

Alloy 690 제1열 시제전열관의 U 굽힘가공에서 치수평가 및 표면잔류응력

김우곤, 이창규, 장진성, 국일현
한국원자력연구소

이동희, 주영한
삼미종합특수강(현 창원특수강)

요 약

Alloy 690 제1열 시제 전열관을 U 굽힘 가공할 시 전열관에 도입된 표면 잔류응력 및 굽힘 단면에서 치수변화(벽두께, 진원도)를 위치별로 측정하여 평가하였다. 외측호(extradados)의 표면 잔류응력은 $\psi=0^\circ$ 에서 축 방향 응력이 -319 MPa (압축) 로 가장 높았으며, 내측호(intradados)는 $\psi=0^\circ, 160^\circ$ 위치인 천이영역 부근에서 응력 변화가 크게 되는 경향을 보였다. 측면(flank)은 인장 잔류응력으로 $\psi=90^\circ$ (apex)에서 최대 190 MPa 로 축방향 응력으로 나타났다. 잔류응력치는 벽두께 보다는 진원도 변화와 일치되어 나타났으며, 시제 전열관의 벽두께 및 진원도는 ASTM의 치수 허용치 내에 포함되는 것으로 평가되었다. 잔류응력 측정은 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(Hole-Drilling Method)을 사용하였다.

1. 서 론

가압 경수로형(PWR's) 증기발생기 전열관의 응력부식균열(stress corrosion cracking, SCC)은 지난 수년동안 원자력 발전소에 주요한 관심사가 되어왔다¹⁾. 주 손상기구는 IGSCC (intergranular stress corrosion cracking)로서 그 선행조건은 크랙 진행방향에 대하여 직각방향으로 초기균열을 유발 할 수 있는 인장응력이 작용하거나, 제조 공정 중에 도입된 잔류응력(residual stress)이 주요 인자로 알려지고 있다^{2,3,4)}. 전열관 중에서 굽힘 반경이 가장 작은 제1열 전열관에 대하여 많은 손상사례들이 보고되고 있으며, Berge 등은 전열관에는 3가지 형태의 응력이 도입, 존재할 수 있다고 하였다. 첫째는 제조공정에 의해 유발된 잔류응력, 둘째는 U-굽힘 및 확관(roller expansion) 작업에 기인한 잔류응력, 셋째는 사용 중 여러 가지 서비스 응력(열응력, 진동, 응력을 유발하는 압력) 등으로 보고하고 있다⁵⁾. 이들 응력들은 재료의 제조공정 및 사용 중에 복합적으로 도입될 수 있는 응력들이다. 제1열 전열관의 경우 U 굽힘가공 시 굽힘 반경이 작기 때문에 가공 변형 응력에 의하여 벽두께 및 튜브단면의 진원도(ovality)와 같은 심한 형상 변화를 가져올 수 있으며, 잔류응력 또한 형상변화가 발생된 그 위치에서 국부적으로 높을 수 있다. 따라서 U 굽힘 가공 시 도입된 잔류응력의 정량적 평가가 필요하며, 굽힘부에서의 전열관 단면의 형상변화와 잔류응력과의 상호관계를 검토하므로써 SCC 가능부위를 예측할 수 있다.

본 연구에서는 Alloy 690 제1열 시제 전열관을 U 굽힘 성형 가공 시 도입된 표면 잔류응력 및 치수변화(벽두께, 진원도)를 위치별로 측정하여 평가하였다. 굽힘 변형으로 발생된 전열관 단면의 형상변화와 잔류응력과의 상호관계를 위치별로 검토하였다. 잔류응력의 측정은 전열관에 부착된 스트레인 게이지에 미소구멍을 뚫을 때 일어나는 이완 변형량(relieved strain)으로 부터 응력을 환산하는 구멍뚫기방법(Hole Drilling Method)을 사용하였다.

2. 실험 방법

2.1. 굽힘가공 및 치수측정

실험에 사용된 Alloy 690 시제 전열관은 진공용해로 합금을 용해후, hot forging, extrusion, 1, 2차 cold pilgering, MA(Mill Annealing), rotary straightening, belt polishing 등 수회의 열-기계 공정을 거쳐 제조한 것이다. 최종 MA 열처리는 1070°C 에서 8분간 환원성 분위기에서 실시한 것으로, 전열관의 최종 공칭치수는 외경 19.05 mm, 두께 1.125 mm 이다. 전열관의 화학조성 및 기계적 특성은 Table 1,2 와 같다.

