

전열관의 굽힘 및 확관접합 잔류응력

김우곤* · 김선재* · 장진성* · 국일현* · 배강국** · 김성청***
(1998년 12월 21일 접수)

Residual Stresses in U-Bending Deformations and Expansion Joints of Heat Exchanger Tubes

Woo Gon Kim, Sun-Jae Kim, Jinsung Jang, Il Hiun Kuk,
Kang-Gug Bae and Sung Chung Kim

Key Words: Bending Deformation(굽힘변형), Residual Stress(잔류응력), Hole Drilling Method(구멍 뚫기 방법), Rosette Strain Gage(로셋 스트레인 게이지), Relieved Strain(이완변형률), Roll Expansion(롤확관), Explosive Expansion(폭발확관)

Abstract

Residual stress induced in U-bending and tube-to-tubesheet joint processes of PWR's row-1 heat exchanger tube was measured by X-ray method and Hole-Drilling Method(HDM). Compressive residual stresses(-) at the extrados surface were induced in U-bending, and its maximum value reached -319 MPa in axial direction at the position of $\psi = 0^\circ$. Tensile residual stresses(+) of $\sigma_{zz} = 45$ MPa and $\sigma_{\theta\theta} = 25$ MPa were introduced in the intrados surface at the position of $\psi = 0^\circ$. Maximum tensile residual stress of 170 MPa was measured at the flank side at the position of $\psi = 90^\circ$, i.e., at apex region. It was observed that higher stress gradient was generated at the irregular transition regions (ITR). The trend of residual stress induced by U bending process of the tubes was found to be related with the change of ovality. The residual stress induced by the explosive joint method was 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 (TR), and the residual stress in circumferential direction was found to be higher than the residual stress in axial direction.

1. 서론

가압경수로형(PWR's) 증기발생기 전열관은 원자로 노심 냉각수인 1차측과 터빈에 동력을 공급하는 2차측 순환수가 불과 1 mm의 얇은 세관 벽을 경계로 하여 열교환이 이루어지는 압력경계 재료이다. 전열관은 가동 중 여러가지 요인에 의해 PWSCC(primary water stress corrosion cracking) 및 IGSCC(intergranular stress corrosion cracking) 등의 응력부식균열(SCC) 손상이 발생되어, 지난 수년 동안 원자력 발전소에 주요한 관심사가 되어왔

다. 전열관 재료로는 인코넬 600 및 690(미국 INCO 사의 상표명)이 사용되고 있으며, 초기균열의 발생은 균열을 유발 할 수 있는 인장응력이 작용하거나, 전열관의 제조공정 중에 도입되는 잔류응력이 주요한 인자로 알려지고 있다.⁽¹⁻⁴⁾ Berge⁽⁵⁾ 등은 증기발생기 전열관에는 3가지 형태의 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, 진동, 응력을 유발하는 압력) 등으로 보고하였다.

이들 응력은 재료의 제조공정 및 사용 중에 복합적으로 도입될 수 있는 응력으로서, U-전열관의 경우 가장 안쪽에 배치된 제1열 전열관에 대하여 많은 손상사례들이 보고되고 있다.⁽⁶⁾ 제1열 전열관은 전열관중에서 굽힘반경이 가장 작아 가

* 한국원자력연구소 원자력재료기술개발팀

** 한국중공업 기술연구원

*** 회원, 충북대학교 기계공학과

E-mail : sckim@cbucc.chungbuk.ac.kr

TEL : (0431)261-2443 FAX : (0431)263-2448

공 중 벽두께 및 진원도(ovality)에 심한 형상변화가 발생하며, 이에 따른 국부적인 잔류응력이 존재한다.

가공된 전열관은 튜브시트(tubesheet)에 확관에 의해 설치하는데 확관법에 따라서 잔류응력이 다를 수 있다. 확관변형에 의하여 도입된 높은 인장 잔류응력은 PWSCC는 물론, 특히 2차수의 농축 슬러지가 집적되는 튜브시트 직상부에서 IGSCC를 유발하거나 가속시킨다고 보고되었다.⁽⁷⁾ 전열관의 확관방법으로 종래에는 기계적 롤확관(roll expansion)과 수압확관(hydraulic expansion)법이 주로 사용되었으나, 최근에는 폭발확관(explosive expansion)법이 작업효율이 높고 단시간에 대량으로 확관할 수 있다는 작업 공정상의 이점이 있어 각광을 받고있다.^(8~10) 전열관의 확관 설치시 확관단면의 기하학적 형태도 전열관의 수명에 영향을 미치는데, 종래에는 튜브시트에 전열관을 설치시 부분확관(partial expansion)이나 단속확관(intermittent expansion)을 적용하였으나 튜브와 튜브시트의 틈새(crevice)에서 IGSCC에 의한 전열관 손상이 발생됨에 따라 현재에는 완전확관(full expansion)을 적용하고 있다. 따라서, 전열관의 SCC 관점에서 U-굽힘 변형부에서의 위치별 잔류응력 거동과 튜브시트의 확관부에서의 잔류응력 거동을 정확히 파악하는 것이 필요하며, 그 결과로부터 SCC 발생 가능위치를 예측할 수 있는 연구가 필요하다.

본 논문에서는 증기발생기 제1열 전열관의 U-굽힘시 도입된 표면 잔류응력을 조사하여 손상발생가능 위치를 예측하고자 하였으며, 굽힘단면에서의 형상변화를 조사하여 시제 전열관의 제조가능성 및 잔류응력과의 상호관계를 분석하였다. 그리고 전열관의 튜브시트내 확관변형 접합시 사용되는 롤확관 방법과 폭발확관 방법으로 제작된 시편에 대하여 잔류응력치를 비교 평가하여 폭발확관법의 활용성을 확인하고자 하였다.

