

UNS N06690 제1열 시제 전열관의 U-굽힘성형에서 형상변화와 표면잔류응력

김우곤* · 장진성* · 국일현* · 주진원** · 김성청**

(1997년 6월 4일 접수)

Geometric Variations and Surface Residual Stresses in U-Bending Processes of an UNS N06690 Row-1 Heat Exchanger Tubes

Woo Gon Kim, Jinsung Jang, Il Hiun Kuk, Jin Won Joo and Sung Chung Kim

Key Words : U-Bending Process(U-굽힘가공), Residual Stress(잔류응력), Hole Drilling Method
(구멍뚫기방법), Relieved Strain(이완변형률), Rosette Strain Gages(로젯 스트레
인 게이지), Tube Wall Thickness(전열관두께), Ovality(진원도)

Abstract

Surface residual stresses as well as wall thickness and ovality changes after U-bending process on UNS N06690 row-1 heat exchanger tubes, were estimated. Surface residual stresses were measured by Hole Drilling Method(HDM), calculating the stresses from relieved strains of 3 rosette strain gages. After bending of the tubes, dimensional tolerances for wall thickness and ovality were satisfied with ASTM requirements. Residual stresses at the extrados were introduced with compressive stress(-) by bending operations, and its maximum value reached -319 MPa in axial direction at $\phi=0^\circ$ in position. Tensile residual stresses(+) of $\sigma_{zz}=45$ MPa, $\sigma_{zz}=25$ MPa were introduced in the intrados surface at position of $\phi=0^\circ$. Maximum tensile residual stress of 170 MPa was detected on the flank side at position of $\phi=90^\circ$, i. e., at apex region. It appeared that higher stress gradients were generated at the irregular transition regions. In the trend of residual stress changes with U-bend position, the extrados is related with the changes of ovality and the intrados is related with the changes of wall thickness.

1. 서 론

가압 경수로형(PWR's) 증기발생기 전열관의 응력부식균열(stress corrosion cracking, SCC)은 지난 수년동안 원자력발전소에 주요한 관심사가 되어 왔다.⁽¹⁾ 1970년대 이후 인코넬 600(미국 INCO사의 상표명) 재료의 SCC 저항성이 문제가 됨에 따라,

최근에 와서는 인코넬 690(UNS N06690, 이하 Alloy 690으로 표기) 재료로 대체되고 있다. 전열관의 주손상기구 가운데 하나는 입계응력부식균열(intergranular stress corrosion cracking, IGSCC)로서 그 실행조건은 균열진전방향에 대하여 직각방향으로 초기균열을 일으킬 수 있는 인장잔류응력(tensile residual stress)이 존재하는 것이다.^(2~4)

전열관중 가장 안쪽에 배치된 제1열 전열관에 대하여 많은 손상사례들이 보고되고 있으며, Berge

*한국원자력연구소 원자력신소재개발

**회원, 충북대학교 기계공학과

등⁶⁾은 전열관에는 3가지 형태의 응력이 도입, 존재할 수 있다고 하였다. 첫째는 전열관의 제조공정에 의해 유발된 잔류응력, 둘째는 U-굽힘 및 확장(tube expansion) 작업중에 발생한 잔류응력, 셋째는 사용중 여러가지 서비스응력(열응력, 진동, 응력을 유발하는 압력) 등으로 보고하고 있다. 이들 응력들은 재료의 제조공정 및 사용 중에 복합적으로 도입될 수 있는 응력들이다. 제1열 전열관의 경우 굽힘반경이 가장 작기 때문에 U-굽힘가공시 가공변형 응력에 의하여 벽두께의 변화 및 튜브단면의 진원도(ovality) 변화와 같은 심한 형상변화를 가져올 수 있으며, 잔류응력 또한 형상변화가 발생된 그 위치에서 국부적으로 높을 수 있다. 따라서 전열관 제조시 U-굽힘가공으로 발생한 전열관의 형상변화 및 잔류응력의 정량적 평가가 필요하며, 전열관 단면의 형상변화와 잔류응력과의 상호관계를 검토하므로써, 사용중 손상 가능성이 높은 부위를 예측할 수 있다.

본 기술 논문에서는 국산 Alloy 690 시제 전열관을 제조하기 위하여 제1열 세관을 U-굽힘성형가공할 시 발생하는 벽두께 및 진원도 변화의 치수공차가 ASTM 요구조건을 만족하는지 평가하였으며, 굽힘가공으로 전열관 표면에 도입된 잔류응력 크기를 위치별로 측정하여 조사하였다. 그리고 U 굽힘부에서 형상변화와 잔류응력과의 상호관계를 위치별로 검토하여 손상발생 가능위치를 제시하였다. 잔류응력의 측정에는 전열관에 부착된 스트레인 게이지에 미소구멍을 뚫을 때 측정되는 이완 변형률(relieved strain)로부터 응력을 환산하는 구멍뚫기 방법(hole drilling method)을 사용하였다.