Table 1. Chemical Compositions of Alloy 690 Tubes (wt %)

Ni	Cr	C	Mn	Al	Co	S	Fe
Bal.	27.7	0.014	0.23	0.24	0.12	<0.001	8.10

Table 2 Mechanical Properties of Alloy 690 Tubes

Yield Strength(MPa)	Tensile Strength(MPa)	Elongation(%)
412	792	38

제1열 전열관의 U 굽힘 성형 가공방법은 Fig. 1에서 처럼 초기 굽힘점에서 전열관의 중립축(neutral axis)이 내측으로 이동하는 것을 방지하기 위하여 굽힘점에서 전열관과 맨드릴(mandrel)이 접선형으로 굽힘하는 고정원형맨드릴(fixed cylindrical mandrel) 방법을 사용하였다. 맨드릴은 굽힘점에서 고정되고, 전열관 고정 clamp 는 회전 다이와 함께 이동하게 된다. 맨드릴 재질은 polyurethane 재료를 사용하여 전열관 내면에 긁힘(scratching)을 방지하도록 하였다. U-굽힘부에서의 위치별 ovality 측정은 측정 치구를 제작 사용하였으며, 벽두께의 변화는 초음파탐상기로 측정하였다. 제1열(R=76.2 mm) 전열관 외에 울진 3, 4호기에 사용된 제3열(R = 101.50 mm) 및 제7열(R = 152.40 mm) 굽힘 반경과 비슷한 크기인 R = 100 mm, R = 150.00 mm 전열관에 대해서도 굽힘가공하여 ovality를 비교하였다.

2.2 잔류응력 측정

잔류응력의 측정에는 여러 가지 방법을 사용할 수 있으나 본 실험에서는 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(Hole Drilling Method,HDM)을 사용하였다. 본 방법은 스트레인 게이지의 응력 이완법으로서 피 측정 재료를 미소하게 파괴하는 준 파괴적인 방법이기 때문에 일반적으로 많이 사용되고 있는 방법이다. 실험에 사용된 스트레인 게이지는 3축형의 Rosette Strain Gage(EA-06-062-RE-120)이며, 부착위치는 전열관의 축방향을 따라서 30° 각도별(ψ) 위치로 전열관 표면에 부착하였다. 게이지의 부착후 RS-200 Milling Guide로 게이지 중심을 정확히 맞춘후 초경 end-mill drill 로 게이지 중심에 직경 1.78 mm의 미소 관통구멍(through hole)을 뚫었다. 이때 응력이완(stress relieving)에 따른 3축 게이지의 각각 변형 이완량($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$)을 계측하여 잔류응력으로 환산하였다. 응력 환산은 Kirsch 해에 의하여 유도된⁷⁾ 이완 변형량을 응력으로 환산할 수 있는 관계식을 이용하였다.

잔류응력 측정면은 외측호(Extrados), 내측호(Intrados), 측면(flank)의 3 표면에 대하여 하였으며, 측면에 대하여는 $\psi = 60^\circ, 90^\circ$ 의 2 곳을 측정하였다. Fig. 2에 U 굽힘된 전열관의 응력 측정 부위에서 게이지 부착 위치 및 방위를 표시하고 있다. 스트레인 측정장치는 MM 사

(Micro-Measurement Group)의 P-3500 및 SB-10 Channel Indicator를 사용하였다.

3. 결과 및 토의

3.1 치수 평가

증기발생기 전열관은 벽 두께가 얇아서 굽힘 가공시 중립 축(neutral axis, NA)이 내측으로 이동하거나 내측호의 안쪽이 과잉 압축되면서 국부적으로 buckling이 생길 수 있다. 따라서 전열관의 U 굽힘시 벽 두께 및 ovality의 치수 정밀도가 허용오차 내로(ASTM B163-86a) 굽힘하는 것이 필요하다⁶⁾. 또한 국내 울진 3,4호기 증기 발생기에 사용중인 U 세관의 치수 허용 오차를 보면 1) 굽힘된 부분의 최대외경은 19.43 mm 이고, ASME CODE NB-4223.2 에서 규정한 진원도(ovality)는 8%를 초과할 수 없으며, 2) 구부린 부분의 두께감소는 원래두께의 7.5%를 초과할 수 없으나, 1열부터 4열까지는 10%의 두께감소를 허용하며, bend 부분의 최소두께는 적어도 0.97 mm 이상이 되는 요구조건에 만족하도록 규정하고 있다.

