

본 연구는 산학협동재단 1995년도 학술연구비 지원에 의하여 수행되었음

## 부르돈관의 가공정밀도 향상에 관한 연구

나기형\*, 장경영\*\*

### A Study on the Improvement of Accuracy in Manufacturing of Bourdon Tube

Ki-Hyoung Na\* and Kyung-Young Jhang\*\*

#### ABSTRACT

In this paper, the error and its sources in manufacturing of bourdon tube pressure gage was studied, and the method to reduce such errors was discussed. In more detail, the effects of parallelism of rollers, spring back, uniformity of radius curvature and the ratio of circumferential speeds of rollers were investigated. As a result, we could find out that the parallelism of roller affected to the displacement error at the free end of gage and that the amount of spring back was closely related with the ratio of circumferential speeds of rollers. The uniformity of curvature radius was determined by the distance between bending rollers and it was comparatively uniform in the range above 30° from the both sides of tube. Also, the ratio of circumferential speeds of rollers was finded out as a very important factor giving severe influence on the creep or the hysteresis of bourdon tube.

**Key Words** : Bourdon Tube (부르돈관), Accuracy(정밀도), Parallelism(평행도), Spring Back(스프링 백)

#### 1. 서론

부르돈관 압력계 (Bourdon Tube Pressure Gage)는 소형경량으로 취급이 간편하고 내열성과 내충격성이 우수하기 때문에 일반 산업 현장에서 폭넓게 사용되고 있다. 그런데 이러한 부르돈관 압력계의 성능은 일반적으로 튜브의 가공정밀도에 크게 의존된다. 따라서 선진 외국에서는 Tube의 소성정밀도에 따라 압력계에 발생하는 성능특성의 변화 및 오차변화율등에 대한 연구가 활발히 진행되어 왔는데, 예를 들면, 미국에서는 1952년경부터

ASTM에 부르돈관 압력계에 대한 특별연구 조사회(The Research committe on Pressure Technology)가 설립되어 광범위한 연구가 이루어졌으며, 일본에서도 1959년 일본기계학회에서 부르돈관 압력계 조사 분과회가 설립되어 압력계에 대한 연구가 진행되어져 오고 있다. <sup>(1)</sup> 그러나 국내에서는 대부분의 압력계 제조업체가 소기업으로 영세성과 전문기술 인력의 부족등 기술개발 및 연구활동이 열악한 조건에서 선진 외국의 제품을 모방설계하여 제작하고 있는 실정이며, 실험적 연구자료가 절대부족한 상태이다. 따라서 튜브 제작시 발생하는 각종 오차

\* 국립기술품질원 계측기기과  
\*\* 한양대 정밀기계공학과

원인을 분석하여 이를 최소화하고 제조기술을 향상시키며 튜브 설계인자에 대한 최적조건을 제시할 수 있는 연구가 국내 압력계 제조업체 전반에 걸쳐 절실하게 요망되고 있다

따라서 본연구에서는 이러한 부르돈관 압력계의 가공정밀도 향상을 위하여, 먼저 부르돈관을 제작함에 있어서 공정상의 문제점을 파악하고, 오차의 발생요인과 압력계 정밀도와와의 관계를 고찰한 다음, 정밀도의 악화에 크게 기여하는 인자를 규명하고 이를 극소화하기 위한 최적 가공조건을 제시하여 유관단체 및 관련 제조업체에 설계자료로 제공함을 목적으로 하였다.

## 2. 부르돈관 압력계의 구조 및 공정

### 2.1. 부르돈관 압력계의 구조

일반적으로 가장 많이 사용되고 있는 부르돈관 압력계(Bourdon Tube Pressure Gauge)는 Fig. 1과 같이 케이스 안에 C자 모양의 부르돈관이 부착되고 내부를 통하여 부르돈관에 압력이 작용하도록 제작되어 있다. 내압에 의하여 압력계의 지침이 최고압에 다다를 경우 관선의 이동량은 통상 10mm이하의 미소량 이므로 링크와 확대기구(Lack & Pinion)에 의하여 이동량을 확대하여 지침을 회전시킨다. 관선은 내압의 크기에 비례하여 근사적으로 직선상을 이동하게 되지만 확대기구가 부착되어 있는 관계로 지침이 압력에 정확하게 비례하여 회전하지는 않는다. <sup>(1),(2)</sup>

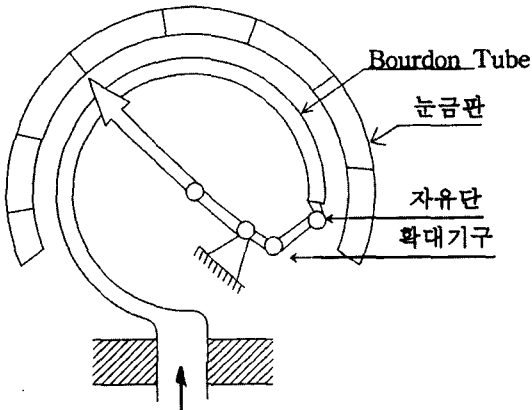


Fig. 1 Construction of Bourdon Tube Pressure Gauge

### 2.2. 부르돈관의 가공공정

부르돈관의 단면형상에는 평원형, 타원형, D자형등 여러가지 모양이 있으나 국내에서 일반적으로 가장 많이 사

용되고 있는 단면의 형상은 평원형 단면의 부르돈관이다. 이와같은 평원단면의 부르돈관은 여러공정을 거쳐 가공되고 있으나 크게 분류 해보면 1차성형과 2차성형의 2가지로 구분된다. <sup>(1)-(3)</sup> 즉 원형단면의 직관소재를 적당한 크기로 절단하여 프레스로 평원 단면의 형태로 소성가공하는데 이를 1차 성형이라 하며, 1차 성형이 끝난 관을 굽힘가공하는 것을 2차 성형이라 한다. 단, 이 때 관의 주그러짐을 방지하기 위하여 저용융 합금을 채워 C자형 모양으로 가공하게 된다.