2. 실험

2.1 굽힘가공방법

실험에 사용된 Alloy 690 시제전열관은 진공유도용해(vacuum induction melting) 방법으로 합금을 용해한 후, 열간단조, 압출, 1, 2차 냉간압연(cold pilgering), 밀-어닐링(Mill Annealing, MA) 열처리, 정밀교정(straightening) 및 표면연마(polishing) 공정 등 수회의 열-기계가공을 거쳐 제조한 것이다. 본 시편은 삼미특수강(현 창원특수강)의 설비를 이용하여 제조한 것으로 최종 MA 열처리는 1070°C에서 8분간 환원성 분위기에서 실시하였다. 전열관의 최종 공칭치수는 외경 19.05 mm, 두께

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 stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
412	792	38

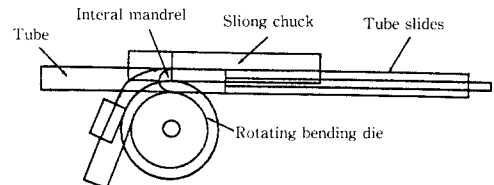


Fig. 1 Schematic diagram of U-bending methods by fixed cylindrical mandrel.

1.125 mm이며, 화학조성 및 기계적 특성은 Tables 1, 2와 같다.

시제전열관의 U-굽힘성형가공방법을 Fig. 1에 나타내었다. 굽힘다이는 전열관과 함께 회전하며 튜브내부에 설치된 맨드릴이 굽힘점에서 고정되는 고정원형 맨드릴(fixed cylindrical mandrel)방법을 사용하였다. 내부 맨드릴은 초기 굽힘점에서 전열관과 접선으로 가공하도록 하여 굽힘을 원활히 하도록 하며, 전열관의 외측호(extrados)가 인장응력에 의하여 줄리면서 안쪽으로 이동하는 것을 방지하는 역할을 한다. 맨드릴 재료는 경화수지인 폴리우레탄 재질로 하여 전열관 내면에 긁힘이 발생하는 것을 방지하도록 하였다. 본 방법은 전열관 내부에 볼-맨드릴을 사용하는 굽힘하는 방법에 비해 잔류응력치가 낮게 도입되는 것으로 알려지고 있다.

U-굽힘부에 대한 위치별 벽두께의 변화는 초음파탐상기를 이용하여 측정하였으며, 진원도 측정은 전열관의 위치를 알 수 있는 참고 눈금이 표시된 측정치구를 제작 사용하였다. 제1열(R=76.2 mm) 전열관 외에 국내 울진 3, 4호기 발전소에 사용된 제3열(R=101.50 mm) 및 제7열(R=152.40 mm) 전열관과 굽힘반경이 비슷한 크기인 R=100 mm, R=150.00 mm 전열관에 대해서도 굽힘가공하여

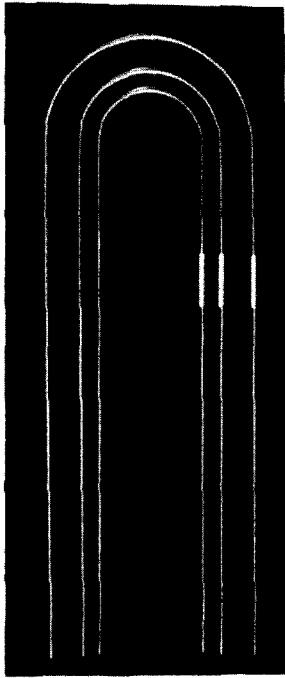


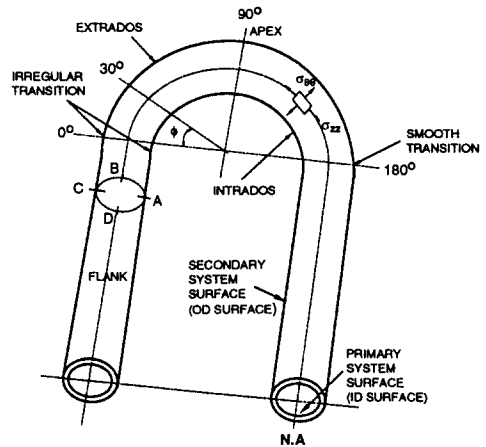
Fig. 2 Photographs of U-bent alloy tubes(R=76.2, 100.0, 150.0 mm).

진원도를 비교 조사하였다. Fig. 2에 굽힘 반경별로 굽힘성형된 Alloy 690 시제전열관의 사진을 보여주고 있다.

2.2 잔류응력 측정방법

잔류응력의 측정에는 여러가지 방법을 사용할 수 있으나 본 실험에서는 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(Hole Drilling Method, HDM)을 사용하였다. 이 방법은 스트레인 게이지를 이용하여 구멍뚫기과정에서 이완되는 변형물을 측정하고, 이로부터 원래 재료에 존재하였던 잔류응력을 결정하는 방법으로서, 피측정재료를 미소하게 파괴하는 준 파괴적인 방법이고 정확도가 높은 것으로 알려져 있기 때문에 일반적으로 많이 사용되고 있는 방법이다.

