

역공학과 해석적 방법을 이용한 관재벌지시험에서의 관재 물성치 결정

김 태 준*·김 낙 수†
(2003년 1월 17일 접수, 2003년 7월 5일 심사완료)

Determination of Material Properties of Tube using Inverse Engineering and Analytic Method in Tube Bulge Test

Taejoon Kim and Naksoo Kim

Key Words: Flow Stress(유동응력), Hydroforming(액압성형), Inverse Engineering(역공학), Tube(관재), Anisotropy(이방성), Tube Bulge Test(관재벌지시험), Analytic method(해석적 방법)

Abstract

In numerical analysis for hydroforming process, the stress calculation is effected by flow stress which is general obtained by stress-strain relationship from uni-axial tension test, so the result of the analysis, especially in tube hydroforming, has limitation of accuracy. tubes are made in roll-forming process and become work-hardened. The roll forming process causes material properties between rolling direction and circumstantial direction of the tube to be different. So it is difficult to predict material behavior in the process condition of bi-axial stress state. In this study, the flow stress of the tube is determined by inverse engineering approach and bulge test that is widely used for formability test in the condition of bi-axial stress. And Hill's quadratic yield function and flow rule are used to consider the anisotropy of the tube in the roll forming process.

기호설명

r	: 관재 두께 방향
θ	: 관재 원주 방향
z	: 관재 길이 방향
P	: 관재 내부 압력
L_0	: 관재 초기 길이
R_0	: 관재 초기 반경
t_0	: 관재 초기 두께
t	: 변형후 벌지 상단부 두께

ρ_1	: 길이 방향 곡률반경
R	: 변형 후 관재 반경
h	: 벌지 높이
R_c	: 다이 코너 필렛 반경
w	: 벌지 다이 간의 폭의 절반
A	: 원주방향에 대한 길이방향 변형률 비
α	: 원주방향에 대한 길이방향 응력비
σ_f	: 유동응력

1. 서론

관재 액압성형 기술은 고압의 압력 매체를 이용한 튜브 성형 기술이다. 소재를 급형의 공동부에 장착하고 튜브의 내부에 물이나 기름같은 비

† 책임저자, 회원, 서강대학교 기계공학과

E-mail : nskim@ccs.sogang.ac.kr

TEL : (02)705-8635 FAX : (02)712-0799

* 서강대학교 대학원 기계공학과

압축성 압력 매체를 채우고 밀폐한 후에 압력 매체에 성형 압력을 가하여 소재를 원하는 형상으로 소성 가공하는 것이 액압성형의 기본이다. 액압성형 공정중 소재에 작용하는 응력 상태는 압력 매체의 압력으로 인하여 원주 방향으로 인장 응력상태가 되고, 성형은 이에 의하여 이루어진다. 하지만 관재 액압성형은 관재의 굽힘공정, 관재의 스탬핑 등의 공정과 복합적으로 이루어지기 때문에, 관재의 변형 거동이 매우 복잡하다. 그리고 액압성형의 경우 성형 특성상 변형 집중이 일어나기 쉽기 때문에 변형을 균일화시키는데 중요한 역할을 하는 가공 경화 지수가 성형성에 크게 영향을 주는 주요인자로 알려져 있다.

지금까지 관재 액압 성형에 대한 수치적 모사(Numerical Simulation)를 위하여 많은 연구가 이루어져 왔다. 관재 내부의 압력에 의한 재료의 변형 해석은 국내에서도 Yang⁽¹⁾ 등에 의해 실시되었고, 기존의 상용 유한요소 해석 코드인 PAM-Stamp,⁽²⁾ DEFORM⁽³⁾ 등에 의해서도 가능하게 되었다. 하지만 이러한 변형 해석은 해석 시 사용되는 유동응력 등의 재료 물성치가 적합하다는 전제 하에 이루어지는 것이므로 관재 액압성형의 수치적 모사를 위하여 우선적으로 연구되어야 할 것은 액압 성형이라는 상황에서 튜브 재료의 물성치이다.

