

# 일체형원자로 SMART의 나선형 증기발생기 전열관 코일링 시 스프링백 최소화 방안

김용완\* · 김종인\*\* · 장문희\*\*\*

## Minimization of the Spring back in the Coiling Process of the Helical Steam Generator Tubes of Integral Reactor SMART

Kim Yong Wan, Kim Jong In, Chang Moon Hee

**Key Words:** Spring back(스프링백), Helical Steam Generator(나선형 증기발생기), Titanium(티타늄), Coiling(코일링)

### Abstract

In the coiling process of helical steam generator tubes of integral reactor SMART, a considerable amount of spring back, which induces dimensional inaccuracy and difficulty in fabrication, has been arised. In this research, an analytical model was derived to evaluate the amount of the spring back for steam generator tubes. The model was developed on the basis of beam theory and elastic-perfectly plastic material property. This model was extended to consider the effect of plastic hardening and the effect of the tensile force on the spring back phenomena. Parametric studies were performed for various design variables of steam generator tubes in order to minimize the spring back in the design stage. A sensitivity analysis has shown that the low yield strength, the high elastic modulus, the small helix diameter, and the large tube diameter result in a small amount of the spring back. The amount of the spring back can be controlled by the selection of adequate design values in the basic design stage and reduced to an allowable limit by the application of the tensile force to the tube during the coiling process.

### 1. 서 론

일체형원자로에서는 기존의 대형발전용 원자로와는 달리 증기발생기가 원자로 압력용기 안에 내장된다. 따라서 조밀한 구조의 증기발생기가 요구되어 나선형이 많이 사용된다. 일체형 원자로 SMART의 증기발생기 전열관은 Fig.1과 같이 여러 열의 전열관이 감긴 형태로 제작된다[1]. 전열관을 감은 후에는 잔류응력을 제거하기 위해서 열처리를 수행하며 전열관을 감는 과정은 증

기발생기의 기능과 수명에 매우 중요한 과정으로서 엄격한 제어를 필요로 한다[2].

일체형원자로 SMART의 증기발생기는 Ti합금으로 설계되었는데 Ti는 스프링백의 양이 많아 가공이 매우 어려운 단점이 있다. 코일링 후에는 스프링백과 함께 두께의 감소 전열관의 진원도에 대한 규정을 만족해야 한다. 전열관을 감는 장비는 Fig.2와 같은데 스프링백이 크게되면 치수의 불안정성으로 인해 가공 및 조립이 어려우며 제작 후에 전열관과 전열관 사이의 피치를 정확하게 유지하지 못하게 되어 열수력적 특성의 변화를 유지하기도 하며 전열관과 전열관이 서로 닿아서 마모가 생기기도 한다. 관류식 나선형 증기발생기를 많이 사용한 경험이 있는 러시아에서는 전열관의 스프링백을 3mm 이내로 엄격하게 규정하고 있다. 스프링백은 형상, 구성방정식 등에 따

\* 정희원, 한국원자력연구소

\*\* 정희원, 한국원자력연구소

\*\*\* 한국원자력연구소

라 여러 가지로 모델링 되었다[3-6].

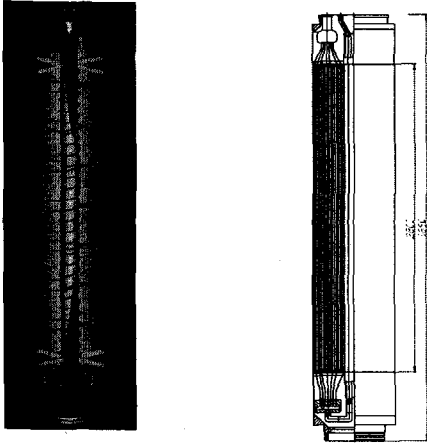


Fig. 1 Design concept of helical steam generator

본 연구에서는 스프링백을 간단히 예측할 수 있는 모델을 세우고 전열관의 치수, 재료특성 등 여러 가지 설계변수에 대한 민감도 해석을 수행함으로써 설계단계에서 스프링백을 최소화할 수 있도록 하였다.

