

얇은 두께로 된 U 전열관의 잔류응력 및 부하응력 해석

김우곤*, 김대환*, 류우석*, 국일현*, 김성청**

Analysis of Residual and Applied Stresses of Thin-walled U tubes

W.G. Kim*, D.W. Kim*, W.S. Ryu*, I.H. Kuk*, S.C. Kim**

Abstract

Residual stresses causing stress corrosion cracking (SCC) of thin-walled steam generator U tubes were investigated. The residual stresses were measured by hole drilling methods, and the applied stresses resulting from the internal pressure and the temperature gradient in the steam generator were estimated theoretically. In U-bent regions, the residual stresses at extrados were induced with compressive stress(-), and its maximum value reached -319MPa in axial direction at $\phi=0^\circ$ in position. Maximum tensile residual stress of 170MPa was found to be at the flank side at position of $\phi=90^\circ$, i.e., at apex region. Hoop stress due to the pressure and temperature differences between primary and secondary side were analyzed to be 76 MPa and 45 MPa, respectively.

Key Words : Residual Stress(잔류응력), Applied Stress(부하응력), Stress Corrosion Cracking(응력부식균열), Hole Drilling Method(구멍뚫기방법), Hoop Stress(후프응력), Thermal Stress(열응력)

1. 서론

증기발생기 전열관의 응력부식균열 (stress corrosion cracking, SCC)을 일으키는 인자는 환경, 재료(조성, 구조), 응력으로서, 이 중에서 응력은 가속화된 여러 응력 조건의 조합에 의해 발생하는 현상으로 밝혀지고 있다⁽¹⁻³⁾. 전열관에 작용하는 응력의 종류는 제작시의 잔류응력과 운전중의 부하응력(내부압력에 기인한 응력과 열응력), 그리고 hot 과 cold legs 에서의 작용력에 기인한 응력의 인자로 크게 요약된다. Berge⁽⁴⁾ 등은 전열관에는 3가지 형태의 응력이 도입, 존재할 수 있다고 하였다. 첫째는 제조공정에 의해 유발된 잔류응력, 둘째는 U-굽힘 및 확장작업에 기인한 잔류응력, 셋째는 사용 중 여러 부하응력(열응력, 진동, 응력을 유발하는 압력) 등으로 보고하고 있다. 이들 응력들은 재료의 제조공정 및 사용 중에 복합적으로 도입될 수 있는 응력들이다. 그러나 전열관의 균열과 관련하여 모든 응력을 조사하는 것은 필요치 않으며, 크게 문제가 되는

응력은 잔류응력과 내부 압력에 기인한 응력과 열응력이며, 주 손상 전열관은 여러 전열관 중에서도 증기발생기의 제일 안쪽에 배치하는 제1열 전열관이 대상이 된다. 제1열 전열관의 경우 U 굽힘시 굽힘 반경이 작아 높은 잔류응력을 유발하기 때문에 많은 손상사례들이 보고되어왔다⁽⁵⁾. 따라서 증기발생기 U 전열관의 SCC와 밀접한 관계를 갖는 잔류응력과 운전중의 부하응력을 조사하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 제1열 U 전열관을 제작하여 굽힘 잔류응력을 측정하여 그 거동을 조사하고, 전열관의 운전조건하에서의 부하응력을 해석하여 SCC를 일으키는 응력들에 대하여 논의하였다.

2. 실험

2.1. U 굽힘 방법

U 굽힘에 사용된 전열관은 alloy 690 으로 진공유도용해를 이용하여 잉고트를 제조한 후, hot forging, extrusion, 1, 2차 cold pilgering, MA(Mill Annealing), rotary straightening, belt polishing 등 수 회의 열-기계 공정을 거쳐 제조한 것이다. 최

* 한국원자력연구소

** 충북대학교 기계공학과

종 MA 열처리 는 1070°C 에서 8분간 환원성 분위기에서 실시하였으며, 전열관의 최종 공칭치수는 외경 19.05 mm, 두께 1.125 mm 이다. 제1열 전열관의 U 굽힘성형 방법은 Fig. 1과 같이 초기 굽힘점에서 전열관의 중립축(neutral axis)이 내측으로 이동하는 것을 방지하기 위하여 굽힘점에서 전열관과 맨드릴이 접선형으로 굽힘되는 고정 원형 맨드릴 (fixed cylindrical mandrel)방법을 사용하였다. 맨드릴은 굽힘점에서 고정되고, 전열관 고정 클램프는 회전 다이와 함께 이동하게 된다.

