

## 튜브 하이드로포밍 공정에서의 성형한계 해석

임성언\* · 김영삼\* · 김성태\* · 김영석\*\*

### Analysis of Forming Limit in Tube Hydroforming Process

S.E. Lim, Y.S. Kim, S.T. Kim and Y.S. Kim

#### Abstract

Tube hydroforming is a relatively new technology compared to conventional stamping. Thus, there is little knowledge base that can be utilized for process and die design. To remedy this situation, considerable research is now being conducted by many researchers on significant aspects of tube hydroforming technology including material selection, pre-form design, hydroforming process and tool design. In the tube hydroforming process we frequently experience many failure modes like wrinkling, buckling, folding back and fracture under the improper forming conditions. In this paper, forming limit for failure occurrence such as fracture and wrinkling is examined theoretically and the result is compared with Back's experimental result.

**Key Words** : Tube Hydroforming, Fracture, Wrinkling, Forming Limit

#### 1. 서 론

최근 자동차의 경량화와 고안전화 추세에 따라 자동차 차체의 주요 부품의 성형방식인 관재의 프레스 가공과 더불어 관재를 이용한 액압성형기술이 활발히 적용되고 있다. 관재 액압성형기술은 압출 또는 롤성형된 관재의 내부에 액체를 매개로 액압을 발생시켜 외부의 밀폐된 금형에 원관을 확관시켜 원하는 단면형상을 가공하기 위한 새로운 생산기술로서 차량 경량화와 고품질에 대한 사회적인 요구를 충족시킬 수 있는 기술로 각광받고 있

으며 공정원리는 Fig. 1에 나타나 있다.

관재 액압성형기술은 기존의 관재 프레스 가공방법에 비해서 복잡한 3차원 단면형상을 한번의 성형으로 가공할 수 있어 생산공정의 공수를 줄일 수 있고, 넥 발생이 없는 균일한 변형경화를 통해 구조강도 및 강성이 높은 부품을 생산할 수 있으며, 단면이 일체화되어 있어 이차 용접가공이 불필요하므로 용접에서 발생할 수 있는 치수 불량이나 스프링 백등 품질저하가 적은 장점이 있다. 또한 중실 원형봉과 같은 부품을 동일한 강성을 갖는 부품으로 대체함으로써 차량의 경량화에 크게 기여한다. 이

\* 경북대학교 대학원  
\*\* 경북대학교 기계공학부

러한 장점에도 불구하고 관재 액압성형기술은 장비의 고 비용, 틀 설계와 액압성형 공정에 대한 기초지식의 부족 그리고 느린 가공 사이클 시간 등의 결점이 있다.<sup>(1-6)</sup>

관재 액압성형 공정에는 자주 파단(bursting)이나 주름(wrinkling), 좌굴(buckling)등과 같은 결함이 발생하게 되는데, 이러한 결함없이 성공적으로 액압성형을 하기 위해서는 내압과 벌징가공 영역으로의 재료공급량의 적절한 균형이 요구된다. 따라서 내압과 축압축력과 관계계를 정량화해서 관재 액압성형 공정을 최적화 할 필요가 있다. 본 연구에서는 관재 액압성형 공정에 있어서 내압과 축압축력이 작용할 때에 가공경로에 따라 파단과 주름과 같은 성형한계를 이론적으로 해석하였고, 그 결과를 Back의 실험결과<sup>(7,8)</sup>와 비교하였다.

## 2. 이론

### 2.1 기초관계식

내압에 의한 축대칭 형상의 벌징가공에 있어서는 원관 표면에 원주방향 응력  $\sigma_\theta$ , 축방향 응력  $\sigma_l$ , 두께방향 응력  $\sigma_r$ 가 작용한다. 얇은 관재의 벌징가공에 대해서  $\sigma_r$ 는 매우 작아 무시되므로( $\sigma_r=0$ ), Hill의 2차 이방성 항복조건식과 재료의 유동법칙으로부터 유효응력  $\bar{\sigma}$ 와 유효변형률 증분  $d\bar{\epsilon}$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{1}{1+R} [\sigma_l^2 + \sigma_\theta^2 + R(\sigma_l - \sigma_\theta)^2] \quad (1)$$

$$d\bar{\epsilon} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{d\epsilon_l^2 + d\epsilon_\theta^2 + \frac{2R}{1+R} d\epsilon_l d\epsilon_\theta} \quad (2)$$

