2003 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

316L 스테인리스 강 배관 다층용접부의 잔류응력 평가
Evaluation of residual stresses for the multipass welds of 316L stainless steel pipe

김석훈,주영상,이재한
한국원자력연구소
대전광역시 유성구덕진동 150

요 약

용접구조물의 설계 및 제작 시에 잔류응력 및 변형의 영향에 대한 평가가 필요하며 이러한 고려에 의해 건전한 용접구조물을 유지할 수 있다. 316L 스테인리스 강의 다층용접부는 액체금속로의 배관에서 널리 사용되어 왔다. 본 연구에서는 316L 스테인리스 강 배관 용접부의 잔류응력이 ANSYS 코드를 사용하여 유한요소법으로 계산되었다. 또한 두께 및 표면에서의 잔류응력이 하나로에 설치된 고 분해능 중성자 분말 회절장치에 의하여 측정되었다. 잔류응력은 소형배관 시편(t/d=0.075)과 대형배관 시편(t/d=0.034)의 각 18개 지점이 측정되었다. 실험 및 해석결과가 비교되었고 잔류응력의 분포특성이 토의되었다.

Abstract

It is necessary to evaluate the influence of the residual stress and distortion in the design and fabrication of welded structure and the sound welded structure can be maintained by this consideration. Multipass welds of the 316L stainless steel have been widely employed in the pipes of Liquid Metal Reactor. In this study, the residual stresses in the 316L stainless steel pipe welds were calculated by the finite element method using ANSYS code. Also, the residual stresses both on the surface and in the interior of the thickness were measured by HRPD(High Resolution Powder Diffractometer) instrumented in HANARO Reactor. The residual stresses were measured for each 18 points in small(t/d=0.075) and large pipe specimens (t/d=0.034). The experimental and calculated results were compared and the characteristics of the distribution of the residual stress discussed.

1. 서 론

용접과정은 일반적으로 접합부에서 재료를 용융점 이상으로 상승시키는 이동 용접열원에 의해 수행되어 진다. 용접 후 온도분포는 높은 비선형을 갖는다. 가열과정의 용접부의 균일하지 않은 팽창과 냉각동안의 수축현상은 국부적인 소성변형을 발생시켜 잔류응력 분포를 형성한다. 그러한 용접부에서 잔류응력의 분포는 피로나 파괴에 의한 손상의 해석 시 고려되어야 한다(1).

액체금속로는 높은 신뢰도를 요구하는 설계 필요조건과 용접특성을 가지고 있다. 시스템을 구성하는 주요한 구성기기는 원자로용기, 중간 열교환기, 증기발생기, 소듐 배관 등이다. 이러한 구성기기의 용접특성은 많이 연구되어 왔고 액체금속로 설계의 필요한 사항이다. 액체금속로의 소듐 압력 경계의 건설을 위해 가장 많이 사용되는 재료는 오스테나이트 스테인리스 강이다. 화학 공정 및 석유 화학 시스템에서 많이 사용되고 있음에도 불구하고 스테인리스 강의 용접부에 대한 고온거동에 이용할 수 있는 자료는 별로 없는 실정이다. 따라서 용접구조물의 설계 및 제작 시에 잔류응력 및 변형의 영향에 대한 평가가 필요하며 이러한 고려에 의해 건전한 용접 구조물을 유지할 수 있다.

잔류응력을 측정하는 방법으로서 초음파 탐상법, 천공법, x 선 회절법 등이 사용되나 이러한 방법은 특성상 용접부의 표면 잔류응력 측정에 국한되어 적용될 수 밖에 없다. 이에 비해 중성자는 금속내부로 수 cm 까지 침투할 수 있기 때문에 이를 이용하는 중성자 회절법은 재료내부의 응력을 측정할 수 있어 새로운 소재의 잔류응력의 측정에 많이 이용된다.