Fig. 3 은 내측호(intrados)와 외측호(extrados)- (Fig.2 에서 A, C 위치) 및 두 flank 면-(Fig. 2 에서 B,D위치)에 대한 위치별 두께 측정결과를 나타낸다. 내측호와 외측호의 두께변화는 상. 하 대칭적인 형태로서, 외측호면의 경우 원주방향의 인장응력에 의하여 두께가 감소되며, 내측호면은 반대로 압축응력에 의하여 초기 두께보다 증가되는 것으로 볼 수 있다. 그리고 초기 굽힘점 부근의 천이영역(transition region)에서 두께 변화가 보다 크게 일어나고 있으며, 외호면의 경우 굽힘이 끝나는 앞 지점인(smooth transition) $\psi = 160^\circ$ 근처에서 벽 두께가 1.038 mm 로 제일 얇게 된다. 굽힘후 벽두께(T_i)에 대한 ASTM 의 최소 요구치는 식 (1)과 같다.

$$T_i = T (2R)/(2R + D) \quad (1)$$

여기서 T = 굽힘전 벽두께의 최소허용치(mm), R = 굽힘반경 (centerline bend radius, mm), D= 튜브의 공칭외경(mm)이다. 식(1)에서 T=0.961mm, R=76.2mm, D=19.05mm 이므로 ASTM의 최소 두께 요구치를 계산하면 0.854 mm 가 된다. 따라서 Fig. 3에서 측정된 값들은 ASTM의 최소두께 보다 크며, 또한 울진 3,4호기에 사용된 전열관의 요구치인 0.97mm 보다 그 두께가 크게 됨을 보이고 있다. 전, 후 flanks 면에서의 벽 두께 변화는 굽힘 가공하지 않은 원래 전열관 두께와 거의 비슷한 값으로 거의 변화가 없으나, $\psi=160^\circ, 170^\circ$ 의 천이영역 부근과 초기 굽힘점에서 두께 변화가 미소하다.

Fig. 4 는 U 굽힘된 제1열 전열관의 축방향 ψ 각도에 따른 진원도(ovality) 변화를 보여준다. 진원도는 ovality (%) = $(D-Do)/Do \times 100$ 로 표현된 값으로, Do는 굽힘전 직경, D는 굽힘 후의 직경이다. 내호면측과 외호면측에 대한 결과를 보면, 초기 굽힘의 천이영역인 $\psi = 0^\circ$ 위치에서 음(-)의 값으로 제일 크게 변화되며, 굽힘의 전체 영역에서는 ψ 의 증가에 따라서 미소하게 감소되는 경향을 보인다. 결국 외측호면이 인장응력에 의하여 줄리면서 중립축이 내호면 쪽으로 이동하였음을 의미하고 있다. 전, 후 flanks 면에 대한 결과는 굽힘 전 ovality와 거의 변화가 없으나 굽힘의 시작과 끝 부분의 천이영역 근처에서 미소하게 증가되고 있다. 이와 같은 결과는 Fig. 3의 flanks 면에서의 ovality 와 두께변화는 대조적인 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다. 제1열 전열관의 ovality에 대한 전체적인 측정치를 보면 최대 약 4% 이내로서 ASTM의 최소 요구치 10% 및 국내 울진 3,4호기 발전소에 사용되는 전열관의 최소 허용치인 8% 이내에 포함되는 것으로 평가된다. 이상의 결과에서 잔류응력은 ovality 및 두께변화가 심한 굽힘의 시작과 끝나는 지점인 천이영역 부근에서 높을 것으로 예측된다.

