

증기발생기 제1열 전열관의 응력 해석

김우곤* · 류우석* · 이호진* · 김성청**

Stress Analysis of Steam Generator Row-1 Tubes

Woo-Gon Kim, Woo-Seog Ryu, Ho-Jin Lee, and Sung-Chung Kim

Key Words: Steam Generator Tube(증기발생기전열관), Residual Stress(잔류응력), Hole Drilling Method(구멍뚫기방법), Roll Expansion(롤확관), Explosive Expansion(폭발확관)

Abstract

Residual stresses induced in U-bending and tube-to-tubesheet joining processes of PWR's steam generator row-1 tube were measured by X-ray method and Hole-Drilling Method(HDM). The stresses resulting from the internal pressure and the temperature gradient in the steam generator were also estimated theoretically. In U-bent regions, the residual stresses at extrados were induced with compressive stress(-), and its maximum value reached -319 MPa in axial direction at $\psi = 0^\circ$ in position. Maximum tensile residual stress of 170 MPa was found to be at the flank side at position of $\psi = 90^\circ$, i.e., at apex region. In tube-to-tubesheet joining methods, the residual stresses induced by the explosive joint method were found to be lower than that by the mechanical roll method. The gradient of residual stress along the expanded tube was highest at the transition region, and the residual stress in circumferential direction was found to be higher than the residual stress in axial direction. Hoop stress due to an internal pressure between primary and secondary side was analyzed to be 76 MPa and thermal stress was 45 MPa.

1. 서론

가압경수로형 증기발생기 전열관은 원자로 노심 냉각수인 1차측과 터빈에 동력을 공급하는 2차측 순환수가 1mm의 얇은 세관 벽을 경계로 하여 열교환이 이루어지는 압력경계 재료이다. 전열관은 가동 중 여러 가지 요인에 의해 PWSCC(primary water stress corrosion cracking) 및 IGSCC(intergranular stress corrosion cracking) 등의 응력부식균열 손상이 발생되어, 지난 수년 동안 원자력 발전소에 주요한 관심사가 되어왔다. 전열관 재료로는 alloy 600 및 690 이 사용되고 있으며, 초기균열의 발생은 균열을 유발 할 수 있는 인장응력이 작용하거나, 전열관의 제조과정 중에 도입되는 잔류응력이 주요한 인자로 알려진다.^(1,2)

Berge⁽³⁾ 등은 증기발생기 전열관에는 3가지 형

태의 응력이 도입, 존재할 수 있다고 하였다. 첫째는 제조공정에 의해 유발된 잔류응력, 둘째는 U-굽힘 및 확관작업에 기인한 잔류응력, 셋째는 사용 중 여러가지 서비스 응력(열응력, 응력을 유발하는 압력,진동)으로 보고하고 있다. 이들응력들은 재료의 제조과정 및 사용중에 복합적으로 도입될 수 있는 응력들이다. 그러나 전열관의 균열과 관련하여 모든 응력을 조사하는 것은 필요치 않으며, 크게 문제가 되는 응력은 잔류응력과 내부압력에 기인한 응력과 열응력이며, 주 손상 전열관은 증기발생기의 제1열 안쪽에 배치하는 제1열 전열관이 대상이 된다. 제1열 전열관의 경우 U 굽힘시 굽힘 반경이 작아 높은 잔류응력을 유발하기 때문에 많은 손상사례들이 보고되어왔다. 따라서 증기발생기 U 전열관의 SCC와 밀접한 관계를 갖는 잔류응력과 운전중의 내부압력 및 열응력을 조사하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 제1열 U 전열관을 제작하여 굽힘 잔류응력과 확관접합 잔류응력을 측정하여 그 거동을 조사하고, 운전조건하에서의 응력들을 해

* 회원, 한국원자력연구소 원자력재료기술개발팀
E-mail : wgkim@kaeri.re.kr
TEL : (042)868-2493 FAX : (042)868-8346

** 회원, 충북대학교 기계공학과

석하여 SCC의 발생가능 위치 및 응력들에 대하여 논하였다.