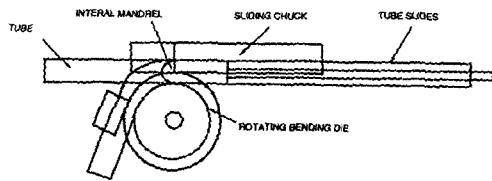


Fig. 1. U bending method

2.2. 잔류응력 측정 방법

U 전열관의 잔류응력의 측정은 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(HDM) 을 사용하였다. 사용된 스트레인 게이지는 3축형의 Rosette Strain Gage(EA-06-062-RE-120)이며, U전열관에서의 부착위치는 전열관의 축방향을 따라서 30° 각도별(ψ) 위치로 Fig. 2와 같이 부착하였다.

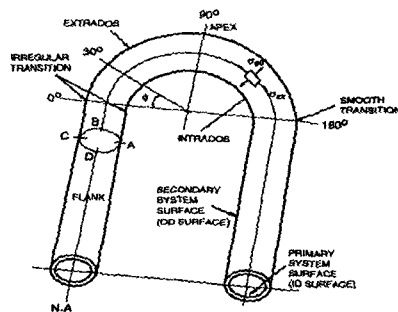


Fig. 2. Descriptions showing the axial and azimuthal of locations on the U bend tubes including the intrados, extrados and flank; R=76.20 mm

게이지의 부착 후 RS-200 Milling Guide로 게이지 중심을 정확히 맞춘 후 air turbine을 이용하여 carbide cutter drill로 게이지 중심에 판통구멍

(through hole)을 뚫었다. 이때 응력이완에 따른 3축 게이지 각각의 변형 이완량(ε₁, ε₂, ε₃)을 계속하여 잔류응력으로 환산하였다. U 전열관의 잔류응력 측정면은 외호면(extrados), 내호면(intrados), 측면(flank)의 3 표면에 대하여 하였으며, 측면에 대하여는 φ= 60°, 90° 의 2 곳을 측정하였다. 스트레인 측정장치는 MM 사의 P-3500 및 SB-10 채널 인디케이터를 사용하였다.

3. 측정변형률의 계산

HDM 방법을 이용한 제1열 전열관의 U 굽힘시 발생된 잔류응력 계산은 평면응력하에서의 Kirsch 해에 입각하여 유도한 이완 변형률을 응력으로 환산할 수 있는 관계식 (1), (2), (3)을 이용하였다. 미소구멍을 뚫을 때 측정된 이완상수 ε₁, ε₂, ε₃ 로 부터 2개의 주응력과 방향을 계산할 수 있다^(6,7).

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

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

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

β를 갖는 주축 기울기에서 구하고자 하는 방향별 주응력은 2차원 응력상태의 Mohr's 원을 이용하면 식(4)와 같이 구할 수 있다.

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

식(4)에서 σ_{1,3}은 전열관에 부착한 rosette gage 번호로서 원주 및 축방향 응력을 나타낸다. 측정된 3축 rosette gage의 이완 변형률로부터 잔류응력 계산에 사용된 상수는 다음과 같다.

U-굽힘 전열관의 경우 Rosette Strain Gage 직경 D=5.13mm, 구멍직경 D₀=1.78mm로서 D/D₀=2.88 이며 Through hole 방법에서(RE/RK rosette 게이지) 그 직경비가 2.88인 경우 ASTM E837-94a 을 이용하면 \bar{a} , \bar{b} 를 얻을 수 있다⁽⁷⁾. Table 1 에 3축 rosette 게이지의 기하학적 형상과 재료상수에 의하여 계산한 무차원 상수값들을 나타내었다. 인

코넬 690 전열관의 푸아송비는 0.289, 탄성계수 (E)는 211×10^3 MPa 이며, \bar{A} , \bar{B} 는 무한 평판에 구멍을 뚫었을 때 Kirsch 해에 의해 유도된 상수로서 E, ν , D, D_0 의 함수이다.

Table 1. Coefficients used to residual stress calculation in U-bent tubes.