여기서  $R$ 은 수직이방성 계수이고, 각 방향 변형률 증분은 다음과 같다.

$$d\epsilon_l = \frac{d\bar{\epsilon}}{\sigma} \left[ \sigma_l - \frac{R}{1+R} \sigma_\theta \right] \quad (3)$$

$$d\epsilon_\theta = \frac{d\bar{\epsilon}}{\sigma} \left[ \sigma_\theta - \frac{R}{1+R} \sigma_l \right] \quad (4)$$

$$d\epsilon_r = -\frac{d\bar{\epsilon}}{\sigma} \frac{1}{1+R} [\sigma_l + \sigma_\theta] \quad (5)$$

여기서  $d\epsilon_l$ ,  $d\epsilon_\theta$  및  $d\epsilon_r$ 는 각각 축방향, 원주방향 그리고 두께방향 변형률 증분이다. 체적 일정조건은 다음과 같다.

$$d\epsilon_l + d\epsilon_\theta + d\epsilon_r = 0 \quad (6)$$

재료의 가공경화특성을 나타내는 응력-변형률 관계식은 다음의 멱경화법칙으로 표시된다고 가정한다.

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \quad (7)$$

만약 관재의 벌징가공중에 주 응력비가 일정하다고 가정하면 주 변형률 증분비 또한 일정한 값을 가지게 된다.

$$a = \frac{\sigma_l}{\sigma_\theta}, \quad \gamma = \frac{d\epsilon_l}{d\epsilon_\theta} = \frac{a - \frac{R}{1+R}}{1 - \frac{R}{1+R} a} \quad (8)$$

식(3), 식(4)와 식(1)의 관계로부터 원주방향 변형률 증분과 두께방향 변형률 증분은 다음과 같이 표현된다.

$$d\epsilon_\theta = \frac{1}{\sqrt{1+R}} \frac{1+R(1-a)}{\sqrt{a^2+1+R(a-1)^2}} d\bar{\epsilon} \quad (9)$$

$$d\epsilon_l = -\frac{1}{\sqrt{1+R}} \frac{1+a}{\sqrt{1+a^2+R(1-a)^2}} d\bar{\epsilon} \quad (10)$$

여기서 원주방향 변형률과 두께방향 변형률은 각각  $\epsilon_\theta = \ln(r/r_0)$ 와  $\epsilon_l = \ln(t/t_0)$ 로 정의된다. 또한  $r_0$ 와  $t_0$ 는 성형전 관재반경과 두께이며,  $r$ 과  $t$ 는 성형중의 관재 반경과 두께이고  $t = t_0 \exp\{-(\gamma+1)\epsilon_\theta\}$ ,  $r = r_0 \exp(\epsilon_\theta)$  관계를 갖는다.

원관이 내압  $p$ 와 축력  $F$ 를 받아 원관이 확장될 때 힘의 평형관계를 이용하여 축방향응력  $\sigma_l$ 과 원주방향응력  $\sigma_\theta$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_\theta = \frac{pr}{t} \quad (11)$$

$$\sigma_l = \frac{pr}{2t} - \frac{F}{2\pi r t} \quad (12)$$

식(3)과 식(4)에 식(11)을 대입하여 정리하면 관재에 작용하는 내압  $p$ 와 변형률 성분과의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p = \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} \frac{t}{r} \left[ \frac{\epsilon_\theta + \frac{R}{1+R} \epsilon_l}{1 - \left(\frac{R}{1+R}\right)^2} \right] \quad (13)$$

### 2. 내압과 축압축이 작용하는 원관의 소성불안정(넉 발생) 해석

내압  $p$ 에 의해 원주방향에 수직인 넉(파단)이 발생하기 위한 불안정 조건은 다음과 같다.<sup>(9)</sup>

$$dp = d\left(\frac{\sigma_\theta t}{r}\right) = 0 \quad (14)$$

윗식을 정리하고 식(8)의 관계를 이용하면

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = (\gamma+2)d\epsilon_\theta \quad (15)$$

가 된다.