2. 실험

2.1 굽힘 및 확관 접합방법

U-굽힘에 사용된 alloy 690 전열관은 수회의 열-기계 공정을 거쳐 제조(창원특수강)한 것으로, 최종 MA 열처리는 1070°C 에서 8분간 환원성 분위기에서 실시하였다. 최종치수는 외경 19.05mm, 두께 1.125mm 이며, 기계적 특성은 Table 1 과 같다. U-굽힘 가공방법은 굽힘점에서 전열관과 맨드렐이 접점으로 굽힘되는 고정원통형맨드렐(fixed cylindrical mandrel) 방법을 사용하였다. 맨드렐 재료는 경화수지 폴리우레탄 재질을 사용하여 전열관 내면에 굽힘에 의한 표면손상이 발생되는 것을 방지하도록 하였다.

제1열 전열관의 굽힘반경(R)은 76.2 mm 로서 울진 3,4호기 발전소에 사용된 치수와 같다. 확관 접합에 사용된 전열관은 일본 Kobe steel 에서 수입한 alloy 600 전열관으로 공칭치수는 외경 19.05mm, 두께 1.05mm 이며, 기계적 특성은 Table 1과 같다. 전열관의 튜브시트내 확관접합 방법은 롤확관 및 폭발확관법으로 제조하였다.

2.2 잔류응력 측정 방법

잔류응력 측정에는 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(Hole Drilling Method ; HDM) 및 X-선 방법을 사용하였다. U-굽힘부의 잔류응력 측정에는 HDM 방법을 사용하였으며, 스트레인 게이지는 3개 게이지가 45° 간격으로 배치된 3축형 로켓게이지(EA-06-062-RE-120) 이다. 게이지 부착은 Fig. 1 과 같이 $\psi = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ, 180^\circ$ 위치와 굽힘 영향이 없는 직선부 한곳을 선택하여 전열관 표면에 부착하였다.

잔류응력의 측정은 외호면(extrados), 내호면(intrados), 측면(flank)의 3 표면이며, 측면에 대

여는 $\psi = 30^\circ$ 및 90° 의 2 곳을 측정하였다. 게이지 부착 방향은 3번 스트레인 게이지가 관의 축방향과 일치하도록 하였다. 게이지를 부착한 다음 RS-200 밀링 가이드로 게이지 중심을 정확히 맞추고 게이지 중심에 카바이드 드릴로 미소 관통구멍을 뚫었다. 이때 응력이완에 따른 3축 게이지의 각 변형률($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$)을 계측하여 이를 환산하여 잔류응력을 얻었다.

튜브시트에 확관된 전열관의 잔류응력 측정은 HDM 및 X-선 방법을 병행 사용하여 상호 결과를 비교하였다. 전열관의 튜브시트에 확관접합 후 전열관에 잔존하는 잔류응력은 2가지로 생각할 수 있는데, 첫째는 전열관과 튜브시트의 접합체에서 전열관을 구속하는 구속 잔류응력과, 둘째는 튜브시트 슬리브를 분리한 후의 전열관 자체의 순수 변형 잔류응력이다. 전열관의 구속 잔류응력 측정 방법은 게이지 부착이 쉬운 확관영역 내면의 바깥쪽(Fig. 2의 E2 위치)에 로켓 게이지를 부착하고, 그 다음 튜브시트를 밀링 커터로 서서히 분리할 때 이완 변형률을 측정하여 얻었다. 그리고 튜브시트에서 분리된 전열관은 아세톤으로 깨끗하게 세척하여 HDM 방법과 X-선 방법으로 전열관 자체의 순수 변형잔류응력을 측정하였다. X-선 잔류응력 측정에 사용된 장비는 Rigaku D/MAX-3C 이며 응력해석 치구를 부착 사용하였다. 잔류응력은 $\sin^2\psi$ 방법⁽⁴⁾으로 결정하였으며 Peak angle은 $2\theta = 131.2^\circ$ 로 하였다.

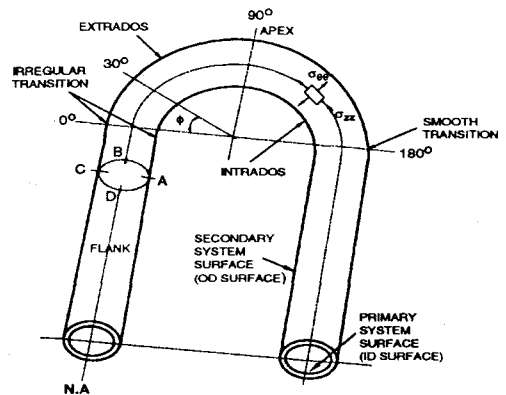


Fig. 1 Descriptions showing the axial and azimuthal of locations on the U-tubes (R=76.2mm) including the intrados, extrados and flank.