D/D ₀	\bar{a}	\bar{b}	$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} \bar{a}$	$\bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b}$
2.88	0.112	0.330	-0.342×10^{-6}	-0.778×10^{-6}

4. 결과 및 고찰

4.1. U-굽힘부의 잔류응력

굽힘가공을 하지 않은 직선 전열관의 표면 잔류응력 측정치는 축방향 잔류응력, σ_{zz} 은 -25MPa 이며, 원주방향 잔류응력, $\sigma_{\theta\theta}$ 은 -125MPa 로 나타났다. 이 응력은 grinding, belt polishing 등의 최종 마무리 공정에서 도입된 응력이므로 관 제조시 잔류응력 영향을 고려하는 것이 필요할 것이다.

Fig. 3. 은 외호면에 대하여 ϕ 각도 위치에 따른 원주 및 축 방향의 표면 잔류응력 측정 결과를 나타낸다. 전체적으로 압축 잔류응력이 존재하는 경향을 보이고 있으며, 잔류응력 정도는 원주방향($\sigma_{\theta\theta}$)의 경우 -157 ~ -229MPa 범위이며, 축방향(σ_{zz})은 -119 ~ -319MPa 범위이다. $\phi=0^\circ$ 의 천이영역 부근에서 σ_{zz} 는 -319MPa 로 최대로서 응력변화가 크며, ϕ 가 증가하는 위치로 갈수록 감소하는 경향을 보인다. 천이영역을 제외하면 원주 및 축방향 응력크기는 비슷하다.

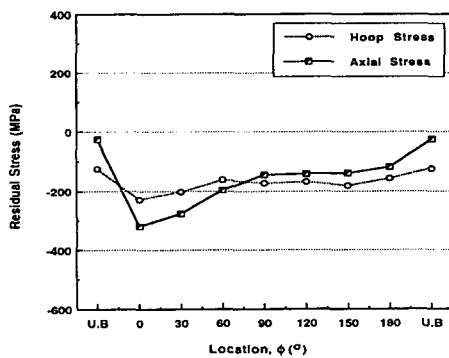


Fig. 3. Residual stress along extrados on the row-1 U tube.

Fig. 4. 는 내호면에 대한 ϕ 각도별에 따른 원주 및 축방향의 표면 잔류응력 결과를 나타낸다. $\phi=0^\circ$ 및 150° 부근에서 잔류응력이 크게 변화되고 있으며, $\phi=0^\circ$ 에서 σ_{zz} 및 $\sigma_{\theta\theta}$ 는 인장응력으로 변화되고 있다. 외호면의 압축 잔류응력에 비하여 전체적으로 낮은 값을 보이며, 후프응력이 축방향 응력보다 큰 압축 잔류응력이 도입됨을 알 수 있다.

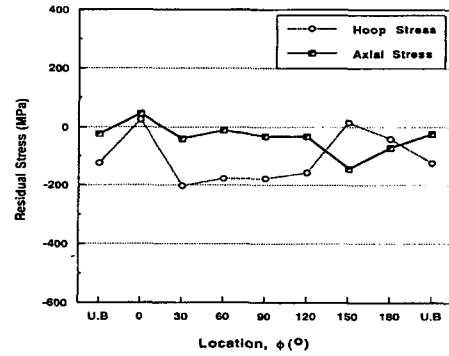


Fig. 4. Residual stress along intrados on the row-1 U tube.

Fig. 5. 는 $\phi=30^\circ, 90^\circ$ 의 측각 위치에서 top extrados, bottom intrados, flank (Fig.2 의 A,C,B 위치)면에 대한 잔류응력의 비교 결과로서, flank 면의 잔류응력은 bottom intrados 나 top extrados 의 압축 잔류응력과는 달리 인장응력 상태에 있다.

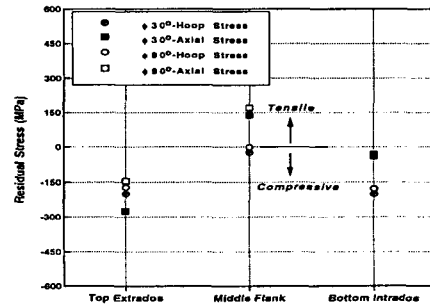


Fig. 5. Residual stress at flank side of $\phi=30^\circ$ and 90° on the row-1 U tube.