2. 실험

2.1 굽힘 및 확관 접합방법

U-굽힘에 사용된 alloy 690 전열관은 진공유도 용해로 합금을 용해한 후, 열간단조, 압출, 1, 2차 냉간가공(cold pilgering), 밀어닐링(Mill Annealing; MA) 열처리, 정밀교정(rotary straightening), 표면

연마 등 수회의 열-기계 공정을 거친 것으로 창원특수강의 설비를 이용하여 제조하였다. 전열관의 최종 MA 열처리는 1070°C에서 8분간 환원성 분위기에서 실시하였으며, 전열관의 최종 공칭치수는 외경 19.05 mm, 두께 1.125 mm이고 기계적 특성은 Table 1과 같다.

제1열 전열관의 U-굽힘 가공은 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 초기 굽힘점에서 전열관의 중립축이 내측으로 이동하는 것을 방지하기 위하여 굽힘점에서 전열관과 맨드릴이 접선으로 굽힘되는 고정원통형맨드릴(fixed cylindrical mandrel) 방법을 사용하였다. 내부 맨드릴은 굽힘점에서 고정되고, 전열관 고정 클램프는 회전 다이와 함께 이동하게 된다. 맨드릴 재료는 경화수지 폴리우레탄 재질을 사용하여 전열관 내면에 굽힘 등의 표면 손상이 발생하는 것을 방지하도록 하였다. 제1열 전열관의 굽힘반경(bending radius, R)은 76.2 mm로서 울진 원자력 발전소 3, 4호기에 사용된 치수와 같다. 전열관의 U-굽힘부에 대한 위치별 벽두께의 변화는 초음파 탐상기를 이용하여 측정하였으며, 진원도 측정은 측정치구를 제작 사용하였다.

확관접합에 사용된 전열관은 일본 Kobe steel에서 수입한 alloy 600이며, 최종 열처리는 1150°C에서 1.3분간 유지후 수냉하여 용체화 처리하였다. 전열관의 공칭치수는 외경 19.05 mm, 두께 1.05 mm이며, 기계적 특성은 Table 2와 같다. 전열관의 튜브시트내 확관접합 방법은 기계적 롤확관 및 폭발확관법을 적용하여 한국중공업에서

Table 1 Mechanical properties of alloy 690 tubes

Yield Stress (0.2% offset) (MPa)	Tensile Stress (MPa)	Elongation (%)
412	792	38

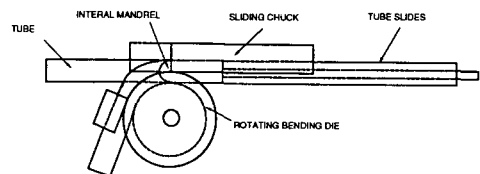


Fig. 1 A schematic diagram of bending method by a fixed cylindrical mandrel

Table 2 Mechanical properties of Kobe's alloy 600 tubes

Yield Stress (0.2% offset) (MPa)	Tensile Stress (MPa)	Elongation (%)
248	579	55

Table 3 Experimental conditions of X-ray method

Beam Point	Power	Slit	Target	Filter method	Peak search method
Point focus	40kv, 40mA	DS, RS ; 0.5 Collimator	Cr	V-filter	Parabolic fitting method

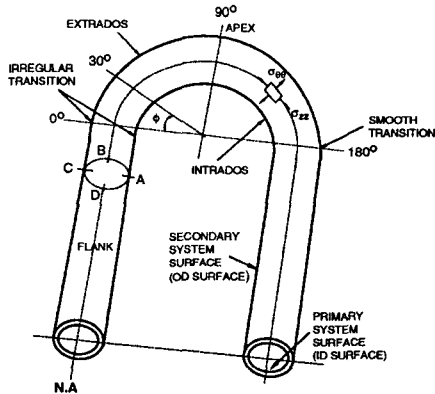


Fig. 2 Descriptions showing the axial and azimuthal of locations on the U-tubes (R=76.2 mm) including the intrados, extrados and flank

수행하였으며, 전열관은 튜브시트에 완전확관하였다.

2.2 잔류응력 측정 방법

잔류응력 측정에는 여러가지 방법이 사용될 수 있으나 본 연구에서는 스트레인 게이지를 이용한 구멍뚫기방법(Hole Drilling Method;HDM) 및 X-선 방법을 사용하였다. U-굽힘부의 잔류응력 측정에는 HDM 방법을 사용하였다. 실험에 사용된 스트레인 게이지는 3개 게이지가 45° 간격으로 배치된 3축형 로켓게이지(EA-06-062-RE-120)이며, 게이지 길이는 3.2mm 이다. 스트레인 게이지 부착은 Fig. 2 와 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 표면에 대하여 수행하였으며, 측면에 대하여는 $\psi = 30^\circ$ 및 90° 의 2 곳을 측정하였다. 게이지 부착 방향은 3번 스트레인

게이지가 관의 축 방향과 일치하도록 하였으며, 게이지를 부착한 다음 RS-200 Milling guide로 게이지 중심을 정확히 맞추고 게이지 중심에 카바이드 드릴로 미소 관통구멍(through hole)을 뚫었다. 이때 응력이완에 따른 3축 게이지의 각각 이완 변형률($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$)을 계측하여 이를 환산하여 잔류응력을 얻었다. 스트레인 측정장치는 Micro-Measurement 사의 P-3500 및 SB-10 채널 인디케이터를 사용하였다.

