

나선형 증기 발생기 튜브의 정밀성형을 위한 스프링백 제어 연구

서영성* · 김용완** · 김종인**

(2001년 12월 18일 접수)

A Study on the Control of Spring Back for the Precision Forming of the Steam Generator Helical Tube

Y. S. Suh, Y. W. Kim and J. I. Kim

Abstract

The spring back taking place after the coiling process of steam generator tube leads to the dimensional inaccuracy. In order to reduce the spring back, tension force was applied to the one end of the tube during forming. In this work, parametric study using FEM was performed to find the appropriate magnitude of tension force. The force that induces minimum spring back was found by simultaneously taking account of spring back amount, cross-sectional ovality, and thickness of the tube wall after deformation. In addition, stress relieving by heat treatment was also simulated as an alternative to the former method. The latter was found to be more effective under the given constraints.

Key Words : FEM, Forming, Tension Force, Tube, Spring Back, Stress Relieving, Virtual Manufacturing

1. 서론

일체형 원자로 SMART의 증기 발생기는 Fig. 1에 보는 바와 같이 관류식 나선형으로 설계되었다. 이 전열관은 Fig. 2와 같이 소성을 이용한 굽힘 성형공정으로 제작되는데 이때 성형 후에 반드시 수반되는 스프링백(spring back)으로 인하여 제작의 정밀도를 확보하기가 매우 어렵다. 러시아에서는 관류식 나선형 증기 발생기를 제작할 때 스프링백을 반경의 변화 3mm로 엄밀히

규정하는데, 스프링백의 제어가 없이 제작될 경우 그 값이 40mm까지도 늘어나는 경우를 비교할 때⁽¹⁾, 별도의 조치를 취하지 않는 한, 정확한 치수로 제작하기는 매우 어려운 것으로 본다. 일반적인 판재 프레스 성형 제품의 형상동결성, 즉, 스프링백 후에도 금형의 형상에 가깝게 유지되는 정도에 대한 실험적 연구는 있지만⁽¹⁾ 본 연구에서 처럼 관의 굽힘 후 형상동결에 대한 연구는 적다. 이러한 맥락에서 본 연구의 전 단계 작업으로, 한국원자력연구소에서는 증기 발생기를 제작할 때 일어나는 변형