또한 식(1)의 관계를 이용하면 윗식은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{\sigma} = (\gamma + 2)d\epsilon_{\theta} \quad (16)$$

따라서 식(9)을 식(16)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\epsilon} = \frac{\gamma + 2}{\sqrt{1 + R}} \frac{1 + R(1 - \alpha)}{\sqrt{1 + \alpha^2 + R(\alpha - 1)^2}} \bar{\sigma} \quad (17)$$

식(7)의 응력-변형률 관계식을 식(17)에 대입하여 정리하면 넥 발생시 유효 변형률은 다음과 같이 표현된다.

$$\bar{\epsilon}_{\max} = \frac{n}{\gamma + 2} \frac{\sqrt{1 + R}\sqrt{1 + \alpha^2 + R(1 - \alpha)^2}}{1 + R(1 - \alpha)} \quad (18)$$

따라서 식(9)에 식(18)을 대입하여 정리하면 넥발생시 원주방향 변형률을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\epsilon_{\theta, \max} = \frac{n}{\gamma + 2} \quad (19)$$

$\gamma$ 의 정의를 이용하면 식(20)은 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon_{l, \max} + 2\epsilon_{\theta, \max} = n \quad (20)$$

또한, 식(6), 식(19), 그리고 식(20)으로부터 넥 발생시 두께방향 변형률은 다음과 같이 된다.

$$\epsilon_{l, \max} = -\frac{\gamma + 1}{\gamma + 2} n \quad (21)$$

Fig. 2는 내압과 축압축력의 조합에 따른 대표적인 변형모드를 나타낸다.  $\gamma = 0$ 은 평면변형률 상태의 경우이고  $\gamma = -1/2$ 는 단축인장 상태의 경우이다. 그리고  $\gamma = -1$ 은 순수전단 상태의 경우이다. 주 변형률비가  $\gamma = -1$ 인 변형모드, 즉  $\alpha = -1$ 일 때는 식(21)로부터 두께방향 변형률  $\epsilon_l = 0$ 가 됨을 알 수 있다. 이는  $\alpha = -1$ 인 변형모드에서는 이론적으로 성형과정중에 주름이 발생되지 않는 한 관재의 벽에서 두께가 얇아지지 않고 넥에 의한 파단이 발생되지 않는 것을 의미한다.

파단 발생시 관재에 작용하는 내압  $p_{cr}$ (파단압력)과 변형률 성분과의 관계는 식(20)을 식(13)에 대입함으로써 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$p_{cr} = \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} \frac{t}{2r} \left[ \frac{n + \frac{R-1}{R+1} \epsilon_l}{1 - \left(\frac{R}{1+R}\right)^2} \right] \quad (22)$$

### 23 주름 발생한계 해석

원관이 내압과 축력을 받아 축대칭 주름을 발생시킬 때 미분방정식은 종탄성계수  $E$  대신에 할선계수(secant modulus)  $E_s$ 를 사용하여 다음과 같이 정의된다.<sup>(10-12)</sup>

$$D \frac{d^4 w}{dx^4} - N_x \frac{d^2 w}{dx^2} + \frac{E_s t_0}{r_0^2} w = p \quad (23)$$

여기서  $N_x$ 는 축방향 막력이며  $N_x = \sigma_l t_0$ 로 정의되고 인장을 양으로 한다.  $w$ 는 주름 발생시의 반경방향 변위이고,  $r_0$ 는 성형전 원관의 두께이다. 소성 변형시 유연강성(flexural rigidity)  $D$ 는 다음과 같다.

$$D = \frac{K t^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (24)$$

여기서, 환산계수(reduced modulus)  $K$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$K = \frac{4E_s E_t}{(\sqrt{E_s} + \sqrt{E_t})^2} \quad (25)$$

여기서 할선계수(secant modulus)  $E_s$ 와 접선계수(tangent modulus)  $E_t$ 는  $E_s = \bar{\sigma} / \bar{\epsilon} = K \bar{\epsilon}^{n-1}$ ,  $E_t = d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon} = nK \bar{\epsilon}^{n-1}$ 로 정의되며,  $E_t / E_s = n$ 의 관계가 성립한다. 또한, 근사적으로  $E_s \approx E$ 로 간주한다.

