction

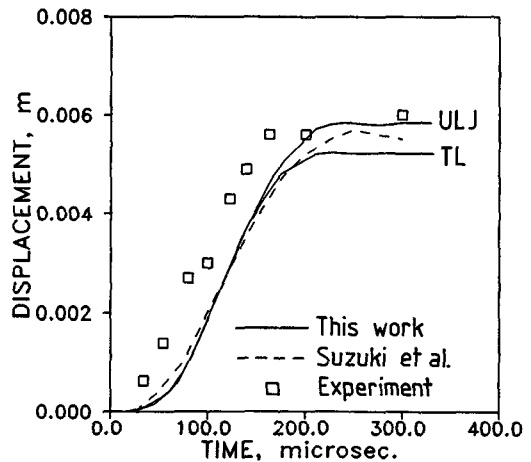
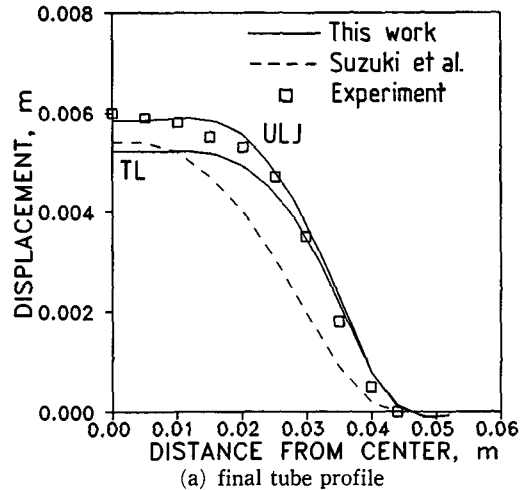


Fig. 8 Comparison of the calculated and experimental results

잘 일치함에도 불구하고 이 연구에서 계산한 압력 파형이 더 크게 나타난 것은 등가 회로로부터 자기 압력을 계산할 때 쓰인 단순화된 가정들의 영향으로 여겨진다. 최대 압력은 전류가 흐르기 시작한 80microsec 후에 얻어졌다.

Fig. 8은 이 연구의 계산결과를 Suzuki 등의 실험결과 및 그들의 계산결과 (점선)와 비교한 것이다. 이 연구에서의 계산결과가 Suzuki 등의 계산결과보다 실험값에 잘 일치하고 있다. Fig. 8(a)를 보면 성형코일 끝 위치 부근에서의 피가공재의 변위가 음으로 나타나는데 이것은 변형이 되는 부분과 되지 않는 부분 사이에서 생기는 굽힘에 의한 것이다. 한편 Fig. 8(b)에서는 이 논문에서의 계산값이나 Suzuki 등의 계산값이 모두 실험값보다 시간적으로 뒤지고 있는데 이것은 자기압력의 계산에 쓰인 전류가 실측 전류보다 시간적으로 뒤지고 있기 때문이다.

4.1 자기압력에 미치는 피가공재 길이의 영향

피가공재 길이의 변화에 따른 자기압력의 변화를 Fig. 9에 나타내었다. 이 때 자기압력은 피가공재 길이방향 중심에서의 값이다. 피가공재의 길이가 성형코일보다 짧아지면 짧아질수록 자기압력은 커지며 피가공재가 성형코일보다 길더라도 자기압력은 성형코일과 피가공재의 길이가 같을 때의 값보다 작아지지 않는다. 이것은 성형코일을 1차코일로, 피가공재를 2차코일로 하는 변압기를 가정하면 다음과 같이 설명될 수 있다.

1차코일의 권수가 N_1 , 전류가 I_1 이고 2차코일의 권수가 N_2 , 전류가 I_2 인 이상적인 변압기에서 1차코일의 변수들이 일정하면 2차전류는 N_2 에 반비례하고 이를 피가공재의 입장에서 보면 2차코일의 권수는 피가공재의 길이에 해당하므로

$$I_2 = \frac{C_1}{L_e}, \quad C_1 : \text{상수} \quad (13)$$

로 된다. 여기서 L_e 는 피가공재인 원관의 유효 길이로서 전체 길이 중 유도전류가 흐르는 길이라고 할 수 있다. 한편 자기압력은 다음과 같이 주어진다^(8,17).

$$P = \frac{\mu_0}{m} I_1^2 N^2 \left(\frac{b}{a}\right)^4 \quad (14)$$

만일 자속의 누설이 없이 자속의 경로가 성형코

일과 피가공재 사이로 제한되면

$$I_1^2 N^2 \left(\frac{b}{a}\right)^4 = \left(\frac{I_2}{L_e}\right)^2 \quad (15)$$