* 한남대학교 기계공학과

** 한국원자력연구소 동력로기술개발팀

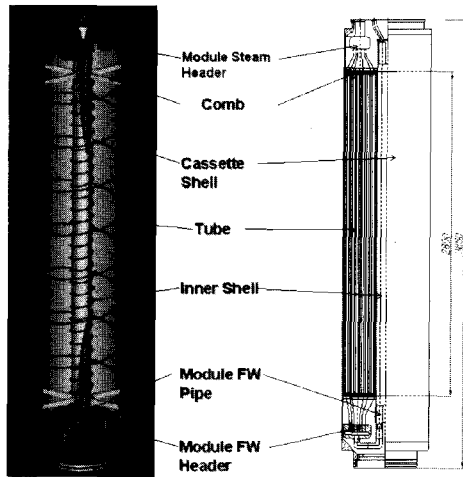


Fig. 1 SMART steam generator cassette

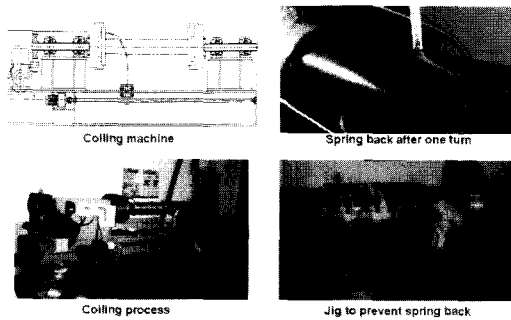


Fig. 2 Coiling machine and coiling process

거동을 해석적으로 계산한 바 있다.⁽²⁾ 즉, 증기 발생기의 소성가공 후 일어나는 스프링백을 개략적으로 예측할 수 있는 해석적 모델을 개발하여 민감도 해석을 수행함으로써 스프링백을 감소시키기 위한 시도를 하였다. 그 결과, 설계 단계에서 제어할 수 있는 인자로서 낮은 항복강도와 높은 탄성계수를 가진 재료를 선택할 것과 전열관 제작시 작은 곡률반경을 유지할것, 그리고, 전열관의 외경을 크게 할것을 제시하였다. 제작 단계에는 성형시 전열관의 축방향으로 인장하중을 추가적으로 가하여 스프링백을 감소시킬 수 있음을 보였다.^(2~3) 즉, 굽힘 공정시, 축방향으로 인장력을 증가시키면, 중립면이 관재의 바깥으로 이동하여 굽힘 단면 전체 영역에서 변형률이 인장이 되게 할 수 있다. 이를 설명하기 위하여 Fig. 3에 축방향 인장력을 가하지 않은 경우의 순수 굽힘에 대한 변형거동을 도시하였다. Fig. 3(a)에서 보는 바와 같이 굽힘 변형률은 단면전체에 걸쳐 선형거동을 한다. Fig.

3(b)와 같은 비가공경화 응력-변형률 가정에서 굽힘응력의 분포는 Fig. 3(c)와 같다. 탄성 제하중(elastic unloading)를 거치면 Fig. 3(d)와 같은 잔류응력이 남는다. 그러나, 굽힘과 동시에 축방향 인장력을 가하면, Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 변형률이 전체적으로 단면에 걸쳐 인장이 되게 할 수 있고, Fig. 4(b)와 같은 가공경화 응력-변형률을 가정하면 Fig. 4(c)와 같은 응력분포를 얻게 되며, 다시 탄성 제하중을 거치면 Fig. 4(d)와 같이 매우 작은 잔류응력 분포를 볼 수 있다.⁽³⁾ 이는 관재 프레스성형중에 블랭크 홀더력을 증가시켜 인장력을 증가시킴으로써 형상 동결성이 향상됨을 보인 것⁽¹⁾과 일맥 상통한다.

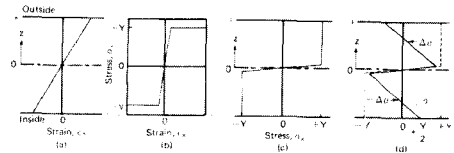


Fig. 3 Strain and stress distribution across sheet thickness⁽²⁾

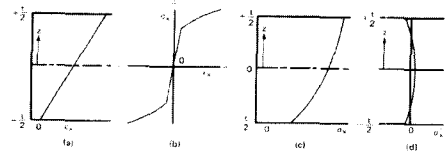


Fig. 4 Strain and stress distribution with superimposed tension⁽²⁾

따라서, 설계과정에서 앞에서 제시한 모든 인자를 만족시킨 후에는 제작시 인장하중을 가하며 굽힘 가공을 하는 방법에 대해 좀더 구체적인 연구가 필요하였다. 즉, 얼마나 큰 인장하중을 주어야 할지, 혹시 굽힘하중과 인장하중을 동시에 가함으로써 단면과 두께의 변화나 잔류응력으로 인한 부식의 가능성은 높아지지 않는지, 또한, 일체형 원자로 전열관의 정확한 코일링을 위한 스프링백 현상 규명 및 이를 고려한 가공방법을 제시하기 위하여 유효요소법을 활용, 전열관 성형시 발생하는 코일의 스프링 백, 기하적 왜곡도(ovality), 두께의 변화를 예측하여 실제 성형시에 적용할 수 있는 엔지니어링 데이터를 확보하였다. 또한 전열관 성형시 실제로는 전열관과 원자로 사이에 직사각형 단면 모양의 지지대(support)가 삽입되어야 하는바 설계의 구속조건상 지지대의 수가 총

분하지 못한채 과도한 인장하중을 줄 경우에 코일의 국부적인 변형이 일어나므로, 인장하중 없이 응력제거 (stress relieving)하는 방법을 활용하여 잔류응력을 제거시키는 방법도 검토해 보았다.