Fig. 5는 굽힘 반경에 따른 ovality 변화를 나타낸 것으로 굽힘 반경이 클수록 ovality의 변

화가 크지 않음을 보인다. 굽힘 반경이 클수록 중립축의 이동이 미소함을 의미하고 있으며, flank 면에 대한 ovality 변화는 intrados/extrados의 변화에 비하여 굽힘 반경별에 따른 영향이 상대적으로 작다. 이러한 중립축의 이동현상은 중립축 아래의 내부 단면적이 외부가 감소하면 증가하게 되므로, 중립축은 높은 응력과 큰 단면적을 보상하기 위하여 안쪽으로 이동하는 것으로 생각할 수 있다. 중립축의 이동을 경감시키기 위하여 튜브 내부에 맨드릴이나 지지물을 채워서 굽힘가공 하는 경우가 있다. 그러나 내부 지지물은 튜브형태가 함몰되는 것은 막을 수 있으나 외부에 높은 인장 변형율이 부가될 수 있다. 본 실험에서 제1열 시제 전열관을 굽힘점에서 tube bore를 지지하는 원형 mandrel을 사용 없이 굽힘 성형을 하여본 결과, 중립축이 내측호면 쪽으로 크게 이동하였다. Alloy 690 전열관은 연성이 좋은 재료이기 때문에 가공력에 비하여 재료의 지탱력이 작아서 튜브형태가 쉽게 함몰됨을 확인하였다.

3.2 잔류응력

U 굽힘된 제1열 전열관의 잔류응력 계산은 평면응력(plain stress)하에서의 Kirsch 해에 입각하여 유도한 이완 변형량을 응력으로 환산할 수 있는 관계식 (2), (3), (4)을 이용하였다. 미소구멍을 뚫었을 때 측정된 이완상수 $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 로 부터 2개의 주응력과 방향을 계산할 수 있다^{7,8)}.

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

$$\sigma_{\min} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} + \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (3)$$

$$2\beta = \tan^{-1} \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2}{\epsilon_3 - \epsilon_1} \quad (4)$$

식(4)에서 β 는 3축 rosette 게이지에서 이완된 스트레인량에 의하여 결정되는 최대 주응력과 이루는 각도로서, 그 값이 양(+)인 경우는 1번 게이지를 기준으로 하여 시계방향, 음(-)인 경우는 반시계 방향으로 회전하는 것으로 하며, 다음과 같은 규칙에 의하여 주응력 축에 대한 방향을 결정하였다. 즉 변형량 $\epsilon_3 > \epsilon_1$ 이면 β 는 σ_{\max} 를 축으로 하는 각이며, $\epsilon_3 < \epsilon_1$ 이면 β 는 σ_{\min} 을 축으로 하는 각이다. 그리고 변형량 $\epsilon_3 = \epsilon_1$ 이면 β 는 45° 로서 $\epsilon_2 < \epsilon_1$ 일 경우는 $+45^\circ$ 기울기에서의 σ_{\max} 축이며, $\epsilon_2 > \epsilon_1$ 에서는 -45° 에서 σ_{\max} 축을 나타낸다.

β 를 갖는 주축 기울기에서 구하고자 하는 방향별 주응력은 2차원 응력상태의 Mohr's 원을 이용하면 식(5)와 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_{1,3} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\beta \quad (5)$$

식(5)에서 $\sigma_{1,3}$ 은 전열관에 부착한 rosette gage 번호로서 원주 및 축방향 응력을 나타낸다. 측정된 3축 rosette gage의 이완 변형량으로 부터 잔류응력 계산에 사용된 상수는 다음과 같다. \bar{a} , \bar{b} 는 D/Do에 의해 결정되는 무차원 상수로서 본 실험에서 사용된 Rosette Strain Gage 직경 D=5.13mm, 구멍직경 Do=1.78mm로서 D/Do = 2.88 이다. Through hole 방법에서(RE/RK rosette 게이지) 그 직경비가 2.88인 경우 ASTM E837-94a의 을 이용하면 \bar{a} , \bar{b} 를 얻을 수 있다^{8,9)}. Table 3에 3축 rosette 게이지의 기하학적 형상과 재료상수에 의하여 계산한 무차원 상수값들을 나타낸다.