$\phi=30^\circ$ 에서 $\sigma_{zz}=137$ MPa, $\phi=90^\circ$ 에서 $\sigma_{zz}=170$ MPa 이며, $\phi=30^\circ$ 에 비하여 $\phi=90^\circ$ (apex)의 위치에서 응력값이 높다. SCC에 민감할 수 있는 응력치는 100MPa 정도로서⁽⁸⁾, flank 면에서 측정된 170MPa의 인장 잔류응력은 SCC의 구동에 충분

한 응력치가 된다.

4.2. 잔류응력 거동 해석

잔류응력은 불균일 변형에 의하여 생성되는데 만약, U 전열관이 굽힘변형에 의하여 중립축이 굽힘 중심선 반경(center line radius)과 잘 일치하여 접하고 또한 전열관 단면이 진원이 되는 경우는 균일변형으로 생각할 수 있다. 이 때는 굽힘 하중을 제거하면 스트레인은 탄성적 관계로 회복될 것이고 재료내부는 평형상태로서 응력이 존재하지 않을 것이다. 그러나 심한 소성변형으로 인하여 U 굽힘부의 중립축이 약간이라도 변화하면 굽힘단면의 형태는 진원이 되지 않는 불균일 변형이 된다. 전열관에 작용하는 응력에 대하여 굽힘모멘트를 제거하고 전열관의 표면에 남은 잔류응력 분포를 실험결과와 보의 굽힘이론에 의하여 분석하면 Fig. 6. 과 같은 형태로 나타낼 수 있다.

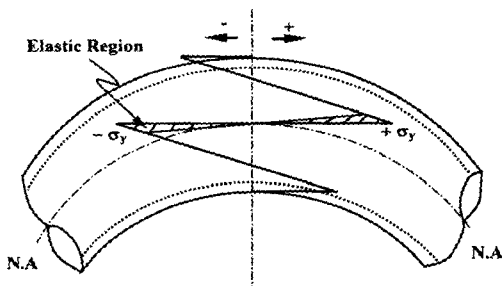


Fig. 6. Idealized illustration on the surface residual stress profile in the bent tubes.

그림의 응력 선도에서 내, 외호면의 표면에서는 낮은 잔류응력이 도입되는 것으로 생각할 수 있고, 외측호의 표면은 압축 잔류응력, 내호면의 표면은 인장 잔류응력이 도입됨을 알 수 있다. Flank 표면 부근에서는 높은 잔류응력이 도입되며, 중립축의 위치가 약간만 변화되어도 큰 잔류응력이 도입될 수 있음을 보인다.

이러한 이유는 중립축의 변화가 없는 균일 변형상태일 경우는 잔류응력이 존재하지 않지만 flank 면에서 중립축이 약간만 벗어나면 불균일 변형에 의하여 큰 잔류응력이 도입될 수 있음을 의미하고 있다.

4.3. 부하응력 해석

4.3.1. 내부압력에 의한 응력

직선 전열관의 경우 1, 2차축의 압력차에 의하여 전열관에서 작용하는 응력은 Lamé's 식에 의하여 식(5), (6), (7)과 같이 주어진다⁽⁹⁾.

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

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

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

윗식들은 전열관이 원형단면이고 벽 두께가 어디서나 일정하다고 가정한 경우로서, $p_i = 1$ 차축과 2차축의 압력차(differential pressure)로서 내부의 압력만이 작용하는 것으로 한다. $\sigma_r =$ 반경방향 응력(radial stress), $\sigma_z =$ 축방향 응력(axial stress), $\sigma_\theta =$ 후프응력(hoop stress)을 나타내고, $R_i =$ 내측반경, $R_o =$ 외측반경, $r =$ 튜브 중심점과 임의의 점간 거리이다. Fig.7. 에 전열관 치수 및 내압을 받고있는 전열관의 응력 성분을 나타내고 있다. 고리 1-4호기 및 영광 1,2 호기 발전소의 운전중 1, 2차축 냉각수의 압력을 적용하여 전열관 내면에 작용하는 응력을 계산하면 다음과 같다. 전열관의 공칭치수는 외경 19.05mm, 두께 1.125mm 이므로, $R_o = 9.525$, $R_i = 8.400$ 이고 내부압력은 1,2차축의 압력차로서 $p_i = 9,651 \times 10^3$ N/m² (1400 psi) 가 된다.