위의 미분방정식을 풀면 축대칭 주름길이  $w$ 는 다음과 같이 구해진다.

$$w = ce^{-\alpha x} \sin(\delta x + \phi) + \frac{p r_0^2}{E_s t_0} \quad (26)$$

여기서 우측 두 번째 항은 미분방정식 식(23)의 내압  $p$ 을 고려한 것이다. 또한  $c$ 와  $\phi$ 는 적분상수이며,  $\alpha$ 와  $\delta$ 는 다음과 같이 정의된다

$$\alpha = \sqrt[4]{\frac{\beta}{4D} \sqrt{1 - z}} \quad (27)$$

$$\delta = \sqrt[4]{\frac{\beta}{4D} \sqrt{1 + z}} \quad (28)$$

여기서,  $\beta$ 와  $z$ 는  $\beta = E_s t_0 / r_0$ 와  $z = N_x / N_{cr}$ 로 정의되며  $N_{cr}$ 는 주름발생 임계막력이다. 식(26)을 식(23)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} [D(\alpha^4 - 6\alpha^2\delta^2 + \delta^4) - N_x(\alpha^2 - \delta^2) + \beta] \\ \times ce^{-\alpha x} \sin(\delta x + \phi) \\ + [D(4\alpha\delta^3 - 4\alpha^3\delta) + N_x 2\alpha\delta] \\ \times ce^{-\alpha x} \cos(\delta x + \phi) = 0 \end{aligned} \quad (29)$$

식(29)에서 첫 번째 항과 두 번째 항은 각각 1차 독립이

기 때문에 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$[D(\alpha^4 - 6\alpha^2\delta^2 + \delta^4) + N_x(\alpha^2 - \delta^2) + \beta] \times ce^{-\alpha x} \sin(\delta x + \phi) = 0 \quad (30)$$

$$[D(4\alpha\delta^3 - \alpha^3\delta) - N_x 2\alpha\delta] \times ce^{-\alpha x} \cos(\delta x + \phi) = 0 \quad (31)$$

따라서 식(31)으로부터 다음 식이 얻어진다.

$$N_x = -\frac{D(4\alpha\delta^3 - 4\alpha^3\delta)}{2\alpha\delta} = -2z\sqrt{D\beta} \quad (32)$$

주름발생 한계막력은 위 식으로부터  $z=1$ 일 때 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$N_{cr} = -2\sqrt{D\beta} = -\sqrt{\frac{K'E_s}{3(1-\nu^2)}} \frac{t_0^2}{r_0} \quad (33)$$

여기서  $\sigma_{cr} = N_{cr}/t_0$ 의 관계와 식(25)를 대입하여 정리하면, 주름발생시 한계 축응력  $\sigma_{cr}$ 은 최종적으로 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{cr} = -\frac{t_0}{r_0} \frac{2E_s}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{\sqrt{n}}{\sqrt{n+1}} \quad (34)$$

한편 위식은 Hill의 2차 항복조건식 식(1)과 식(7)을 이용하여 표현하면 다음과 같이 된다.

$$\sigma_{cr} = -A_c^n K \left[ \frac{1}{1+R} \times \left\{ 1 + \frac{1}{\alpha^2} + R\left(1 - \frac{1}{\alpha}\right)^2 \right\} \right]^{\frac{n-1}{2}} \quad (35)$$

여기서  $A_c = \frac{2t_0}{r_0\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{\sqrt{n}}{\sqrt{n+1}}$ 이다.

이 식으로부터 내압과 축 압축력이 작용할 때의 관재의 주름발생 한계응력을 구할 수 있으며 여기서 만약  $\alpha = \infty$ 이라면 축 압축력만이 작용할 때의 주름 발생 한계응력이 된다.

### 3. 결과 및 고찰

본 연구에 사용된 재질은 400°C에서 1시간 동안 열처리된 알루미늄 재질로서 확관 성형길이  $L=100\text{mm}$ , 평균반경  $r_0=24.5\text{mm}$  그리고 두께  $t_0=1\text{mm}$ 인 원관이며 재료의 기계적 성질을 Table 1에 나타내었다.