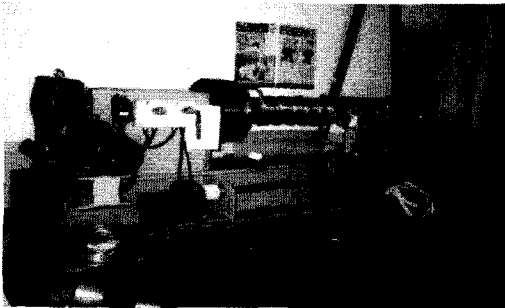


Fig. 2 Tube coiling equipment

## 2. 코일링 모델링

### 2.1 스프링백 모델

스프링백해석 모델은 몇 가지 가정 하에서 유도되었다. 단면의 치수가 길이방향 치수에 비해 매우 작다는 가정을 하여 보로 모델링하였다. 전단에 의한 변형은 굽힘에 의한 변형보다 매우 작다는 가정을 하였다. 재료의 성질은 탄성-완전소성인 경우와 선형으로 소성경화가 있는 경우로 나누어 고려하였다. 또한, 항복은 튜브의 축방향

응력에 의해서만 발생한다고 가정하여 문제를 단순화하였다. 실제 증기발생기는 나선각이 8° 내외의 나선형이지만 여기서는 나선각이 영이라고 가정하였다.

굽힘하중  $M$ 이 가해졌을 때의 곡률반경을  $R_0$ 라고하였으며 굽힘하중을 제거했을 때의 곡률반경은  $R_f$ 라고 하였다.

순수굽힘하중을 받을 때  $r=r_0$ 에서의 변형율은 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon|_{y=r_0} = \frac{r_0}{R_0} \quad (1)$$

여기서 굽힘하중  $M$ 이 제거되면 전열관은 탄성거동을 하는데 이 때 이완되는 응력의 양은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{\theta}^{\text{unloading}}(y) = -\frac{My}{\frac{\pi}{4}(r_0^4 - r_i^4)} \quad (2)$$

특히,  $r=r_0$ 에서 이완되는 변형율은 다음과 같다.

$$\epsilon|_{y=r_0} = \frac{4r_0M}{E\pi(r_0^4 - r_i^4)} \quad (3)$$

굽힘하중을 제거한 후  $r=r_0$ 의 잔류변형율은 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon|_{y=r_0} = \frac{r_0}{R_f} \quad (4)$$

잔류 변형율은 굽힘하중  $M$ 이 가해졌을 때의 변형율에서 이완될 때의 변형율을 빼면 되므로 (1), (3), (4) 식을 이용하여 다음의 관계를 도출할 수 있다.

$$R_f = \frac{R_0}{1 - \frac{4R_0M}{E\pi(r_0^4 - r_i^4)}}$$

### 2.2 탄성-완전소성

전열관의 재료성질이 탄성-완전소성이라고 가정하면 순수굽힘응력을 받는 전열관의 응력상태를 생각한다.  $r_i$ 와  $r_0$ 는 각각 전열관의 안쪽반지름과 바깥쪽 반지름을 나타내며,  $\sigma_y$ 는 항복응력이다. 최대 응력은  $y=r_0$ 에서 발생하며  $a$ 는 탄성역범위를 나타낸다.  $a$ 가 1과 같거나 크면 하중을 제거한 후에 잔류하는 소성변형이 없다. 전열관을 감는 개념이 성립하기 위해서  $a$ 는 1보다 작아야 한다. 응력분포는 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{\theta}(y) = \sigma_Y \frac{y}{\alpha r_0} \quad y \leq \alpha r_0 \quad (6-a)$$

$$\sigma_{\theta}(y = r_0) = \sigma_Y \quad y \geq \alpha r_0 \quad (6-b)$$

전열관을 감는데 필요한 굽힘모멘트는 다음과 같다.

$$M = M_o - M_i \quad (7)$$

여기서  $M_i$  와  $M_o$  는 각각 반경이  $r_o$  와  $r_i$  인 봉을 굽히는데 필요한 모멘트를 나타낸다. 모멘트는 다음과 같이 표현된다.