실험에 사용된 스트레인 게이지는 이와 같은 목적을 위하여 스트레인 게이지 3개가 45° 간격으로 배치된 로젯 스트레인 게이지(EA-06-062-RE-120)였으며, 부착위치는 Fig. 3과 같이 전열관의 축방향을 따라서 $\phi=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ, 180^\circ$ 위치와 굽힘영향이 없는 직선부 한곳을 선택하여 전열관 표면에 부착하였다. 잔류응력 측정면은



TUBE DIMENSIONS(NOMINAL)	mm
OUTSIDE DIAMETER	19.05
WALL THICKNESS	1.125
BEND RADIUS	76.20

Fig. 3 Descriptions showing the axial and azimuthal locations on the U-tubes including the intrados, extrados and flank.

외측호(extrados), 내측호(intrados), 측면(flank)의 3표면에 대하여 실시하였으며, flank 면에 대하여는 $\phi=60^\circ, 90^\circ$ 의 2곳을 측정하였다. 본 실험에서는 3번 스트레인 게이지를 관의 축방향과 일치하도록 부착하였다.

게이지의 부착후 RS-200 milling guide로 게이지 중심을 현미경으로 정확히 맞춘 후 초경 앤드-밀 드릴(end-mill drill)로 게이지 중심에 직경 1.78 mm의 미소 관통구멍(through hole)을 뚫었다. 이때 응력이완에 따른 3축 게이지의 각각 이완 변형률($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$)을 잔류응력으로 환산하였다. 응력환산은 Kirsch 해에 의하여 유도된 이완 변형률을 응력으로 환산할 수 있는 관계식을 이용하였다.

Fig. 3에 U-굽힘된 전열관의 응력측정 부위에서 게이지 부착위치 및 방향을 표시하고 있다. 스트레인 측정장치는 MM(Micro-Measurement)사의 P-3500 및 SB-10 채널 인디게이터를 사용하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 치수평가

3.1.1 두께 측정결과

증기발생기 전열관은 벽두께가 얇아서 굽힘가공시 증립축이 내측으로 이동하거나 내측호의 안쪽이

과잉압축되면서 국부적으로 좌굴이 생길 수 있다. 따라서 전열관의 U-굽힘시 벽두께 및 진원도의 치수 정밀도가 허용오차 이내로 (ASTM B163-86a)⁽⁶⁾ 굽힘하는 것이 필요하다. 또한 국내 울진 3, 4호기 증기발생기에 사용중인 U-전열관의 치수허용오차를 보면, (1) 굽힘된 부분의 최대 외경은 19.43 mm 이고, ASME CODE NB-4223.2에서 규정한 진원도는 8%를 초과할 수 없으며, (2) 전열관의 굽은 부분의 두께감소는 원래 두께의 7.5%를 초과할 수 없도록 제한 되어 있으나, 1열부터 4열까지의 전열관에 대해서는 10%의 두께감소를 허용하며, 최소 두께는 적어도 0.97 mm 이상이 되는 요구조건에 만족하도록 규정하고 있다.

Fig. 4는 내측호와 외측호(Fig. 3에서 A, C 위치) 및 두 측면(Fig. 3에서 B, D위치) 각각에 대하여 측정방향을 따른 두께 측정결과를 나타낸다. 내측호와 외측호의 두께변화는 굽힘가공을 하지 않은 원래 두께에 대하여 상·하 대칭적인 형태로서, 외측호 면의 경우 원주방향의 인장응력에 의하여 두께가 감소되며, 내측호 면은 반대로 압축응력에 의하여 원래 두께보다 증가되는 것으로 볼 수 있다. 그리고 초기 굽힘점 부근의 천이영역(transition region)에서 두께변화가 크게 일어나고 있으며, 외호면의 경우 굽힘이 끝나는 앞 지점인(smooth transition) $\phi=150^\circ$ 근처에서 벽두께가 제일 얇게 된다. 전, 후 flanks 면에서의 벽두께 변화는 거의 없으나, $\phi=0^\circ$ 및 $\phi=170^\circ$ 의 천이영역 부근에서 두께변화가 어느정도 나타나고 있다.

굽힘후 벽두께(T_f)에 대한 ASTM의 최소 요구

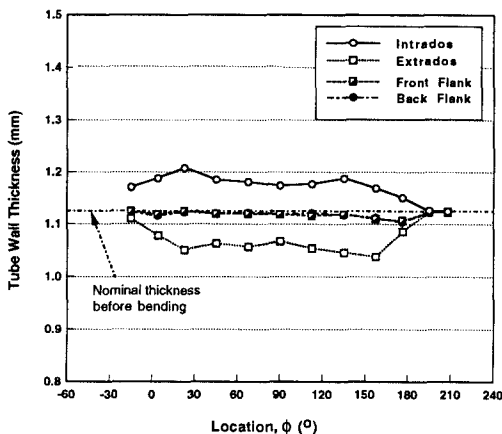


Fig. 4 Thickness along the position in degree on the row-1 U-bent tube.