따라서 식 (13~15)로부터

$$P = C_2 L_e^{-4}, \quad C_2 : \text{상수} \quad (16)$$

Fig. 10은 피가공재의 길이가 32~76mm인 경우

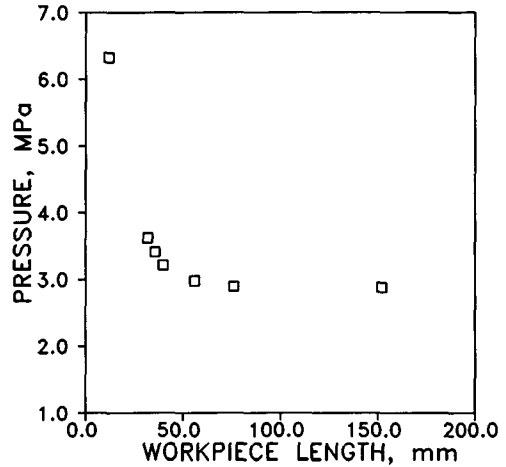


Fig. 9 Change of magnetic pressure with workpiece length

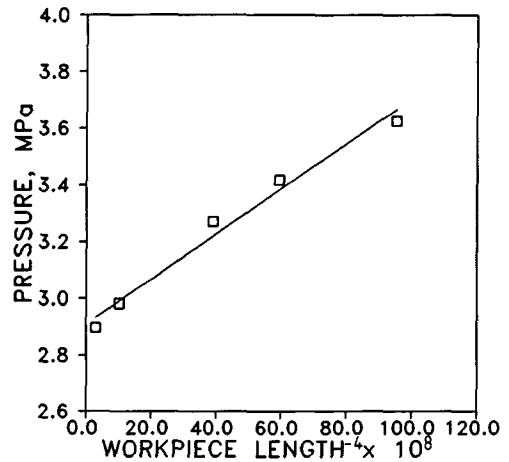


Fig. 10 Relation between magnetic pressure and L_e^{-4}

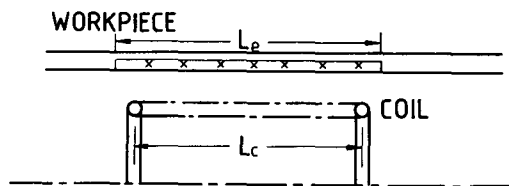
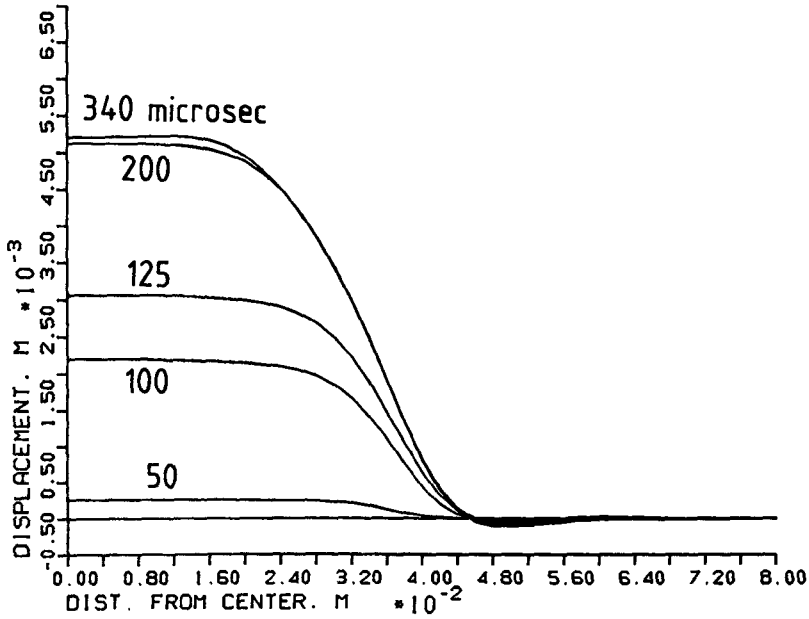