일반적으로 튜브의 성형성(formability)을 평가하는 방법으로서 많이 사용되고 있는 방법의 하나가 벌지 시험(bulge test)이다. 이 방법은 튜브의 양단을 막고 터짐이 발생할 때까지 내부에 고압을 가한 다음 초기 직경에 대하여 터짐이 일어난 후의 직경의 비 즉, 확관비를 이용하여서 성형성을 평가하는 것이다. 여기에서 소재의 소성변형을 직접 일으키는 응력은 원주 방향과 길이 방향의 응력이다. 이렇게 벌지 시험은 단축(uni-axial)이 아닌 이축(bi-axial) 응력 상태에서 이루어지는 변형이기 때문에 성형성 평가 뿐만 아니라 재료의 물성치 결정에도 유용하게 사용될 수 있다. 액압을 이용하는 방법은 판재의 경우에도 적용되어 판재의 물성치 결정 시 일반적인 단축 인장 시험대신 사용되기도 한다. 위에서 언급한 바와 같이 튜브의 경우 조관 가공 등을 통한 가공 경화의 영향이 있어 물성치가 튜브의 상태에서 측정되어야 한다는 점에서 관재 벌지 시험을 통해 소재의 물성치를 구하려는 연구가 많이 시행되었

다. T. Altan^(4,5) 등은 다양한 소재의 튜브에 대해 벌지 시험을 실시한 후 이를 해석적인 방법과 유한 요소 해석적인 방법으로 접근하여 재료의 유동응력을 구하였고, B. Carleer⁽⁶⁾ 등은 변형 경화 지수, 이방성 계수 등의 소재 물성치를 다양한 값으로 바꾸어가며 튜브의 자유 팽창 실험과 자유 팽창의 유한 요소 해석을 실시하여 액압 성형에서의 소재 물성치의 영향에 대하여 연구하였다. J. Pipan과 F. Kosel⁽⁷⁾은 내압과 축방향 압력이 있는 상황에서의 축대칭 관재 벌징에 대한 수치적 해석을 실시하여 여러 상황에서의 버클링 발생으로 인한 공정 불안정성을 해소할 수 있는 방안을 제시하였다. 지금까지의 관재벌지 시험의 해석적 모델링^(5,8)은 변형 경로를 고려하지 않고 변형 후의 최종 형상에 따른 유효변형률을 통해 이루어졌다. 본 논문에서는 지금까지의 연구들을 수정, 발전시켜 변형경로를 고려한 해석적인 방법과 벌지 시험을 이용하여 관재의 유동응력과 관재 제조 방법에 따른 이방성 계수를 결정하여 수치적 해석에서의 적절한 소재 물성치를 제시하고자 한다.

2. 물성치 관계

2.1 유동응력

항복 이후의 소성 변형에서는 연속되는 항복응력(yield stress)에 해당하는 재료상수를 항복응력 대신 유동응력(flow stress)으로 나타낸다. 유동응력은 탄성변형시의 탄성계수처럼 재료가 가지고 있는 특성이며, 금속재료의 경우에는 변형률, 변형률 속도, 온도 등의 영향을 받는다. 즉,

$$\sigma_f = \sigma_f(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \tag{1}$$

이며 일반적으로 다음과 같은 형태가 많이 사용된다.

$$\sigma_f = K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n \tag{2}$$

유동응력식에서 K는 재료의 강도에 관계되는 비례계수로 강도계수(stiffness coefficient)라 하며, n은 가공경화의 정도를 나타내므로 가공경화지수(work-hardening exponent)라 한다.

2.2 Hill의 이방성 항복조건 및 유동조건

튜브에서는 두께방향의 응력은 무시할 수 있으므로 다음과 같은 평면응력상태로 가정할 수 있다.

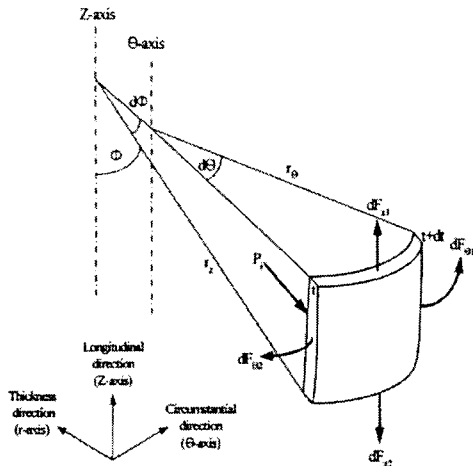


Fig. 1 Forces acting on tube membrane element

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_z = 0 \quad (3)$$

이를 Hill의 이방성 항복조건 및 유동조건에 이용하여 정리하면 유효응력과 유효변형률속도는 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{\{(1+1/r_0)\sigma_z^2 + (1+1/r_{90})\sigma_\theta^2 - 2\sigma_z\sigma_\theta\}}{(1+1/r_0+1/r_{90})}} \quad (4)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{(r_0+r_{90}+r_0r_{90}) \{(1+1/r_{90})\dot{\epsilon}_z^2 + (1+1/r_0)\dot{\epsilon}_\theta^2\}}{(r_0+r_{90}+1) + 2\dot{\epsilon}_z\dot{\epsilon}_\theta}} \quad (5)$$

3. 관재벌지시험의 해석적 모델링

3.1 관재벌지시험의 형상관계

관재 벌지 시험의 형상 관계를 언급하기에 앞서 식들은 다음과 같은 가정하에 이루어졌다.