Table 1 Mechanical properties of alloy 690 tubes.

Tubes	Yield Stress (0.2% offset)	Tensile Stress	Elongation
alloy 690	412 MPa	792 MPa	38%
alloy 600	248 MPa	579 MPa	55%

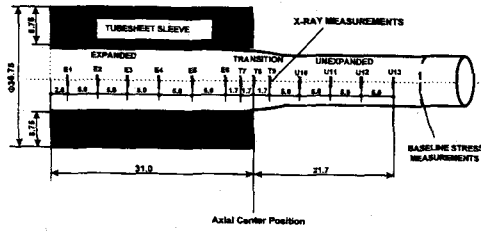


Fig. 2 Schematic diagram showing residual stress measuring locations and tube-to-tubesheet joint mockup.

전열관의 확관 접합부에 대한 잔류응력 측정부위는 Fig. 2와 같으며 X-선 방법으로 표면 잔류응력을 미소한 간격으로 측정된 후 HDM 방법으로 비확관영역(-11.7mm; U11 위치), 천이영역(-1.7mm; T9 위치), 확관영역(13.4mm; E4 위치)의 3부위 잔류응력을 측정하여 X-선 결과와 비교하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 측정 변형률 data 처리

제1열 전열관의 U-굽힘 및 튜브시트에 확관 변형시 전열관에 도입되는 잔류응력 계산은 평면응력하에서의 Kirsch 해⁽⁵⁾에 입각하여 유도한 이완 변형률을 응력으로 환산할 수 있는 다음의 관계식을 이용하였다.

$$\sigma_{\max} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} - \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (1)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} + \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (2)$$

$$2\beta = \tan^{-1} \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2}{\epsilon_3 - \epsilon_1} \quad (3)$$

깊이방향을 따라서 임의로 변하는 응력장에 대한 이완 변형률과 잔류응력과의 관계를 정립한 논문^(6,8)들이 발표되고 있으나, 본 측정 대상은 전열관의 두께가 뚫린구멍의 직경보다 작으므로 식 (1), (2), (3)을 이용하여도 큰 문제가 없을 것으로 판단하였다. β 를 갖는 주축 기울기에서 구하고자 하는 방향별 주응력은 2차원 응력상태의 Mohr's 원을 이용하여 다음 식 (4)로 구하였다.

$$\sigma_{1,3} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\beta \quad (4)$$

Table 2 Coefficients used for the residual stress calculation in U-bent and tube-to-tubesheet joint tubes.

Tubes	D/D ₀	\bar{a}	\bar{b}	$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} \bar{a}$	$\bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b}$
alloy 690	3.05	0.112	0.330	-0.342×10^{-6}	-0.778×10^{-6}
alloy 600	3.20	0.095	0.305	-0.295×10^{-6}	-0.712×10^{-6}

$\sigma_{1,3}$ 은 전열관에 부착한 로켓 게이지 번호로서 원주 및 축방향 주응력을 나타낸다.

U-굽힘 잔류응력 측정에 사용된 로켓 게이지 직경은 $D = 5.13\text{mm}$, 구멍직경은 $D_0 = 1.68\text{mm}$ 로 비는 3.05이다. RE 형 로켓게이지의 직경비가 3.05인 경우 ASTM E837를 이용하면 \bar{a} , \bar{b} 를 얻을 수 있다.⁽⁹⁾ Table 4에 3축 로켓게이지의 기하학적 형상과 재료상수로 계산한 결과를 나타내었다. 계산에서 alloy 690 전열관의 재료상수는 $\nu = 0.289$, $E = 211 \times 10^3 \text{ MPa}$ 로 하였다. 또한 확관 변형부에 대한 계산된 상수들은 Table 2와 같으며, 계산에 사용된 alloy 600 전열관의 재료상수는 $\nu = 0.324$, $E = 214 \times 10^3 \text{ MPa}$ 로 하였다.