본 연구의 목적은 액체금속로의 배관 다층 용접부의 용접과정을 모사하고 유한요소해석을 수행하여 용접 후의 잔류응력 분포를 예측하는 것이다. 잔류응력 측정을 위해 한국원자력연구소의 하나로에 설치된 고분해능 중성자 분말회절장치(HRPD) 빔포트를 사용하였고 중성자 빔의 장점인 높은 투과력을 이용하여 용접부 내부의 특정한 위치에 대한 직교성분의 잔류응력 분포를 측정하였으며 측정결과를 유한요소해석 결과와 비교 분석하였다.

2. 용접 및 경계조건

Fig. 1은 배관의 다층용접부의 단면 2차원 형상 및 잔류응력의 측정위치를 나타낸 것이다. 잔류응력의 측정점 수는 각 시편당 18개이었다. 용접방법은 SMAW이며 용접속도는 350 mm/min였다. 소형 및 대형의 두 종류의 배관이 실험되었으며 치수를 Table 1에 나타내었다. 모재는 316L 스테인리스 강이며 사용된 용접봉은 AWS A5.4의 규격에 따른 E316L-16에 해당하는 국산 용접재료로서 모재에 비해 높은 항복강도를 나타낸다.

3차원 용접배관 단면에 대한 2차원 축대칭 모델을 사용하였으며 좌우대칭을 가정하여 좌측면으로는 열손실이 없는 단열로 가정하였다. 입열조건은 용착금속에 해당하는 요소에 용융점 이상의 균일온도를 온도하중으로 부가하여서 모델링 하였다. 또한 자연대류 열전달계수는 배관외면에서 1.95 $W/m^2\,^oC$이고 내면에서는 외면의 1/2값을 적용하였으며 복사의 효과는 무시하였다(2).

Fig. 2는 소형배관에 대한 유한요소모델 형상이다. 용접부의 구속조건은 좌측 대칭면의 x 방향 변위가 구속된 평면변형 상태이며 우측 하단부는 y방향으로 단순 지지되었다.

3. 실험방법 및 장치

중성자 회절을 이용한 배관 용접 시편의 잔류응력 측정을 위해 HRPD 빔 포트와 위치 민감형 검출장치를 이용하였다. 중성자 회절을 이용한 실험방법은 크게 3가지 측정단계로 나눌 수 있다. 먼저 장비들의 위치와 슬릿의 크기 결정, 중성자 빔의 파장을 구하는 초기 calibration 단계이다. 두번째로 무응력상태의 시험편에 대한 격자면 간 거리 d_o를 측정하게 되며 이 값은 실제 잔류응력 측정에 있어 기준값이 된다. 마지막으로 용접 시험편을 sample stage에 고정하고 각 측정방향에 대한 회절탐색부피의 격자면 간 거리 d의 측정으로 나누어

진다. 이때 빔 포트를 통하여 조사된 중성자 빔은 Ni-powder를 이용하여 각 결정면에 대한 회절각에서의 예비실험을 통해 측정시편에 대한 격자면, 회절각 및 파장을 결정하기 위해 사용된다. Fig. 3은 측정을 위해 sample stage에 고정된 대형배관 시편의 형상이다.

Fig. 4는 실험장치의 개념도이다. 그림의 오른쪽에 위치한 입사빔을 고정시키고 시편의 홀더 아래부분에 있는 X-Y방향의 트랜스레이터와 왼쪽에 있는 디텍터를 조정하여 센터축을 결정하게 된다. 용접시편에 대한 측정은 세 직교좌표 방향 (Normal, Transverse, Longitudinal 방향)의 스트레인 컴포넌트를 측정하기 위해 각각의 용접 시험편이 배치되고 이동하면서 이들 세방향에 대한 산란 벡터 값에 의해 각 방향의 측정 포인트에 대한 스트레인 값이 구해진다. 실험에서 용접시편의 정확한 위치를 고정시키고 이동하는 것이 중요한 관건이다(3).