튜브시트에 확관된 전열관의 잔류응력 측정은 HDM 및 X-선 방법을 병행 사용하여 상호 결과치를 검증하고자 하였다. 전열관의 튜브시트에 확관접합 후 전열관에 잔존하는 잔류응력은 2가지로 생각할 수 있는데, 첫째는 전열관과 튜브시트의 접합체에서 전열관을 구속하는 구속 잔류응력과, 둘째는 튜브시트 슬리브(tubesheet sleeve)를 분리한 후의 전열관 자체의 순수 변형 잔류응력이다. 전열관의 구속 잔류응력 측정 방법은 게이지 부착이 쉬운 확관영역 내면의 바깥쪽(Fig. 3의 E2 위치)에 로켓 게이지를 부착하고, 그 다음 튜브시트를 milling cutter 로 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 응력 해석 치구를 부착 사용하였다. 잔류응력은 $\sin^2\psi$ 방법^(11,12)으로 결정하였으며 Peak angle은 $2\theta = 131.2^\circ$ 로 하였다. 측정조건은 Table 3 과 같다.

전열관의 확관 접합부에 대한 잔류응력 측정부위는 Fig. 3 과 같으며 X-선 방법으로 표면 잔류응력을 미소한 간격으로 측정한 후 HDM 방법으로 비확관영역(-11.7mm; U11 위치), 천이영역(-1.7mm ; T9 위치), 확관영역(13.4mm ; E4 위치)의 3부위에 대하여 잔류응력을 측정하여 X-선 결과와 비교하고자 하였다.

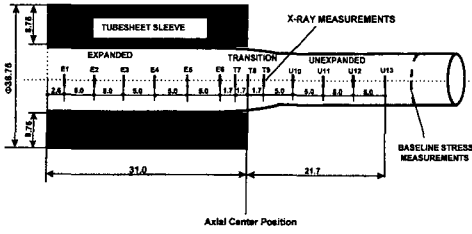


Fig. 3 Schematic diagram showing residual stress measuring locations and tube-to-tubesheet joint mockup

3. 결과 및 고찰

3.1 측정 이완 변형률의 Data 처리

제1열 전열관의 U 굽힘 및 튜브시트에 확관 변형시 전열관에 도입되는 잔류응력의 계산은 평면응력하에서의 Kirsch 해⁽¹³⁾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⁽¹⁴⁻¹⁶⁾들이 발표되고 있으나, 본 측정 대상은 전열관의 두께가 뚫린구멍(through hole)의 직경보다 작으므로 (1), (2), (3)식들을 이용하여도 큰 문제가 없을 것으로 판단하였다. 미소구멍을 뚫었을 때 측정되는 이완변형률 $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 로부터 주응력 $\sigma_{max}, \sigma_{min}$ 과 방향 β 를 계산할 수 있다.^(17,18)

식 (3)에서 β 는 3축 로켓 게이지의 이완 변형률에 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, 변형률이 $\epsilon_3 > \epsilon_1$ 이면 β 는 σ_{max} 를

Table 4 Coefficients used for the residual stress calculation in U-bent tubes

D/D _o	\bar{a}	\bar{b}	$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} \bar{a}$	$\bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b}$
3.05	0.112	0.330	-0.342×10^{-6}	-0.778×10^{-6}

축으로 하는 각이며, $\epsilon_3 < \epsilon_1$ 이면 β 는 σ_{min} 을 축으로 하는 각이다. 그리고 변형률 $\epsilon_3 = \epsilon_1$ 이면 β 는 45° 로서 $\epsilon_2 < \epsilon_1$ 일 경우는 $+45^\circ$ 기울기에서의 σ_{max} 축이며, $\epsilon_2 > \epsilon_1$ 에서는 -45° 에서의 σ_{max} 축을 나타낸다.

\bar{A}, \bar{B} 는 잔류응력과 이완 변형률 사이의 관계를 나타내는 이완상수로서 재료상수와 게이지 구멍의 기하학적 형상에 의하여 결정되며, 이완상수 \bar{A}, \bar{B} 는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} \bar{a}, \quad \bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b} \quad (4)$$

여기서 \bar{a}, \bar{b} 는 D/D_o의 비에 의해 결정된다. 결국 β 를 갖는 주축 기울기에서 구하고자 하는 방향별 주응력은 2차원 응력상태의 Mohr's 원을 이용하여 다음 식에 의해 구할 수 있다.

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

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

U-굽힘 잔류응력 측정에 사용된 로켓 게이지 직경은 $D = 5.13$ mm, 구멍직경 $D_o = 1.68$ mm로 그 비는 3.05이다. Through hole 방법에서 RE/RK 형 로켓 게이지의 직경비가 3.05인 경우 ASTM E837를 이용하여 \bar{a}, \bar{b} 를 얻었다.⁽¹⁸⁾

Table 4 에 3축 로켓 게이지의 기하학적 형상과 식 (4)로 계산한 상수 값들을 나타내었다.

계산에 사용된 alloy 690 전열관의 재료상수는 푸아송비(ν)를 0.289, 탄성계수(E)를 211×10^3 MPa로 하였다.⁽¹⁹⁾

확관 변형부에 대한 이완상수의 결정은 U-굽힘에서와 같은 방법으로 하였으며, 결정된 각 상수들을 Table 5에 나타내었다. 확관부에서 사용된 alloy 600 전열관의 푸아송 비를 0.324, 탄성계수를 214×10^3 MPa로 하였다.