- ① 튜브의 벽두께는 충분히 얇아 평면응력상태로 가정할 수 있다.
- ② 벌지된 튜브의 단면은 두 개의 원호로 단순화할 수 있다.
- ③ 내부 압력으로 인한 일은 모두 튜브 요소를 확장시키는데 사용된다.

3.1.1 멤브레인 이론

관재를 벌지하였을 경우 소재 내의 미소요소는 Fig. 1과 같이 나타낼 수 있으며 내부 압력과 각

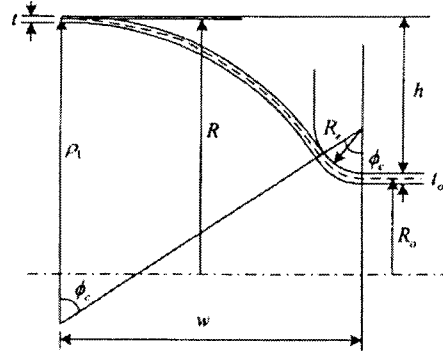


Fig. 2 Geometry of cross section of bulged tube

응력과의 관계를 결정하기 위하여 멤브레인 이론을 이용하였다. 이 이론은 위의 ①에서 언급한 바와 같이 튜브 벽 두께가 상대적으로 매우 작기 때문에 적용될 수 있다. 그러므로 Fig. 1의 요소에 가해지는 모멘트는 무시할 수 있다. 즉, 내부 압력과 원주방향 응력, 길이방향 응력간의 관계를 통한 평형방정식은 다음과 같이 정리된다.

$$\frac{P}{t} = \frac{\sigma_z}{r_z} + \frac{\sigma_\theta}{r_\theta} \quad (6)$$

3.1.2 두 개의 원호를 이용한 벌지 단면의 표현

벌지된 튜브의 단면은 Fig. 2와 같이 ρ_1 과 R_c , 이 2개의 원호로 단순화하여 나타내어진다. 곡률 반경과 벌지 높이와의 관계는 Fig. 2의 형상 관계를 통하여 다음과 같이 정리된다.

$$\rho_1 \sin \phi_c + (R_c + t_o/2) \sin \phi_c = w \quad (7)$$

$$\rho_1(1 - \cos \phi_c) + (R_c + t_o/2)(1 - \cos \phi_c) = h + t_o/2 - t/2 \quad (8)$$

$$(\rho_1 + R_c + t_o/2)^2 = w^2 + (\rho_1 + R_c + t/2 - h)^2 \quad (9)$$

$$\rho_1 = \frac{w^2 + (h + t_o/2 - t/2)^2}{2(h + t_o/2 - t/2)} - (R_c + t_o/2) \quad (10)$$

3.2 관재 벌지 시험의 형상으로부터의 응력-변형률 관계

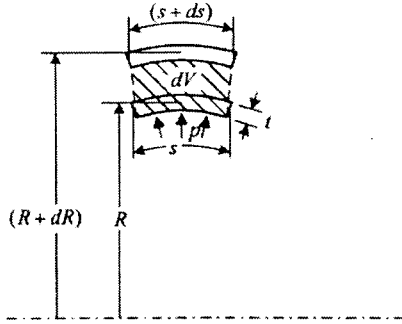


Fig. 3 Tube element during the bulging process

3.2.1 변형률, 응력 간의 비

평면 응력 상태에서의 유동 법칙으로부터 변형률 비,

$$A = \frac{d\epsilon_z}{d\epsilon_\theta} = \frac{(1+1/r_0)\sigma_z - \sigma_\theta}{-\sigma_z + (1+1/r_{90})\sigma_\theta} = \frac{(1+1/r_0)\alpha - 1}{-\alpha + (1+1/r_{90})} \quad (11)$$

를 얻을 수 있다. 이로부터 응력비는 다음과 같이 정리된다

$$\alpha = \frac{A + 1 + 1/r_0}{1 + A(1 + 1/r_{90})} \quad (12)$$

변형률 또는 변형률 속도간의 비 A는 다음과 같은 형상관계에서 구할 수 있다.