## 3. 오차발생요인 분석

### 3.1. 부르돈관 압력계의 지시정밀도에 영향을 미치는 인자

부르돈관 압력계의 지시정밀도는 부르돈관을 확대기구와 조합한 상태에서 지침과 눈금판과의 상대오차로 나타내는데 0.5%이상의 고정도 압력계를 제작하기 위하여는 지시정밀도에 영향을 미치는 인자를 밝혀야 이를 없애야만 한다. 본 연구에서는 지시정밀도에 영향을 미치는 인자들을 밝혀 분석한 결과 크게 다음의 3가지로 요약할 수 있었다. <sup>(2),(4)-(7)</sup>

- 1) 확대기구에 내재한 오차 : 부르돈관 자유단의 범위를 확대하는 링크, 지침을 회전시키기 위한 락(Lack) 및 피니언(Pinion) 기어의 맞물림 오차와 이들 회전부의 마찰 및 눈금판의 오차등
- 2) 부르돈관 재질로부터 발생하는 오차 : 이물질 혼입 등에 의한 재료의 내부결함, 인발관등에서 나타나는 결정입자의 방향성, 재료 특유의 히스테리시스, 크립현상등
- 3) 부르돈관의 소성가공시 발생하는 형상오차 : 굽힘가공시 발생하는 관벽의 치우침 및 단경, 장경, 굽힘반경 등의 형상치수 오차등

이러한 요인들은 상호 작용하여 부르돈관 압력계의 지시 정밀도를 저하시키는 원인이 되며, 내구 성능에도 큰 영향을 미치고 있다. 이 3가지 요인중 부르돈관과 관계되는 것은 2)와3)이 주이나 2)는 적절한 원자재 사용으로 어느정도 제거가 가능한 반면, 3)은 그렇지 못하므로 압력계 성능 특성에 직접적인 영향을 미치는 요소로서 본연구에서는 3)항의 해결에 역점을 두어 다루었다.

### 3.2. 형상오차

소성가공한 부르돈관의 형상치수는 설계시 규정한 기준의 형상치수와 정확하게 일치하지 않고 어느 정도의 오차

를 동반하게 되는데 본 논문에서는 소성가공시 발생하는 형상이나 치수의 오차를 총칭하여 형상오차라 명명하였다. 이 형상오차는 부르돈관의 기하학적 형상이 복잡한 관계로 국부적인 형상오차가 누적되어 나타난다는 점과 부르돈관의 히스테리시스 혹은 잔류변형(변위오차)에 밀접한 관련이 있다는 점에서 이를 최소화하는 가공방법을 강구하지 않으면 안된다.

본 연구에서는 이러한 점들에 역점을 두어 부르돈관의 소성가공에 의한 형상 오차의 원인을 추적하였는데, 그 결과 가공 방법의 개선으로 오차를 경감할 수 있는 요소(예 : 장경, 단경, 굽음반경, 관두께의 오차등)와 소성가공 고유의 오차로서 피할수 없는 오차(예 : 스프링백에 의한 곡률 반경의 증가, 치우침등)로 대별되고 있음을 알 수 있었다. 다음 장에서는 이들의 정량적 평가방법과 대책에 대하여 기술한다.

#### 4 형상오차에 대한 평가

형상오차는 가공과정에서 발생하는 각종 치수오차의 누적이라 생각할 수 있다. 제 3장에 전술한바와 같이 형상오차의 발생원인은 여러가지 이유로 발생되며 실제로는 이것들이 복합적으로 상호간에 영향을 주어 형상오차가 발생하게 된다.<sup>(9)</sup> 따라서 각각의 형상오차를 모두 조사한다는것은 일반적으로 곤란하며 측정상의 제약등을 고려하여 단경, 굽힘반경 및 관두께의 치수변화를 형상오차의 주요한 영향인자로 선정하여 검토하였다. 이 때 단경의 변화는 롤러의 평행도에 밀접한 관련을 가지며, 굽힘반경의 변화는 주로 스프링 백 효과와 가공시의 불균일한 굽힘반경이 원인이 된다. 또 롤러의 원주속도비는 이들 형상오차 모두에 영향을 미치는 것으로 나타났으며, 따라서 롤러의 원주속도비의 최적조건에 대하여도 검토하였다.

한편 이상적인 단면 형상과의 차에 대한 평가량으로는 롤러 평행도 오차에서 발생하는 상하 롤러의 구배를 이용하였으며, 부르돈관 정밀도와와의 관계를 조사하기 위하여 치수변동율의 최대값 또는 RMS값을 사용하였다.

또한 형상오차의 크기는 다음 식과 같이 부르돈관을 균등하게 분할한 m개의 단면에 대한 주요치수인 단경(2b), 곡률반경(r), 관벽두께(t)의 치수변동율을 산출한 값으로 이용하였다.

$$\frac{\Delta b_i}{\bar{b}} = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \left(\frac{\Delta b_i}{\bar{b}}\right)^2} \times 100(\%) \quad (1)$$

$$\frac{\Delta r_i}{\bar{r}} = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \left(\frac{\Delta r_i}{\bar{r}}\right)^2} \times 100(\%) \quad (2)$$

$$\frac{\Delta t_i}{\bar{t}} = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \left(\frac{\Delta t_i}{\bar{t}}\right)^2} \times 100(\%) \quad (3)$$

여기서, Δ는 변동량을, -는 평균값을 나타낸다.