치는 식 (1)과 같다.

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

여기서, T =굽힘전 벽두께의 최소 허용치(mm), R =굽힘반경(centerline bend radius, mm), D =튜브의 공칭외경(mm)이다. 본 측정에 사용한 U형 제1열 전열관은 $T=0.961$ mm, $R=76.2$ mm, $D=19.05$ mm이므로 ASTM의 최소 두께 요구치를 계산하면 0.854 mm가 된다. 따라서 Fig. 4에서 측정된 값들은 ASTM의 최소두께보다 크며, 울진 3, 4호기에 사용된 전열관의 요구치 0.97 mm보다 그 두께가 크게 됨을 보이고 있다. 그리고 두께감소의 최대비율은 7.7 %로서 ASME code에도 만족하고 있음을 보이고 있다.

3.1.2 진원도 측정결과

Fig. 5는 굽힘 반경별($R=76.2$ mm, $R=100$ mm, $R=150.00$ mm) 측정방향 ϕ 각도에 따른 진원도 변화를 나타낸다. 진원도, ovality (%) = $(D - D_o) / D_o \times 100$ 로 표현된 값으로, D_o 는 굽힘전 직경, D 는 굽힘후의 직경이다. 내·외호면에 대한 결과를 보면 굽힘반경이 가장 작은 제1열 전열관의 진원도 변화가 가장 크며, 굽힘반경이 클수록 진원도 변화가 작음을 보인다. 초기 굽힘의 천이영역인 $\phi=0^\circ$ 위치에서 음(-)의 값으로 제일 크게 변화되며, 굽힘의 전체 영역에서는 ϕ 의 증가에 따라서 감소되는 경향을 보인다. 전, 후 flanks면에 대한 결과는 내·외측호간의 변화에 비하여 상대적으로 작음을 알 수 있다. 제1열 전열관의 경우 굽힘의 시작과 끝부분의 천이영역 부근에서 미소하게 증가되고 있다. 따라서 잔류응력도 진원도 및 두께변화가 심한 천이영역 부근에서 높을 것으로 예측된다.

진원도 변화가 가장 큰 제1열 전열관에 대하여 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 평가되고 있다.

전열관의 굽힘가공시 진원도가 변하는 것은 외측호가 인장응력에 의하여 줄리면서 중립축이 내호면 쪽으로 이동하는 것으로 볼 수 있다. 즉, 중립축 아래의 내부 단면적은 외부가 감소하게 되면 증가하게 되므로, 중립축은 높은 응력과 큰 단면적을 보상하기 위하여 안쪽으로 이동하는 것으로 생각할 수 있다. 이와같이 굽힘가공에서 중립축의 이동을 경감시키기 위하여 튜브 내부에 맷드릴이나 지지물

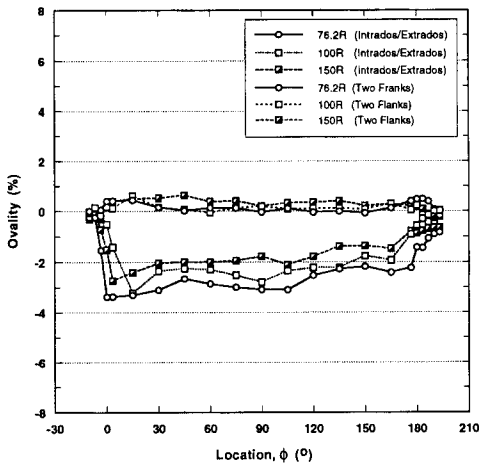


Fig. 5 Ovality with bend radius, R=76.2 mm, R=100 mm, and R=150 mm.

을 채워서 굽힘가공하는 방법을 채택하는 경우가 있다. 그러나 내부 지지물은 튜브형태가 함몰되는 것은 막을 수 있으나 재료외부에 높은 인장변형률이 부가될 수 있다. 본 실험에서 제1열 시제전열관을 초기 굽힘점에서 튜브내부를 지지하는 원형 밴드릴의 사용없이 굽힘성형을 하여본 결과, 외호면이 내측호면 쪽으로 크게 이동(중립축의 이동)하여 튜브형태가 함몰됨을 확인할 수 있었다. 이러한 이유는 Alloy 690 전열관의 경우 연성이 좋고 벽 두께가 얇아서 가공력에 비하여 재료의 지탱력이 작기 때문으로 생각된다.