Fig. 3은 주 변형률비가  $\gamma=0$ ,  $\gamma=-1/2$ ,  $\gamma=-1$ 인 변형모드에 대해서 이론식(13)으로부터 구한 성형압력과 원주방향 변형률과의 관계를 나타낸다. 그림으로부터 각 변형모드에 대해서 성형압력은 원주방향 변형률이

증가하면 급격히 증가하여 최대값에 달하고 그 후 점차 감소한다. 특히 평면변형 상태의 경우가 최대값에 달한 후에 압력감소가 심한 것을 알 수 있다. 변형률비가 0,  $-1/2$  및  $-1$ 로 변화함에 따라 확관성형에 필요한 압력이 전체적으로 낮아지고, 압력이 최대가 될 때의 원주방향 변형률 값은 증가하고 있음을 알 수 있다. 변형모드가  $\gamma=-1$ 인 경우에는 다른 두 변형모드와는 달

리 압력이 최대가 되는 변형률 값이 명확하지 않다.

압력에 의해 관재의 확관변형이 제어되는 액압성형 공정에서는 압력이 최대가 되는 점에서 불안정 현상이 일어나므로 성형압력이 최대값에 달하기 전까지의 영역 범위 내에서만 성형이 가능하다. 따라서  $\gamma=-1$ 인 변형모드에서는 넥 발생되기 전까지 원주방향으로 가장 크게 팽창시킬 수 있다는 것을 알 수 있다.

한편,  $\gamma=0$ 와  $\gamma=-1/2$ 인 변형모드에서는 이방성 계수가 작은 값을 가질수록 성형압력이 낮아지는 반면  $\gamma=-1$ 에서는 약간 증가하는 경향을 보인다.

이는 Fig. 2에 나타난 것처럼 관재 액압성형 공정에서의 이방성 항복곡면을 고찰해 보면 알 수 있다. 즉,  $\gamma=-1$ 인 변형모드에서는 이방성계수가 커짐에 따라 항복곡면상에서의 항복강도는 낮아지지만,  $\gamma=0$ 의 변형모드에서는 오히려 항복곡면상의 항복강도는 증가하므로 소성변형을 하기 위해서는 보다 큰 하중이 요구되는 것으로 해석할 수 있다.

Fig. 4는 이론식(22)로부터 구한 축방향 변형률과 파단압력과의 관계를 보여준다. 여기서 파단압력은  $\gamma=0$  ( $\epsilon_t=0$ ), 즉 평면변형률 상태에서 최대가 되며, 축방향 변형률이 증가할수록 급격하게 감소하고 있음을 알 수 있다. 특히 이방성 계수가 큰 값을 가질수록 파단압력은 급격하게 감소한다. 한편 Fuchizawa의 AI 관재에 대한 실험결과<sup>(13)</sup>에 의하면 확관 성형길이  $L$ 와 원관의 외경  $D$ 의 비  $L/D$ 가 2.0 이상에서는 확관 성형과정에서 항상 평면변형이 유지되는 것으로 보고되고 있다. 따라서 벌지 가공에 의해 원관이 최대로 확관되기 위한 한계를 평가하기 위해서는  $L/D$ 를 2.0 이상으로 하는 것이 바람직할 것이다.  $\gamma=-1/2$ 인 변형모드에 대해서는 이방성 계수 값이 클수록 파단압력이 높지만,  $\gamma=-1$ 인 변형모드에 대해서는 오히려 낮게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 5는 내압과 축압축력이 작용할 때의 성형한계(주름 및 파단 발생한계)를 각 변형모드에 따라 원주방향 응력과 축방향 응력으로 나타내었다. 응력비에 따라서

항복이 시작될 때의 응력상태는 식(13)과 식(11)를 이용하여 구하였고, 파단발생 및 주름발생한계는 식(22) 및 식(35)를 이용하여 해석적으로 구하였으며 Back의 AI 관재에 대한 실험결과<sup>(7,8)</sup>와 비교하였다. 해석적으로 구한 주름발생한계는 실험결과와 거의 일치하며 응력비가 작아질수록 주름발생시의 축방향 압축응력이 작아짐을 알 수 있다. 또한 파단 발생시의 응력관계를 비교해 보면 해석결과는 실험결과를 약간 과대 평가하는 경향을 보이고 있다. 본 연구에서는 이방성 재료에 대한 항복조건식으로 Hill의 2차 이방성 항복 조건식을 사용하였는데 이 이방성 이론은  $R$ 값이 1보다 작은 금속에 대해서 평면 변형 인장과 등 2축 인장에서의 시험결과를 항상 과소 평가 하고 있기 때문에 추후 Hill의 비2차 항복조건식이나 Hosford 와 Logan에 의해 제창된 항복조건식<sup>(14)</sup>을 사용하여 검토할 필요가 있다. 응력비가 증가할수록 파단 발생시의 축방향 응력은 계속 증가하는 것에 반해 원주 방향 응력은  $\gamma=0$ 인 변형모드에서 최대값이 되며 그