또한 본 연구의 시험에서는 Table 1의 시료를 사용하였으며, 가압압 반복시험시 가압압사이클의 주기는 1600 회/ min로 하였다. 관선변화량(%)은  $\delta_{res}/\delta_p \times 100$ 으로 정의하여 사용하였는데, 여기서  $\delta_{res}$ 은 가압압 사이클 후 시험압력으로 60분간 계속하여 가압한 직후 관내의 압력을 제거하였을 때의 관선 이동량을 나타내고,  $\delta_p$ 는  $\delta_{res}$  시험후 대기압의 상태로 60분간 방치한 후의 관선 변위량을 나타낸다. 이 때 관선변위량이란 압력을 가할 때 튜브 중심선의 이동량을 의미한다. 시험압력의 크기는 부르돈관의 관벽에 발생하는 최대응력이 튜브재료에 대한 항복응력의 1/3이 되도록 하는 압력으로 하였다. 한편 부르돈관의 관벽에 발생하는 최대응력은 A. WOLF\*의 식<sup>(1)</sup>을 이용하여 계산하였다.

Table 1. Test sample

구 분	오 차 범 위
장경(a)	16.951 ± 0.012mm
단경(b)	3.598 ± 0.008mm
벽두께(T)	0.397 ± 0.003mm
곡률반경(R)	39.01 ± 0.02mm

#### 5. 형상오차분석 및 대책

##### 5.1 롤러의 평행도 오차로 인한 부르돈관의 단경오차

구동롤러의 사이가 평행하지 않아서 발생하는 부르돈관 단면의 단경오차는 Fig. 2에 나타난 것과 같이 부르돈관의 단면이 평행하지 않고 어떤 방향으로 구배가 지게 하며, 이와같은 단면을 갖는 부르돈관에 내압을 가하면 이상적인 평원형 단면의 응력 상태와는 다른 응력상태가 되어 튜브의 3차원적인 변위, 즉 비틀림 현상을 발생시키게 되고 결과적으로 부르돈관의 지시정밀도에 심각한 영향을 미치게 된다.<sup>(9),(10)</sup> 따라서 이와 같은 형태의 오차를 평가하기 위하여는 롤러의 평행도 오차에 대한 적절한 양적 표시가 필요하게 된다.

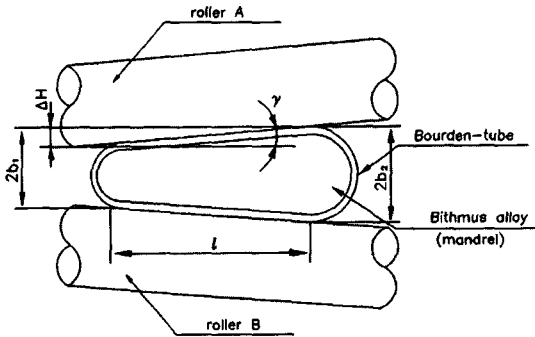


Fig. 2 Parallelness of bending roller

이를 위하여 본 연구에서는 Fig. 2에 표시한 바와 같이 양 끝단에서의 단경의 차이  $2b_1 - 2b_2$ 를 평탄부의 구배  $\Delta H$ 로 정의하여 이용하였다. 단, 일반적으로는 경사각을  $\gamma$ 라 할 때  $\tan \gamma = \Delta H / l$  로써 평탄부의 구배를 정의하는 것이 일반적이기는 하지만 여기서는 시험에 사용된 시료의 길이  $l$ 이 일정하다는 점과  $\Delta H$  그 자체와 최종적인 관선변위오차를 대응시켜 보고자  $\Delta H / l$ 을 사용하지 않고  $\Delta H$ 를 평탄부의 구배량으로 정의하였다.

평탄부의 구배와 변위 오차와의 관계를 조사한 실험에서는 시료를 절단하여  $\Delta H$ 를 측정 후 변위오차를 측정하는 것은 불가능하기 때문에 최소눈금  $0.5\mu\text{m}$ 의 다이얼 게이지를 스텐드에 고정하여 시료를 이동시키면서  $\Delta H$ 의 개략치를 측정하였다. 1개 시료에 대하여 5곳의  $\Delta H$ 를 각각 측정하여 그 평균값으로서 평탄부의 구배로 삼았다. 이러한 방법으로  $\Delta H$ 를 구한 시료에 대하여 단경, 관두께, 곡률반경등 형상오차가 3% 이하인 시료를 발취, 관선의 변위 오차를 측정 하였다. 또 시료를 절단하여 각 단면부분을 투영기(Magnification : 10~100X)를 이용하여 정확히  $\Delta H$ 를 재측정하고 그것과 미리 측정하여둔 변위오차를 대응시켜 보았다. 단, 투영기를 이용하여 측정해도 기준점이 되는 표점의 위치를 정확히 식별 하기는 곤란하기 때문에  $\Delta H$ 의 측정 정확도를  $1\mu\text{m}$ 이하로 하기는 곤란하였다. Fig. 3은 Roller의 평행도를 달리하여 H(단경차)가  $1\mu\text{m}$ ,  $2\mu\text{m}$ ,  $5\mu\text{m}$ ,  $8\mu\text{m}$  및  $10\mu\text{m}$ 가 되도록 한 상태에서 각각 3개의 시료를 제작하여 H의 변화에 따른 변위오차량을 측정 한 결과로서, 그림의 선3개는 시료가 3개임을 의미하며, 변위오차는 4장에서 언급한 바와 같다.

실험결과로부터  $\Delta H$ 가  $1\mu\text{m}$ 에서  $10\mu\text{m}$ 의 까지 변화함에 따라 형상오차에 주는 영향이 상당히 크게 됨을 알 수 있다. 또한 단경의 형상오차를 가능한한 작게 하기 위하

여는 가공 롤러의 평행도를  $2\mu\text{m}$ 이하로 하는 것이 바람직하다는 결론을 내릴수 있었다.