인코넬 690 전열관의 포아송비(ν)는 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, Do 의 함수이다¹⁰. 3축 rosette strain gage를 사용하여 계측된 위치별 변형 이완량(strain relief)으로부터 계산한 잔류응력의 결과는 Figs. 6, 7, 8 과 같다.

Table 3. Dimensionless Coefficients Used to Stress Calculation

D/Do	\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

굽힘 가공을 하지 않은 직선 전열관의 표면 잔류응력 측정치는 축방향 잔류응력(axial residual stress, σ_{zz}) 은 -25 MPa 이며, 원주방향 잔류응력(hoop residual stress, $\sigma_{\theta\theta}$)은 -125 MPa 로 나타났다. 이 응력은 grinding, belt polishing 등의 최종 마무리 공정에서 도입된 응력으로 생각할 수 있다. 따라서 관 제조시 잔류응력의 영향을 고려하는 것이 필요할 것이다.

Fig. 6 은 외측호(extrados)에 대하여 ψ 각도 위치에 따른 원주 및 축 방향의 표면 잔류응력 결과를 나타낸다. 외측호면의 경우 전체적으로 압축 잔류응력이 존재하는 경향을 보이고 있으며, 잔류응력 정도는 원주방향($\sigma_{\theta\theta}$)의 경우 -157 MPa ~ -229 MPa 범위이며, 축방향(σ_{zz})은 -119 MPa ~ -319 MPa 이다. $\psi=0^\circ$ 의 천이영역 부근에서 σ_{zz} 는 -319 MPa 로 최대로서 응력변화가 크며, ψ 가 증가하는 위치로 갈수록 감소하는 경향을 보인다. 천이영역을 제외하면 원주 및 축방향의 응력 크기는 비슷하며, 잔류응력의 변화경향은 Fig. 4의 intrados/extrados 의 ovality 변화 경향과 비슷한 양상으로 잘 일치되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 7은 내측호(intrados)에 대한 ψ 각도별에 따른 원주 및 축방향의 표면 잔류응력 결과를 나타낸다. $\psi = 0^\circ$ 및 150° 부근에서 잔류응력이 크게 변화되고 있으며, $\psi=0^\circ$ 에서 σ_{zz} 및 $\sigma_{\theta\theta}$ 는 인장응력으로 변화되고 있다. 외호면의 압축 잔류응력에 비하여 전체적으로 낮은 값을 보이고 있다.

Fig. 8 는 $\psi=30^\circ$ 및 90° 의 측각 위치에서 top extrados, bottom intrados, flank 면(Fig.2 의 A,C,B 위치)에 대한 잔류응력치의 비교 결과이다. Flank 면의 잔류응력은 bottom intrados 나 top extrados 의 압축 잔류응력과는 달리 인장 잔류응력 상태에 있다. $\psi = 30^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 137$ MPa, $\psi = 90^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 170$ MPa 임을 보인다. $\psi = 30^\circ$ 에 비하여 $\psi = 90^\circ$ (apex)의 위치에서 응력값이 높다. SCC 에 susceptible 한 응력치는 100 MPa 정도로서, flank 면에서 측정된 170 MPa의 인장 잔류응력은 SCC 를 구동시킬 수 있는 충분한 응력치가 된다. 이상의 결과에서 증기발생기 전열관의 굽힘시 도입되는 응력상태는 각 측정면 별에 따라서 응력상태가 압축에서 인장으로 복잡하게 변화함을 알 수 있다. 따라서 전열관의 굽힘시 도입된 응력상태는 multiple stress 로서 관재나 보(beam)의 굽힘 이론으로 응력을 해석하기 어려울 것으로 생각된다¹¹.