3.2 잔류응력 측정결과

3.2.1 측정 변형률의 Data 처리

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. 깊이방향은 따라서 임의로 변하는 응력장에 대한 이완 변형률과 잔류응력과의 관계를 정립한 논문^(7,9)들이 발표되고 있으나, 본 측정대상은 전열관의 두께가 뚫리구멍 (through hole)의 직경보다 작으므로 다음의 이론식들을 이용하여도 큰 문제가 없을 것으로 판단하였다. 미소구멍을 뚫었을 때 계속된 이완상수 ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3 로부터 2개의 주응력 σ_{max} , σ_{min} 과 방향 β 를 계산할 수 있다.⁽¹⁰⁻¹²⁾

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

Table 3 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}

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

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

여기서 \bar{A} , \bar{B} 는 잔류응력과 이완변형률 사이의 관계를 나타내는 이완상수로서 재료상수와 게이지 구멍의 기하학적 형상에 의하여 결정되는 상수이다. 본 실험에서 사용한 로젯 게이지에 대한 무차원 이완상수는 참고문헌⁽¹⁰⁾에 의하여 다음 식 (5)로 이완상수 \bar{A} , \bar{B} 를 구할 수 있다.

$$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E}\bar{a}, \quad \bar{B} = -\frac{1}{2E}\bar{b} \quad (5)$$

\bar{a} , \bar{b} 는 D/Do의 비에 의해 결정되며 본 실험에 사용된 로젯 스트레인 게이지 직경은 D=5.13 mm, 구멍직경 Do=1.78 mm로 그 값은 2.88이다. Through hole 방법에서 (RE/RK rosette 게이지인 경우) 그 직경비가 2.88인 경우 ASTM E837-94a을 이용하면 \bar{a} , \bar{b} 를 얻을 수 있다.^(10,12) Table 3은 3축 로젯 게이지의 기하학적 형상과 식 (5)에 의하여 계산한 무차원 상수 값들을 나타낸다. 인코넬 690 전열관의 푸아송비(ν)는 0.289, 탄성계수(E)는 211×10^3 MPa 이다.⁽¹³⁾

식 (4)에서 β 는 3축 로젯 게이지에서 이완된 스트레인 량에 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° 기울기에서의 σ_{max} 축이며, $\epsilon_2 > \epsilon_1$ 에서는 -45°에서 σ_{max} 축을 나타낸다.

본 실험에서는 3번 스트레인 게이지를 전열관의 축방향과 일치하게 부착하였고, 1번 스트레인 게이지를 원주방향에 일치시켜 부착하였다. 따라서 축방향 응력과 원주방향 응력 및 전단응력은 2차원 응력상태의 Mohr의 원을 이용하여 다음 식 (6),

Table 4 Rosette strains on extrados, intrados and flank surfaces.

Position (ϕ) Strain($\mu\text{m}/\text{m}$)		Unbent (U. B)	$\phi=0^\circ$	$\phi=30^\circ$	$\phi=60^\circ$	$\phi=90^\circ$	$\phi=120^\circ$	$\phi=150^\circ$	$\phi=180^\circ$
Extrados	ε_1	130	115	105	96	132	128	143	126
	ε_2	82	134	98	87	79	85	73	32
	ε_3	-28	260	223	157	86	85	76	63
Intrados	ε_1	130	-7	212	186	175	165	-80	15
	ε_2	82	-21	70	88	75	74	56	25
	ε_3	-28	-42	-45	-62	-38	-35	170	64
Flanks	ε_1	130	-	92	-	76	-	-	-
	ε_2	82	-	-60	-	-54	-	-	-
	ε_3	-28	-	-168	-	-192	-	-	-

Table 5 Results of the calculated residual stresses on extrados, intrados and flank surfaces.

Position (ϕ) Strain(MPa)		Unbent (U. B)	$\phi=0^\circ$	$\phi=30^\circ$	$\phi=60^\circ$	$\phi=90^\circ$	$\phi=120^\circ$	$\phi=150^\circ$	$\phi=180^\circ$
Extrados	σ_{\max}	-21	-217	-183	-151	-135	-136	-130	-94
	σ_{\min}	-129	-331	-295	-207	-183	-174	-191	-182
	2β	20.14°	36.40°	48.20°	52.20°	-52.40°	-45.50°	-47.40°	-63.20°
	σ_{zz}	-25	-319	-276	-196	-145	-142	-140	-119
	$\sigma_{\theta\theta}$	-125	-229	-202	-162	-173	-168	-181	-157
	$\tau = -\tau'$	± 19.7	± 33.8	± 41.7	± 22.1	± 19.0	± 13.4	± 22.4	± 39.2
Intrados	σ_{\max}	-21	46	-40	-10	-32	-32	15	-39
	σ_{\min}	-129	24	-204	-170	-168	-158	-145	-75
	2β	20.14°	10.40°	5.80°	11.80°	3.40°	5.00°	5.00°	30.60°
	σ_{zz}	-25	45	-41	-12	-33	-33	-145	-72
	$\sigma_{\theta\theta}$	-125	25	-203	-178	-178	-158	15	-42
	$\tau = -\tau'$	± 19.7	± 1.9	± 8.2	± 16.3	± 4.0	± 5.4	± 6.9	± 9.1
Flanks	σ_{\max}	-21	-	139	-	170	-	-	-
	σ_{\min}	-129	-	-29	-	-2	-	-	-
	2β	20.14°	-	-9.60°	-	-1.70°	-	-	-
	σ_{zz}	-25	-	137	-	170	-	-	-
	$\sigma_{\theta\theta}$	-125	-	-24	-	-2	-	-	-
	$\tau = -\tau'$	± 19.7	-	± 14.0	-	± 2.55	-	-	-