이후 감소하고 있음을 알 수 있다. 이것은 Fig. 4에서  $\gamma=0$ 인 변형모드가 파단압력이 최대가 되는 내용과 일

치한다. 응력비가 음의 경우에는 주로 주름발생한계를 고려해야 하며 응력비가 양인 경우에는 파단발생한계를 고려해야 함을 알 수 있다. 그리고, Fig. 3에서  $\gamma=-1$

인 변형모드가 작은 압력에서도 다른 두 변형모드보다 원주방향으로 가장 크게 팽창시킬 수 있음을 보여주는데 이 경우에는 파단발생보다 주름이 발생되기 전에 성형을 완료시켜야 한다.

Fig. 6은 내압과 축압축력이 작용할 때에 각 변형모드에 따라서 주름한계와 파단한계를 나타낸다.  $\gamma=0$ 인 변형모드는 축압축력이 내압에 비해 상대적으로 너무 작게 작용하거나 작용을 하지 않는 경우이다. Fig. 3에 나타난 것처럼 매우 높은 압력에 의해 파단에 이르기 전까지의 원주방향 팽창이 다른 변형모드에 비해서 매우 작아 확관이 되기 전에 파단이 발생될 것으로 사료된다.  $\gamma=-1/2$ 인 변형모드는 Fig. 5에 나타났듯이  $\sigma_1 \approx 0$ 이 되는 가공경로로서 내압과 압축력이 거의 동일하게 작용되는 경우이다. Fig. 3에 나타난 것처럼 이 변형모드에서는 원관을 원주방향으로 팽창시키고 축압축력에 의해 재료를 확장영역으로 공급시킬 수가 있다. 하지만 축압축

응력이 작용하지 않기 때문에 튜브의 벌짐은 그림에 표시된 형상과 같이 될 것이다.  $\gamma=-1$ 인 변형모드에서는 내압에 비해 축력이 다른 두 변형모드보다 상대적으로 크게 작용하고 있으며, 이 경우에는 파단보다는 주름이 발생하게 되어 그림에 표시된 것과 같은 형상이 될 것이다. 성형초기에 발생하는 주름은 확장가공 영역의 입구부에서 생성되기 때문에 보다 큰 내압을 가해줌으로써 해소될 수 있다. 또한 압축력이 클수록 재료를 확장영역으로 보다 많이 공급시킬 수가 있기 때문에 확장영역에서의 두께감소를 최소로 할 수가 있다. 따라서, 두께감소를 최소로 하면서 주름과 파단 발생없이 원관을 확관시키기 위해서는  $\gamma=-1/2$ 와  $\gamma=-1$ 인 변형모드

사이로 가공경로를 설정해서 가공하면 좋을 것으로 사료된다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 내압과 축압축력이 작용하는 액압성형 공정에서의 주름과 파단발생한계를 가공경로의 변화에 따라서 이론적으로 해석하였고 Back의 연구결과와 비교하였다.

1.  $\gamma=-1$ 인 변형모드에서 성형압력이 다른 두 변형모드보다 낮은 반면에 원주방향으로 원관을 가장 크게 팽창시킬 수 있다.
2. 파단 발생시의 파단압력은  $\gamma=0$ 인 변형모드에서 가장 높고  $\gamma=-1$ 인 변형모드에서 가장 낮게 나타난다.
3. 주름 발생시의 해석결과는 실험결과와 거의 일치하고 있지만 파단 발생시의 해석결과는 실험결과를 과대평가하고 있다.
4. 두께변화를 최소로 하면서 주름과 파단 발생 없이 원관을 확관시키기 위해서는  $\gamma=-1/2$ 와  $\gamma=-1$ 인 변형모드사이로 가공경로를 설정해서 가공하면 좋을 것이다.