Table 5 Coefficients used for the residual stress calculation in tube-to-tubesheet joint

D/D ₀	\bar{a}	\bar{b}	$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E} \bar{a}$	$\bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b}$
3.20	0.095	0.305	-0.293×10^6	-0.712×10^6

3.2 U-굽힘 전열관의 잔류응력

U 굽힘된 전열관의 위치별 로켓 게이지가 부착된 각 지점에서 구멍을 뚫은 후에 측정한 이완 변형률의 값은 Table 6과 같으며, 식 (1), (2), (3) 과 식 (5)에 의해 계산된 잔류응력 계산결과를 Table 7 에 요약하였다. Table 7에서 굽힘가공을 하지 않은 직선 전열관의 표면 잔류응력치는 축방향 잔류응력 (axial residual stress), $\sigma_{zz} = -25$ MPa 이며, 원주방향 잔류응력 (hoop residual stress), $\sigma_{\theta\theta} = -125$ MPa로 나타났다. 이 응력은 전열관의 제조 공정 중에서 도입된 응력으로 볼 수 있으며, 특히 표면 마무리 공정인 정밀교정 및 연마공정에서 도입된 응력으로 생각된다.

Fig. 4는 외호면(extrados)에 대하여 굽힘각 ψ 위치에 따른 원주 및 축 방향의 표면 잔류응력 결과를 나타낸다. U-굽힘에 의해 발생하는 잔류응력은 굽힘 가공을 하지 않은 잔류응력과 차이로 볼 수 있는데, 외측호의 표면은 굽힘 가공으로 전체적으로 압축 잔류응력이 추가 발생되었으며 σ_{zz} 의 경우 최대 -294 MPa의 응력이 추가되고 있다. 원주방향의 경우는 $\sigma_{\theta\theta} = -157$ MPa 229 MPa, 축방향의 경우는 $\sigma_{zz} = -119$ MPa ~ -319 MPa 범위이며, 특히 $\psi = 0^\circ$ 의 천이영역에서 $\sigma_{zz} = -319$ MPa로 최대 압축응력이 발생하고 있으며, 굽힘각 ψ 가 증가하는 위치로 갈수록 압축 잔류응력은 감소하는 경향을 보인다.

전열관의 U-굽힘 가공시에 초기 굽힘점에서 가장 큰 가공 응력이 발생하는 이유는 초기 굽힘점에서 가공방향이 변하기 때문에 큰 소성 응력이 일어나고, 초기 굽힘점을 지나면 원활한 굽힘이 되어 잔류응력이 낮게 발생하기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 5는 내호면(intrados)에 대한 ψ 각도별 위치에 따른 원주 및 축 방향의 표면 잔류응력의 결과를 나타낸다. 원주 및 축 방향 잔류응력은 $\psi = 0^\circ$ 와 $\psi = 150^\circ$ 의 영역 부근에서 크게 변화

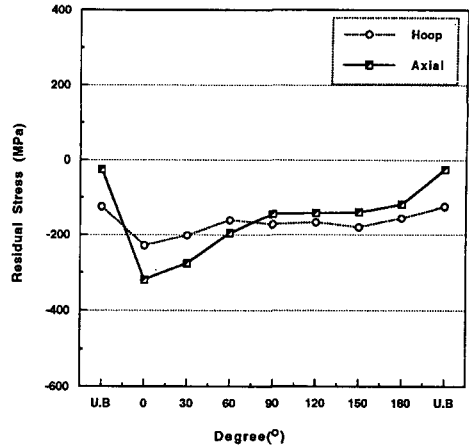


Fig. 4 Residual stress along the extrados of row-1 U-bent tube

되며, 이 영역을 제외한 전 위치에서는 굽힘전 응력과 비슷한 크기로 분포되고 있음을 알 수 있다. 즉 $\psi = 0^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 46$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 25$ MPa로서 굽힘가공을 하지 않은 전열관과의 응력차가 $\sigma_{zz} = 70$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 150$ MPa 가 되며 이 응력이 굽힘가공으로 도입된 인장응력이라 할 수 있다. 그러나 $\psi = 30^\circ$ 위치에서의 응력변화는 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.

이상의 결과로부터 굽힘가공에 의한 내, 외호면의 주요 잔류응력을 보면, 외호면은 축방향 응력, 내호면은 원주방향 응력이 크게 도입되고 있음을 알 수 있었다. 이러한 이유는 U-굽힘 성형과정 중에서 외호면에서는 축방향 인장응력이 발생하나 하중이 제거되었을 때는 압축 잔류응력이 남는다는 보의 굽힘 소성이론으로^(20,21) 잘 설명될 수 있으며, 내호면은 외호면에 비하여 변형량이 상대적으로 크지 않기 때문으로 외호면에 비하여 잔류응력의 변화가 작은 것으로 분석된다.

Fig. 6은 내·외호면(Fig. 2의 A, C 위치)과 두 측면(Fig. 2의 B, D 위치) 간의 위치별 두께 측정 결과를 나타낸 것이다. 내호면과 외호면의 두께 변화는 상·하 대칭적인 형태를 보이는데,

Table 6 Measured strains from rosette strain gages attached along extrados, intrados and flank, respectively

Strain ($\times \mu \text{ m/m}$)	Position, (ψ)	Straight (Unbent)	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°
			Extrados	ϵ_1	130	115	105	96	132
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
Flank	ϵ_1	130	--	92	--	76	-	-	-
	ϵ_2	82	--	-60	--	-54	-	-	-
	ϵ_3	-28	--	-168	--	-192	-	-	-

Table 7 Calculated residual stresses on extrados, intrados and flank, respectively

Stress (MPa)	Position, (ψ)	Straight (Unbent)	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°
			Extrados	σ_{\max}	-21	-217	-183	-151	-135
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
Flank	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 nearer principal axis
 σ_{zz} : axial residual stress, $\sigma_{\theta\theta}$: hoop residual stress