Fig. 8 에 두께방향으로 작용하는 각 응력분포의 계산결과를 나타내고 있다. 그림에서 처럼 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 $\sigma_{r \max} = -9.6$ MPa 이다. 축방향 응력 σ_z 는 33.6MPa 로 일정하고, 인장응력(+)이다. 후프응력은 $r = R_i$ 의 내면에서 최대로 $\sigma_{\theta \max} = 76.78$ MPa 이고, $r = R_o$ 에서 $\sigma_\theta = 67.20$ MPa 로 감소하고 있다. 결국 고려대상이 되는 응력은 후프응력이 됨을 알 수 있다. 한편 전열관의 제작상의 문제에 의하여 벽두께와 반경이 변

화할 경우 후프응력이 변화될 수 있는데, 통상 전열관의 t/r 치수비 변화폭은 약 10% 이내이다.

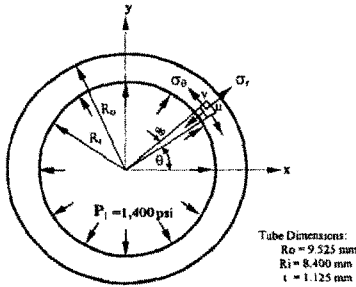


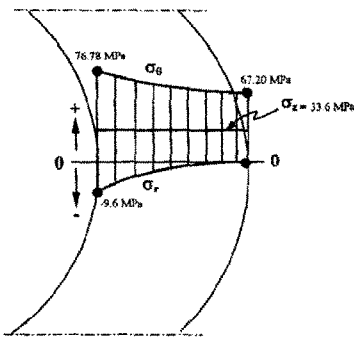
Fig. 7. Stress components by internal pressure and tube dimensions

그리고 직선 전열관이 곡관부와 만나는 $\varphi = 0$ 인 천이지점에서 후프응력은 θ 각도별 위치에 따라서 변화된다. θ 각도에 따른 후프응력은 식 (8)로 주어지며⁽²⁾

$$\sigma_\theta = K \cdot \sigma_\theta \quad (8)$$

$$K = \frac{1 + (r/2R_c) \cos\theta}{1 + (r/R_c) \cos\theta}$$

여기서, K 는 원형 단면의 각 위치에서 전열관 반경과 중심선 반경(R_c)에 따라 결정되는 기하학적 상수이다. 계산에서 $R_c = 76.2$ mm, $r = 8.40$ mm 로 r 이 일정한 것으로 가정하고 계산하였다.



8. Stress distributions in the wall thickness

9. 에 전열관의 후프응력 계산 결과를 나

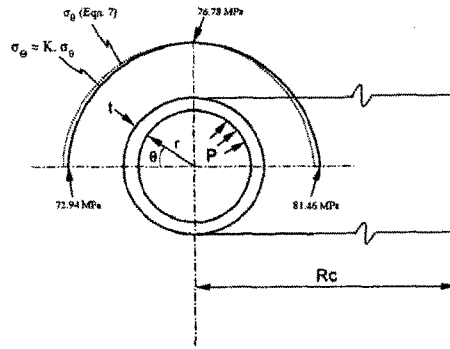


Fig. 9. Hoop stress in torus

전열관 내면에 작용하는 응력은 90° 를 중심으로 해서 변화되며, θ 의 각 위치에 따라서 최대 약 8.52 MPa 의 차이를 보인다. 그리고 식 (9) 에서 계산된 평균 후프응력에 비해 약 6 % 의 차이가 있다. 따라서 전열관 제작시 R_c 및 r 값이 변하게 되면 후프응력은 국부적으로 더 많이 변화될 수 있음을 알 수 있다.

4.3.2. 열응력(thermal stress)

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. 10. 에 나타낸 것처럼 평균온도에 일치시키는 직경까지 확장시킬 것이다. 저속의 포화증기 혼합체의 2차 환경은 비교적 낮은 열전달 계수를 갖고 film drop 이 일어나서 온도차는 사라질 것이고, 여기서 전열관 벽내에서 응력이 발생하게 된다. Thermal gradient 에 의한 응력은 식(9)로 구할 수 있다.

$$\sigma_\theta = \sigma_u = \frac{E\alpha (T_h - T_c)}{2(1 - \nu)} \quad (9)$$

원주나 축방향 모두 같은 응력으로 생각 할 수 있고, 막상수(film coefficient)는 무시한다. U 급힘부에서의 hot leg와 cold leg의 온도차 ($T_h - T_c$) 는 Westinghouse Model-51 를 적용한 국내의 고리 1 호기의 경우를 예로 하면, 1차측의 급힘부 바로

아래서의 온도는 298°C(570°F) 2차측의 온도는 276°C(530°F)로서, thermal gradient 는 최대 약 22.2°C 이 된다.