Fig. 3에서부터 벌지 공정 중 내부압력으로 인한 일은 모두 튜브요소를 확장시키는데 사용되었다는 위의 ③번 가정을 사용한다. 튜브요소에 대해 내부압이 한 일의 증분은

$$dW = p dV \quad (13)$$

여기에서

$$dV = \pi(R + dR)^2(s + ds) - \pi R^2 s - 2 \left[\pi R^2 \left(\frac{ds}{2} \right) \right] = 2\pi R s dR \quad (14)$$

튜브 요소의 부피는

$$v_s = 2\pi R t s \quad (15)$$

그러므로 단위 부피의 튜브요소에 대해 내부압력이 한 일은

$$dw = p \frac{dV}{v_s} = p \frac{2\pi R s dR}{2\pi R t s} = \frac{p}{t} dR = \frac{p}{t} R d\epsilon_\theta \quad (16)$$

$(\sigma_z, \sigma_\theta)$ 의 응력 상태로 튜브 요소를 변형시키기 위해 필요한 일을 나타내면,

$$dw = \sigma_z d\epsilon_z + \sigma_\theta d\epsilon_\theta = (A\sigma_z + \sigma_\theta) d\epsilon_\theta \quad (17)$$

이며, 이를 위의 형상관계에서 얻은 식 (16)과

비교하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$dw = (A\sigma_z + \sigma_\theta) d\epsilon_\theta = \frac{p}{t} R d\epsilon_\theta \quad (18)$$

$$\frac{A\sigma_z + \sigma_\theta}{R} = \frac{p}{t} \quad (19)$$

이를 식 (6)과 함께 정리하면 변형률비는 다음과 같이 정리된다.

$$A = \frac{R}{\rho_1} \quad (20)$$

3.2.2 벌지 상단부 두께의 예측

벌지 상단부에서의 두께는 다음의 변형률 관계와 변형률 비로 예측할 수 있다.

$$d\epsilon_r = -(1+A)d\epsilon_\theta \quad \text{또는} \quad \Delta\epsilon_r \cong -(1+A)\Delta\epsilon_\theta \quad \text{이므로,}$$

$$r^{(j)} = r^{(j-1)} \exp(\Delta\epsilon_r) = r^{(j-1)} \exp[-(1+A)\Delta\epsilon_\theta] = r^{(j-1)} \left(\frac{R^{(j-1)}}{R^{(j)}} \right)^{(1+A)} \quad (21)$$

$$\text{여기에서} \quad \Delta\epsilon_\theta = \ln \left(\frac{R^{(j)}}{R^{(j-1)}} \right), \quad \Delta\epsilon_r = \ln \left(\frac{r^{(j)}}{r^{(j-1)}} \right)$$

3.2.3 유동응력

평형방정식에 $\sigma_z = \alpha\sigma_\theta$ 과 $\sigma_\theta = \beta\bar{\sigma}$ 를 대입하여 정리하면,

$$\frac{\alpha\sigma_\theta}{\rho_1} + \frac{\sigma_\theta}{R} = \left(\frac{\alpha}{\rho_1} + \frac{1}{R} \right) \sigma_\theta = \left(\frac{\alpha}{\rho_1} + \frac{1}{R} \right) \frac{\sigma_f}{\beta} = \frac{p}{t} \quad (22)$$

그러므로 측정된 유동응력 σ_f 는 위의 식을 다시 정리하여,

$$\sigma_f = p \frac{R}{t} \frac{\beta}{\left(\alpha \frac{R}{\rho_1} + 1 \right)} = p \frac{R}{t} \frac{\beta}{(\alpha A + 1)} \quad (23)$$

$$\text{여기에서} \quad \beta = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{(1+1/r_0)\alpha^2 + (1+1/r_{90}) - 2\alpha}{(1+1/r_0 + 1/r_{90})}}$$

이다.

3.2.4 유효변형률

유효변형률인 $\bar{\epsilon}$ 는 식 (5)를 변형하여 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉 평면응력 상태에서 유효변형률은 두 개의 지배적인 변형률인 ϵ_θ 와 ϵ_z

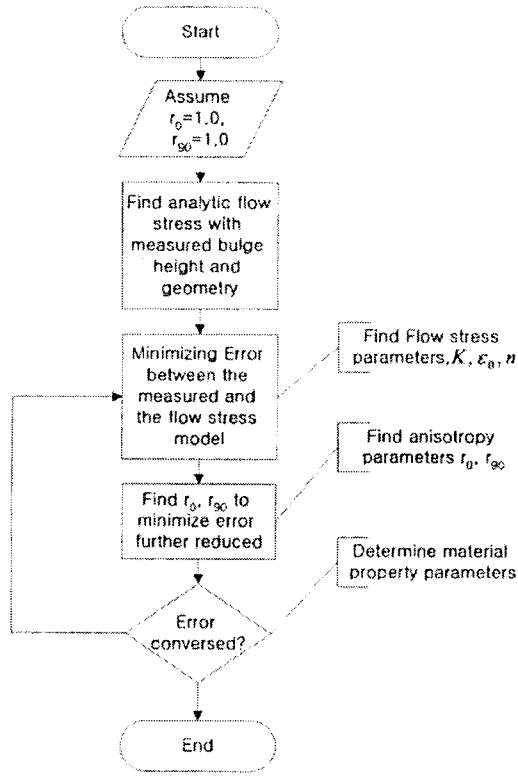


Fig. 4 Flow diagram of flow stress determination via analytic method

의 식으로 나타내어진다.