4. 배관 다층용접부 해석

4.1 지배 방정식

(1) 열적 모델

용접부의 해석 시에 열적문제에 대한 수학적 모델은 아래의 방정식에 의해 설명된다.

$$\frac{\partial}{\partial X_i}\left(k\frac{\partial T}{\partial X_i}\right)+Q=\rho\, c\,\frac{\partial T}{\partial t} \tag{1}$$

초기상태는 다음과 같이 표시되어 진다

$$T(X_i,t=t_o)=T_o\left(X_i\right) \tag{2}$$

경계조건에 대해 살펴보면 온도상태, 열흐름 상태 및 대류경계상태가 아래의 (3),(4),(5)의 식으로 나타내어진다.

$$T(X_{i,}t)=\overline{T}(X_{i,}\,t) \tag{3}$$

$$-k_i\frac{\partial T}{\partial X_i}n_i=q \tag{4}$$

$$-k_i\frac{\partial T}{\partial X_i}n_i=h(T-T_e) \tag{5}$$

여기서 n_i 는 표면에 수직한 방향의 요소(component) 이며 h 는 열전달 계수, T_e 는 주위 온도 이다. 그리고 복사 경계 상태는 (6)식과 같이 표시된다.

$$-k_i\frac{\partial T}{\partial X_i}n_i=\sigma\varepsilon\; f(T^4-T_e^4) \tag{6}$$

σ 는 스테판 볼쯔만(Stefan-Boltzman) 상수 이고 ε 는 방사율, f 는 형상계수 이다.

(2) 기계적 모델

재료가 기계적으로 등방성,열 탄소성 등의 거동을 한다고 가정하면 전 변형율은 아래와 같이 표시된다(5).

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{e} + \varepsilon_{ij}^{p} + \varepsilon_{ij}^{th} \tag{7}$$

$$\varepsilon_{ij}^{e} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\sigma_{ij} \tag{8}$$

δ_{ij} : Kronecker symbol

ν : 포아송 비

E : 영 계수

$$\varepsilon_{ij}^{p} = \int_0^t \dot{\varepsilon}_{ij}^{p}\, dt \tag{9}$$

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha\left(T - T_o\right) \tag{10}$$

여기서 α 는 열 팽창 계수이고 T_o 는 기준온도 이다.

이를 시간 $t+\Delta t$ 에서의 각각의 변형율 증분 항으로 나타내면

$$_t\varepsilon_{ij} = {}_t\varepsilon_{ij}^{e} + {}_t\varepsilon_{ij}^{p} + {}_t\varepsilon_{ij}^{th} + {}_t\varepsilon_{ij}^{e'} \tag{11}$$

$$_t\varepsilon_{ij}^{p} = \Delta t\, \Lambda^{t+\Delta t}\tau' \tag{12}$$

$$_t\varepsilon_{ij}^{th} = {}^{t+\Delta t}\alpha^{t+\Delta t}T - {}^{t}\alpha^{t}T \tag{13}$$

$$_t\varepsilon_{ij}^{e'} = \frac{\partial\left[C^E\right]^{-1}}{\partial T} \bullet \left\{{}^t\tau\right\} dT \tag{14}$$

여기서 $_t\varepsilon_{ij}^{e}$, $_t\varepsilon_{ij}^{p}$, $_t\varepsilon_{ij}^{th}$ 는 각각 탄성, 소성, 열 변형율의 증분항, $_t\varepsilon_{ij}^{e'}$ 는 등가 초기 변형율, C^E 는 탄성 구성식 텐서, Λ 는 상수 그리고 τ' 는 deviatoric stress 이다. 열응력에 대하여 가상일의 원리를 도입하면 다음과 같은 수식을 얻을 수 있다.

$$\int_v \sigma_{ij}\delta\varepsilon_{ij}dV = \int_v f_i^b\,\delta U_i dV + \int_v f_i^s\,\delta U_i dS \tag{15}$$

여기서 f_i^b, f_i^s, δU_i 는 각각 경계 S 에서의 체력, 표면력 및 변위이다(4).