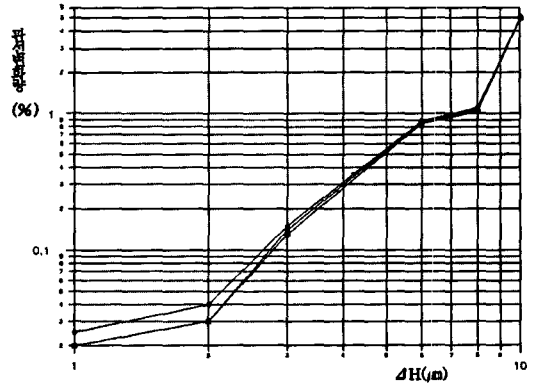


Fig. 3 Relation between the displacement of the tip and  $\Delta H$

### 5.2 스프링 백에 의한 형상오차

스프링 백은 굽힘가공 후 외력을 제거할 때 발생되며, 부르돈관의 소성가공에서 피할수 없는 고유오차이다. <sup>(10)</sup> 여기서는 이러한 스프링 백에 의한 굽힘반경의 변화를 살펴 보기 위하여 3축 롤러에 의해 굽힘가공을 한 뒤 부르돈관의 곡률  $1/r$ 를 측정하고 이를 각 롤러의 축간거리와 롤러의 직경으로부터 계산한 곡률을 비교하여 보았다. Fig. 4는 원주속도비  $\rho$ (로울러 A의 원주속도 / 로울러 B의 원주속도, Fig.8 참조)를 0.64, 1.00, 1.56으로 변화시켰을 때, 각각의 경우에 있어서의 실험결과를 보여준다. 여기서 원주속도비의 최저, 최고값을 각각 0.64, 1.56으로 한 것은 원주속도비를 0.64보다 작거나 1.56보다 크게 하기는 현실적으로 어려워(원주속도가 빠른쪽의 Roller 표면에서 미끄럼 또는 떨림등의 현상이 나타나기 때문임) 가능한 범위의 최대, 최소 및 중간값을 선택하여 시험한 때문이다.

또한, 이론적으로 계산하는 곡률은 후술되는 Fig.8을 참고하면, Roller C의 표면과 Tube와의 접점에서 법선과 A, B Roller의 중심선과의 교점으로부터 구해진다.

스프링백이 전혀 없는 경우라면 그림에 표시한 원점을 통과하는  $45^\circ$  사선과 측정치가 일치하여야 할 것이나 그림에서 보듯이 사선보다 아래에 있는 것으로 보아 스프링 백이 발생하여 굽혀져야 할 곡률반경보다 실제로 얻어진 제품의 곡률반경이 크게 되었음을 알 수 있다.

스프링백의 주요 원인은 가공에 의하여 발생한 축방향 응력의 탄성 성분이지만 원래부터 재료에 잔류응력이 있

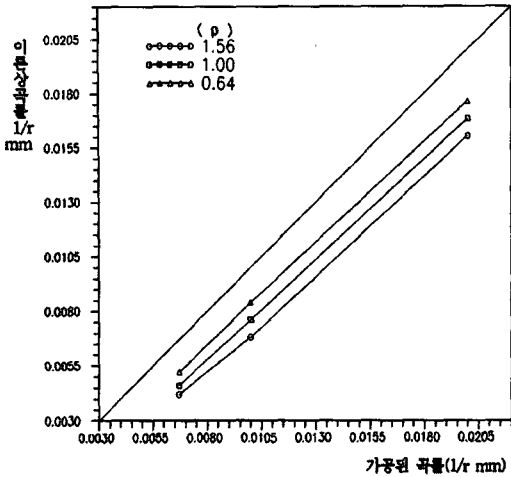


Fig. 4 Plastic working and spring back

는 경우에는 응력을 제거해도 그 탄성성분이 영향을 받게 된다. 따라서 스프링 백의 양도 잔류응력이 없는 경우와는 다른값이 된다. 이러한 이유로 재료의 축방향에 어떤 접선응력을 주면서 굽힘가공을 하면 스프링 백의 양을 감소시킬 수 있다.

3축 롤러를 사용할 경우 부르돈관을 전송하는 구동롤러 A,B의 원주속도를 변화시키면 부르돈관의 평탄부 표면의 미끄럼 마찰에 의하여 전달력을 발생시킬 수가 있다. 이 전달력의 크기는 롤러의 원주속도비 ρ(로울러 A의 원주속도 / 로울러 B의 원주속도) 및 구동 롤러의 간격 X와 부르돈관의 단경 2b에 관계하며, X 및 2b를 일정하게 하면 롤러의 원주속도비 ρ에 의해 결정되게 된다. Fig. 5는

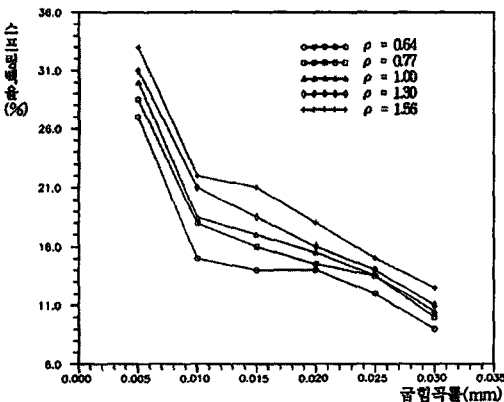


Fig. 5 Relation between the velocity ratio of circumference and spring back

원주속도비 ρ에 의한 스프링백의 양을 측정하기 위하여 원주속도비를 0.64에서 1.56까지 5단계로 변화 시키면서 스프링 백을 Δ(1/r)/1/r의 관계를 조사해본 결과이다.

이 그림에서 보듯이 동일한 곡률 반경으로 굽힘가공을 할 경우 롤러의 원주속도비를 적게 할 수록 스프링백을 줄일 수 있음을 알 수 있었다. 그러나 굽힘 가공후 부르돈관 벽에 존재하는 잔류응력은 가.감압시 부르돈관 자유단의 이동량 및 잔류응력 변위에 영향을 미치며, 또 이 잔류응력의 불균일한 분포는 관 파괴의 원인이 되기도 하므로 롤러의 원주속도비를 극단적으로 작게 할 수는 없다.