3.2 U-굽힘 잔류응력

Fig. 3은 ψ 각도별 위치에 따른 외호면의 잔류응력 변화를 나타낸다. 굽힘가공을 하지 않은 직선 전열관의 표면 잔류응력치는 축방향 잔류응력, $\sigma_{zz} = -25 \text{ MPa}$ 이며, 원주방향 잔류응력, $\sigma_{\theta\theta} = -125 \text{ MPa}$ 로 나타났다. 이 응력은 전열관의 제조 공정 중에서 도입된 응력으로 볼 수 있으며, 특히 표면 마무리 공정인 정밀교정 및 연마공정에서 도입된 응력으로 생각된다. U-굽힘에 의해 발생하는 잔류응력은 굽힘 가공을 하지 않은 잔류응력과 차이로 볼 수 있는데, 외측호의 표면은 굽힘 가공으로 압축 잔류응력이 추가 발생되었으며 $\psi = 0^\circ$ 의 천이영역에서 $\sigma_{zz} = -319 \text{ MPa}$ 로 최대 압축응력이 발생하고 있다.

Fig. 4는 내호면에 대한 ψ 각도별 위치에 따른 원주 및 축방향의 표면 잔류응력의 결과를 나타낸다. 원주 및 축방향 잔류응력은 $\psi = 0^\circ$ 와 $\psi = 150^\circ$ 의 영역 부근에서 크게 변화되며, 이 영역을 제외한 전 위치에서는 굽힘전 응력과 비슷한 크기를 보인다. 즉 $\psi = 0^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 46 \text{ MPa}$, $\sigma_{\theta\theta} = 25 \text{ MPa}$ 로서 굽힘가공을 하지 않은 전열관과의 응력차가 $\sigma_{zz} = 70 \text{ MPa}$, $\sigma_{\theta\theta} = 150 \text{ MPa}$ 가 되며 이 응력이 굽힘가공으로 도입된 인장응력이라

할 수 있다. 그러나 $\psi = 30^\circ$ 위치에서의 응력 변화는 없는 반면 $\psi = 150^\circ$ 위치에서 응력 변화가 심한 것은 $\psi = 180^\circ$ 에서 굽힘이 일어나지 않고, 내호면의 경우는 전열관의 굽힘각이 앞쪽으로 당겨져 변형되기 때문에 $\psi = 150^\circ$ 부근 위치에서 큰 응력 변화가 일어나는 것으로 생각된다.

그리고 $\psi = 30^\circ, 90^\circ$ 위치에서 flank 면의 잔류응력 측정된 결과, bottom intrados 나 top extrados의 압축 잔류응력과는 달리 flank 표면은 인장응력 상태에 있었으며 $\psi = 30^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 137$ MPa, $\psi = 90^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 170$ MPa 이고, $\psi = 30^\circ$ 의 위치에 비하여 $\psi = 90^\circ$ 의 위치에서 응력 값이 높았다. SCC에 민감할 수 있는 응력치는 100 MPa 이상의 인장응력으로 알려지는데, 측정된 170 MPa의 인장 잔류응력은 SCC를 유발할 수 있는 충분한 응력치로 평가된다

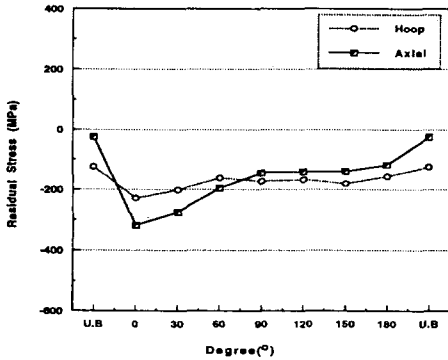


Fig. 3 Residual stress along the extrados of row-1 U-bent tube.

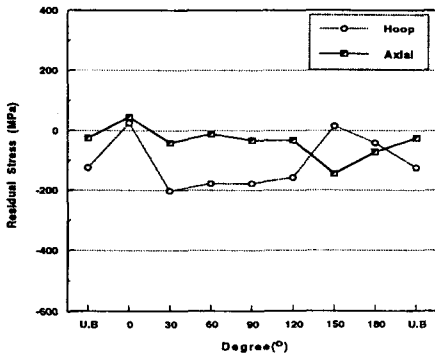


Fig. 4 Residual stress along the intrados of row-1 U-bent tube.