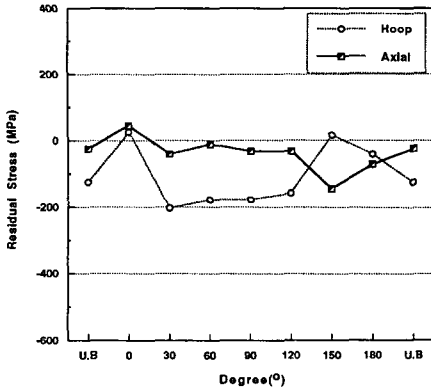


Fig. 5 Residual stress along the intrados of row-1 U-bent tube

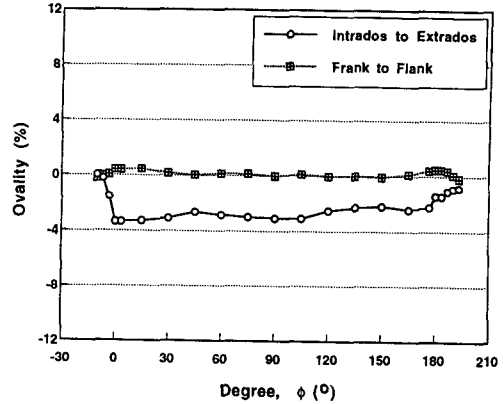


Fig. 7 Ovality variations along the locations of row-1 U-bent tube

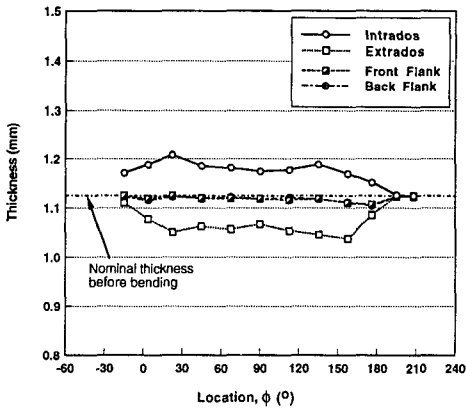


Fig. 6 Thickness variations along the locations of row-1 U-bent tube

이것은 U-굽힘 가공시 외호면은 인장응력에 의하여 늘어나면서 두께가 감소되며, 내호면은 반대로 압축응력에 의하여 원래 두께보다 증가되기 때문이다.

그리고 초기 굽힘점 부근의 천이영역(irregular transition region, ITR)에서 두께 변화가 보다 크게 일어나고 있으며, 외호면의 경우 굽힘이 끝나는 앞 지점인(smooth transition region, STR) $\phi=150^\circ$ 근처에서 벽 두께가 1.038 mm 로 제일 얇아진다. 굽힘 전열관의 최소 벽 두께를 평가하면 Fig. 6의 측정 결과치 들은 ASTM 의 최소 두께 요구치⁽²²⁾인 0.854 mm 보다 크며, 또한 울진 3,4호기 발전소에 사용된 전열관의 요구치인 0.97 mm 보

다 높다. 그리고 본 실험에서의 두께의 최대 감소율은 7.7%로서 ASME Code의 허용치 10% 이 내를 만족하고 있다.

Fig. 7은 제1열 전열관의 굽힘에서 진원도 변화 결과를 나타낸 것이다. 초기 굽힘점 부근의 천이 영역(ITR)에서 진원도 변화가 크게 일어나고 있으며, 두 측면간의 진원도 변화는 내·외호면의 변화에 비하여 상대적으로 작다. 이러한 이유는 전열관의 U-굽힘 가공시 외호면은 굽힘 장력에 의하여 늘어나고, 내호면은 압축이 되어 납작(flattening)하게 되기 때문이다. 그 결과 중립축은 외호면의 높은 응력과 큰 단면적을 보상하기 위하여 안쪽으로 이동하게 된다. 이러한 중립축의 이동을 경감시키기 위하여 튜브 내부에 맨드릴이나 지지물을 채워서 굽힘가공을 하는 경우가 있다. 그러나 내부 지지물은 튜브형태가 함몰되는 것은 막을 수 있으나 외부에 높은 인장 변형률이 부가될 수 있다.

본 실험에서 제1열 시제 전열관을 굽힘점에서 전열관 내부를 지지하는 내부 맨드릴의 사용 없이 굽힘 성형을 하여본 결과, 중립축이 내호면 쪽으로 크게 이동하여 튜브형태가 함몰됨을 확인할 수 있었다. 이와 같은 결과는 alloy 690 전열관은 연성이 좋고 벽 두께가 얇아서 가공력에 비하여 재료의 지지력이 작기 때문인 것으로 생각된다. 제1열 전열관의 진원도에 대한 전체적인 측정치는 최대 약 4% 이내로서 ASTM의 허용치 10% 및 ASME Code의 허용치인 8% 이내를 만족하고 있다.

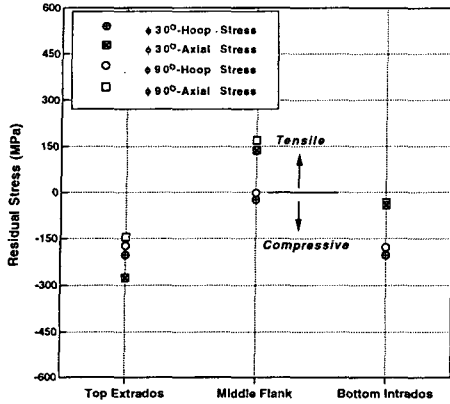


Fig. 8 Residual stresses on extrados, intrados and flank surface at $\psi = 30^\circ$ and 90° in row-1 U-bent tube

이상의 결과로부터 Fig 4 및 5에서 나타난 잔류응력과 Fig 6 및 7에서 얻은 벽두께 및 진원도 변화 경향과의 관계를 전체적으로 비교하여 보면, 외호면의 경우는 진원도 변화 경향과 거의 일치하고 있으며, 내호면의 경우는 벽두께 변화 경향과 보다 밀접한 관계로 잔류응력이 변화되고 있다. 그리고 형상변화가 크게 발생된 위치인 굽힘의 천이영역(TR)에서 높은 응력이 발생하였음을 알 수 있다.