### 5.3 굽힘반경의 국부적인 불균일

롤러에 의하여 Bourdon Tube를 굽힘가공 할 경우 굽힘에 충분히 견딜 수 있는 롤러의 강성이 요구되는데 그러기 위하여는 롤러의 길이를 가능한한 짧게하고 직경을 크게 하는 것이 유리하다. 그러나 롤러길이를 너무 짧게 할 경우 Bending작업이 곤란하며, 롤러의 직경도 가공할 Bourdon Tube의 곡률반경 때문에 일정치 이하가 되어야 한다. 또 롤러축간거리도 가공할 Tube의 곡률 및 단경에 적합토록 유지시켜주어야 할 필요가 있기 때문에 각각 한계치가 있다.<sup>(11)</sup>

Fig. 6은 롤러의 축간거리 X를 변화시켜 부르돈관의 굽힘반경이 실제로 어떻게 변화하는가를 조사한 결과이다.

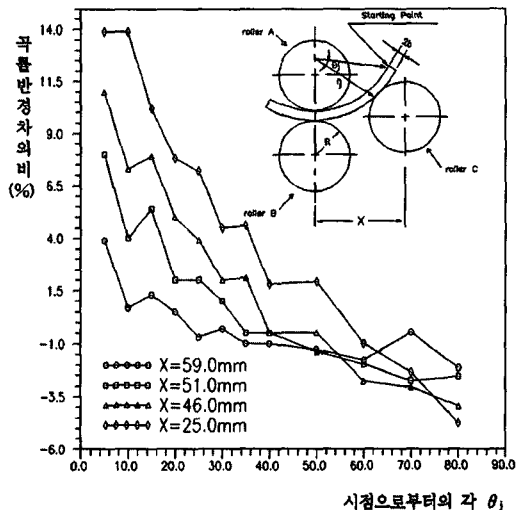


Fig. 6 Radius of curvature error of the tip

다. 이 그림의 횡축은 처음에 물러에 압입시킨 시점(그림의 starting point)으로부터 측정된 각이  $\theta_j$  이며 종축은 그 각도에서의 굽힘반경의 평균값  $\bar{r}$  과의 차  $(\Delta r_j / \bar{r})$  이다. X가 크게 되면 초기 도입부(시점으로 부터 약 30° 까지)의  $(\Delta r_j / \bar{r})$  는 타부분(40° ~ 200°)에 비하여 크며, 시점에 가까워 짐에 따라 급격히 증가함을 나타내고 있다. 이러한 점을 감안 실제 굽힘가공에서는 초기도입부의 가공상태를 개선시킬 목적으로 처음 압입했던 관을 반대로 하여 다시 롤링(Rolling) 하는것이 보통이다. 그러나 이 경우에도 초기 도입부의 굽힘 반경을 다른 부분과 같이 하기는 매우 곤란하며 치수정도가 높은 부르돈관을 얻기 위하여는 양단 끝을 30° 정도 절단하여 사용하는 것이 바람직하다 하겠다.

5.4 가공에 의한 관벽의 두께변화

평원 단면의 부르돈관을 굽힘가공한 경우 단면의 상벽과 하벽은 서로 다르게 된다. 이것 역시 소성가공상 피할 수 없는 고유의 형사오차중 하나이며 기하학적인 도시 방법으로 구할 수 있다.

즉, Fig. 7(a), (b)와 같이 일정한 관두께  $t_N$  을 갖는 편평한 끝은관을 Fig. 7(c)와 같이 굽힘가공하면 일반적

으로 상벽은 인장하여 본래의 관두께  $t_N$  은  $t_o$  로, 하벽은 압축을 받아  $t_N$  이  $t_i$  로 변화한다. 즉  $t_o < t_N < t_i$  와 같이 된다.

$t_o$  및  $t_i$  의 계산은 다음과 같이 할 수 있다. 먼저, 두께  $t_N$  인 2장의 얇은판 사이에 충전재를 넣은것을 고려하여 소성변형에 비해 탄성변형은 극히 적은 것으로 하고, 소성 가공에 의한 전체적인 체적의 변화가 없다고 가정한다. 그러면 가공 전후의 체적이 같으므로 가공전 부르돈관 소재의 길이를  $l$  이라할 때 중립축의 곡률반경  $r_N$  은 굽힘가공 후에도 길이의 변화가 없으므로 굽음각을  $\theta$  rad 으로 하여 인장을 받는 상벽의 두께 변화를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$2lt_N(r_N\theta) = 2lt_o\{(r_o - t_o/2)\theta\} \tag{4}$$

이것을 정리하면,

$$(t_o)^2 - 2r_o t_o + 2r_N t_N = 0 \tag{5}$$

이고, 해는  $r_o - t_o > 0$  을 고려하면,

$$\therefore t_o = r_o - \sqrt{(r_o)^2 - 2r_N t_N} \tag{6}$$

또, 여기서  $r_N \equiv \sqrt{r_o \cdot r_i}$  라하면

$$t_o/t_N = A - \sqrt{A^2 - 2\sqrt{A^2 - AB}} \tag{7}$$

단,  $A = r_o/t_N$ ,  $B = 2b/t_N$  이다.