전열관 내면(1차측)의 잔류응력은 튜브 내면에 스트레인 게이지의 부착이 어려우므로 측정이 곤란하다. 또한 일반적으로 사용되는 X-ray 법으로도 측정이 불가능하다. 따라서 측정된 2차측의 표면잔류응력 결과로부터 1차측(I.D extrados 및 I.D intrados)에 대한 응력을 예측하고자 C.O. Ruud 등의 연구결과를 인용하기로 한다¹². Ruud는 U 굽힘된 인코넬 600 전열관 내면(I.D) 의 잔류응력을 조사하기 위하여 중립축(N.A)을 중심으로 내호측 단면(intrados section) 과 외호측 단면(extrados section)으로 전열관을 2등분하여 자른 후 X-ray 방법으로 측정하였다. 측정결과 I. D

의 응력은 O.D 의 응력에 대하여 거울(mirror)과 같이 반대 크기의 응력이 존재하는 것으로 조사되었다. 또한 전열관 표면을 electropolishing 하여 표면아래 깊이별로 잔류응력을 조사할 경우도 외측의 압축응력에 대응하여 내측으로 갈수록 인장응력이 증가되는 것으로 나타났다. 따라서 본 실험에서 얻은 회측호 및 내측호의 표면 압축 잔류응력은 튜브내면(I.D)에서는 반대로 인장응력 상태로 볼 수 있으며, 외호면의 내측(I.D extrados)이 내호면의 내측(I.D intrados)에 비해 높을 것으로 판단된다. 따라서 가장 높은 인장 잔류응력은 I.D extrados 의 $\psi = 0^\circ$ 인 천이영역(irregular transition) 위치일 것으로 예측된다.

1차측의 경우 잔류응력 외에 pressure stress(Δp) 를 원주($\sigma_{\theta\theta}$) 및 축(σ_{zz}) 방향에 대하여 고려하면, 설계압력은 1차측의 경우 약 17.24 MPa (= 2500 psi, 고리 1,2 및 영광 3,4 호기의 경우) 이고, 2차측의 경우는 약 8.26 MPa (=1200 psi) 이다. 따라서 1차측의 원주 및 축방향의 pressure stress 는

$$\sigma_{zz} = \frac{p \Delta b}{2t} \cong 65 \text{ MPa}, \quad \sigma_{\theta\theta} = \frac{p \Delta b}{t} \cong 130 \text{ MPa}$$

로 원주응력이 130 MPa 로 높다. 잔류응력 외에 가동중 130 MPa 크기의 hoop stress가 전열관 직접 인장응력으로 부가되어 작용한다.

4. 결 론

Alloy 690 제1열 시제 전열을 U 굽힘 가공할 시 굽힘 변형으로 도입된 표면 잔류응력 및 굽힘 단면에서 벽두께 및 진원도 변화를 조사하였다. 외측호의 표면 잔류응력은 원주 및 축 방향 모두 압축 잔류응력으로 $\psi=0^\circ$ 에서 축방향으로 -319 MPa 로 가장 높았으며 이 영역에서 응력이 크게 변화하였다. 내측호의 표면 잔류응력은 $\psi=0^\circ, 150^\circ$ 의 천이영역 부근에서 응력변화가 심하며 $\psi=0^\circ$ 에서 원주 및 축방향 응력은 인장응력 상태를 보였다. 측면의 표면 잔류응력은 인장응력으로 $\psi=90^\circ$ (apex)에서 최대 190 MPa 로 축응력이 원주응력보다 높았다. 굽힘 가공으로 도입된 잔류응력치는 벽두께 보다는 진원도 변화와 일치되는 경향을 보였다. U 굽힘된 시제 전열관의 벽두께 및 진원도를 측정된 결과 ASTM의 치수허용치내에 포함되는 것으로 평가되었다. 가장 높은 인장 잔류응력은 외측호 내면(1차측)의 $\psi = 0^\circ$ 인 천이영역 위치일 것으로 예측된다.

참고문헌

1. R.G.Aspden, J.W. Carter, and L.P. Morgan, " Cracking of Inconel 600 Steam Generator U-Bends from the Primary Side", *Corrosion* 82, Huston, paper No. 206, 1982.
2. C.E. Schoemaker, "U-Bend Tube Cracking in Steam Generators," *EPRI WS-80-136*, June, 1981.
3. R. Randy, and D.V. Rooyer, "Stress Corrosion Cracking of Inconel Alloy 600 in High Temperature Water-An Update," *Corrosion* 83, California, April 18-22, 1983.
4. S.Yashima, and K.Uragami, "Studies of Steam Generator U-Tubes Affecting Stress Corrosion Cracking," *ASME*, paper No. 82-NE-5, 1982.
5. P.H.Berge, H.D.Bui, J.R.Donati, and D.Villard, "Residual Stresses in Bent Tubes for Nuclear Steam Generators," *Corrosion-NACE*, Vol. 32, No.9, Sept., 1976.
6. "Standard Specification for Seamless Nickel and Nickel Alloy Condenser and Heat Exchanger Tube," *ASTM B163-86a*, pp. 62-71, May, 1986.
7. "Measurements of Residual Stress by the Hole-drilling Strain-Gage Method, *Measurements Group Tech Note TN-508-3*, 1988.