#### 후 기

본 연구는 2000년도 두뇌한국 21사업의 연구비 지원에 의해 행해졌으며 이에 관계자 제위께 감사드립니다.

#### 참 고 문 헌

- (1) 김영석, 임성언, 이택근, 김영석, 2000, "관재 하이드

로 포밍에 의한 성형 공정의 실험적연구”, 한국소성가공학회지, 제9권, 제1호, pp. 35.

(2) J. S. Park, J. H. Kim, C. D. Park, and Y. S. Kim, 1999, “Development of hydroforming simulator for thin walled tube”, Proc. of the J.S.T.P., pp.235.

(3) M. Ahmetoglu, K. Sutter, and T. Altan, 1998, “Tube hydroforming - current research, applications and need for training”, J. JSTP, Vol. 39, No. 453, pp. 43.

(4) F. Dohmann and C. Hartl, 1997, “Tube hydroforming -research and practical application”, J. Mater. Proc. Tech., Vol. 71, pp. 174.

(5) F. J. Lenz. and D. Hoffmann, 1997, “Application of hydroforming for body-in-white” ., IBEC ' 97 Body Assembly & Manufacturing, pp. 120.

(6) M. Ahmed and M. S. J. Hashimi, 1997, “Estimation of machine parameters for hydraulic bulge forming of tubular components”, J. Mater. Proc. Tech., Vol. 64, pp. 9.

(7) C. Back and M. Miyagawa, 1966, “The plastic deformation and strength of circular cylindrical shells under internal pressure and/or axial force (1st report, experiment)”, Trans. of the JSME, Vol. 32, No. 235, pp. 447.

(8) C. Back and M. Miyagawa, 1966, “The plastic deformation and strength of circular cylindrical shells under internal pressure and/or axial force (2st report, analysis)”, Trans. of the JSME, Vol. 32, No. 243, pp. 1661.

(9) 김영석, 1999, “소성역학-이론과 응용”, 경북대 기계공학부.

(10) S. P. Timoshenko and J. M. Gere, “Theory of elastic stability”, 2nd ed., pp. 457.

(11) S. P. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger, “Theory of plates and shells”, 2nd ed., pp. 466.

(12) M. Miyagawa and K. Oshima, 1968, “Plastic buckling of cylindrical shells under axial compression and external pressure”, J. JSTP, Vol. 9, No. 85, pp. 80.

(13) S. Fuchizawa and H. Takeyama, 1979, “Study on bulge forming of thin-walled cylinder (3rd report) - experiment and comparison between experiment

and analysis”, J. of the Japan Soc. of Precision Eng., Vol. 45, No. 1, pp. 106.

(14) W. F. Hosford, 1979, “On yield loci of anisotropic cubic metals”, Proc. 7th North Am. Metalworking Conf., SME, Dearborn, MI, USA, pp 191.

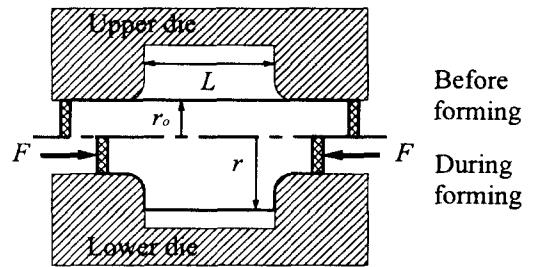


Fig. 1 The principle of tube hydroforming(original tube shape and intermediate shape of the tube)

Table 1 The mechanical properties of Aluminum

$K(\text{kgf/mm}^2)$	15
$n$	0.24
$TS(\text{kgf/mm}^2)$	8.8
$EI(\%)$	35.9
Annealing cond.	400°C, 1hr