또 압축응력을 받는 하벽의 두께 변화도 상벽과 같은 형태로 하여

$$2lt_N(r_N\theta) = 2lt_i\{(r_i + t_i/2)\theta\} \tag{8}$$

$(r_i + t_i > 0)$  를 고려하면,

$$t_i = \sqrt{(r_i)^2 - 2r_N t_N} - r_i \tag{9}$$

여기서  $r_N \equiv \sqrt{r_o \cdot r_i}$  를 고려하고,  $A = r_o/t_N$ ,  $B = 2b/t_N$  을 적용하면

$$t_i/t_N = \sqrt{(A - B)^2 + 2\sqrt{A^2 - AB}} - (A - B) \tag{10}$$

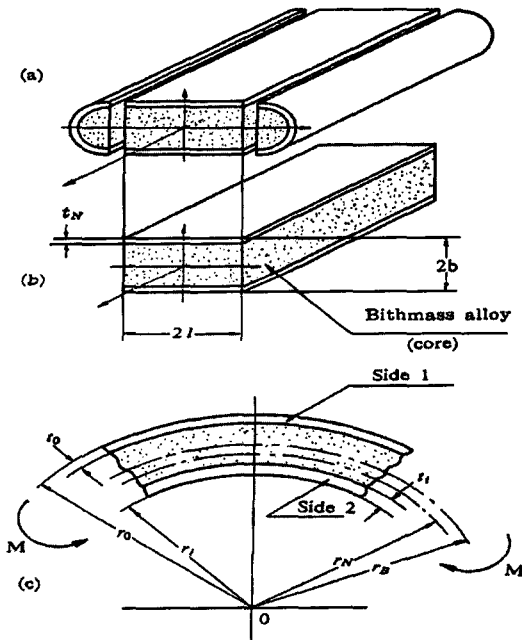


Fig. 7 Simplified analysis for the bourdon tube with idealized cross-section

따라서 굽힘가공에 의하여 관벽에 발생하는 치우침의 크기에 대하여는 가공전의 곧은 관에서의 관두께  $t_N$ , 굽힘 반경  $r_0$  및 단경  $2b$ 의 치수를 알면 식(9)로부터 구할 수 있다. 실제로 관두께  $t_N = 0.6\text{mm}$  단경  $2b = 4.0\text{mm}$ 의 평원형 단면의 곧은관을 굽힘반경  $r_0 = 31.75\text{mm}$ 로 가공하여 치우침을 측정하여 위의 이론 식으로 부터 얻은 값과 비교해 본 결과, 상벽에서는 계산치보다 실제값이 크게 나타났으며 하벽에서는 실제치 보다 작게 나타났으나 그 오차는 0.5% 정도로 나타났다.

Bourdon Tube의 관벽두께는 보통 0.2~0.6mm의 것이 사용되고 있으나 어느것을 사용하더라도 굽힘가공에 의하여 상하벽의 두께가 필연적으로 달라지게 된다. 이러한 현상은 관두께가 두꺼울수록 또 굽힘곡률이 작을수록 크게 나타나는데 본실험에서는 두께가 0.6mm이고 굽힘곡률이 31.75mm로 굽힘가공에 의한 변화가 비교적 큰 재료에 대하여 시도하였음에도 불구하고 상하벽의 두께 변화율은 0.5%이내로 나타나 가공에 의한 벽두께의 변화보다는 원소재 선택시 관벽의 두께가 균일한 것을 선정하여 사용함이 중요한 것으로 나타났다. (가공전 일반관의 벽두께를 조사한 결과 두께의 변화가 0.7~1.3% 정도로 나타났다)

5.5 롤러 원주속도비와 부르돈관의 변위오차

Fig. 8에서와 같이 롤러 A·B의 각속도를 각각  $\omega_A, \omega_B$  라하면, 로울러의 원주속도비는 정의에 따라  $\rho = \omega_A / \omega_B$  이고, 롤러 A·B의 미끄럼이 없을 경우의  $\rho$ 를 특히 한계 속도비라 정의하고  $\rho_{cr}$ 로 표시하면  $\rho_{cr} = 1 - 2b / r_0$ 로 주어진다. 따라서  $\rho_{cr}$ 는 굽힘공정의 진행에 따라서 작아짐

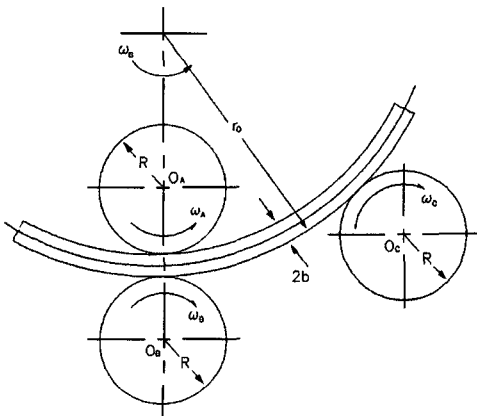


Fig. 8 Plastic working by three-shaft roller

을 알 수 있다. 즉, 어떤 특수공정의  $\rho_{cr}$ 가 롤러의 원주속도비와 같을 경우에 한해서는 롤러 A·B와 부르돈관 사이의 상대 미끄럼이 발생하지 않는 운동상태가 가능하게 된다. 그러나 일반적으로는 롤러 A·B의 양쪽 또는 한쪽과 부르돈관사이에는 필히 미끄럼이 발생한다고 보아야 된다.

롤러의 원주속도비는 롤러와 부르돈관 사이의 상대 미끄럼에 의해서 가공되는 부르돈관에 작용하는 마찰력의 크기 및 방향과 밀접한 관계가 있다. 그렇기 때문에 롤러의 원주속도비에 의하여 가공되어진 부르돈관 표면의 잔류응력의 크기나 방향이 변화하며 또한 부르돈관의 변위 오차가 잔류응력과 밀접한 관계를 갖고 있으므로 결국 롤러의 원주속도비와 가공된 부르돈관의 변위오차와는 분명한 상관관계가 있고, 이 관계를 명확히 하는것이 고정도 부르돈관의 가공을 위하여 중요한 수단중 한가지라고 생각된다.