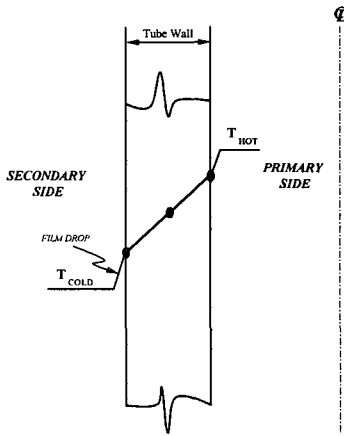


Fig. 10. Thermal gradients in tube wall thickness

22.2°C의 thermal gradient에 의하여 열응력을 계산하면 $\sigma_{\theta} = \sigma_a = 45 \text{ MPa}$ (6,658 psi) 을 얻는다. 계산에 사용된 재료 상수는 alloy 690 전열관에 대한 것이며, 발전소 운전온도와 근접한 300°C의 자료로서 $\nu=0.3$, $E=195 \text{ GPa}$ ($28.1 \times 10^6 \text{ psi}$), $\alpha=14.53 \mu\text{m/m}^\circ\text{C}$ ($8.11 \times 10^{-6} \text{ in/in}^\circ\text{F}$) 를 적용하였다. 계산에서 얻은 45 MPa 의 열응력 값은 전열관의 내부압력에 의한 응력치 76.78 MPa 보다 낮은 응력치임을 알 수 있다.

5. 결론

전열관의 U 굽힘시 외측호의 표면 잔류응력은 원주 및 축 방향 모두 압축 잔류응력으로 $\phi = 0^\circ$ 에서 축방향으로 -319MPa 로 가장 높았으며 이 영역에서 응력이 크게 변화하였다. 내측호의 표면 잔류응력은 $\phi=0^\circ, 150^\circ$ 의 천이영역 부근에서 응력변화가 심하며 $\phi=0^\circ$ 에서 원주 및 축방향 응력은 인장응력으로 나타났다. 측면은 인장응력 상태로 $\phi=90^\circ$ (apex)에서 최대 170MPa 로 축응력이 원주응력보다 높았다. 1,2차측의 유체의 내부압력 차이에 기인하는 응력은 후프응력이 76MPa 의 가장 큰 인장응력을 보였으며, 열응력은 45 MPa 로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부에서 시행한 원자력중장기 사업중 일부분으로 수행된 것으로 이에 감사를 드립니다.

참고문헌

1. R.G. Aspden, et al., (1982), "Cracking of Inconel 600 Steam Generator U-Bends from the Primary Side", *Corrosion* 82, Huston, paper No.206.
2. C.E. Schoemaker, (1981), "U-Bend Tube Cracking in Steam Generators", *EPRI WS-80-136*, June.
3. S. Yashima et al., (1982), "Studies of Steam Generator U-Tubes Affecting Stress Corrosion Cracking," *ASME*, paper No. 82-NE-5.
4. P.H. Berge et al., (1976), "Residual Stresses in Bent Tubes for Nuclear Steam Generators," *Corrosion - NACE*, Vol. 32, No.9.
5. C.O. Ruud, D.P. Ivokovich, (1989), "Residual and Applied Stress Analysis of an Alloy 600 Row-1 U-bend", *EPRI NP-5282*.
6. "Measurements of Residual Stress by the Hole-drilling Strain-Gage Method,(1988), *MM Group Tech Note TN-508-3*.
7. "Standard Test Method of Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method", (1994), *ASTM Standard E837-94a*, pp.1-7.
8. D.A. Scott, G.A. Wolgemuth and J.A. Aikin, (1984), "Hydraulically Expanded Tube-to-Tubesheet Joints", *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 106, pp.104-109.
9. A.C Ugral, S.K. Fenster, (1994), "Advanced Strength and Applied Elasticity", *Prentice-Hall PTR*, 3rd ed., pp.328-334.