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2(r_0 + r_{90} + r_0 r_{90})}{3(r_0 + r_{90} + 1)} \{ (1 + 1/r_{90})\epsilon_z^2 + (1 + 1/r_0)\epsilon_\theta^2 + 2\epsilon_z \epsilon_\theta \}} \quad (24)$$

위의 식은 변형률간의 비인 A를 이용하여 다음과 같이 θ 방향의 변형률만으로 나타낼 수 있다.

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2(r_0 + r_{90} + r_0 r_{90})}{3(r_0 + r_{90} + 1)} \{ (1 + 1/r_{90})A^2 + (1 + 1/r_0) + 2A \}} \epsilon_\theta \quad (25)$$

4. 역공학 기법을 이용한 물성치 결정

역공학 기법은 소재의 물성치 결정이나 공구 최적화 등의 목적을 위하여 많이 사용되고 있다. J. L. Chenot과 E. Massoni^(9,10) 등은 열점소성 소재에 대해 비틀림 및 인장 시험을 실시하고 이에 역공학 기법을 적용하여 소재의 유동 계수를 결정하였다. J. Kusiak⁽¹¹⁾ 등은 열간 성형에서의 변형이력에 의존하는 소재의 유동응력식에 대한 물

성치 계수 평가에 역공학 기법을 적용하였다. 또한 O. Barlet⁽¹²⁾ 등은 해석 효율과 최적 설계를 위한 역공학 기법에 대하여 연구하였다. 그리고 T. Altan⁽¹³⁾ 등은 고속 절삭 공정에서 높은 변형률속도와 온도 상승, 마찰 등을 고려하여 절삭 소재의 유동응력을 결정하는 연구를 수행하였다.

4.1 물성치 결정을 위한 역공학 알고리즘

역공학을 이용한 물성치 결정은 실험치와 해석치간의 오차를 최소화하는 일종의 최적화 과정이다. 설계변수(design variables)는 다음 Swift형 유동응력식의 계수와 초기변형률인 ϵ_0 이며 이방성 계수를 설계변수로 하여 대해서는 별도의 최적화 과정이 한번 더 실시된다.

$$\sigma_f = K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^n \quad (26)$$

변형이 진행됨에 따라 매 변형률(j)에 따른 유동응력을 계산한 후 이와 실험에서 측정된 유동응력간의 차이를 제공한 값을 모두 더하는 최소제곱법(least square method)을 이용하여 목적함수를 결정하였으며 이는 다음과 같은 형태이다.

$$E = \sum_{j=1}^N \{ K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^{(j)})^n - \sigma_f^{(j)} \}^2 \quad (27)$$

최적화 방법으로 헤시안 행렬(hessian matrix)를 직접적으로 갱신하며 구하는 방법인 BFGS(Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno)방법에 벌칙함수(penalty function)을 추가하여 사용하였고 선탐색(line search)에는 다항식 보간법(polynomial interpolation)을 사용하여 step size를 결정하였다. 물성치를 나타내는 설계변수들은 모두 그 차수(order)가 다르므로 이를 1.0E+00의 차수로 조정하였다. 해석적인 방법에 대한 역공학 알고리즘은 Fig. 4와 같다

4.2 물성치 결정 결과

해석적인 방법에 적용된 실험 공정조건은 Table 1에 정리하였다. 사용된 재료는 알루미늄 합금인 6260이며 단축인장 시험으로 구해진 재료의 물성치는 Table 2에 정리하였다. 본 연구에서는 시간에 따른 압력 곡선 3가지의 경우를 적용하여 각각에 대한 유동응력을 결정하고 이를 비교하였다. 3가지 압력 곡선은 Fig. 5에 나타내었다.