8. W.E. Nickola, "Practical Subsurface Residual Stress Evaluation by Hole-Drilling Method," *Proc. of SEM Spring Conference on Experimental Mechanics*, pp.47-53, 1986.
9. "Standard Test Method of Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method", *ASTM Standard E837-94a*, pp.1-7, 1994.
10. "Inconel Alloy 690," *Huntington Alloys, Inc.*, 1980.
11. C.O. Ruud, D.J. Snoha, D.P. Ivkovich, A.R. McIlree, "Residual Stresses in Inconel 600 U-Bend Heat Exchanger Tubes," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.112, pp.169-174, May, 1990.
12. C.O. Ruud, "Residual and Applied Stress Analysis of on Alloy 600 Row 1 U-Bend," *EPRI NP-5282, Project S303-3*, Sept., 1987.

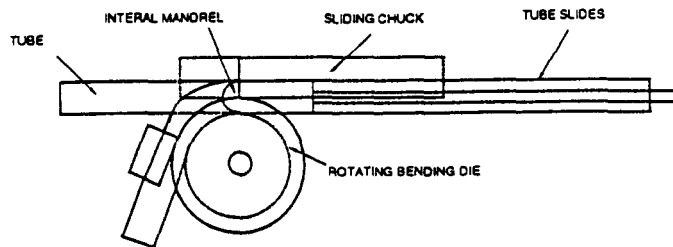


Fig.1. Diagrams of U-Bending Methods by Fixed Cylindrical Mandrel.

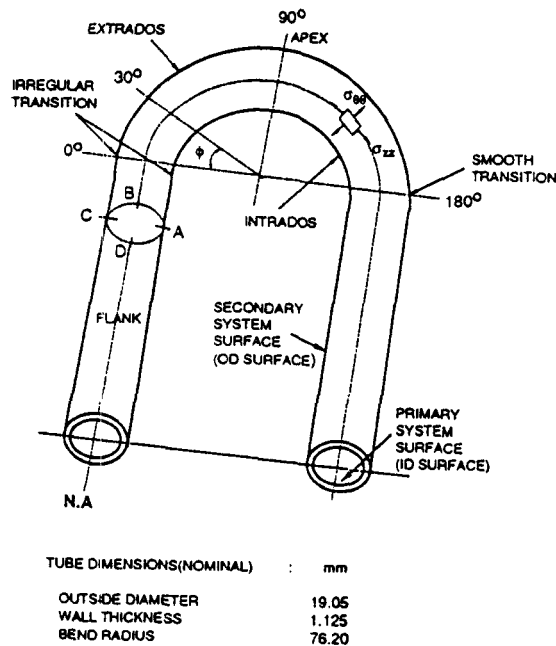


Fig.2. Descriptions Showing the Axial and Azimuthal of Locations on the U-Bend Tubes Including the Intrados, Extrados and Flanks.

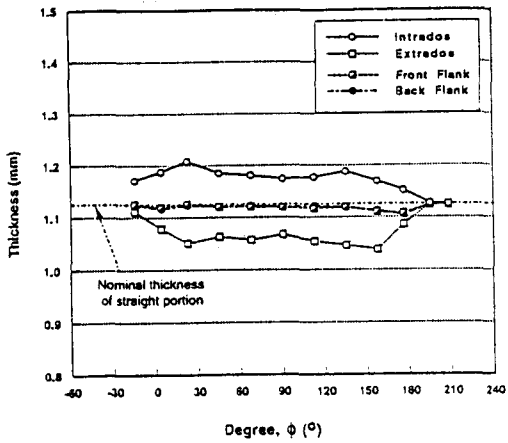


Fig.3. Thickness Along the Position in Degree(ψ).