4.2 해석모델

다층용접 배관의 해석영역에 대한 개념도는 Fig. 5에 나타내었다. 다층용접의 온도 및 응

력의 연성해석은 sequential weak coupling analysis를 사용하였다. 해석요소로는 온도와 변위에 대한 자유도를 모두 갖고있는 PLANE 13를 사용하였으며 입열부는 보다 세밀하게 모델링 하였다. 또한 각 용접패스의 용착부는 ANSYS Code의 Birth and Death Option을 사용하여 각 패스의 용접직전에 용접영역에 부가되는 것으로 모델링 하였다. 즉 첫번째 용접패스 동안에는 두번째 용접패스를 비 활성화 시키므로써 실제 해석 시에는 모델로 부터 제거시킨 후에 다시 활성화시켜 입열량을 부가하고 해석에 적용한다. 또한 용접패스 간에 냉각되는 일정한 시간간격을 주어 해석에 적용하였다. 해석에 사용된 모재와 용접봉의 열 물성치는 Table 2에 나타나있고 기계적 물성치는 Table 3에 표시하였다.

7층 및 8층용접의 경우에 용입되는 용접재는 4개의 lumped pass로 모델링 하여 하부에서부터 차례로 용접영역에 부가하였고 재료의 탄소성 거동에서의 구성방정식은 bilinear kinematic hardening 영향을 고려하였다.

4.3 실험 및 해석결과

(1) 온도 및 잔류응력 분포

용융부 주변의 온도분포는 유한요소해석 시 열해석모델의 mesh의 형태가 실험시편에 사용된 7개의 패스를 4개로 조합하여 적용하여도 용융부의 온도분포가 매우 부드럽게 변화하는 것을 알 수 있었다. 용접부 주변의 잔류응력 분포의 시간에 따른 특성은 첫번째 용접패스가 진행된 용융부 바닥에서 최대값을 나타내었다. 두번째 패스의 용접 후에는 응력의 최대값이 두번째 패스가 진행되는 상부로 이동한다. 그러나 두번째 용접패스에 의한 첫번째 용접패스 후의 잔류응력의 변화는 크지 않은 것으로 나타났다. 또한 두번째 패스는 고인장 잔류응력 구역의 크기를 증가시키는 것을 알 수 있었다. 각 패스 후에 용접부의 원주방향 잔류응력 분포는 하부에서 상부로 이동되며 그 영역이 증가된다. 마지막 용접패스 후에 용융부에서 최대 인장응력 값에 도달한다(5).

(2) 소형배관의 잔류응력 분포

용접비드의 진행방향에 평행한 방향으로 작용하는 응력이 원주방향 응력으로서 s_z 로 축방향 응력은 s_x로 각각 표시하였다. 소형배관(4inch schedule 80)의 두께 대 직경의 비(t/d)는 0.075이며 용접부 중심에서부터 x 방향으로의 거리에 따른 배관외면에서의 잔류응력 분포를 Fig. 6에 나타내었다. 용접부 중심에서의 측정된 원주방향 잔류응력은 303MPa이고 해석에 의한 값과 잘 일치함을 알 수가 있다. 해석결과에 의하면 용접부 중심선과 HAZ사이의 영역에서 고인장응력이 발생하여 그 구역 내에서 최대 인장응력이 존재하였다. 그 이후에서는 응력이 급격히 감소되며 용접부 중심에서 멀어지면 압축응력이 발생한다. 배관중앙면 및 내면에서의 응력분포를 Fig. 7 및 Fig. 8에서 살펴보면 두 경우에서 최대 원주응력은 용접부 중심에서 발생하였다. 배관중앙면에서 451MPa의 최대 원주응력이 발생하였으며 배관내면에서는 용접부 중심의 원주방향 응력이 가장 작게 측정되었다.

축방향 잔류응력은 배관외면, 중앙면 및 내면에서 원주방향 잔류응력에 비해 용접부에서는 작은 인장응력을 나타냈으나 HAZ를 벗어나 모재에서는 더 큰 응력값을 나타내었다(6).