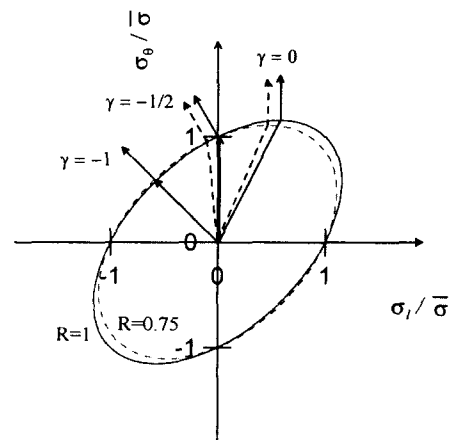


Fig. 2 Loading path in yield locus

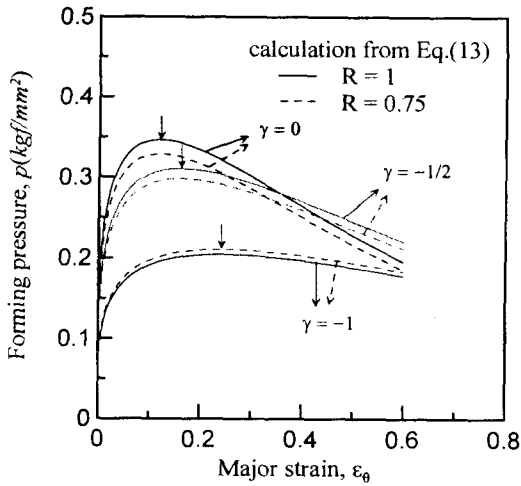


Fig. 3 Relationships between forming pressure and major strain for different forming modes and anisotropic parameters

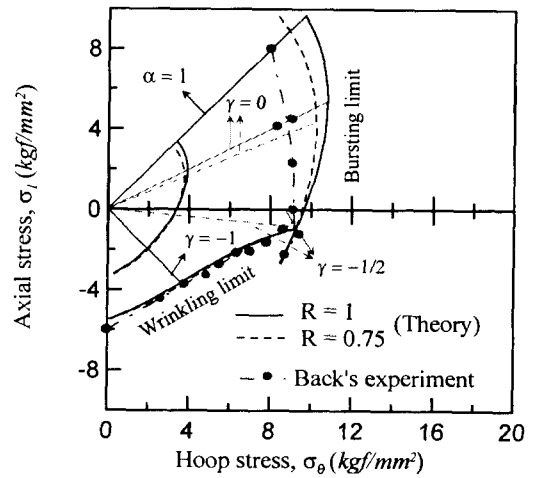


Fig. 5 Relationships between the axial stress and the hoop stress when the wrinkling and the bursting are occurred according to the different forming mode

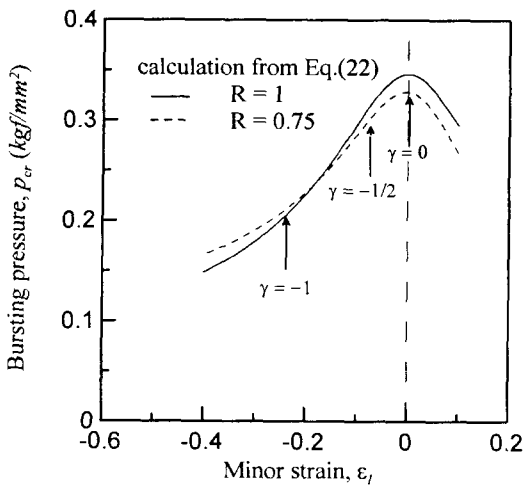


Fig. 4 Relationship between bursting pressure and minor strain for different anisotropic parameters

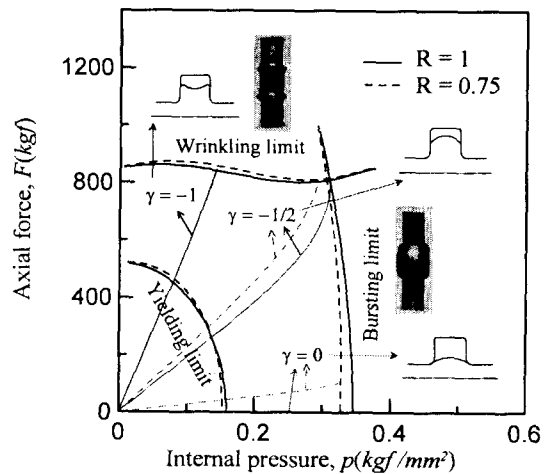


Fig. 6 Relationship between the axial force and the internal pressure when the wrinkling and the bursting are occurred according to the different forming mode