$$M_o = \sigma_Y r_o^3 \left\{ \frac{4}{3} \cos^3 \beta - \frac{1}{8\alpha} \sin 4\beta + \frac{1}{2\alpha} \beta \right\} \quad (8-a)$$

$$M_i = \begin{cases} \frac{\pi \sigma_Y r_i^4}{4 \alpha r_o} & \text{if } \alpha r_o \geq r_i \\ \sigma_Y r_i^3 \left\{ \frac{4}{3} \cos^3 \gamma - \frac{1}{8\alpha} \left( \frac{r_i}{r_o} \right) \sin 4\gamma + \frac{1}{2\alpha} \left( \frac{r_i}{r_o} \right) \gamma \right\} & \text{if } \alpha r_o \leq r_i \end{cases} \quad (8-b)$$

여기서

$$\beta = \sin^{-1} \alpha$$

$$\gamma = \sin^{-1} \left( \alpha \frac{r_o}{r_i} \right)$$

소성변형의 경계에 따라  $M_i$  는 두 가지 경우로 구분된다. 만약 전열관의 두께가 반경에 비해 매우 작은 값이면 두 가지 경우로 구분할 필요는 없다. 전열관을 감은 후의 곡률반경은 수식(7)을 수식(5)에 대입함으로써 구할 수 있다.

### 2.3 소성경화

대부분의 구조재는 소성변형이 진행되면서 항복응력이 증가하는 경화현상이 있다. 소성경화가 기율기  $E_T$ 의 선형적인 값을 갖는다고 가정하여 응력분포를 표시하면 다음과 같다.

$$\sigma_{\theta}(y) = \sigma_Y \frac{y}{\alpha r_0} \quad y \leq \alpha r_0 \quad (9-a)$$

$$\sigma_{\theta}(y) = \sigma_Y + E_T \left( \frac{y}{R} - \frac{\sigma_Y}{E} \right) \quad y \geq \alpha r_0 \quad (9-b)$$

전열관을 감은 후의 곡률반경은 앞서 구한 것과 동일한 방법으로 구할 수 있다.

### 2.4 굽힘하중과 인장하중을 가하는 모델

전열관을 감을 때 축방향으로 인장하중을 가했을 때 전열관의 스프링백 양을 평가하기 위한 모델을 도출하였다. 이 경우의 재료성질은 간단히 탄성-완전소성으로 가정하였다. 굽힘모멘트와 인장하중이 동시에 전열관에 가해졌다. 전열관의

축방향으로 인장하중을 가하면 중립축이 이동하게 되며 응력분포를 정리하면 다음과 같다.

$$\sigma_{\theta}(y) = -\sigma_Y \quad -r_o \leq y \leq -(\alpha + \xi)r_o \quad (10-a)$$

$$\sigma_{\theta}(y) = -\sigma_Y + \sigma_Y \frac{y + (\alpha + \xi)r_o}{\alpha r_o} \quad -(\alpha + \xi)r_o \leq y \leq (\alpha - \xi)r_o \quad (10-b)$$

$$\sigma_{\theta}(y) = \sigma_Y \quad (\alpha - \xi)r_o \leq y \leq r_o \quad (10-c)$$

전열관에 대해 축방향으로 힘의 평형을 고려하면 다음과 같다.

$$F_o |_{M+F} - F_i |_{M+F} = F \quad (11)$$

여기서

$$F_o |_{M+F} = \frac{1}{2} \sigma_Y r_o^2 \left[ \frac{\xi}{\alpha} \left\{ \beta_1 + \beta_2 + \frac{1}{2} (\sin 2\beta_1 + \sin 2\beta_2) \right\} - \left\{ \beta_2 - \beta_1 + \frac{1}{2} (\sin 2\beta_2 - \sin 2\beta_1) \right\} \right] - \frac{2}{3\alpha} (\cos^3 \beta_2 - \cos^3 \beta_1) \quad (12-a)$$

$$F_i |_{M+F} = \frac{1}{2} \sigma_Y r_i^2 \left[ \frac{\xi}{\alpha} \left\{ \gamma_1 + \gamma_2 + \frac{1}{2} (\sin 2\gamma_1 + \sin 2\gamma_2) \right\} \right]$$

$$- \left\{ \gamma_2 - \gamma_1 + \frac{1}{2} (\sin 2\gamma_2 - \sin 2\gamma_1) \right\} - \frac{2}{3\alpha} \left( \frac{r_i}{r_o} \right) (\cos^3 \gamma_2 - \cos^3 \gamma_1) \quad (12-b)$$