3.3 확관 잔류응력

전열관을 구속하는 잔류응력치의 측정결과, 원주응력은 12 MPa, 축응력은 8 MPa 로 측정되었다. 이 값은 X-선이나 HDM 방법의 측정오차인 ± 20 MPa 범위 이내의 작은 값이기 때문에, 본 결과에서는 구속잔류응력치는 무시하고 전열관 자체의 변형 잔류응력만을 고려하였다. Fig. 5 는 기계적인 롤확관법으로 확관된 전열관의 축방향 및 원주방향의 표면잔류응력 변화를 확관 위치별로 나타낸 것이다. 잔류응력의 변화 경향을 보면 확관 천이영역에서 약 200 MPa 의 큰 응력 변화 폭을 보이고 있다. 또한 전 위치에서 축방향 잔류응력에 비해 원주방향 잔류응력이 약 10-30 MPa 정도 높으며, 축방향으로도 잔류응력이 추가된다. HDM 방법으로 측정된 비확관영역, 천이영역, 확관영역의 3부위의 측정결과들은 X-선 측정결과들과 비교적 잘 일치한다.

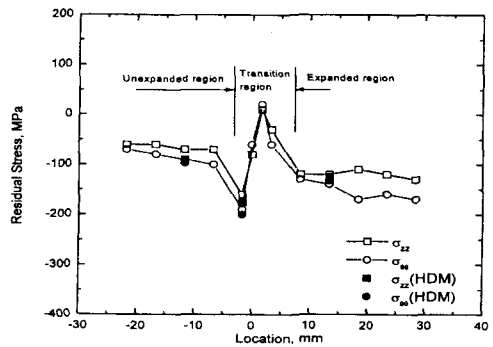


Fig. 5 Axial and hoop residual stresses induced by the roll expansion method.

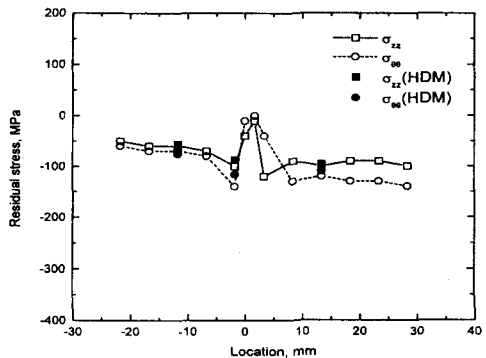


Fig. 6 Axial and hoop residual stresses induced by the explosive expansion method.

Fig. 6 은 폭발확관법의 잔류응력 변화 결과를 나타낸 것으로 확관 위치별 잔류응력의 변화경향은 불확관과 비슷하나, 폭발확관법이 불확관법에 비해 절대값의 변화폭이 전영역에 걸쳐 낮으며, 응력의 절대치에서도 폭발확관이 불확관에 비해 잔류응력이 낮게 도입됨을 알 수 있다.

3.4. 내부압력에 의한 응력

직선 전열관의 경우 1,2차측의 압력차에 의하여 전열관에서 작용하는 응력은 Lamé's 식에 의하여 식(5), (6), (7)과 같이 주어진다.

$$\sigma_r = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left(1 - \frac{R_o^2}{r^2} \right) \quad (5)$$

$$\sigma_z = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \quad (6)$$

$$\sigma_\theta = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left(1 + \frac{R_o^2}{r^2} \right) \quad (7)$$

윗 식들은 전열관이 원형단면이고 벽 두께가 어디서나 일정하다고 가정한 경우로서, $p_i = 1$ 차측과 2차측의 압력차로서 내부의 압력만이 작용하는 것으로 한다. $\sigma_r =$ 반경방향 응력, $\sigma_z =$ 축방향 응력, $\sigma_\theta =$ 후프응력을 나타내고, $R_i =$ 내측 반경, $R_o =$ 외측반경, $r =$ 튜브 중심점과 임의의 점간 거리이다.