(3) 대형배관의 잔류응력 분포

대형배관의 두께 대 직경의 비(t/d)는 0.034 로써 큰 배관직경에 비하여 두께가 작은 형태이다. 작은 압력과 큰 열하중이 가해질 때 배관 내외면의 온도차를 감소시켜 열응력을 작게 하는 특성을 가지고 있다. 용접부 중심에서부터 x 방향의 거리에 따른 대형배관(10 inch schedule 40) 외면의 원주방향 잔류응력 분포는 Fig. 9에서 보면 용접부 중심에서 측정된 값은 소형배관에 비해 작은 값을 나타내었으며 해석에 의한 값이 실험값에 비해 크게 계산되었다. 배관중앙면 및 내면에서의 원주방향 잔류응력 분포는 Fig. 10 및 Fig. 11에서 살펴보면 실험값과 해석값의 결과가 정량적으로는 다소 차이가 있지만 정성적으로 잘 일치하였으며 소형배관의 결과와 거의 유사한 경향을 나타내었다. 용접중심에서 두께방향에 대한 잔류응력분포는 해석된 축방향 잔류응력이 배관외면보다 내면에서 더 큰 값을 나타내었다(7).

5. 결론

본 연구에서는 316L 스테인리스 강 다층 용접배관의 잔류응력을 중성자 회절법을 사용하여 측정하였다. 소형(t/d=0.075) 및 대형배관 시편(t/d=0.034)에 대하여 각 18개의 위치에 대한 표면 및 두께에 따른 잔류응력이 측정되었다. 원주방향 잔류응력 해석결과는 소형 및 대형배관의 실험결과와 비교적 잘 일치하며 축방향 잔류응력은 다소 작게 평가되었다.

실험에 사용된 316L 스테인리스 강의 용접부는 항복응력이 overmatch된 용접봉을 사용하였다. 사용된 용접봉은 상온에서 모재의 항복응력에 두배에 가까운 값을 가지고 있다. 소형 및 대형배관의 원주방향 응력에 대한 실험값을 Fig. 12 및 Fig. 13에서 보면 최대응력은 용접부 중심에서 두가지 시편에 대해 약 450MPa의 잔류응력이 발생하였다. 이러한 값은 사용된 용접봉의 항복응력과 비슷하며 원주방향 최대응력은 사용된 용접봉의 항복응력과 밀접한 관계가 있음을 알 수 있다. 측정된 축방향 최대응력은 Fig. 14 및 Fig. 15를 참고하면 소형배관에서는 306MPa이고 대형배관에서는 210MPa로써 원주방향 최대응력에 비해 훨씬 작은 값을 나타내었다.

배관 내외면의 잔류응력분포를 비교하면 용접부 중심에서 원주방향 잔류응력은 대형배관에서 내면이 큰 값을 가졌으나 소형배관에서는 외면이 약간 더 큰 잔류응력 값을 나타내었다. 또한 대형 및 소형배관에 대한 축방향 잔류응력을 비교하면 소형배관에서 잔류응력분포가 전체적으로 더 크게 발생하였다(8).

감사의 글

본 연구는 과학기술부 원자력연구개발 사업의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

1. 김석훈, 유봉 등, “액체금속로 용접구조에대한 특성 및 잔류응력의 영향”, KAERI/AR-508/98, pp 15~20, 1998.

2. H. Murakawa ,“Theoretical prediction of residual stress in welded structures, Welding International”, Vol.11, pp 2-7, 1997.

3. Man-jin Park, Dong-young Jang and Hee-dong Choi, “Residual stress measurement on welded specimen by neutron diffraction”, Journal of KWS, Vol. 20, April, 2002.

4. Newman, S., Z., “FEM model of 3D transient temperature and stress fields in welded plates”, ph. D. dissertation, Pittsburge, Pa., Carnegie-Mellon university, 1986.

5. J. B. Roelens, F. Maltrud and J. Lu, “Determination of residual stresses in submerged arc multi-pass welds by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements”, Welding in the world, Vol.33, pp36-43, 1994.
6. 김석훈, 이재한, “액체금속로 배관 다층용접부의 잔류응력 실험 및 해석”, Journal of KNS, October, 2002.
7. Tso-Liang Teng and Peng-Hsiang Chang, “A study of residual stresses in multi-pass girth-butt welded pipes”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.74, pp 59-70, 1997.
8. B. Brickstad, B. L. Josefson , “A parametic study of residual stress in multi-pass butt-welded stainless steel pipes”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.75, pp 11-25, 1998.