여기서

$$\beta_1 = \sin^{-1}(\alpha + \xi) \quad (13-a)$$

$$\beta_2 = \sin^{-1}(\alpha - \xi) \quad (13-b)$$

$$\gamma_1 = \sin^{-1} \left[ \frac{r_o}{r_i} (\alpha + \xi) \right] \quad (13-c)$$

$$\gamma_2 = \sin^{-1} \left[ \frac{r_o}{r_i} (\alpha - \xi) \right] \quad (13-d)$$

첨자  $M+F$ 는 전열관이 굽힘모멘트와 인장하중을 동시에 받는다는 것을 의미한다. 중립축의 이동  $\xi$  는 수식 (12-a)과 수식(12-b)을 수식(11)에 대입하여 구할 수 있다. 이 때 전열관을 굽히는데 필요한 굽힘모멘트는 다음과 같다.

$$M |_{M+F} = M_o |_{M+F} - M_i |_{M+F} \quad (14)$$

여기서,

$$M_o |_{M+F} = \frac{1}{2} \sigma_Y r_o^3 \left[ \frac{2}{3} \left( 1 + \frac{\xi}{\alpha} \right) \cos^3 \beta_1 + \frac{2}{3} \left( 1 - \frac{\xi}{\alpha} \right) \cos^3 \beta \right. \\ \left. - \frac{1}{16\alpha} (\sin 4\beta_1 + \sin 4\beta_2) + \frac{1}{4\alpha} (\beta_1 + \beta_2) \right] \quad (15-a)$$

$$M_i |_{M+F} = \frac{1}{2} \sigma_Y r_i^3 \left[ \frac{2}{3} \left( 1 + \frac{\xi}{\alpha} \right) \cos^3 \gamma_1 + \frac{2}{3} \left( 1 - \frac{\xi}{\alpha} \right) \cos^3 \gamma_2 \right. \\ \left. - \frac{1}{16\alpha} \left( \frac{r_i}{r_o} \right) (\sin 4\gamma_1 + \sin 4\gamma_2) + \frac{1}{4\alpha} \left( \frac{r_i}{r_o} \right) (\gamma_1 + \gamma_2) \right] \quad (15-b)$$

이 모델에서는 먼저 인장하중이 이완되고 난 후에 모멘트가 이완된다고 가정하였다. 인장하중을 이완하고 난 후의 응력분포는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_\theta(y) = -\sigma_Y \\ -r_o \leq y \leq -(\alpha + \xi - \delta)r_o \quad (16-a)$$

$$\sigma_\theta(y) = -\sigma_Y + (1 + \eta) \sigma_Y \frac{y + (\alpha + \xi - \delta)r_o}{(2\alpha - \delta)r_o} \\ -(\alpha + \xi - \delta)r_o \leq y \leq (\alpha - \xi)r_o \quad (16-b)$$

$$\sigma_\theta(y) = \eta \sigma_Y \\ (\alpha - \xi)r_o \leq y \leq r_o \quad (16-c)$$

여기서

$$\delta = 2 - \alpha(1 + \eta)$$

전열관의 축방향 힘의 평형을 구하면 다음과 같다.