Fig. 7 에 전열관 치수 및 내압을 받고있는 전열관의 응력 성분을 나타내고 있다. 고리 1-4호기, 영광 1,2 호기 발전소의 운전중 1, 2차측 냉각수의 압력을 적용하여 전열관 내면에 작용하는 응력을 계산하면 다음과 같다. 여기서, 전열관의 치수는 $R_o = 9.525$, $R_i = 8.400$ 이고 내부압력은 1,2차측의 압력차 $p_i = 9,651 \times 10^3 \text{ N/m}^2$ 가 된다.

Fig. 8 은 두께방향으로 작용하는 각 응력분포의 계산결과를 나타낸다. 반경방향 응력(σ_r)은 $R_o^2/r^2 \geq 1$ 이므로, $r = R_o$ 에서 $\sigma_r = 0$ 이고, 이곳을 제외한 모든 다른 r 값에서는 압축응력상태(-)이고, 최대 반경방향 응력은 $r = R_i$ 에서 $\sigma_{r \max} = -9.6 \text{ MPa}$ 이다. 축방향 응력 σ_z 는 33.6 MPa 로 일정하고, 인장응력이다. 후프응력은 $r = R_i$ 의 내면에서 최대로 $\sigma_{\theta \max} = 76.78 \text{ MPa}$ 이고, $r = R_o$ 에서 $\sigma_\theta = 67.20 \text{ MPa}$ 로 감소하고 있다.

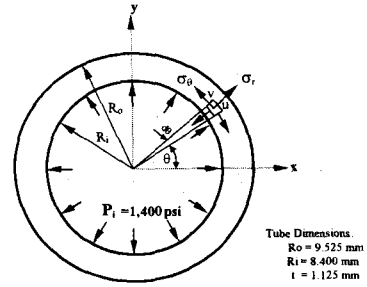


Fig. 7 Stress components by internal pressure and tube dimensions.

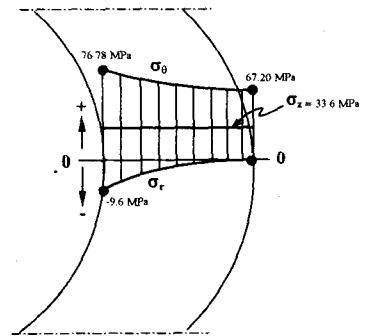


Fig. 8 Stress distributions in the wall thickness.

결국 주응력은 후프응력이 됨을 알 수 있다.

3.5. 열응력

증기발생기의 정상 운전 중에 있어서 입구측에서의(hot leg) 온도는 출구측(cold leg)의 온도보다 높아 hot leg 과 cold leg 의 온도차에 의한 열팽창 차이로 열응력을 발생시킨다. 1차측이나 2차측의 어느 한곳에서 벽 표면의 온도가 다르기 때문에 Fig. 9 와 같이 평균온도에 일치시키는 직경까지 확장된다. 저속의 포화증기 혼합체의 2차 환경은 비교적 낮은 열전달 계수를 갖고 film drop 이 일어나서 온도차는 사라지고, 전열관 벽 내에서 응력이 발생하게 된다. Thermal gradient 에 의한 응력은 식(8)로 구할 수 있다.

$$\sigma_\theta = \sigma_a = \frac{E\alpha(T_h - T_c)}{2(1 - \nu)} \quad (8)$$

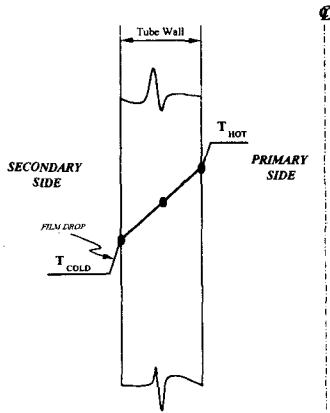


Fig. 9. Thermal gradients in tube wall thickness.