우선 해석적인 방법으로 구해진 최종 변형 후

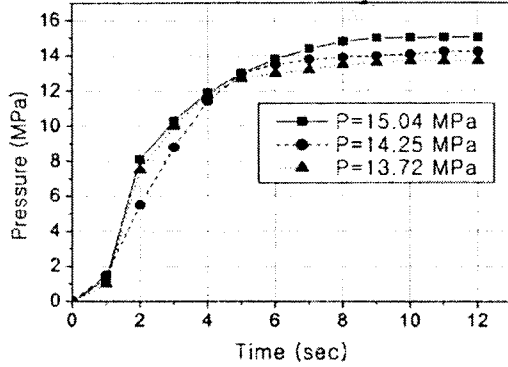


Fig. 5 Measured pressure curve of AA6260 for 15.04MPa, 14.25 MPa and 13.72 MPa

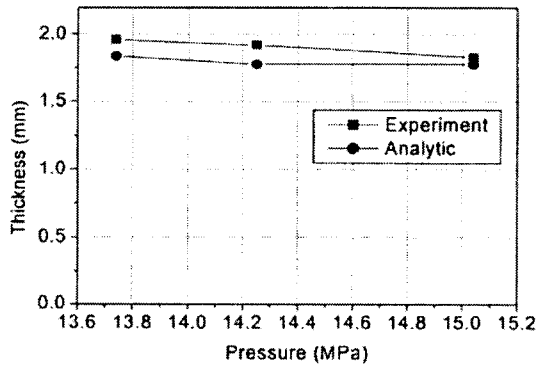


Fig. 6 Comparison of experiment thickness in the middle of the bulge with analytic solutions.

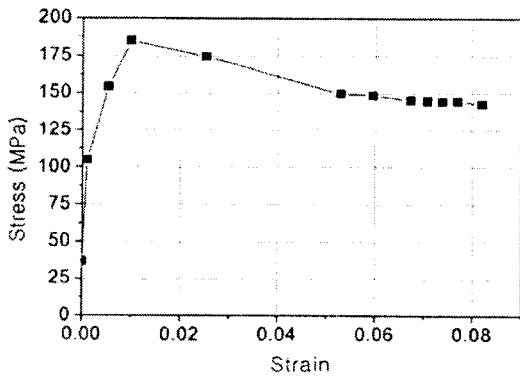


Fig. 7 Analytic stress-strain relationship of AA6260 with $r_0=1.0$, $r_{90}=1.0$ and 14.25MPa pressure curve

Table 1 Dimension of the tooling geometry and initial tube for AA6260 (mm)

D_0	t_0	w	L_0	R_e
60.325	2.042	25.2	203.2	6.35

Table 2 Material properties of AA6260 obtained by uniaxial tension test

Strength coefficient, K	318.44 MPa
Strain hardening coefficient, n	0.24
Ultimate stress	210 MPa
Yield stress	110 MPa

의 벌지 상단부의 두께를 비교하였다. 식 (21)로부터 계산한 두께는 벌지 성형의 시작에서부터 종료까지의 압력 변화에 따른 두께로 변형 경로를 포함한 결과이다. 두께 t 는 z 축의 반경인 r_1 와 변형률 비례상수인 A 의 영향만을 받으며 이는 형상 관계에서 모두 결정되는 값이므로 이방성 계수의 수학적 영향은 없다. 구해진 두께는 Fig. 6에 정리하였다. 실험치와 계산치 간의 오차는 5% 내외로 두께 계산 수식화가 적절함을 보여준다.

위에서 계산한 두께를 이용하고 재료를 등방성으로 가정하여 유동응력을 구할 경우 Fig. 7과 같이 일반적인 재료의 유동응력 곡선을 보여주지 못하고 있다. 이는 3장에서 전개한 해석적인 수식화가 이방성 계수의 영향을 많이 받으며, 계산에 역공학으로 사용된 실험값은 이미 이러한 재료의 이방성을 가지는 변형양상을 가지고 있기 때문으로 생각된다.

이러한 문제점을 해결하기 위하여 역공학의 접근 방식을 수정하여 재료의 유동응력식에서의 강도계수와 가공경화지수를 구하기에 앞서, 소재의 이방성 계수를 단축 인장 시험에 의한 유동응력식의 형태에 기반하여 먼저 구한 후 유동응력식의 계수를 구하는 방법을 취하였다. 압력 곡선이 세가지 경우가 주어지고 이방성계수는 이 세가지 모두에서 적절한 경향을 보여야 하므로 수렴조건을 느슨하게 주어 어느 정도의 경향성만을 보이던 수렴성을 인정하도록 하였다. 일반적인 알루미늄 합금의 평균 수직이방성 계수는 0.6에서 0.8의 값을 가진다고 알려져 있으므로 초기 값을 0.7을 사용하였다. 각각의 경우에서 구해진 값들로부터 이를 평균하여 이방성 계수로 결정하