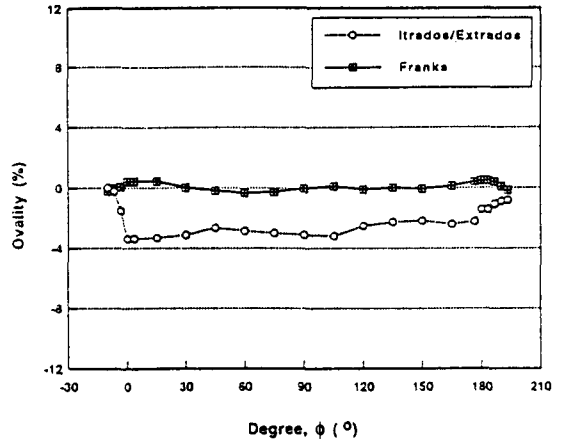


Fig.4. Ovality Along the Position in Degree(ψ).

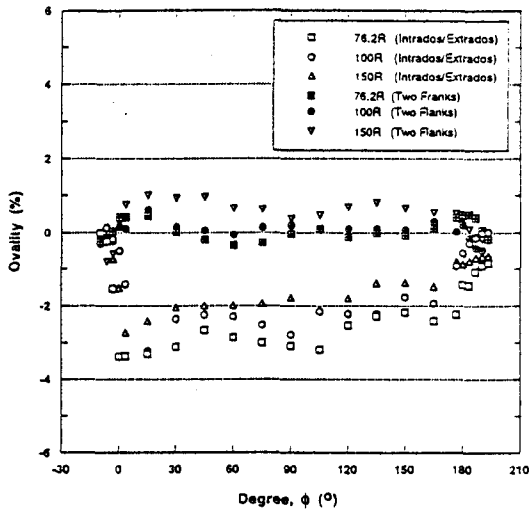


Fig.5. Ovality with Bend Radius.

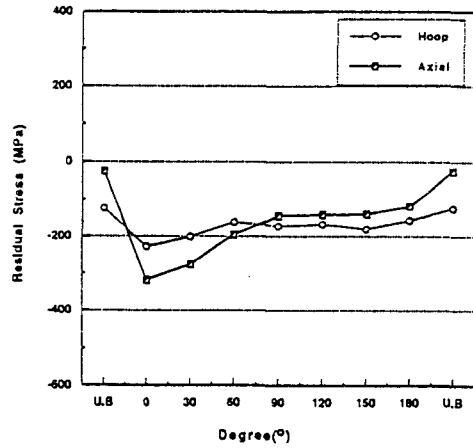


Fig.6. Residual Stresses Along the Extrados in the U-Bend Row-1 Tubes.

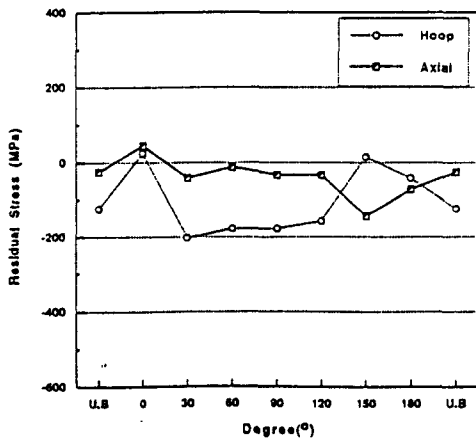


Fig.7. Residual Stresses Along Intrados in the U-Bend Row-1 Tubes.

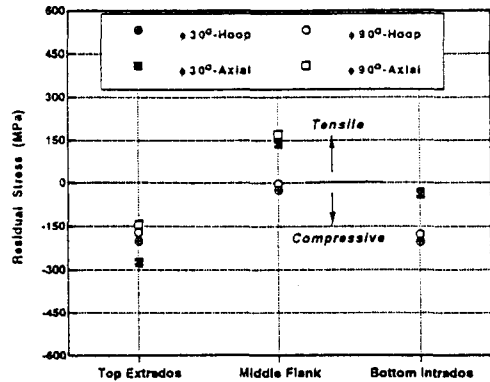


Fig.8. Residual Stresses on Extrados(A), Intrados(C) and Franks(B) Sides at the Axial Position $\psi=30^{\circ}$ 90° in degree