2. 유한요소 모델링

2.1 인장을 가한 코일링-스프링백

유한요소 해석프로그램으로는 ABAQUS/STANDARD를 사용하였다. 처음에는 간단한 검증을 위하여 스테인레스304를 탄소성 재료로서 가정하고 평면 변형률(plane strain)로 모델링하여 사각형 보(beam)의 굽힘 및 스프링 백을 2차원적으로 시뮬레이션 하였다. 이때 해석에 사용된 주요 데이터 및 재료의 성질은 다음과 같다. 작용하중은 코일 단면에 걸리는 인장응력이 항복응력에 대하여 50%가 되도록 (800 kN)을 적용하였다.

- 단면 : 100 mm × 50 mm
- 항복강도 : $\sigma_Y = 321$ MPa
- 탄성계수 : $E = 195$ GPa
- 푸아송비 : $\nu = 0.3$

평면변형 유한요소로는 굽힘에 의한 전단변형과 소성 변형의 비압축성 구속조건을 고려하여 4절점 평면변형률요소인 CPE4R을 사용하였고 롤러는 *RIGID SURFACE 옵션을 이용하여 강성요소로 만들었다. 보가 굽으면서 각 요소의 국부 좌표 방향이 바뀌기 때문에, 재료의 길이 방향 인장 성분을 지속적으로 표현하기 위해 *ORIENTATION을 사용하였다. 본격적인 연구를 위하여서는 S4R 셀(shell)요소를 이용하여 원형 보의 굽힘 및 스프링백을 3차원적으로 해석하였다. 작용하중은 코일 단면에 걸리는 인장응력이 항복응력에 대하여 일정 비율이 되도록 적용하였다. 즉, $\sigma_{applied} = n\sigma_Y, 0 < n < 1$ 이 되도록 결정하였다. 코일의 외경은 10 mm이고, 두께는 1.5 mm, 벤딩 롤러의 반경은 52 mm이다. 실제의 전열관 재료는 티타늄(Ti7M)이며 탄소성 해석에 필요한 재료의 기계적 성질은 다음과 같다.

- 항복강도 : $\sigma_Y = 372$ MPa
- 인장강도 : $\sigma_U = 510$ MPa
- 탄성계수 : $E = 112$ GPa
- 푸아송비 : $\nu = 0.3$

Fig. 5에 코일링 공정의 개략도를 보인다. 코일 원소재의 오른쪽 끝 부분에 인장하중을 부가할 수 있도록 하중 조건을 부여하였다. 강체로 가정할 수 있는 롤러는 *RIGID SURFACE 옵션을 이용하여 강성요소로 만들었다.

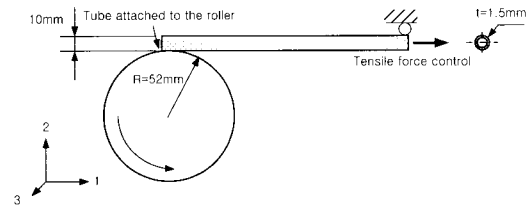


Fig. 5 Schematic of the coiling process in 3D

2.2 코일링-응력제거-스프링백

모든 입력 조건은 앞 절과 동일하고 단지 잔류응력 제거 처리를 위한 열해석 부분만 추가하였다. 실험을 통하여 Table 1과 같이 각 온도에 따른 유효 소성변형률 - 유동응력 데이터를 얻었다.

Table 1 Effective Plastic Strain - Flow Stress

$\bar{\epsilon}^p$	$\bar{\sigma}$ [MPa]	T [°K]
0	372	291
0.2	510	
0	186	573
0.2	235	
0	10 (calculated)	973
0.2	12.6 (calculated)	

고온 실험을 위해서는 Fig. 6에 보인 바와 같은 인장 시편을 제작하였다. 시편의 양쪽에 플러그를 넣어 그림으로 고정했을 때 찌그러짐을 방지하고 중간부위에는 두께를 0.2mm 만큼 얇게 가공하여 그곳에서 파단이 발생하도록 설계하여 실험을 수행했다. 변형률은 500 °C까지 측정이 가능한 고온용 신장계(extensometer)를 사용하여 측정했다. 노내에는 3개의 열전대(thermocouple)를 부착하여 시험온도에서 3 °C 이상 벗어나지 않음을 보였다.

그밖에 계산에 고려된 기계적 성질은 다음과 같다.