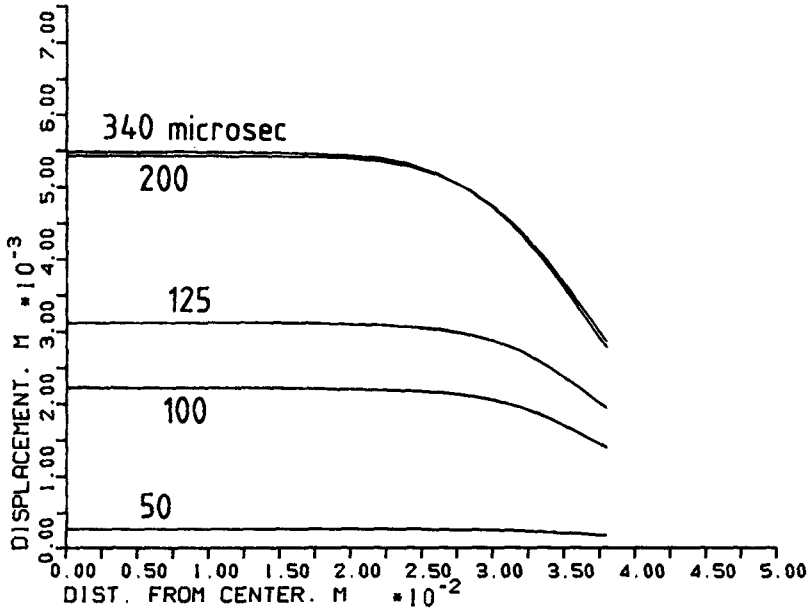
Fig. 11 Effective workpiece length L_e and coil length L_c

에 대해 자기압력과 (피가공재길이)⁻⁴의 관계를 나타낸 것이며 이 둘 사이에는 식 (16)로부터 알 수 있듯이 직선적인 관계가 성립한다. 피가공재의 길이가 성형코일 길이보다 길더라도 자기압력이 줄어들지 않는 것은 Fig. 11과 같이 피가공재의 유효길

이 L_e 가 성형코일의 길이 L_c 보다 커지지 않는다는 것을 의미한다. 한 편 피가공재의 길이가 매우 짧은 경우에는 예상되는 값보다 매우 작은 자기압력이 얻어지는데 이것은 자속의 누설이 없다는 가정이 이 경우에는 더 이상 타당하지 않기 때문이다.



(a) tube length : 152mm



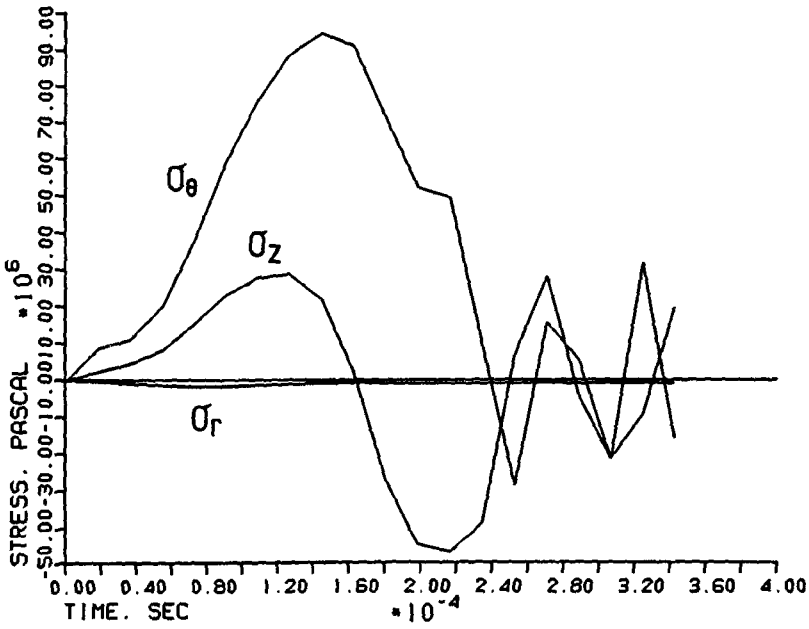
(b) tube length : 76mm

Fig. 12 Profile change with time (coil length ; 76mm)