Table 1 Pipe and Weld Geometries

Standard	Pipe Weld	D (mm)	t (mm)	No. of Weld Pass
ANSI 4 inch Schedule 80	SMAW	114	8.56	7
ANSI 10 inch Schedule 40	SMAW	273	9.27	8

D= outside diameter, t= nominal pipe thickness

Table 2 Thermal Properties of Stainless Steel 316 L

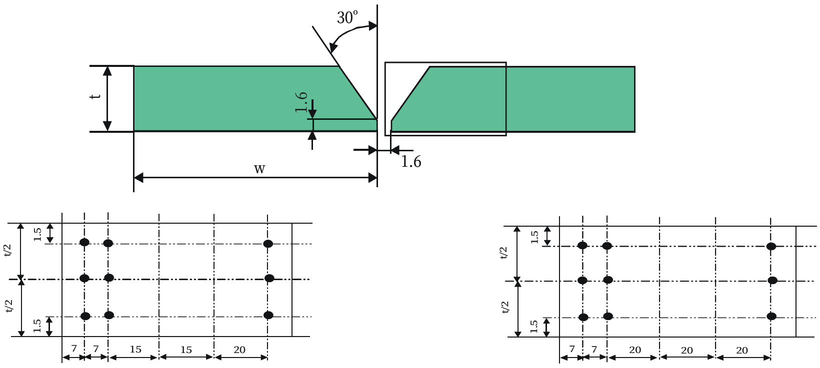
T(^{o}C)	C_p(J/kg ^{o}C)	k(W/m ^{o}C)
40	450	15
400	570	20
800	620	25
1200	700	31
1390	730	33
1600	730	90

C_p= Specific Heat, k= Thermal Conductivity

Table 3 Mechanical Properties of 316 L Stainless Steel and Weld Metal

T (^{o}C)	E (GPa)	s_y(MPa) Base	s_y(MPa) Weld	E_T (MPa)	ν	α (1/ ^{o}C)
40	210	230	460	2800	0.26	$19x10^{-6}$
400	168	139	278	2370	0.32	$19x10^{-6}$
800	133	80	160	1900	0.25	$19x10^{-6}$
1200	55	22	22	600	0.24	$19x10^{-6}$
1390	10	2	2	100	0.24	$19x10^{-6}$
1600	10	2	2	100	0.24	$19x10^{-6}$

E= Elastic Modulus, s_y= Yield Stress, E_T=Tangent modulus, ν = Poission's Ratio, α = Linear Thermal Expansion Coefficient



(4 inch schedule 80) (10 inch schedule 40)