여기서는 부르돈관 가공 롤러의 최적 원주속도비를 구할 목적으로 여러 원주속도비로 가공한 부르돈관에 대하여 관선의 잔류응력 변위를 측정하고, 롤러의 원주속도비와 잔류응력 변위와의 관계를 실험적으로 명확히 하였으며, 또한 롤러의 원주속도비와 잔류응력의 관계를 검토하였다.

본실험에서 사용한 시료는 형상오차를 가능한 적게하기 위하여 소관을 특수무한정밀인발관 (PbT-1)을 사용하였다. 이것은 일반관의 관두께가 불규칙하므로 관 벽을 일정하게 하기위하여 정밀인발하고 내부응력을 제거하기 위하여 풀림 등의 열처리를 한 것이다.

Fig. 9는 롤러의 원주속도비  $\rho$ 를 0.64~1.56의 범위에서 9단계로 변화시켜가면서 각각의 롤러 원주속도비에서 5개씩 시료를 가공하고 이 시료들에 대한 형상오차를 측정하여 그 중 형상오차가 적은 시료 3개씩을 선정, 잔류 변위  $\delta_{res}$ 를 측정한 결과이다. 잔류변위는 15분, 30분, 60분동안 각각 시험압력으로 가압한 후 관선의 변화량을 나타낸다. 종축은 관선변화량( $|\delta_{res}| / \delta_p \times 100$ ), 횡축은 원주속도비  $\rho$ 를 나타낸다.

이 결과에서 가공시간을 파라미터로 했으나 그것은 관선의 이동량  $\delta_p$ 의 시간의존성을 확인하기 위하여 실시한 것이다. 또 잔류변위  $\delta_{res}$ 에 대하여 절대값으로 표시한 것은  $\delta_{res}$ 가 0점 위로 뿐만아니라 0점 아래의 방향으로도 발생되고 있기 때문이다. 실험에서는 주목적이 각 시료간의 잔류변위의 크기에 대한 상대비교이며, 실험결과는 다음과 같이 요약할 수 있었다.

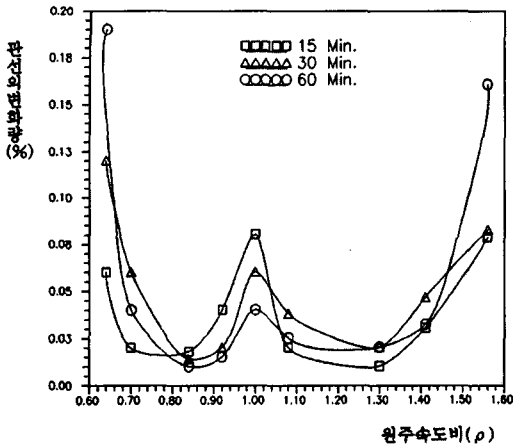


Fig. 9 Relation between the velocity ratio of circumference and displacement of the tip

- 1) 롤러 원주속도비  $\rho$ 가 0.64 및 1.56의 경우는  $|\delta_{res}| / \delta_p$ 의 가감압 시간에 따라 크게 변화 한다.
- 2)  $0.71 \leq$  롤러 원주속도비  $\rho \leq 1.42$ 의 범위에서는  $|\delta_{res}| / \delta_p$ 의 가감압시간 존재성은 별차이가 없었다.
- 3) 롤러 원주속도비  $\rho$ 가 0.80 및 1.20 부근에서는  $|\delta_{res}| / \delta_p$ 의 값이 최소가 된다.

이상의 결과로 부터 롤러 원주속도비가 가공된 부르돈관의 크립, 히스테리시스 특성에 현저한 영향을 미치는 것을 확인할 수 있다.

다음에  $|\delta_{res}| / \delta_p$ 가 특히 작은값을 표시하는  $\rho=0.84$  및  $\rho=1.30$ 으로 가공한 시료에 대하여 표준시험 압력으로 가감압하여 관선의 잔류변위를 측정하여 보았다. Fig. 10은 그 결과를 보여준다.

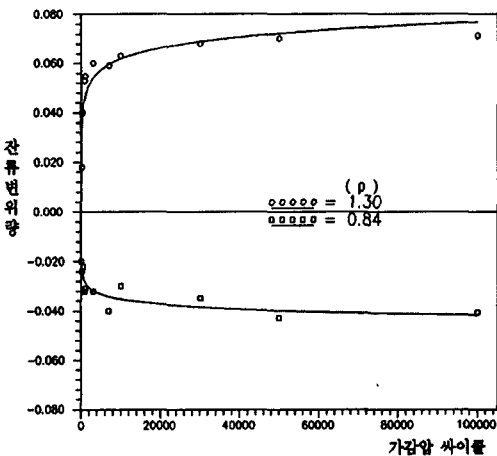


Fig. 10 Displacement of the tip by pressure cycle

이경우 가감압 사이클의 증가에 의하여 잔류변위는 증가하지만 사이클수가  $10^4$ 회를 넘으면 잔류변위의 가감압 사이클량의 증가량이 현저하게 작아지고 있다. 즉, 롤러 원주속도비를 적절하게 선정하는것에 따라 장시간 사용후에도 0점의 변동이 작은 부르돈관을 제작할 수 있음을 보여주고 있으며, 또  $\rho=0.84$ 로 가공한 시료의 잔류변위가 0점이하로 되고 있는 것도 주목할 만하다. 지침이 0점 이하를 지시하는것은 롤러의 원주속도비에 의하여 잔류 변형의 방향을 변화시킬 수 있다는 가능성을 보여주기 때문인데, 따라서 롤러의 원주속도비가 부르돈관의 크립, 히스테리시스 특성에 미치는 영향력의 해명에 유력한 수단이 되는 것으로도 생각할 수 있다.