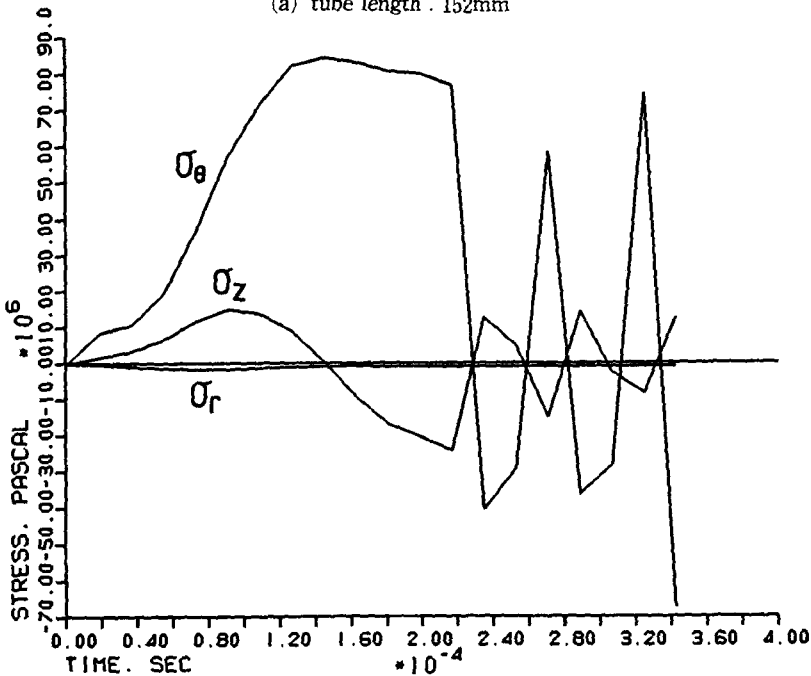
4.2 피가공재의 변형 거동

(1) 피가공재의 길이가 성형코일보다 길거나 같은 경우
 성형코일의 길이가 76mm이고 피가공재의 길이

가 각각 76mm, 152mm인 두 경우에 대해 변형거동의 특징을 알아보았다. 이 때의 해석조건은 4.1 절에서와 동일하였다. Fig. 12는 시간에 따른 피가공재의 형상 변화이다. 변형은 성형 시작 후 약 200 microsec이면 거의 완료되며 피가공재와 성형



(a) tube length : 152mm

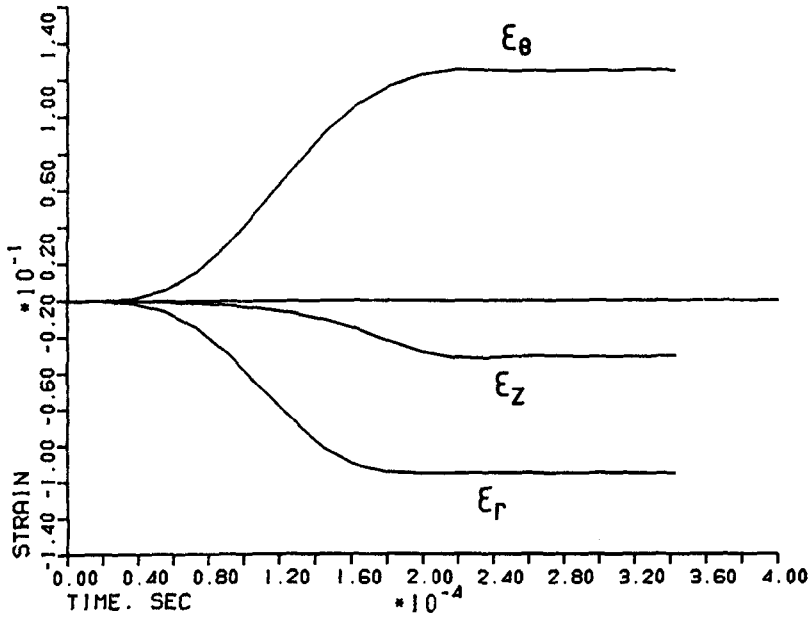


(b) tube length : 76mm

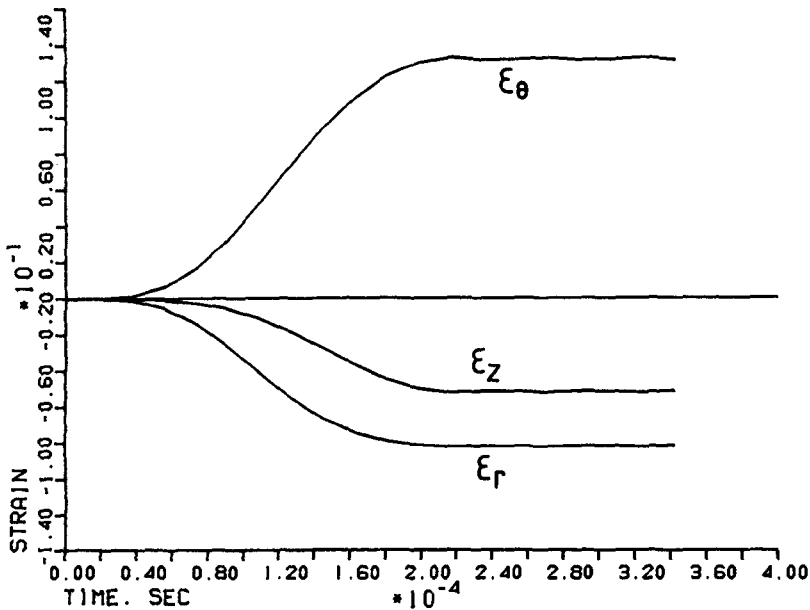
Fig. 13 Stress variations at the center of the workpiece