Fig. 1 Configuration of the weld joints and measurement points of the experiment

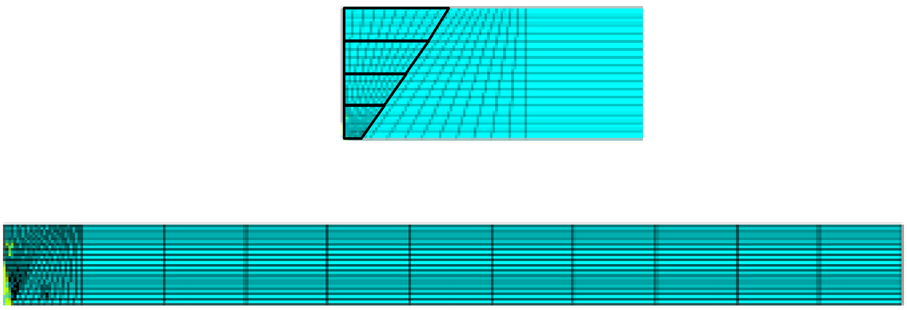


Fig. 2 Finite element model of analysis area

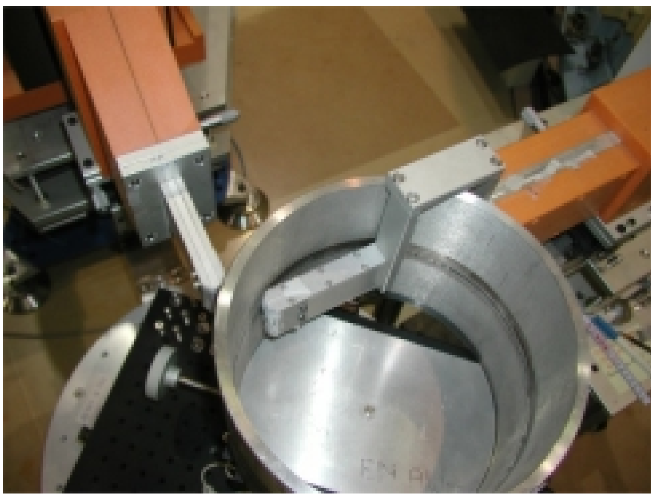


Fig. 3 Configuration of Large pipe specimen fixed in the sample stage

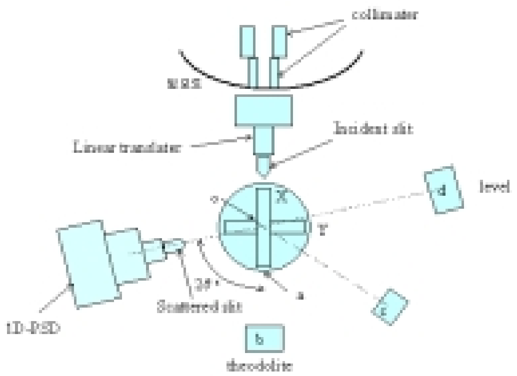


Fig. 4 Schematic diagram of experimental apparatus

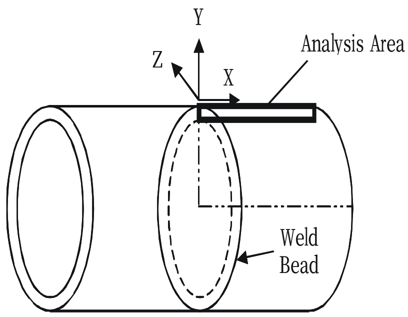


Fig. 5 Schematic diagram of multipass weld pipe

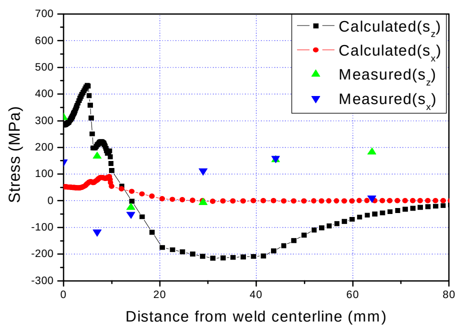


Fig. 6 Hoop and axial residual stress on outer surface(4 inch dia.)

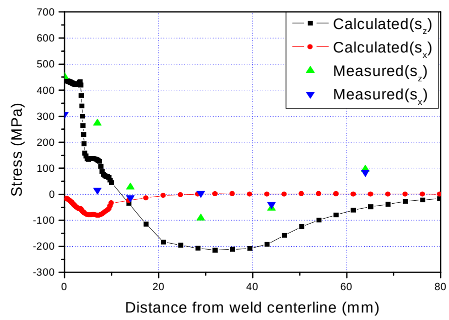


Fig. 7 Hoop and axial residual stress on middle surface (4 inch dia.)

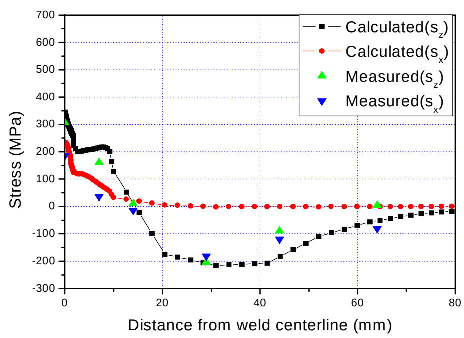


Fig. 8 Hoop and axial residual stress on inner surface(4 inch dia.)

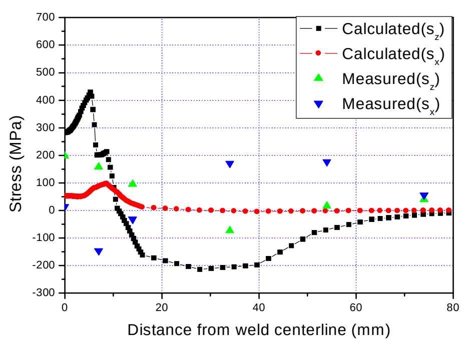


Fig. 9 Hoop and axial residual stress on outer surface(10 inch dia.)