$$F_o |_M - F_i |_M = 0 \quad (17)$$

여기서

$$F_o |_M = \frac{1}{2} \sigma_Y r_o^2 \left\{ \left[ \frac{\pi}{2} (\eta - 1) + \beta_1' - \eta \beta_2 + \sin 2\beta_1' - \eta \sin 2\beta_2 \right] \right. \\ \left. - \frac{2(1 + \eta)}{3(2\alpha - \delta)} (\cos^3 \beta_2 - \cos^3 \beta_1') + \left\{ \frac{(\alpha + \xi - \delta)(1 + \eta)}{2\alpha - \delta} - 1 \right\} \right. \\ \left. \times \left[ \beta_1' + \beta_2 + \frac{1}{2} (\sin 2\beta_1' + \sin 2\beta_2) \right] \right\} \quad (18-a)$$

$$F_i |_M = \frac{1}{2} \sigma_Y r_i^2 \left\{ \left[ \frac{\pi}{2} (\eta - 1) + \gamma_1' - \eta \gamma_2 + \sin 2\gamma_1' - \eta \sin 2\gamma_2 \right] \right. \\ \left. - \frac{2(1 + \eta)}{3(2\alpha - \delta)} \frac{r_i}{r_o} (\cos^3 \gamma_2 - \cos^3 \gamma_1') + \left\{ \frac{(\alpha + \xi - \delta)(1 + \eta)}{2\alpha - \delta} - 1 \right\} \right. \\ \left. \times \left[ \gamma_1' + \gamma_2 + \frac{1}{2} (\sin 2\gamma_1' + \sin 2\gamma_2) \right] \right\} \quad (18-b)$$

여기서

$$\beta_1' = \sin^{-1}(\alpha + \xi - \delta) \quad (19-a)$$

$$\beta_2 = \sin^{-1}(\alpha - \xi) \quad (19-b)$$

$$\gamma_1' = \sin^{-1} \left[ \frac{r_o}{r_i} (\alpha + \xi - \delta) \right] \quad (19-c)$$

$$\gamma_2 = \sin^{-1} \left[ \frac{r_o}{r_i} (\alpha - \xi) \right] \quad (19-d)$$

인장하중을 제거한 후의 잔류모멘트는 다음과 같다.

$$M |_M = M_o |_M - M_i |_M \quad (20)$$

여기서

$$M_o |_M = \sigma_Y r_o^3 \left\{ \frac{1}{3} (\cos^3 \beta + \cos^3 \beta_1') - \frac{1}{3} \left\{ \frac{(\alpha + \xi - \delta)(1 + \eta)}{2\alpha - \delta} - 1 \right\} \right. \\ \left. (\cos^3 \beta_2 - \cos^3 \beta_1') - \frac{(1 + \eta)}{32(2\alpha - \delta)} (\sin 4\beta_2 + \sin 4\beta_1') \right. \\ \left. - 4(\beta_2 - \beta_1') \right\} \quad (21-a)$$

$$M_i |_M = \sigma_Y r_i^3 \left\{ \frac{1}{3} (\cos^3 \gamma_2 + \cos^3 \gamma_1') - \frac{1}{3} \left\{ \frac{(\alpha + \xi - \delta)(1 + \eta)}{2\alpha - \delta} - 1 \right\} \right. \\ \left. \times (\cos^3 \gamma_2 - \cos^3 \gamma_1') - \frac{(1 + \eta)}{32(2\alpha - \delta)} \frac{r_i}{r_o} (\sin 4\gamma_2 + \sin 4\gamma_1') \right. \\ \left. - 4(\gamma_2 - \gamma_1') \right\} \quad (21-b)$$

굽힘하중을 제거한 후의 곡률반경은 수식 (20)을 수식(5)에 대입하여 구할 수 있다.

이러한 수식들은 전열관이 얇다는 가정을 하면 간단하고 명시적으로 표현된다. 전열관의 축방향 힘의 평형은 다음과 같이 표현된다.

$$F = \sigma_Y r t (\pi - 2 \sin^{-1}(1 - 2\xi)) \quad (22)$$

전열관에 굽힘모멘트와 인장하중이 가해졌을 때 전열관을 굽히는데 필요한 굽힘모멘트는 다음과 같이 표현된다.