원주나 축방향 모두 같은 응력으로 생각 할 수 있고, 막상수(film coefficient)는 무시한다. U 굽힘부에서의 hot leg와 cold leg의 온도차 ($T_h - T_c$)는 국내의 고리 1호기의 경우를 예로 하면, 1차측의 굽힘부 바로 아래서의 온도는 298°C 2차측의 온도는 276°C 로 thermal gradient 는 최대 약 22.2°C 이 된다. 22.2°C 의 thermal gradient에 의하여 열응력을 계산하면 $\sigma_{\theta} = \sigma_a = 45 \text{ MPa}$ 를 얻는다. 계산에 사용된 자료는 발전소 운전온도와 근접한 300°C 의 자료로 $\nu=0.3$, $E=195 \text{ GPa}$, $\alpha=14.53 \mu\text{m/m}^{\circ}\text{C}$ 를 적용하였다. 계산에서 얻은 45 MPa 의 열응력 값은 전열관의 내부압력에 의한 응력치 76.78 MPa 보다 낮은 응력치이다.

4. 결론

전열관의 굽힘변형에 의한 외호면의 표면 잔류응력은 압축응력이 발생되었으며, $\psi = 0^{\circ}$ 에서 최대 $\sigma_{zz} = -319 \text{ MPa}$ 로 축응력이 원주응력보다 높았다. 내호면은 $\psi = 0^{\circ}$ 및 150° 영역을 제외한 굽힘 전영역에서 굽힘가공에 의한 잔류응력의 큰 변화는 없었으며, $\psi = 0^{\circ}$ 위치에서 $\sigma_{zz} = 45 \text{ MPa}$, $\sigma_{\theta\theta} = 25 \text{ MPa}$ 의 인장 잔류응력을 보였으며, 측면은 $\psi = 90^{\circ}$ 위치에서 $\sigma_{zz} = 170 \text{ MPa}$ 의 최대 인장 잔류응력이 존재함을 확인하였다. 따라서 응력부식균열의 취약 부위로 1차측의 경우는 외호면의 내측인 $\psi = 0^{\circ}$, ITR 위치이며, 2차측은 flank 의 $\psi = 90^{\circ}$ 에서 축방향 응력이 될 것으로 사료된다. 전

열관의 확관 잔류응력 측정 결과는 확관 천이 영역에서 큰 응력 변화를 보였으며 확관 전 위치에 걸쳐 축방향의 잔류응력에 비해 원주방향의 잔류응력이 높았다. 따라서 폭발확관법은 롤확관법에 비해 전체적으로 낮은 잔류응력을 유발하였으므로 SCC의 방지차원에서 바람직한 방법으로 판단된다. 1, 2차측의 유체 내부압력에 기인한 응력은 후프응력이 76 MPa 의 가장 큰 인장응력을 보였으며, 열응력은 45 MPa 로 계산되었다.

후 기

본 연구는 과학기술부에서 시행한 원자력중장기 사업중 원자력재료기술개발 과제에서 수행된 일부분입니다.

참고문헌

- (1) Yashima, et al., 1982, "Studies of Steam Generator U-Tubes Affecting Stress Corrosion Cracking," *ASME, J. of Nuc. Mat. No. 82-NE-5*.
- (2) Schoemaker, C.E., 1981, "U-Bend Tube Cracking in Steam Generators," *Workshop Proceedings; EPRI WS-80-136*, June, pp. 9-1-33.
- (3) Berge, P.H., et al., 1976, "Residual Stresses in Bent Tubes for Nuclear Steam Generators," *Corrosion -NACE*, Vol. 32, No.9.
- (4) Rigaku Corporation, 1994, "Instruction manual for Residual Stress Analysis Program," *Manual No. ME201RF*, pp. 23~30.
- (5) Timoshenko, S.P., et al., "Theory of Elasticity, 3rd ed., McGraw-Hill, pp. 90~97.
- (6) Schajer, G.S., 1988, "Measurement of Non-Uniform Residual Stresses Using the Hole Drilling Method. Part I-Stress Calculation Procedures," *Trans. ASME, J. Eng. Mat. and Tech.*, Vol.110, pp. 338~349.
- (7) 주진원, 박찬기, 1997, "구멍뚫기방법을 이용한 잔류응력 측정에서의 유한요소법 이용," 대한기계학회 논문집 A, pp. 745~750.
- (8) 최병길, 이택순, 전상운, 1990, "표면응력 구배시의 잔류응력 측정에 관한 연구," 대한기계학회 논문집 A, 제14권 제4호, pp.761~768.
- (9) ASTM, 1994, "Standard Test Method of Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method," *ASTM Standard E837-94a*, pp. 1~7.