β : The angle from gage No. 1 to the nearer principal axis,

σ_{zz} : Axial residual stress, $\sigma_{\theta\theta}$: Hoop residual stress,

(7)에 의하여 계산될 수 있다.

$$\sigma_{1,3} = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \pm \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \cos 2\beta \quad (6)$$

$$\tau_{1,3} = \pm \frac{1}{2} (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \sin 2\beta \quad (7)$$

3.2.2 결과 및 토의

Table 4는 로켓 게이지가 부착된 각 지점에서 구멍을 뚫은 후에 측정된 이완 변형률의 값을 나타내고 있으며, 식 (2), (3), (4)와 식 (6)에 의해 계산된 잔류응력은 Table 5와 같다. 굽힘 가공을 하지 않은 직선 전열관의 표면잔류응력 측정치는 축방향 잔류응력(axial residual stress, σ_{zz})이 -25 MPa이며, 원주방향 잔류응력(hoop residual stress, $\sigma_{\theta\theta}$)이 -125 MPa로 나타났다. 이 응력은 전열관의 제조공정중에서 도입된 응력으로 볼 수 있으며, 특히 표면 마무리공정인 정밀교정 및 연마공정(grinding, belt polishing)에서 도입된 응력으로 생각된다. 따라서 이들 마무리공정들은 재료의 최종 잔류응력치를 결정하므로 전열관 제조시 잔류응력의 영향을 고려하는 공정조건을 확립하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

Fig. 6은 외측호(extrados)에 대하여 ϕ 각도 위치에 따른 원주 및 축방향의 표면잔류응력 결과를 나타낸다. 전체적으로 압축잔류응력(-)이 존재하는 경향을 보이고 있으며, 잔류응력의 크기는 원주응력($\sigma_{\theta\theta}$)의 경우 -157 MPa ~ -229 MPa 범위이며, 축응력(σ_{zz})은 -119 MPa ~ -319 MPa이다. $\phi = 0^\circ$ 의 천이영역에서 σ_{zz} 는 -319 MPa로 응력변화가 가장 크며, ϕ 값이 큰 위치로 갈수록 감소하는 경

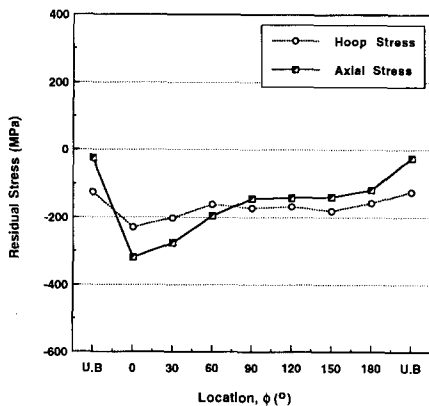


Fig. 6 Residual stresses along extrados on the row-1 U-bent tube.

향을 보인다. 천이영역을 제외하면 원주응력 및 축응력 크기는 비슷하게 분포되고 있다.

U-굽힘에 의해 발생하는 잔류응력은 굽힘가공을 하지 않은 잔류응력과의 차이로 볼 수 있는데, 외측호의 표면은 굽힘가공에 의해서 전체적으로 압축 잔류응력이 추가되었으며 σ_{zz} 의 경우 최대 -294 MPa이 부가 되었음을 알 수 있다.

Fig. 7은 내측호(intrados)에 대한 ϕ 각도별 위치에 따른 원주 및 축방향의 표면잔류응력 결과를 나타낸다. 원주 및 축응력은 $\phi = 0^\circ$ 와 $\phi = 150^\circ$ 의 천이영역 부근에서 잔류응력이 크게 변화되고 있으며, 이 영역을 제외한 전 위치에서는 굽힘전 응력과 비슷한 크기인 응력이 균일하게 분포되고 있다. $\phi = 0^\circ$ 에서 굽힘가공을 하지 않은 전열관과의 응력차가 $\sigma_{zz} = 70$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 150$ MPa로서 굽힘 가공으로 변화된 응력치를 의미하고 있으며, 그 최종 잔류응력치는 $\sigma_{zz} = 45$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 25$ MPa임을 보인다.

Figs. 7, 8의 결과에서처럼 U-굽힘가공으로 인한 내·외측호의 잔류응력의 변화 결과를 비교하여 보면 외측호의 경우는 축방향 응력, 내측호의 경우는 원주방향 응력이 크게 도입되는 것으로 나타나고 있음을 알 수 있다. 이와같은 이유로서 외측호의 경우는 U-굽힘가공으로 축방향으로 인장응력이 발생되고 하중을 제거(unloading)하면 압축잔류응력이 남는다는 일반적인 소성이론으로⁽¹⁴⁾ 잘 설명되고 있으며, 내측호의 경우는 외측호에 비하여 축방향의 변형량이 상대적으로 작기 때문에 외측호에 비하여 잔류응력의 변화가 적다. 또한 전열관에 도입된 잔류응력치는 축방향보다는 원주방향으로 큰 잔류응력이 발생하였음을 알 수 있다.