$$M |_{M+F} = 2\sigma_Y r^2 t \left\{ (\cos \beta_1 + \cos \beta_2) + \frac{\xi}{\alpha} (\cos \beta_1 - \cos \beta_2) \right. \\ \left. + \frac{1}{2\alpha} (\beta_1 + \beta_2) - \frac{1}{4\alpha} (\sin 2\beta_1 + \sin 2\beta_2) \right\} \quad (23)$$

인장하중을 제거한 후의 전열관 축방향 힘의 평형은 다음과 같다.

$$\frac{\pi}{2} (\eta - 1) + \left( \frac{\xi}{\alpha} + 1 \right) \beta_1' + \left( \frac{\xi}{\alpha} - \eta \right) \beta_2 + \frac{1}{\alpha} (\cos \beta_1' - \cos \beta_2) = 0 \quad (24)$$

인장하중을 제거한 후의 굽힘모멘트는 다음과 같이 표현된다.

$$M |_M = 2\sigma_Y r^2 t \left\{ (\cos \beta_1' + \eta \cos \beta_2) + \frac{\xi}{\alpha} (\cos \beta_1' - \cos \beta_2) \right\}$$

$$+\frac{1}{2\alpha}(\beta_1' + \beta_2) - \frac{1}{4\alpha}(\sin 2\beta_1' + \sin 2\beta_2) \} \quad (25)$$

### 3. 전열관 설계변수에 대한 해석

#### 3.1 재료성질의 영향

일체형원자로 SMART의 증기발생기 전열관은 Ti합금으로 설계되었다. 티타늄합금의 항복응력은 350MPa이며 탄성계수는 117GPa이다. 맨드렐의 직경은 100mm이며 전열관의 내경과 외경은 각각 9mm와 12mm이다. 전열관 재료의 항복응력과 탄성계수를 변화시키면서 민감도해석을 수행한 결과는 Fig.3과 같다. 항복응력이 증가하면 스프링백량은 증가한다. 즉, 전열관의 강도측면에서는 항복강도가 높은 것이 유리하지만 전열관을 감는 측면에서는 전열관 재료의 항복강도가 낮은 것이 유리하다. 재료의 탄성계수가 클수록 스프링백은 작다. 그러나 탄성계수는 전열관의 재질이 결정되면 거의 일정한 값이므로 설계변수로 제어하는 것은 곤란하다.

소성역에서의 접선강성의 증가는 Fig.4에서 보는 것과 같이 스프링백량을 크게 한다. 접선강성  $E_T$ 가 영이 되면, 탄성-완전소성모델과 같다. 접선강성이 E가 되면 완전탄성이 된다.

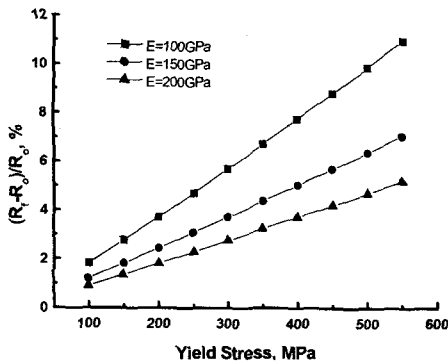


Fig. 3 Effect of yield strength on the amount of spring back

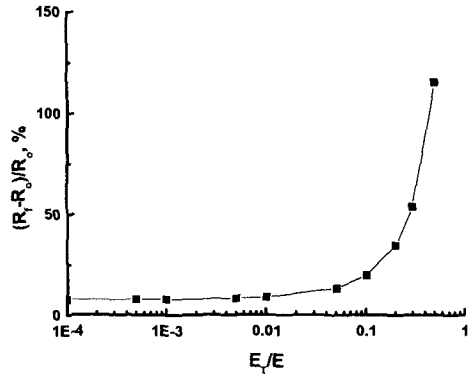


Fig. 4 Effect of tangent stiffness on the amount of spring back

#### 3.2 전열관 치수의 영향

전열관을 감는 맨드렐의 치수를 변화시키면서 스프링백 양을 조사하였다. SMART 증기발생기의 나선직경은 96mm에서 356mm까지 변화한다.