코일의 길이가 같은 경우 피가공재의 끝부분을 제외하고는 변형이 균일함을 알 수 있다. 또 피가공재가 성형코일보다 긴 경우 성형코일의 끝 부분에서 변형이 되는 부분과 되지 않는 부분 사이의 굽힘에 의한 변위의 감소가 나타난다.

시간에 따른 응력과 변형률의 변화를 각각 Fig. 13, 14에 나타내었으며 이 값은 원관의 길이방향 중심에서 취한 것이다. 두 경우 모두 비슷한 변화 양상을 보이고 있으며 두께방향 응력 σ_r 은 거의 0 으로서 내압 하중을 받고 있는 두께가 얇은 재료의



(a) tube length : 152mm



(b) tube length : 76mm

Fig. 14 Strain variations at the center of the workpiece

경우 $\sigma_r=0$ 라는 가정이 타당함을 보여준다. 응력변화 곡선에서 변형이 완료된 시간 후에 나타나는 응력의 진동은 피가공재의 탄성 회복에 의한 것⁽¹⁸⁾이며 이때의 응력은 재료의 유동응력보다 작아서 탄성 범위를 벗어나지 못 한다. 길이방향 응력 σ_z 는 반지름방향 속도가 증가하는 동안은 계속 증가하는 경향을 보이며 이것은 이 시간 동안 길이방향으로의 변형이 거의 없기 때문이다. 길이방향 변형률 ϵ_z 는 자기압력이 최대가 되는 80microsec까지는 0 으로서 평면변형 조건을 만족하고 있다.

Lal과 Hillier⁽¹²⁾는 충격적인 내압이 균일하게 가해지는 끝이 막히지 않은 원관의 동적 변형 거동을 해석하였으며 이 때의 원관의 움직임을 두 단계로 구분하여 고찰하였다. 첫 단계는 원관이 반지름방향으로 가속되어 팽창하는 변형 초기로서 이 때에는 평면변형 영역이 원관의 길이방향 중심부에서부터 원관의 끝 쪽으로 확장되어 간다. 원관의 감속이 시작되면 두 번째 단계로 들어서는데 여기에서는 평면 변형 영역이 사라지고 길이방향 응력 σ_z 의 부호가 바뀌며 응력비에 대한 제한이 없어진다고 하였다. 이 연구에서의 계산 결과에 의하면 피가공재의 길이가 성형코일보다 길거나 같은 경우 평면 변형 조건 $\epsilon_z=0$ 은 최대 압력이 작용할 때까지 유지되며 반지름방향 속도가 감소하면 길이방향 응력 σ_z 가 감소하기 시작하여 결국 부호가 바뀌고 변형이 끝나면 탄성 회복에 의한 진동이 나타난다. 이것은 위에서 서술한 Lal과 Hillier의 가정이 타당

함을 밝혀준다.

(2) 피가공재가 성형코일보다 짧은 경우

피가공재인 원관의 끝이 성형코일의 중간에 놓이면 확관성형 시 피가공재의 끝이 중심부보다 많이 변형되어 원관 끝의 벌어짐 (flaring)이 나타난다⁽¹⁹⁾. 이 원인을 알아보기 위하여 원관의 길이가 38mm로서 성형코일 길이의 1/2인 경우에 대해서 전자기장 해석을 하였다. 자기압력의 크기와 분포 다시 말하면 자속밀도의 크기와 분포에 영향을 주는 요소로서 재료에 전자기장이 침투하는 정도를 나타내는 표피깊이 (skin depth)를 생각할 수 있으며 이에 따른 계산결과를 Fig. 15에 나타내었다. 실제로 표피깊이는 정상상태의 사인파 (sine wave)에 적용되는 것이지만 여기에서는 펄스 전류의 반파장에 해당하는 주파수를 대표값으로 선택하여 표피깊이를 계산함으로써 비교의 척도로 삼았다. 이 때 원관의 두께는 1mm인데 표피깊이가 원관의 두께보다 작을 때 길이방향 자속밀도는 피가공재의 중심 부근에서는 표피깊이에 관계없이 일정한 값을 갖지만 끝부분에서는 많은 차이를 보인다. 즉 표피깊이가 커질수록 끝에서의 자속밀도는 자속의 침투로 인하여 낮아진다.