Fig. 8은 $\psi = 30^\circ$ 및 90° 위치에서 top extrados, bottom intrados, flank (Fig. 2의 A, C, B 위치)면에 대한 잔류응력치의 비교 결과를 나타낸다. Flank 면의 잔류응력은 bottom intrados나 top extrados의 압축 잔류응력과는 달리 인장응력 상태에 있으며 $\psi = 30^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 137 \text{ MPa}$, $\psi = 90^\circ$ 에서 $\sigma_{zz} = 170 \text{ MPa}$ 이고, $\psi = 30^\circ$ 의 위치에 비하여 $\psi = 90^\circ$ (apex)의 위치에서 응력 값이 높다. SCC에 민감할 수 있는 응력치는 100 MPa 이상의 인장응력으로 알려져 있는데,⁽¹⁰⁾ flank 면에서 측정된 170 MPa의 인장 잔류응력은 SCC를 일으킬 수 있는 비교적 높은 응력치로 평가된다.

한편 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 예측할 수 있다. Ruud⁽²³⁾ 등은 외면의 응력에 대하여 내면의 응력은 반대 크기의 응력이 존재하고 있음을 전해연

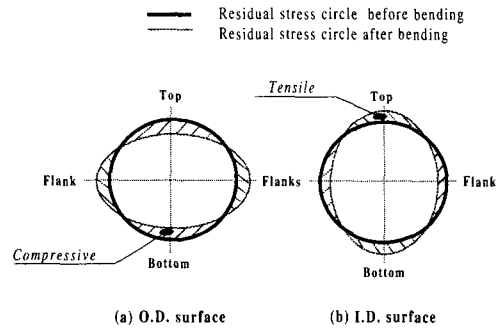


Fig. 9 A schematic illustration showing I.D. and O.D. surface residual stress (SRS) state in U-bent region

마법(Electrochemical Machining, ECM)으로 깊이방향으로 조사 확인하였다. 따라서 외면의 압축응력에 대응하여 내면에서는 반대로 인장응력이 존재함을 예측할 수 있다. 결국 굽힘영역에서의 표면 잔류응력 상태는 Fig. 9와 같이 외면의 잔류응력 상태 (a)에 대하여 내면의 잔류응력은 (b)와 같이 도식적으로 나타낼 수 있다.

즉 본 실험에서 얻은 외호면의 표면 압축 잔류응력은 전열관 내면에서는 인장 잔류응력 상태로 볼 수 있고, 외호면의 내측이 내호면의 내측에 비해 높을 것으로 판단된다. 따라서 응력부식균열의 취약 부위로 1차측의 경우는 외호면의 내측인 $\psi = 0^\circ$, ITR 위치가 될 것이며, 2차측의 경우는 flank 의 $\psi = 90^\circ$ 위치의 축 방향 응력이 될 것으로 사료된다.

3.3 확대관접합 잔류응력

전열관의 확대관 접합에 의하여 발생하는 잔류응력은 2.2절에서 언급한 것처럼 튜브시트 접합체에서 전열관을 구속하는 잔류응력과 전열관 자체의 순수 변형 잔류응력으로 분류할 수 있다. 전열관을 구속하는 잔류응력치의 측정결과, 원주응력은 12 MPa, 축응력은 8 MPa 로 측정되었다. 이들 측정치는 X-선이나 HDM 방법의 측정오차인 $\pm 20 \text{ MPa}$ 범위 이내로 작은 값이기 때문에, 본 결과에서는 구속잔류응력치는 무시하고 전열관 자체의 순수 변형 잔류응력만을 고려하였다. HDM 방법에서의 확대관 위치별로 계측된 변형률과 잔류응력 계산결과는 Table 8 및 9 와 같다.

Table 8 Measured strains with tube positions in roll and explosive expansion methods, respectively

Location (mm)		Unexpanded region (-11.7mm)	Transition region (-1.7mm)	Expanded region (13.4mm)
Roll	ϵ_1	46	93	70
	ϵ_2	83	82	60
	ϵ_3	64	128	82
Explosive	ϵ_1	30	46	48
	ϵ_2	-10	40	-20
	ϵ_3	48	75	74

Table 9 Results of the residual stresses with tube positions in roll and explosive expansion methods, respectively

Location (mm)		Unexpanded region (-11.7mm)	Transition region (-1.7mm)	Expanded region (13.4mm)
Roll	σ_{max}	-106	-211	-141
	σ_{min}	-81	-165	-117
	2β	-72.18°	58.44°	69.44°
	σ_{zz}	-90	-176	-125
	$\sigma_{\theta\theta}$	-97	-200	-133
	$\tau = -\tau'$	± 12.36	± 10.25	± 11.23
Explosive	σ_{max}	-101	-126	-146
	σ_{min}	-31	-78	-60
	2β	72.75°	54.72°	80.8°
	σ_{zz}	-56	-88	-96
	$\sigma_{\theta\theta}$	-76	-116	-110
	$\tau = -\tau'$	± 33.42	± 11.02	± 42.44

Fig. 10은 기계적인 롤확관법으로 확관된 전열관의 축방향 및 원주방향의 표면잔류응력 변화를 확관 위치별로 나타낸 것이다. 잔류응력의 변화 경향을 보면 확관 전이영역에서 약 200 MPa의 큰 응력 변화 폭을 보이고 있다. 또한 전 위치에서 축방향 잔류응력에 비해 원주방향 잔류응력이 약 10-30 MPa 정도 높으며, 축방향으로도 잔류응력이 추가되는 것으로 보아 확관시 축방향으로도 전열관이 변형됨을 알 수 있다.