- 탄성계수 : $E = 112$ GPa at 291 °K
89 GPa at 623 °K

- 푸아송비 : $\nu = 0.3$
- 열팽창계수 : $\alpha = 8.5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{K}$ at 293 °K
 $9.2 \times 10^{-6} / ^\circ\text{K}$ at 623 °K



Fig. 6 Tube type tensile specimen for high temperature

3. 결과 및 토론

3.1 인장을 가한 코일링-스프링백

우선 평면변형률을 가정하여 2차원적으로 성형을 시뮬레이션해 보았다. Fig. 7에는 인장을 가하지 않을 경우와 가할 경우, 스프링백 후의 변형된 모양을 보여 준다. 스프링백 후에 예상대로 곡률 반경이 늘어나는데, 인장을 가하지 않을 경우와 가할 경우 곡률반경은 각각, 108.5mm, 102.9mm로서, 물러의 반경 100mm와 비교한다면 확실히 인장을 가하였을 경우, 스프링백이 감소됨을 확인할 수 있었다. 이는 성형중 인장하중을 축방향으로 가할 경우, 설계 사양에 지정된 전열관의 반경에 더 가깝게 맞출 수 있음을 가리킨다.

Fig. 8과 9에 관의 왼쪽 끝 부분에 인장하중을 가하지 않을 경우와 가할 경우, 스프링백 전, 후의 길이방향 응력, σ_1 의 분포를 보여 준다. 스프링백 전을 보면 인장하중을 가하지 않을 경우에는 중립축 윗 부분에 인장응력이, 아랫 부분에는 압축응력이 명백히 나타나나, 관에 작용하는 평균 인장응력이 항복응력의 20% (2.98 kN)가 되도록 인장하중을 가하면 Fig. 9(a)에 보듯이, 상부의 인장응력이 증가되고 하부의 압축응력이 줄어들게 되어 스프링백 거동이 달라질 것임을 예측할 수 있다. 스프링백 후를 보면 Fig. 8(b)에 비해서 Fig. 9(b)에서 잔류응력의 패턴이 바뀐 것을 볼 수 있다. Figs. 8(b)와 9(b)에서 물러를 타고 성형이 많이 진행된 부분을 비교해 보면 인장하중을 부가하지 않았을 경우에는 중립축 윗 부분에서 길이방향 응력이 더 높은 인장 값을 갖는 것으로 나타나는데, 인장하중을 가했을 경우에 이부분의 응력이 압축으로 바뀔 수 있으며 전체적으로 인장 잔류응력이 확연히 줄어들게 됨을 관찰할 수 있다. 이것은 앞의 Fig. 4(d)와 유사한 응력분포 유형을 보여준다. 이러한 분포는 높은 인장 잔류응력으로 인한 응력부식균열 (stress corrosion cracking, SCC)이 일어나는 것을 피할

수 있기 때문에 유익한 것으로 볼 수 있다. 스프링백 후의 두께도 관찰하였는데, 인장하중을 가하지 않은 경우에는 관의 상부가 얇고 하부가 두꺼운 양식이 현저히 관찰되었으나 인장하중을 가한 경우에는 상부가 더 얇아지고 하부의 두꺼운 정도가 훨씬 줄어들게 됨을 관측할 수 있었다. 이는 너무 과도한 인장하중을 가하게 되면 관의 최소 두께가 더 줄어들게 되어 설계구속조건을 만족시키지 못하는 수도 있음을 시사한다.

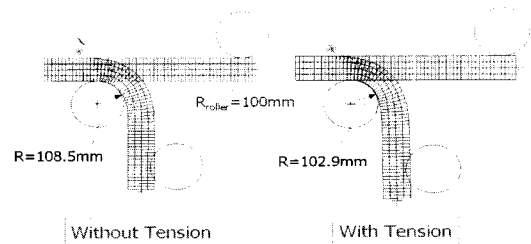


Fig. 7 Final dimension after spring back with 2-dimensional simulation assuming plane strain
 Left :Without tension. Right :With tension

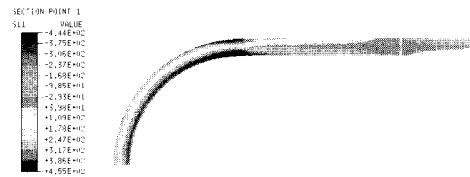


Fig. 8(a) Longitudinal stress (σ_1) distribution without tensile pulling force before spring back