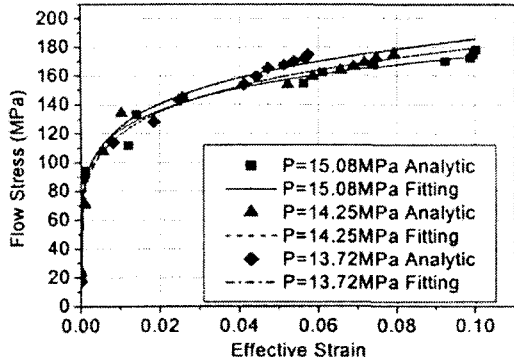


Fig. 8 Predicted flow stress curves for AA6260 with $r_0=0.9$, $r_{90}=0.51$

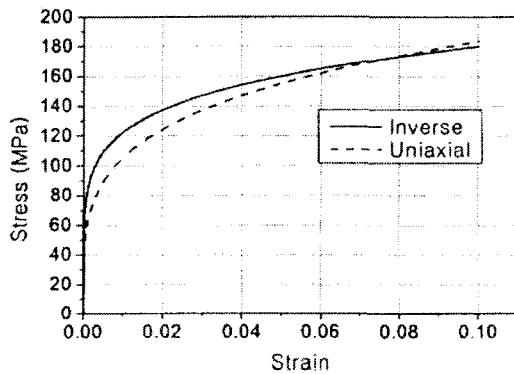


Fig. 9 Compare flow stress by uniaxial test with flow stress by inverse method

였다. 결정된 이방성 계수는 0.9와 0.51로 위의 범위 밖이나 두 값을 평균하는 경우 0.7근처가 되므로 타당하다고 할 수 있다.

구해진 이방성 계수에 따른 해석적 유동응력값을 각각의 압력 곡선의 경우에 대하여 계산하였다. 계산된 유동응력값에 역공학 알고리즘을 적용하여 유동응력식을 결정하였으며 해석적인 방법으로 계산된 실험치와 결정된 유동응력을 Fig. 8에 함께 나타내었다. 계산 결과 초기 변형률 ϵ_0 는 0의 값에서 거의 변화하지 않았기 때문에 유동응력식의 형태는 처음에 의도하였던 Swift형이 아닌 n제곱 경화형이 되었다. 이는 초기 변형률의 영향이 작다는 것으로 생각할 수 있다.

각 경우에 대한 유동응력식 계수들은 n제곱경화형의 계수들로 약간의 차이를 보이고 있다.

Table 3 Flow stress for AA6260 by analytic inverse method

Strength coefficient, K	263.6724 MPa
Strain hardening coefficient, n	0.166433
Anisotropy parameter, r_0	0.9
Anisotropy parameter, r_{90}	0.51

Table 4 Compare DEFORM results of different flow stresses

Method	Bulge height (mm)	% Error	Thickness (mm)	% Error
Experiment	2.98	-	1.92	-
Inverse method	2.972	0.283	1.847	3.788
Uniaxial test	2.904	2.555	1.855	3.365
Analytic	-	-	1.86	7.44

Fig. 8로부터 압력이 낮을수록 강도계수와 가공경화지수가 모두 큰 값을 보이고 있다. 이는 압력이 낮을 경우 변형률이 매우 낮은 초기 변형의 양상을 보이기 때문으로 유동응력의 변화가 급격하기 때문이다. 하지만 세가지 모두 거의 흡사한 경향을 보여주고 있으므로 최종적인 AA6260의 유동응력식은 세가지 경우의 유동응력 계수의 산술평균을 취하였으며 Fig. 9에 나타내었다. 최종적으로 결정된 AA6260의 물성치는 Table 3에 정리하였다.

Fig. 9는 단축인장 시험으로 구한 유동응력과 역공학 기법을 이용하여 구한 유동응력을 비교하였다.

역공학으로 구해진 유동응력의 타당성을 검증하기 위하여 상용 유한요소해석 프로그램인 DEFORM-2D를 이용하여 벌지 높이와 최종 변형 후의 벌지 상단부의 두께를 비교하였다. 두께의 비교를 위하여 전체 요소수는 945개로, 특히 두께방향을 4개의 요소로 나누었다. 압력 곡선은 Fig. 5의 14.25MPa 곡선을 사용하였다. 해석 결과는 Table 4에 정리하였다. Table 4에서 단축인장 시험에 의한 유동응력을 사용하였을 경우와 역공학으로 구해진 유동응력을 사용하였을 경우 두께는 모두 3% 내외의 오차를 보이고 있다. 그러나 벌지 높이의 예측에서는 역공학 유동응력은 구해

진 높이는 0.283%로 거의 일치하는 결과를 보여주었으나 단축인장 유동응력은 2.555%로 상대적으로 큰 오차를 보여주었다. 현재의 해석에서는 큰 오차로 생각되지 않을 수 있으나, 현재의 해석이 매우 낮은 높이의 벌지 시험이라는 점을 고려할 때 대변형을 유발하는 액압성형 공정에서는 누적된 오차가 많은 영향을 줄 수 있으며 여기에서 개선된 유동응력식의 의미를 찾을 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 역공학 기법과 관재 벌지시험을 이용하여 변형경로를 고려한 관재의 유동응력과 이방성계수를 예측하였다. 이를 통하여 얻은 결론 및 성과는 다음과 같다.