그리고 Figs. 4, 5에서 나타낸 굽힘부에서의 벽두께 및 진원도 변화와 Figs 7, 8에서 얻은 잔류응력치의 변화경향을 전체적으로 비교하여 보면, 외측호의 경우는 진원도 변화경향과 거의 일치하고 있으며, 내측호의 경우는 벽두께 변화경향과 보다 밀접한 관계로 잔류응력이 변화되는 것으로 볼 수 있다.

Fig. 8은 $\phi = 30^\circ$ 및 $\phi = 90^\circ$ 의 두 축각에 대하여 top extrados(Fig. 3의 C), bottom intrados(Fig. 3의 A), middle flank(Fig. 3의 B)에 위치에 해당되는 위치에서 잔류응력의 비교결과이다. Flank의 잔류응력은 bottom intrados나 top extrados의 압축 잔류응력과는 달리 인장 잔류응력상태에 있으

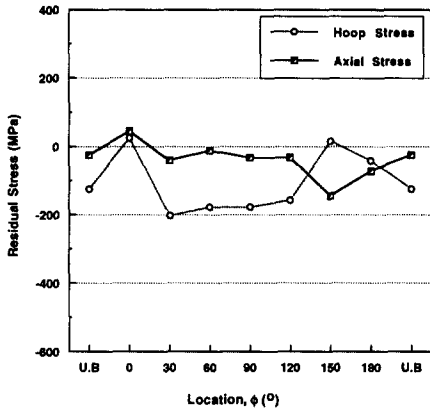


Fig. 7 Residual stresses along intrados on the row-1 U-bent tube

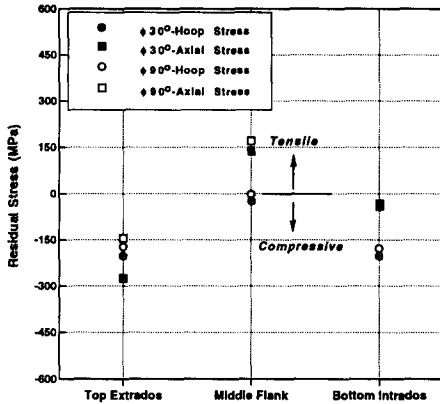


Fig. 8 Residual stresses on extrados, intrados and flank sides at $\phi=30^\circ, 90^\circ$

며, 원주방향의 잔류응력보다는 축방향 잔류응력이 약 150 MPa 정도 높다. $\phi=30^\circ$ 에서 $\sigma_{zz}=137$ MPa, $\phi=90^\circ$ 에서 $\sigma_{zz}=170$ MPa로 측정되었으며, $\phi=30^\circ$ 에 비하여 $\phi=90^\circ$ (apex)의 위치에서 응력 값이 다소 높음을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 알 수 있듯이 증기발생기 전열관의 굽힘시 도입되는 잔류응력은 각 측정면별에 따라서 압축에서 인장으로 다르게 변화되므로, 단순한 판재나 보(beam)의 굽힘이론으로 응력을 해석하기 어려울 것으로 생각된다.⁽¹⁵⁾

전열관 내면의 잔류응력은 튜브 내면에 스트레인 게이지의 부착이 어려우므로 측정이 곤란하다. 따라서 측정된 전열관 외면의 표면잔류응력 결과로부터 내면(I. D extrados 및 I. D intrados)에서의 잔류응력을 예측하고자 Ruud 등의 연구결과⁽¹⁶⁾를

인용하기로 한다. Ruud는 U-굽힘된 인코넬 600 전열관 내면의 잔류응력을 조사하기 위하여 중립축을 중심으로 내호측 단면(intrados section)과 외호측 단면(extrados section)으로 전열관을 2등분하여 자른 후 X-Ray 방법으로 측정하였다. 측정결과 내면의 응력은 외면의 응력에 대하여 거울(mirror)과 같이 반대 크기의 응력이 존재하는 것으로 조사되었다. 또한 전열관 표면을 전해연마(electropolishing)하여 표면아래 깊이별로 잔류응력을 조사할 경우에도 외측의 압축응력에 대응하여 내측으로 갈수록 인장응력이 증가되는 것으로 나타났다.

따라서 본 실험에서 얻은 외측호 및 내측호의 표면 압축 잔류응력은 전열관 내면에서는 반대로 인장응력상태로 볼 수 있으며, 외호면의 내측(I. D extrados)이 내호면의 내측(I. D intrados)에 비해 높을 것으로 판단된다. 결국 응력부식균열의 관점에서 잔류응력만 고려한다면 외호면의 내측, $\phi=0^\circ$ 인 천이영역(irregular transition) 위치에서 최대 인장 잔류응력치가 예측되며, 이 위치에서 초기균열이 발생할 가능성이 높다고 할 수 있다.