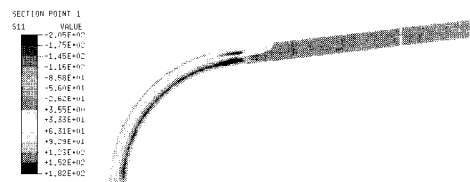


Fig. 8(b) Longitudinal stress (σ_1) distribution without tensile pulling force after spring back

성형후에 전열관으로서 사용할 수 있는 치수 기준은 다음과 같으며 이 세 조건을 동시에 만족시켜야 한다.

- 임의의 단면에서 $(D_{\max} - D_{\min})/D_o < 8\%$
- 스프링 백 후의 반경 변화 $< 3\text{mm}$
- 코일벽 두께 감소율 $< 5\%$

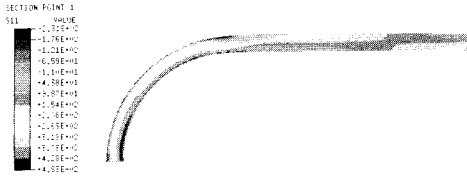


Fig. 9(a) Longitudinal stress (σ_1) distribution with tensile pulling force that induces the average tensile stress equivalent to 20% of the yield stress before spring back

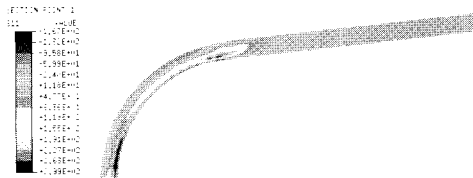


Fig. 9(b) Longitudinal stress (σ_1) distribution with tensile pulling force that induces the average tensile stress equivalent to 20% of the yield stress after spring back

여기서 D_{max} 은 변형후의 최대 직경, D_{min} 은 변형 후의 최소 직경, 그리고 D_0 는 변형 전의 관 직경이다. 이러한 기준을 염두에 두고 인장하중을 바꾸어 가며 여러 번의 계산을 수행하였다. 타원도와 스프링백 후의 반경을 측정하는 절차는 Fig. 10과 11에 수록하였다. Fig. 12에서 보듯이 단면적에 작용하는 평균응력이 항복응력의 34% (인장력 = 5.1 kN)가 되면 설계 기준을 만족시킬 수 있을 것으로 보인다. Fig. 12에서 보면 가한 인장하중이 항복응력의 0~60% 사이의 응력을 유발할 때, 스프링백으로 인한 코일반경의 변화율이 3.2mm~2.5mm인데, 실제 실험에서는 7mm~5.5mm 정도로 좀 차이를 보였다. 이는 현장에서의 코일반경 측정 위치에 따른 오차 때문에 기인한 것으로 보였다. 동일한 인장하중 범위에서, 기하학적 왜곡도가 2.8%~5.6%인데, 비록 측정 위치는 정확히 같지는 않지만, 실제 실험에서도, 1%~5% 정도로 유사한 패턴을 보였다. 전열관의 두께도 관의 직경이 100mm 이상되는 경우, 두께 감소율이 현저한 경우를 보고한 적이 있지만⁶⁾, 본 연구에서는 관의 직경이 작아 모두 5% 이내 들었다. 관의 반경이 클 때에는 관의 하부가 압축하중을 받음으로써 이 부분에 주름의 발생이 일어날 수 있는데³⁾, 본 연구에서 사용한 관의 직경은 작으므로 그와 같은 현상이 나타나지 않았다.