X-선에 의한 측정 결과치에 대해 HDM 방법으로 측정한 비확관영역(-11.7mm; U11 위치), 천이영역(-1.7mm; T9 위치), 확관영역(13.4mm; E4 위치)의 3부위의 측정 결과들은 원주 및 축 방향 잔류응력은 비교적 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

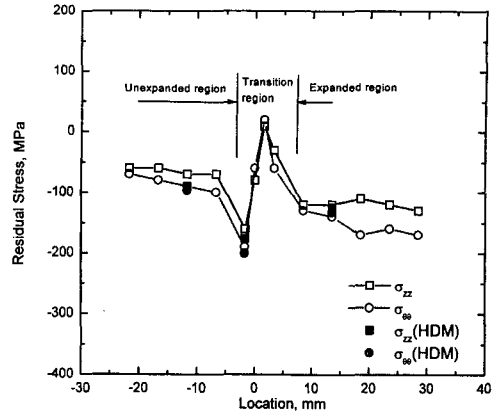


Fig. 10 Axial and hoop residual stresses induced by the roll expansion method

Fig. 11은 폭발확관법에서의 확관 위치별로 측정된 잔류응력 변화를 나타낸 것이다. 표면 잔류응력의 결과치들은 롤확관 시편과 동일한 위치에서 측정된 결과로서 확관 위치별 잔류응력의 변화 경향은 롤확관과 비슷하나, 폭발확관법이 롤확관법에 비해 절대값의 변화폭이 전 영역에 걸쳐 낮다. 특히, 천이영역에서의 응력 변화폭을 보면 폭발확관인 경우는 약 140 MPa, 롤확관인 경우는 200 MPa로서 폭발확관이 낮은 응력변화를 보이고 있다. 또한, 원주응력 및 축응력의 절대치에서도 폭발확관이 롤확관에 비해 낮은 잔류응력이 발생됨을 알 수 있다. 따라서 폭발확관이 롤확관에 비하여 균일한 확관이 이루어진 것으로 볼 수 있으므로 폭발확관이 보다 좋은 방법으로 판단된다.

이러한 결과에 대하여 확관영역에서의 확관 전·후의 벽두께 변화를 측정하여본 결과, 폭발확관인 경우는 벽두께 변화 폭이 약 1.5%, 롤확관인 경우는 4.7%로 계산되었다. 따라서 롤확관에서는 확관단면 위치별로 따라서 벽 두께가 균일하지 않은 불안정한 확관이 되었다고 판단할 수 있고, 폭발확관에서는 확관단면 전체에 걸쳐 균일한 확관이 이루어진 것으로 판단할 수 있다.

한편, 전열관 내면의 표면 잔류응력은 HDM 방법이나 X-선 방법으로 측정이 어려우므로 전열관 외면의 잔류응력으로부터 전열관 내면의 잔류응력을 예측하는 것이 가능하다. 즉 전열관의 확관

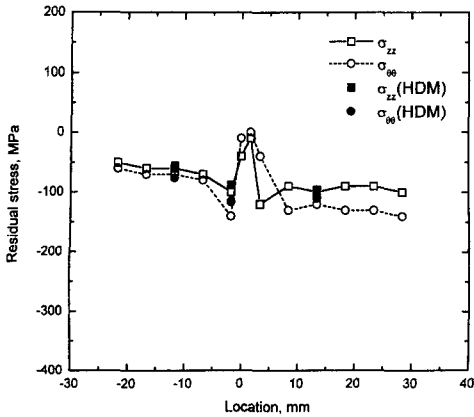


Fig. 11 Axial and hoop residual stresses induced by the explosive expansion method

변형시 외면은 전체적으로 인장응력에 의한 변형이므로 잔류응력은 반대로 압축상태(-)에 있고 (Table 6의 결과 참조), 반대로 내면의 경우는 확관 공구나 폭발압력의 계면에서 압축변형이 되므로 잔류응력은 인장상태임을 예측할 수 있다. 이러한 해석은 Srinivasan⁽²⁴⁾ 및 Druetz 등⁽²⁵⁾의 결과로부터도 확인할 수 있다. 결국 본 실험에서 측정된 표면의 압축 잔류응력이 높다는 것은 반대로 내면에서 인장 잔류응력이 높다는 것을 의미한다.

따라서 롤확관 및 폭발확관 방법 모두 확관 천이영역에서 인장응력이 나타나므로 SCC 가 발생할 가능성이 높은 위치로는 확관 천이영역의 내면이 될 것으로 판단된다. 그리고 전열관의 확관 방법에 따라서 잔류응력 값이 다르므로 증기발생기 전열관의 확관 제작기술은 SCC 관점에서 매우 중요하다고 할 수 있다.