4. 결 론

Alloy 690 제1열 시제 전열관을 U-굽힘 가공할 시 전열관 표면에 도입된 잔류응력 및 벽두께와 진원도를 조사한 결과는 다음과 같다. 시제 전열관의 벽두께 및 진원도 변화에 대한 치수공차는 ASTM의 치수허용치 내에 포함되는 것으로 평가되었다. 외측호에 대한 표면 잔류응력은 굽힘 가공으로 $\sigma_{zz} = -294$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = -104$ MPa의 압축 잔류응력(-)이 추가 도입되었으며, 초기 굽힘점 $\phi=0^\circ$ 위치에서 응력변화가 제일 크며, 그 값은 $\sigma_{zz} = -319$ MPa로 나타났다. 내측호의 경우는 원주 및 축응력은 $\phi=0^\circ$ 와 $\phi=150^\circ$ 의 천이영역 부근에서 잔류응력이 크게 변화되고 있으며, 이 영역을 제외한 전 위치에서는 굽힘전 응력과 비슷한 크기인 응력이 균일하게 분포되었다. $\phi=0^\circ$ 의 위치에서 $\sigma_{zz} = 45$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 25$ MPa의 인장잔류응력이 존재하였다. 측면은 인장잔류응력으로 $\phi=90^\circ$ 위치에서 축방향으로 최대 170 MPa의 존재하였다. 결국 전열관의 U 굽힘시 도입되는 잔류응력은 각 측정면별에 따라서 응력상태(인장, 압축)가 다르게 나타났으며, 큰 응력변화는 초기 천이영역(irregular transition) 부근에서 발생하였다. 또한 잔류응력

변화경향은 외측호의 경우는 진원도 변화경향과 내측호의 경우는 벽두께 변화경향과 보다 밀접한 관계임을 알 수 있었다.

후 기

본 연구에 사용된 Alloy 690 시제전열관은 삼미중합특수강(현 창원특수강)에서 제조한 것으로 특별히 주영한, 이동희씨에게 감사를 드립니다.

참고문헌

- (1) Aspden, R. G., Carter, J. W. and Morgan, L. P., 1982, "Cracking of Inconel 600 Steam Generator U-Bends from the Primary Side," *Corrosion* 82, Huston, Paper No. 206.
- (2) Schoemaker, C. E., 1981, "U-Bend Tube Cracking in Steam Generators," *EPRI WS-80-136*.
- (3) Randy, R. and Rooyer, D. V., 1983, "Stress Corrosion Cracking of Inconel Alloy 600 in High Temperature Water-An Update," *Corrosion* 83, California, April 18-22.
- (4) Yashima, S. and Uragami, K., 1982, "Studies of Steam Generator U-Tubes Affecting Stress Corrosion Cracking," *ASME*, Paper No. 82-NE-5.
- (5) Berge, P. H., Bui, H. D., Donati, J. R. and Villard, D., 1976, "Residual Stresses in Bent Tubes for Nuclear Steam Generators," *Corrosion-NACE*, Vol. 32, No. 9.
- (6) ASTM, 1986, "Standard Specification for Seamless Nickel and Nickel Alloy Condenser and Heat Exchanger Tube," *ASTM B163-86a*, pp. 62~71.
- (7) 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.
- (8) 주진원, 박찬기, 1997, "구멍뚫기방법을 이용한 잔류응력 측정에서의 유한요소법 이용," 대한기계학회 '97년 춘계학술대회 논문집 A, pp. 745~750.
- (9) 최병길, 이택순, 전상윤, 1990, "표면응력 구배시의 잔류응력 측정에 관한 연구," 대한기계학회논문집, 제14권, 제4호, pp. 761~768.
- (10) MM Group, 1988, "Measurements of Residual Stress by the Hole-drilling Strain-Gage Method," *Measurements Group Tech Note TN-508-3*.
- (11) Nickola, W. E., 1986, "Practical Subsurface Residual Stress Evaluation by Hole-Drilling Method," *Proc. of SEM Spring Conference on Experimental Mechanics*, pp. 47-53.
- (12) ASTM, 1994, "Standard Test Method of Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method", *ASTM Standard E837-94a*, pp. 1-7.
- (13) Huntington Alloys, 1980, *Inconel Alloy 690*.
- (14) Joo, J. W. and Kwak, B. M., 1989, "Simulation of Three-Point Bending at Large Deflections by an Elastoplastic Contact Analysis," *Experimental Mechanics*, Vol. 29, No. 4, pp. 460~465.
- (15) Ruud, C. O., Snoha, D. J., Ivkovich, D. P. and McIlree, A. R., 1990, "Residual Stresses in Inconel 600 U-Bend Heat Exchanger Tubes," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 112, pp. 169~174.
- (16) Ruud, C. O., 1987, "Residual and Applied Stress Analysis of on Alloy 600 Row 1 U-Bend," *EPRI NP-5282*, Project S303-3.