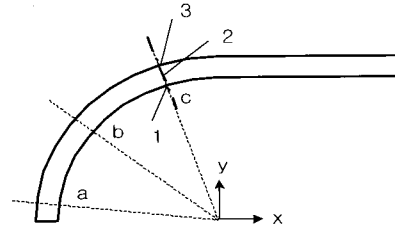


Fig. 10 Schematic of how to find the radius after spring back: The radius and the center of circle that passes through the three points, consisting of a, b, and c (subscript indicates the position through the section from the bottom) were found

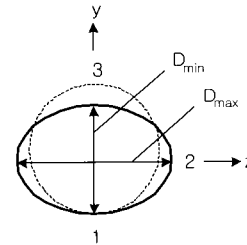


Fig. 11 Schematic of how to find the ovality after spring back. The ellipses which pass through points <1, 2, 3> at the section <a, b, c>-designated in Fig. 10- were calculated and averaged

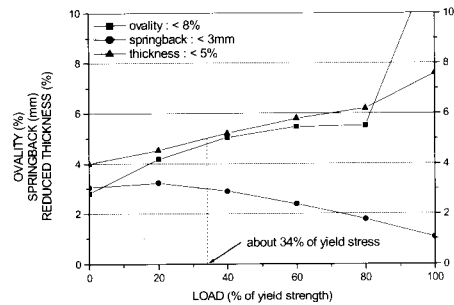


Fig. 12 Ovality, radius change, and thickness changes after spring back under various tensile pulling force

3.2 코일링-응력제거-스프링백

지금까지는 롤러가 원통형인 것으로 가정하였으나, 실제로는 Fig. 13에서 보는 바와 같이 전열관과 원자로 사이에 너비 10 mm 정도의 지지대를 놓고 감게된다. 지지대의 수효가 많으면 감을 때 생길 수 있는 국부 변형을 피할 수 있다. 그러나 열유동에 관한 설계의 구속조건으로 인해 지지대의 수를 4개나 6개로 제한한다면 국부 변형을 피하기 어렵게 되고 이를 Fig. 14에서 확인하였다.

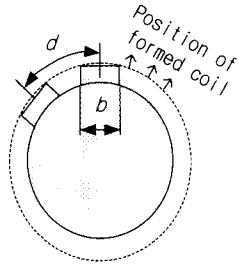


Fig. 13 Schematic to illustrate the position of formed coil
Minimum value of d is 150mm and the width b is 10mm

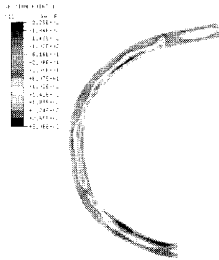


Fig. 14 Deformed shape and the distribution of tensile stress σ_1 after spring back when six supports were equidistantly arranged (60° apart)

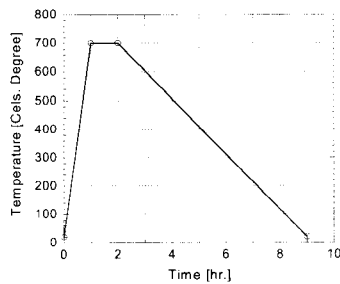


Fig. 15 Temperature curve for stress relieving

어느 정도의 국부변형은 허용할 수 있으나, 이를 최대한 피하기 위한 대안으로서 가능한 한 인장력을 가하지 않고 열처리를 활용한 응력제거(stress relieving)를 적용해 보기 위하여 이를 유한요소법으로 시뮬레이션 해보았다. 계산 순서는 이전과 동일하되, 인장하중을 가하는 단계를 없앴고, 성형 후에 그 모양을 그대로 유지한 채로 변태점을 넘지 않도록 700°C 에서 1시간 유지시킨 후, 7시간 동안 서냉하였다. Fig. 15에 온도곡선을 수록하였다. 온도에 따른 응력-변형률 관계는 2.2절에 수록하였다.

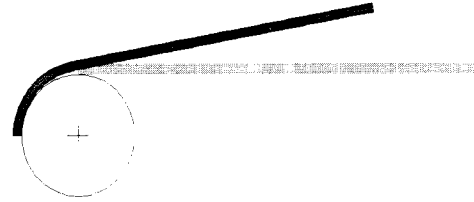


Fig. 16(a) Post-forming deformation without stress relieving
Tensile force was not applied



Fig. 16(b) Post-forming deformation with stress relieving.
Tensile force was not applied