4. 결론

(1) 전열관의 굽힘변형에 의한 외호면의 표면 잔류응력은 압축응력이 발생되었으며, $\psi = 0^\circ$ 에서 최대 $\sigma_{zz} = -319$ MPa로 축응력이 원주응력보다 높았다. 내호면은 $\psi = 0^\circ$ 및 150° 영역을 제외한 굽힘 전영역에서 굽힘가공에 의한 잔류응력의 큰 변화는 없었으며, $\psi = 0^\circ$ 위치에서 $\sigma_{zz} = 45$ MPa, $\sigma_{\theta\theta} = 25$ MPa의 인장 잔류응력을 보였으며, 측면은 $\psi = 90^\circ$ 위치에서 $\sigma_{zz} = 170$ MPa의 최대 인장 잔

류응력이 존재함을 확인하였다. 따라서 응력부식 균열의 취약 부위로 1차측의 경우는 외호면의 내측인 $\psi = 0^\circ$, ITR 위치이며, 2차측은 flank 의 $\psi = 90^\circ$ 에서 축방향 응력이 될 것으로 사료된다.

(2) 전열관의 확관 잔류응력의 측정 결과, 확관 천이 영역에서 큰 응력 변화를 보였으며, 확관 전 위치에 걸쳐 축방향의 잔류응력에 비해 원주 방향의 잔류응력이 크게 나타났다.

(3) 폭발확관법은 롤확관법에 비해 전체적으로 낮은 잔류응력을 유발하였다. 따라서 폭발확관법을 적용하는 것이 SCC의 방지차원에서 바람직한 방법으로 판단된다.

(4) 본시험 결과들은 향후 국산 전열관의 제작시 가공법의 선택과 사용중 SCC 취약 부위를 예측하는데 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

후기

본 연구는 과학기술부에서 시행한 원자력증강기 사업중 원자력재료기술개발 과제에서 수행된 일부분입니다. 전열관의 U-굽힘 가공 작업에 협조해 주신 성일기계(주) 관계자 여러분께 깊은 감사함을 드립니다.

참고문헌

- (1) Aspden, R.G., Carter, J.W. and L.P. Morgan, 1982, "Cracking of Inconel 600 Steam Generator U-Bends from the Primary Side," *Corrosion* 82, *Houston, Paper No. 206*.
- (2) 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*.
- (3) Yashima, S. and Urugami, K., 1982, "Studies of Steam Generator U-Tubes Affecting Stress Corrosion Cracking," *ASME, Journal of Nuclear Material Paper No. 82-NE-5*.
- (4) Schoemaker, C.E., 1981, "U-Bend Tube Cracking in Steam Generators," *Workshop Proceedings; EPRI Project No. WS-80-136*, June, pp. 9-1-33.
- (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) Ruud, C.O., 1987, "Residual and Applied Stress Analysis of an Alloy 600 Row 1 U-Bend," EPRI Project No. NP-5282.
- (7) Pathania, R.S. and Lim, D., "Stress Corrosion Cracking of Expanded Tube-to-Tubesheet Joints in Steam Generators," *Proc. of Int. Sympo. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, pp. 810~823.
- (8) Druez, J., Bazergui, A. and Pettigrew, M.J., 1985, "Residual Stress in Roller-Expanded Thin Tubes," *Experimental Mechanics*, September, pp. 316~324.
- (9) Gold, R.E., Pement, F.W., Tarabek, S.A. and Economy, G., 1991, "The Resistance to PWSCC of Explosive Expanded Alloy 600 Tube-to-Tubesheet Joints," *Proc. of 5th Int. Sympo. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, California, pp. 621~627.
- (10) Scott, D.A., Wolgemuyh, G.A. and Aikin, J.A., 1984, "Hydraulically Expanded Tube-to-Tubesheet Joints," *Trans. ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 106, pp. 104~109.
- (11) Rigaku Corporation, 1994, "Instruction manual for Residual Stress Analysis Program," Manual No. ME201RF, pp. 23~30.
- (12) 박영철, 허선철, 부명환, 김현수, 강제욱, 1996, "세라믹/금속접합재의 고온열사이클에 따른 잔류응력분포 및 굽힘강도 특성," 대한기계학회 논문집 A, 제21권 제10호, pp. 1541~1550.
- (13) Timoschenko, S.P. and Goodier, J.N., Theory of Elasticity, 3rd ed., McGraw-Hill, pp. 90~97.
- (14) 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.
- (15) 주진원, 박찬기, 1997, "구멍뚫기방법을 이용한 잔류응력 측정에서의 유한요소법 이용," 대한기계학회 '97 춘계학술대회 논문집 A, pp. 745~750.
- (16) 최병길, 이택순, 전상윤, 1990, "표면응력 구배시의 잔류응력 측정에 관한 연구," 대한기계학회 논문집, 제 14권 제4호, pp. 761~768.
- (17) Micro-Measurement Group, 1988, "Measurements of Residual Stress by the Hole-drilling Strain-Gage Method," *Measurements Group Tech Note TN-508-3*.
- (18) ASTM, 1994, "Standard Test Method of Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method," *ASTM Standard E837-94a*, pp. 1~7.
- (19) 1980, "Inconel Alloy 690," *Huntington Alloys, Inc.*
- (20) 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.
- (21) Hosford, W.F. and Caddell, R.M., 1983, "Metal Forming Mechanics and Metallurgy," Chapter 12-Bending, pp. 250~262.
- (22) ASTM, 1986, "Standard Specification for Seamless Nickel and Nickel Alloy Condenser and Heat Exchanger Tube," *ASTM B163-86a*, pp. 62~71.
- (23) 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.
- (24) Srinivasan, R., Hartley, C.S. and Brandy, R., 1984, "Residual Stress Determination in Inconel 600 Tubes using Electrochemical Machining," *Novel Techniques in Metal Deformation Testing, TMS-AIME Conf. Proc.*, pp. 163~174.
- (25) Druez, J. and Bazergui, A., 1983, "Through-Thickness Measurement of Residual Stresses in Thin Tubes," *Experimental Mechanics*, June, pp. 211~216.