(1) 일반적인 인장 시험을 통한 단축 응력 상태의 재료 유동응력이 아닌 이축 인장 상태의 재료 유동응력과 이방성 계수를 예측할 수 있으며 이를 유한요소해석에 사용할 경우 신뢰할 수 있는 해석 결과를 얻을 수 있다.

(2) 기존의 변형경로를 고려하지 않은 해석적인 방법을 개선하여 변형경로에 따른 재료의 거동을 유동응력에 반영, 복합적인 공정을 통하여 이루어지는 액압성형 공정의 수치 해석 시 신뢰할 수 있는 결과를 얻을 수 있다.

(3) 기존의 해석적인 방법이 압력 등의 공정 조건을 바꿔가며 얻은 실험 횟수만큼의 최종 결과로부터 응력-변형률 곡선을 구하는데 반해, 본 연구의 방법은 한번의 실험 결과로부터 전체 변형에 대한 응력-변형률 곡선을 구하므로 경제적이고 효과적이다.

후 기

본 논문연구는 서강대학교 산업기술연구소의 지원에 의해 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Yang, D. Y., Kwon, H. J., Chung, H. J. and Noh, T. S., 1990, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Axi-symmetric Hydroforming with Controlled Pressure," *Transactions of the KSME*, A, Vol. 14, No. 3, pp. 571~580.
- (2) PAM-STAMP, version2000, "solver reference manual."
- (3) DEFORM 2D, version 7.1, "DEFORM 2D version 7.1 user's manual."
- (4) Sokolowski, T., Gerke, K., Ahmetoglu, M. and Altan, T., 2000, "Evaluation of Tube Formability and Material Characteristics: Hydraulic Bulge Testing of Tubes," *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 98, pp. 34~40.
- (5) Koc, M., Aue-u-lan, Y. and Altan, T., 2001, "On the Characteristics of Tubular Materials for Hydroforming Experimentation and Analysis," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 41, pp. 761~772.
- (6) Carleer, B., van der Kevie, G., de Winter, L. and van Veldhuizen, B., 2000, "Analysis of the Effect of Material Properties on the Hydroforming Process of Tubes," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 104, pp. 158~166.
- (7) Pipan, J. and Kosel, F., 2002, "Numerical Simulation of Rotational Symmetric Tube Bulging with Inside Pressure and Axial Compression," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 44, pp. 645~664.
- (8) Asnafi, N., 1999, "Analytic Modelling of Tube Hydroforming," *Thin-Walled Structures*, Vol. 34, pp. 295~330.
- (9) Chenot, J. L., Massoni, E. and Fourment, L., 1996, "Inverse Problems in Finite Element Simulation of Metal Forming Processes," *Engineering Computations*, Vol. 13, No. 2/3/4, pp. 190~225.
- (10) Garvus, A., Massoni, E. and Chenot, J. L., 1996, "An Inverse Analysis Using a Finite Element Model for Identification of Rheological Parameters," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 60, pp. 447~454.
- (11) Kusiak, J., Kawalla, R., Pietrzyk, M. and Pircher, H., 1996, "Inverse Analysis Applied to the Evaluation of Material Parameters in the History Dependent Flow Stress Equation in Hot Forming of Metals," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 60, pp. 455~461.

(1) Yang, D. Y., Kwon, H. J., Chung, H. J. and Noh, T. S., 1990, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Axi-symmetric Hydroforming with Controlled Pressure," *Transactions of the KSME*,

- (12) Guo, Y. Q., Batoz, J. L., Naceur, H., Bouabdallah, S., Mercier, F. and Barlet, O., 2000, "Recent Development on the Analysis and Optimum Design of Sheet Metal Forming Parts Using a Simplified Inverse Approach," *Computers and Structures*, 78, pp. 133~148.
- (13) Ozel, T. and Altan, T., 2000, "Determination of Workpiece Flow Stress and Friction at the Chip-Tool Contact for High-Speed Cutting," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 40, pp. 1275~1282.
- (14) Cheon, J. S., 2000, "Inverse Analysis Approach to Flow Stress Evaluation by Small Punch Test," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 24, No. 7, pp. 1753~1762.
- (15) Choi, Y. Kim, H. Y., Cho, Y., Kim, B. M. and Choi, J. C., 1998, "A Method of Determining Flow Stress and Friction Factor using an Inverse Analysis in Ring Compression Test," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, No. 3, pp. 483~492.
- (16) Arora, J. S., 1989, "Introduction to Optimum design," Mc-Graw Hill.