Fig. 16(a)와 (b)에 인장하중을 주지 않고 응력제거를 하지 않은 경우와, 응력제거를 수행한 경우에서의 결과를 각각 보여주고 있다. 그림에서 보듯이 응력제거를 거친후에는 스프링 백이 많이 줄어들음을 예측할 수 있다. 실제 프로토타입 실험에서도 응력제거 후의 스프링백은 $0.8\% \sim 1.2\%$ 로 측정되었다. Fig. 17(a)부터 Fig. 17(c)까지 응력제거 과정중 주요 단계의 응력분포를 수록하였다. Fig. 17(a)에서 보면 성형 직후에 굽힘 변형이 일어난 단면에서 바깥쪽과 안쪽에 각각 450MPa 와 -430MPa 의 축방향 최대 수직응력이 생성된 것을 알 수 있다. Fig. 8(b)에서 관찰한 바와 같이 스프링백 직후에 최대 잔류응력이 단면의 축에서 약간 위와 아래쪽에 각각 대략 100MPa 와 -200MPa 의 축방향 수직응력이 생성되었던 것에 비하여 Fig. 17(b)를 보면 응력제거를 위한 열처리를 통하여 최대 응력이 대략 -170MPa 와 -450MPa , 그리고 Fig. 17(c)에서 보듯이 스프링백 후에는 최대 잔류응력이 -200MPa , -440MPa 가 됨을 관측할 수 있다. 즉, 열처리를 통하여 응력이 완전히 제거되지는 않으나, 중립축 위 부분의 인장 응력이 압축 응력으로 바뀌게 됨으로써 이 응력에 의하여 성형 형상이 거의 그대로 동결되는 것을 볼 수 있다. 스프링백 후에 전체적으로 응력이 압축으로 변하는 것을 관찰 할 수 있는데, 이는 응력부식 균열방지에 매우 유리한 응력분포임을 알 수 있다.

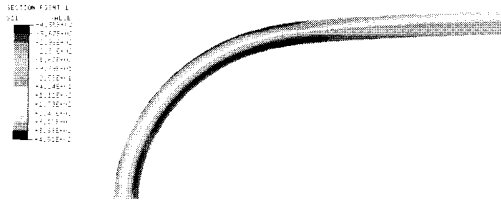


Fig. 17(a) Longitudinal stress(σ_1) distribution without tensile pulling force right after forming. Tensile force was not applied

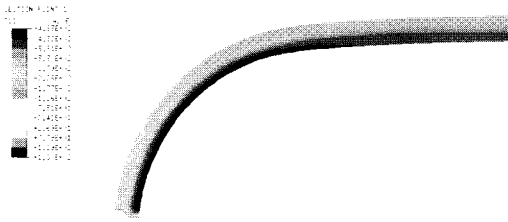
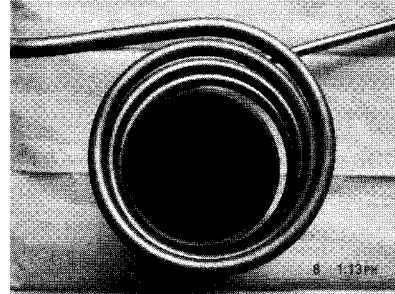


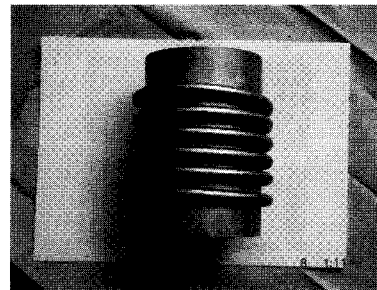
Fig. 17(b) Longitudinal stress(σ_1) distribution without tensile pulling force right after stress relieving. Tensile force was not applied



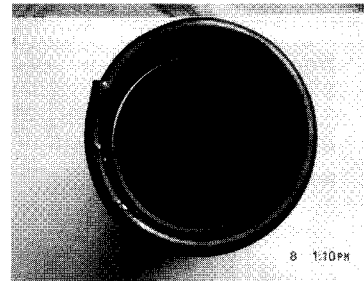
Fig. 17(c) Longitudinal stress(σ_1) distribution without tensile pulling force right after spring back. Tensile force was not applied



(a)



(b)