이와같이 롤러의 원주속도비는 가공된 부르돈관의 잔류 변위-가감압 사이클 특성, 잔류변위 방향에 현저한 영향을 미치는 것만이 아니라 잔류변위의 크기에도 관계하고 있다. 위 결과로부터 명확하게 된것과 같이  $\rho=0.84$ 로 가공한 시료는  $2 \times 10^4$ 회의 가감압 사이클 후에도  $|\delta_{res}| / \delta_p$ 의 값이 0.04%를 유지하고 있다.

또한 롤러의 원주속도비와 부르돈관의 크립, 히스테리시스 특성의 관계를 검토함에 있어 가장 중요한 검토 항목은 롤러 원주속도비와 가공된 부르돈관 표면의 잔류응력의 크기 분포 및 방향의 관계라 생각된다. 이러한 점의 해명을 목적으로하여 각종 롤러의 원주속도비에 대하여 공정별로 잔류응력의 상태를 X선 잔류응력 장치를 사용하여 조사하였다. 그 결과 롤러와 부르돈관사이의 상대 미끄럼과는 거의 무관하며, 단경부의 잔류응력의 불균일성은 로울러의 원주속도비와는 관계없이  $0 \sim 10 \text{kg/mm}^2$  정도인것에 비하여 로울러와 접촉하는 부르돈관의 평저부는  $\rho/\rho_{cr} > 1$ 일때 잔류응력의 분포는  $0 \sim 15 \text{kg/mm}^2$  정도  $\rho/\rho_{cr} < 1$ 의 경우에는  $5 \sim 10 \text{kg/mm}^2$  정도이었다. 또한 잔류응력의 부호는  $\rho/\rho_{cr} > 1$ 의 경우는 롤러 A와 접촉한 부분(하벽)에 양의 부호, 롤러 B와 접촉한 부분(상벽)은 음의 부호로 나타내는데 반하여  $\rho/\rho_{cr} < 1$ 의 경우에는 반대로 하벽에 음의 부호, 상벽에 양의 부호를 나타내었다. 이것은 굽힘공정의 진행에 따라 상대 미끄럼 방향에 따라 잔류응력의 전체적인 방향이 결정되는 것으로 생각할 수 있다. 결론적으로 부르돈관의 크립, 히스테리시스 특성을 개선하기 위한 롤러의 최적 원주속도비는 대체로 1.3~0.84 정도로 판단된다.

한편  $\rho/\rho_{cr} > 1$ 의 범위에서는 부르돈관 외벽에 떨림과 같은 현상이 자주 발생하였으며, 스프링 백량이  $\rho/\rho_{cr} < 1$ 에 비하여 크게 일어나는 현상을 보였는데, 따라서



$\rho=0.84$  부근을 롤러의 최적원주속도비로 하는것이 적당할 것으로 사료된다.

## 6. 결 론

부르돈관 가공시 발생하는 각종 오차 원인을 분석하여 문제점을 도출 하고 소성가공시 개선점 및 가공 롤러의 원주 속도변화에 따른 시험등을 실시한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다

1. 부르돈관의 가공시 발생하는 오차는 크게 나누어 소성 가공 고유오차로서 피할수 없는 것과, 가공방법의 개선으로 저감 시킬수 있는 것으로 대별할 수 있다.

2. 롤러의 평행도오차는 튜브단면의 단경오차를 발생시키고 이는 튜브의 비틀림 현상으로 나타나게 되는데, 롤러의 평행도( $\Delta H$ )가  $2\mu m$ 를 초과하면 튜브의 비틀림이 급격히 증가된다. 따라서 롤러의 평행도는  $2\mu m$ 이하로 유지시켜 주는 것이 바람직하다.

3. 스프링 백의 감소를 위하여는 가공 롤러의 원주속도비를 적게할수록 유리하다.

4. 곡률반경이 균일한 튜브의 제작을 위하여는 튜브의 양끝단을  $30^\circ$  정도절단 하여 사용함이 바람직하다.

5. 부르돈관의 내구력 향상을 위하여는 가공 롤러의 원주속도비 ( $\rho=\omega_A/\omega_B$ ) 를 0.84정도로 하여 가공하는 것이 바람직하다.

## 참 고 문 헌

1. A. Wolf, "An Elementary Theory of the Bourdon Gage", *Journal of APPL.Mech.*,

Vol.13, No.3, pp.207-210, 1946.

2. 中原一郎, "ブルドン管の理論と設計 (1)~(12)", 連載講座, 機械研究, Vol.14, No.6, pp.797-802 (1962) - Vol.15, No.6, pp.814-816, 1963.
3. 小川正義, 古川浩, 笠松勇, "ブルドン管壓力計について", 生産研究, Vol.8, No.1, pp.1-98, 1954.
4. 小川正義, 高川浩, "ブルドン管の 感度について", 生産研究, Vol.12, No.8, pp.96-118, 1963.
5. 高川浩, 高橋一雄, "ブルドン管の 塑性加工と 精度", 中央大理工学部論文集 Vol. 16, pp.71-98, 1973.
6. FURUKAWA, H., "The roll forming and accuracy of the Bourdon Tube", 90th anniversary bulletin of CHUO University, pp.16-88, 1975.,
7. 高橋一雄 et. al., "ブルドン管の 精度について", 中央大理工学部論文集 Vol.21, pp.217-253, 1978.
8. 古川浩, 笠松勇, 高橋一雄, "ブルドン管の 精密ロール成形", 精密機械 Vol.44, No.4, pp.110-116, 1978.
9. 高橋一雄, "ブルドン管 精密 塑性 加工", 日本精密機械學會誌, Vol.40, No.3, pp.302-343, 1979.
10. 小林明彦, 高川浩, "再びブルドン管の 精度について", 中央大理工学部論文集 Vol.23, pp.231-257, 1980.
11. 高川浩, "超精密 ブルドン管", 日本機械學會誌, Vol.35, No.763, pp.19-26, 1984.