Fig. 16은 표피깊이가 0.3mm인 경우의 최종적인 변형 형상이다. 원관의 끝이 완전히 뒤집어진 모습을 보이고 있다. Sano등⁽²⁰⁾의 실험에 의하면 원관의 끝을 성형할 때 성형에너지가 증가할수록 끝이 벌어지는 각도가 증가하며 심지어는 윗 그림처럼

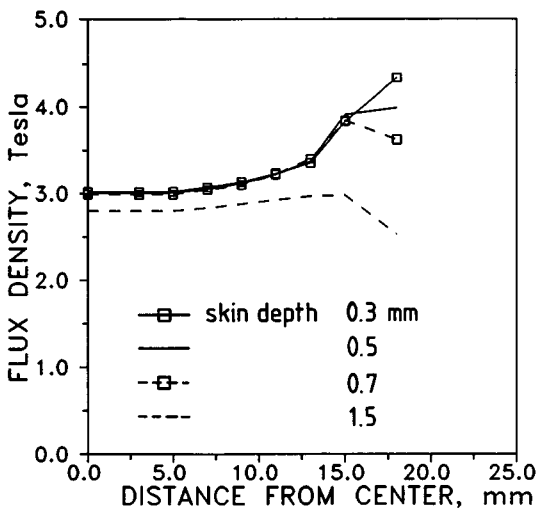


Fig. 15 Change of flux density distribution with skin depth

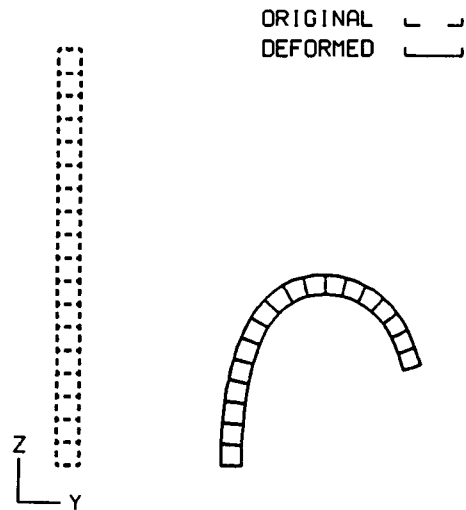


Fig. 16 Original and deformed shapes of the workpiece

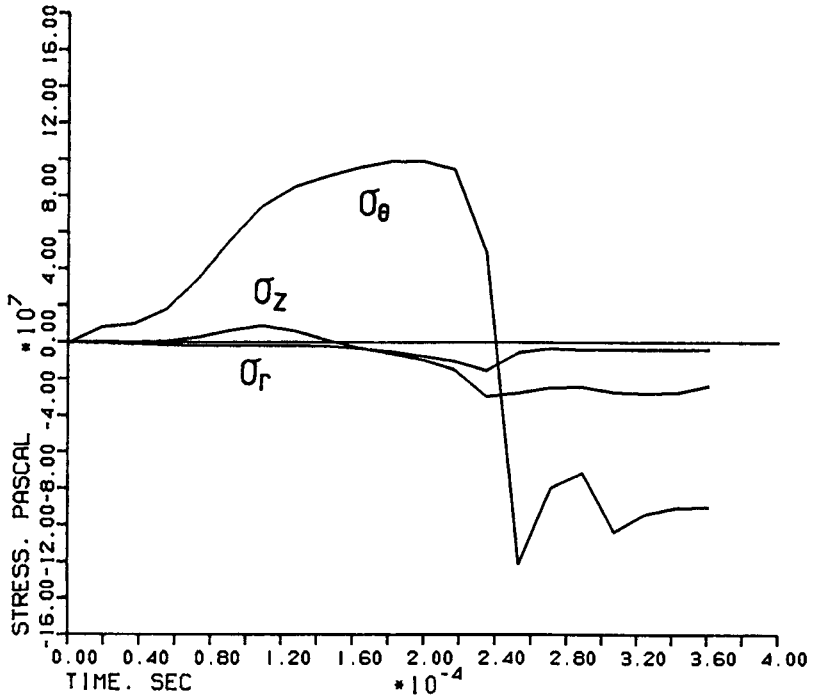


Fig. 17 Stress variations at the center of the workpiece

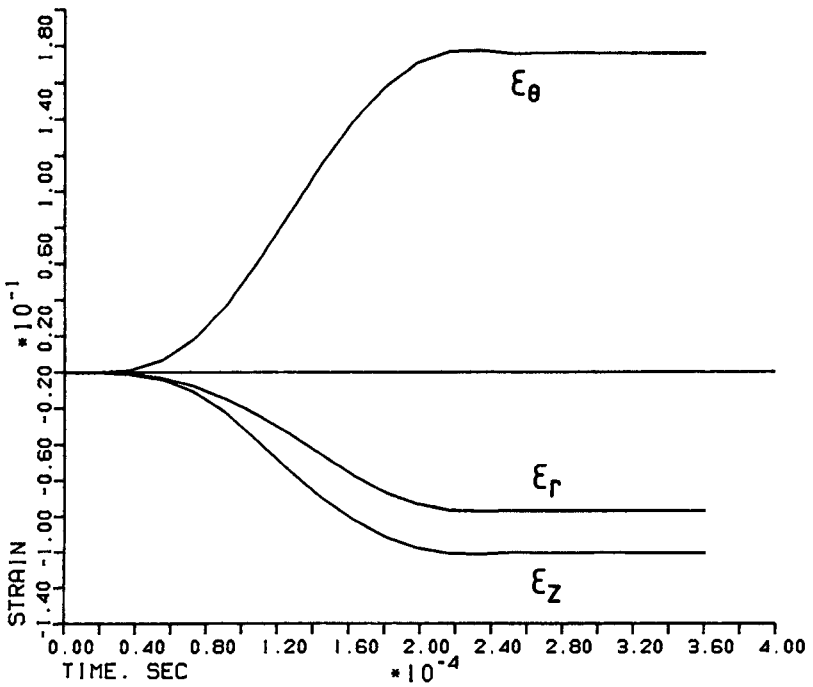


Fig. 18 Strain variations at the center of the workpiece

원관이 뒤집히는 경우도 나타난다. 이 계산의 경우 재료의 강도가 작기 때문에 이러한 현상이 나타난 것으로 여겨지며 한 편으로는 변형에 따른 자기압력의 변화를 무시하였기 때문에 변형이 실제보다 과장되어 나타났을 수도 있다. 그러나 이러한 결과로부터 원관 끝이 벌어지는 현상은 Sano 등이 지적하였듯이 자속밀도의 분포 특성에 기인하는 것을 확인할 수 있다. 