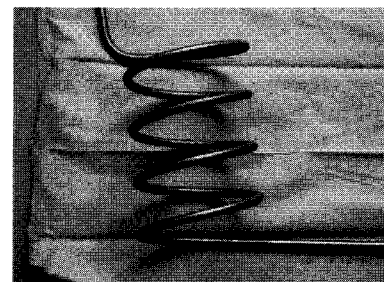


(c)

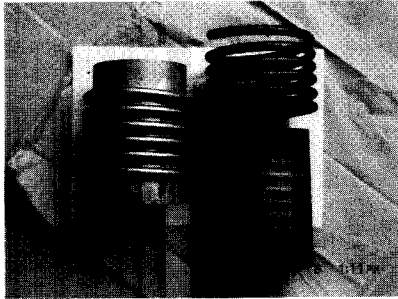
Fig. 18 Experimental results showing radial deformation
(a) Post-forming results without stress relieving
(b) Tap-welded coil before stress relieving
(c) Post-forming shape after stress relieving

Fig. 18과 19에 실제 응력제거 실험결과를 수록하였다.

Fig 18(a)는 응력제거를 수행하지 않은 경우에 반경방향의 스프링백으로 인한 변형결과를 보여주며, Fig.18(b)에는 응력제거 직전 성형을 거친 코일을 강제로 동결시키기 위해 탭용접을 가한 것을, 그리고 Fig. 18(c)에는 응력제거를 수행한 후에 탭 용접부를 제거한 후, 반경방향으로의 변형결과를 보여준다. 응력제거를 거친 후의 코일에 있어서 스프링백으로 인한 변형이 확연히 줄어들 수 있다. Fig. 19에는 같은 실험 결과를 코일의 길이방향 변형에 관점을 두고 본 사진을 수록하였다. 이 경우에도 스프링백 후 코일의 길이 변형량은 응력제거를 거친 경우가 훨씬 적음을 명백히 보여준다.



(a)



(b)

Fig. 19 Experimental results showing the deformation of the coil height (a) Post-forming results without stress relieving (b) Tap-welded coil before stress relieving (left) and post-forming shape after stress relieving (right)

4. 결론

FEM을 이용하여 스프링백의 제어를 위한 가공데이터를 획득하고 스프링백 저감의 방법을 연구하였다. 간략히 연구결과를 요약한다면 다음과 같다.

(1) 생산의 효율성을 고려하여 인장하중을 가하여 스프링백을 제어하는 방법을 우선 연구하였으며, 스프링백을 감소시켜 주어진 설계 구속조건에 맞출 수 있는 적절한 인장하중을 찾았다. 주어진 설계 조건을 만족시키는 인장하중은 단면적에 걸리는 평균응력이 항복응력의 34%가 될 때인 5.1kN임을 예측하였다.

(2) 인장하중을 가하지 않고 스프링백을 줄일 수 있는 방법을 모색하기 위하여 생산 효율성은 다소 떨어지지만 응력제거를 추가적으로 고려하였다. 이 경우, 스프링백이 상당히 감소됨을 예측하였으며 실험적으로도 이를 확증

하였다. 따라서, 주어진 설계 구속조건에서 지지대로 인한 국부 변형을 최소화 위해서는 이 방법이 더 효과적임을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 2001년도 한남대학교 교비학술연구와 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

참 고 문 헌

- (1) 한수식, 박기철, 남재복, "관재 프레스 성형 제품의 형상동결성 연구," 한국소성가공학회지, 제8권, 제1호, pp. 38~45.
- (2) Kim, Y. W. and Kim, J. I., 2001, "An Analysis to Minimize the Amount of Spring Back after Coiling of Helical Steam Generator Tubes," International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 78, pp. 11~17, 2001.
- (3) Hosford, William F. and Caddell, Robert M., 1983, "Metal Forming : Mechanics and Metallurgy," Prentice - Hall, pp. 250~256.
- (4) 양재봉, 전병희, 오수익, 2000, "Tube Hydroforming 을 위한 굽힘 공정해석," 한국소성가공학회지, 제9권, 제3호, pp. 249~255.
- (5) 류경희, 김동진, 김병민, 이동주, "작은 곡률반경 파이프 벤딩을 위한 열간 파이프 벤딩공정 해석 및 설계," 한국소성가공학회지, 제10권, 제4호, pp. 329~337.