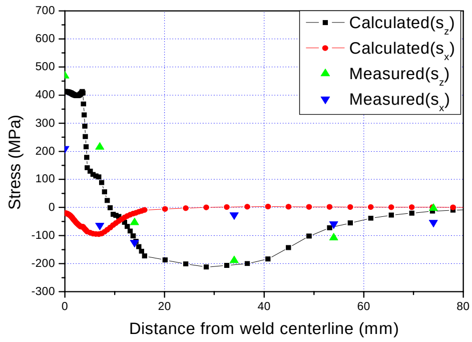


Fig.10 Hoop and axial residual stress on middle surface(10 inch dia.)

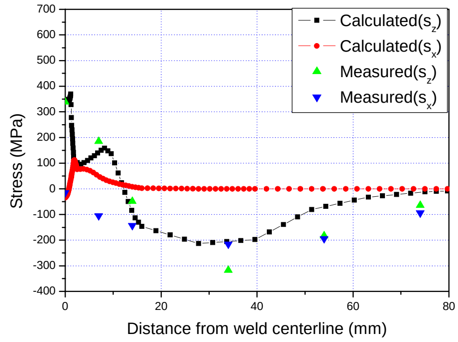


Fig. 11 Hoop and axial residual stress on inner surface(10 inch dia.)

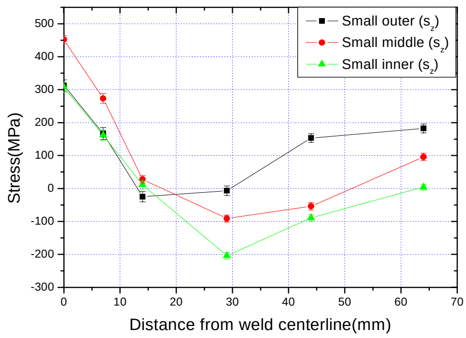


Fig. 12 Distribution of the hoop residual stress on the experimental data(Small pipe)

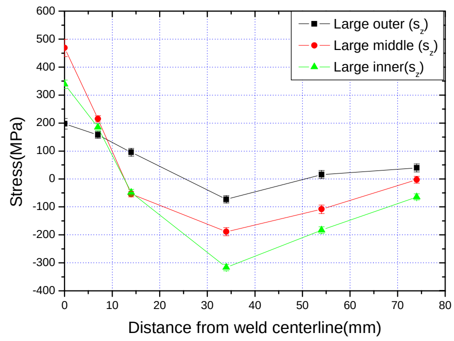


Fig. 13 Distribution of the hoop residual stress on the experimental data(Large pipe)

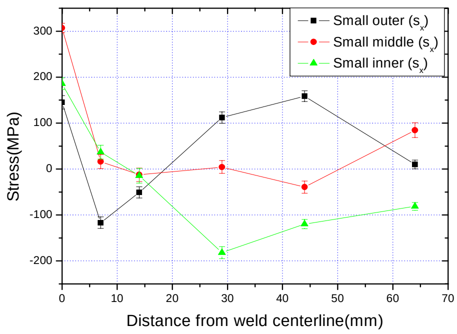


Fig. 14 Distribution of the axial residual stress on the experimental data(Small pipe)

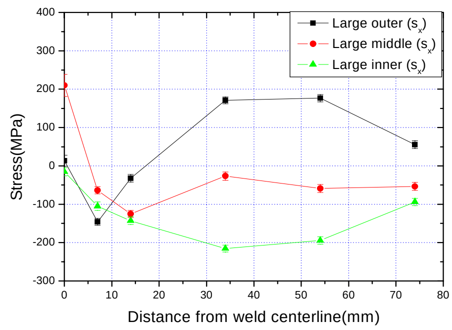


Fig. 15 Distribution of the axial residual stress on the experiment data(Large pipe)