피가공재 중심부에서의 응력과 변형률의 변화를 Fig. 17,18에 나타내었으며 이들로부터 피가공재가 성형코일보다 짧은 경우의 응력상태는 일축응력에 가깝다는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

전자기 확산성형에서의 피가공재의 변형 과정을 실제에 가깝게 해석하기 위하여 전자기장 유한요소법을 이용하여 자기압력의 분포 등을 계산하였다. 이러한 자기압력을 내압으로 받는 원관의 동적 변형 거동을 유한요소 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 피가공재가 성형코일보다 길어져도 중심부에서의 자기압력은 피가공재의 길이가 성형코일 길이와 같을 때의 압력과 같았으며 피가공재가 성형코일보다 짧아지면 자기압력은 증가하였다. 이것은 변압기의 원리로부터 설명될 수 있으며 자기 압력은 L_e^{-4} 에 비례한다. 여기서 L_e 는 피가공재의 유효길이이며 유도전류가 흐르는 길이에 해당하는데 성형코일 길이 이상으로 커지지는 않는다. 한 편 피가공재의 길이가 너무 짧아지면 자기압력은 예상 값보다 훨씬 작는데 이것은 자속의 누설이 심하기 때문이다.

(2) 피가공재의 길이가 성형코일 길이보다 길거나 같은 경우 중심부에서의 응력 상태는 내압이 증가하는 동안에는 길이방향으로 변형이 없는 평면변형 상태를 유지한다. 이것으로부터 Lal과 Hillier의 가정이 타당함을 알 수 있다. 한 편 피가공재의 길이가 성형코일보다 짧아지면 중심부의 응력 상태는 일축응력에 가까워진다.