다른 설계변수가 고정되어 있는 상황에서 맨드렐의 직경이 증가하면 스프링백량이 Fig.5에서 보는 것과 같이 증가한다. 반면에 전열관의 직경이 증가하면 스프링백은 감소하는 경향을 보인다. 전열관의 두께는 다른 기하학적 형상에 비해 상대적으로 스프링백에 미치는 영향이 작다. 외경이 고정된 상황에서 전열관의 두께증가는 스프링백을 약간 감소시킨다. 실제로 증기발생기 전열관의 두께는 전열면적과 강도측면에서 결정되므로 제어할 수 있는 변수는 아니다.

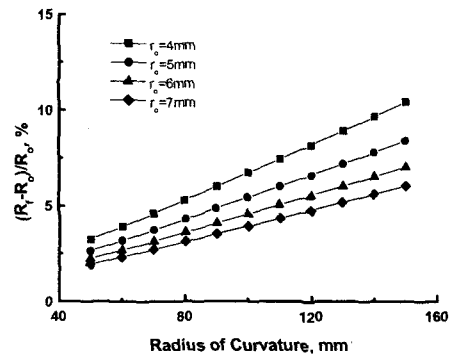


Fig. 5 Effect of curvature on the amount of spring back

### 3.3 인장하중의 영향

전열관에 축방향 인장하중을 가하는 것은 스프링백을 줄이는데 매우 효과적인 방법이다. Fig.6에서는 인장하중을 증가했을 때 스프링백이 감소되는 양상을 보여준다. 이 때  $\xi$ 는 인장하중을 가함으로 인한 증립축의 이동을 나타내는데 인장하중의 크기를 간접적으로 나타낸다. 이는 제작단계에서 적절한 인장하중을 전열관에 가함으로써 스프링백을 줄일 수 있으므로 제작장치를 만들 때 고려해야 한다.

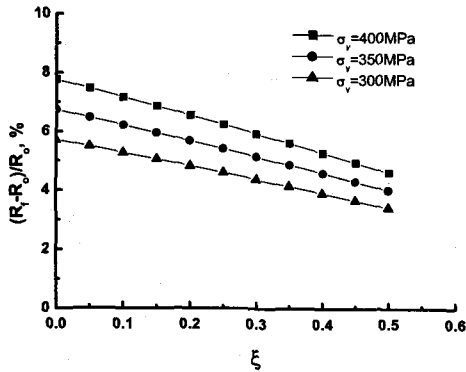


Fig. 6 Effect of tensile force on the amount of spring back

### 4. 결론

보이론을 바탕으로 전열관의 스프링백을 예측할 수 있는 모델을 유도하였다. 유도된 모델을 활용하여 여러 가지 설계변수에 대한 계산을 수행한 결과 설계단계에서는 낮은 항복강도 높은 강성을 갖는 재질을 선택하고 제작단계에서는 적합한 인장하중을 가하여 스프링백을 허용범위 안에 들도록 할 수 있다. 방법적인 검증을 위해서 유한요소해석을 활용하여 별도의 해석이 수행 중이다.

### 후기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

### 참고문헌

- (1) 김종인 외, 1999, Development and Verification Test of Integral Reactor Major Components, KAERI/RR-1889/98.
- (2) L. L. Kollmorgen, 1964, "How to Bend Titanium Tubing," The Tool and Manufacturing Engineer, pp.90~92.
- (3) S. Timoshenko and J.N. Goodier, 1951, Theory of Elasticity, 2nd Ed., McGraw-Hill, NewYork.
- (4) K.E. Buck and J.W. Hammel, 1979, "Fabrication Effects on the Structural Behavior of Large Coils for Fusion Experiments," Nuclear Engineering and Design, Vol.54, pp.225~238.
- (5) H.A. Al-Qureshi, 1999, "Elastic-plastic Analysis of Tube Bending," Int. J of Machine Tools & Manufacture, Vol.39, pp.87~104.
- (6) Zhong Hu, 2000, "Elasto-plastic Solutions for Spring-back Angle of Pipe Bending Using Local Induction Heating," Journal of Materials Processing Technology Vol. 102, pp.103~108.