(3) 자기압력의 분포를 유한요소법으로 계산함으로써 실제에 가까운 변형 형상을 모사할 수 있었다. 특히 피가공재가 성형코일보다 짧을 때 나타나는 원관 끝의 벌어짐은 자속밀도가 원관 끝에서 커지기 때문에 나타난다는 것을 알 수 있었다. 이러한 자속밀도 분포의 특성은 포피값의 영향을 받

는다.

한 편 본 논문에서는 다루지 않았지만 전자기 성형 시 고속변형에 의한 재료 성질의 변화에 대한 고려 및 전자기장 해석과 변형해석의 연쇄가 앞으로의 연구과제이다.

참고문헌

- (1) Bruno, E.J., 1968, High Velocity Forming of Metals, ASTM, Dearborn, pp.155~184.
- (2) Baines, K., Duncan, J.L. and Johnson, W., 1965-66, "Electromagnetic Metal Forming," Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol.180, pp. 93~110.
- (3) Lal, G.K. and Hillier, M.J., 1968, "The Electrodynamics of Electromagnetic Forming," Int. J. Mech. Sci., Vol.10, pp.491~500.
- (4) Lal,G.K., 1972, "Electromagnetic Metal Forming," IEEE Trans., Vol.IGA-8, pp.425~429.
- (5) Jablonski, J. and Winkler, R., 1978, "Analysis of the Electromagnetic Forming Process," Int. J. Mech. Sic., Vol.20, pp.315~325.
- (6) Negishi, H., Murata, M., Suzuki, H. and Maeda, T., 1980, "An Analysis of Forming Process for Tube Expansion," J. of the JSTP, Vol. 21, pp.642~648.
- (7) Murata, M., Negishi, H. and Suzuki, H.,1982, "An Analysis of Forming Process for Tube Expansion (Part 2)," J. of the JSTP, Vol.23, pp. 328~334.
- (8) Al-Hassani, S.T.S., Duncan, J.L. and Johnson, W., 1967, "Analysis of the Electromagnetic Forming Process," Proc. Int. Conf. Manufacturing Technology, pp.853~882.
- (9) Jansen, H., 1968, "Some Measurements of the Expansion of a Metallic Cylinder with Electromagnetic Pulses," IEEE Trans., Vol. IGA-4. pp. 428~440.
- (10) Al-Hassani, S.T.S., Duncan, J.L. and Johnson, W., 1974, "On the Parameters of the Magnetic Forming Process," J. Mech. Engng. Sci., Vol.16, pp. 1~9.
- (11) Suzuki, H., Negishi, H., Yokouchi, Y. and Murata, M., 1986, "Free Expansion of Tube under Magnetic Pressure," J. of the JSTP, Vol.

- 27, pp.1254~1260.
- (12) Lal, G.K. and Hillier, M.J., 1971, "Dynamic Expansion of an Open Ended Tube," J. Basic Engng., Vol.93, pp.681~684.
- (13) Tandon, S.C., Armor, A.F. and Chari, M.V.K., 1983, "Nonlinear Transient Finite Element Field Computation for Electrical Machines and Devices," IEEE Trans., Vol.PAS-102, pp.1089~1096.
- (14) 임달호, 1987, 전기계의 유한요소법, 동명사, 서울.
- (15) 박용규, 박일환, 김형석, 정현교, 이기식, 한송엽, 1989, "정자력 계산을 위한 적응유한요소법", 전기학회논문지, Vol. 38, pp.100~105.
- (16) 박신웅, 신호철, 이종수, 1990, "전자기 성형에서의 변형률 속도 효과 해석", 대한기계학회논문집, Vol.14, pp.1043~1058.
- (17) Lee, S. H. and Lee, Dong Nyung, in print, "A Finite Element Analysis of Electromagnetic Forming for Tube Expansion," Proc. Int. Conf. Computer Appl. Mater. Sci. and Engng.
- (18) Hoggat, C.R. and Recht, R.F., 1969, "Stress-Strain Data obtained at High Rates using an Expanding Ring," Exp. Mech., Vol.9, pp.441~448.
- (19) 鈴木秀雄, 根岸秀明, 横内康人, 村田眞, 大久保成隆, 1987, "ソレノイドコイルによる圓管の口廣げ加工", 日本機械學會論文集, Vol.C53, pp.1263~1268.
- (20) Sano, T., Takahashi, M., Murakoshi, Y. and Matsuno, K., 1984, "Impulsive Forming of Tube Ends by Electromagnetic Force," Advanced Technology of Plasticity, pp. 373~378.