

STS304 TIG 용접시 발생하는 잔류응력과 열응력 해석에 관한 연구

고준빈*, 박희상⁺

(논문접수일 2007. 10. 16, 심사완료일 2008. 5. 16)

A Study on the Analysis of the Thermal Stress and Residual Stress in Process of STS304 TIG Welding

Jun-Bin Ko*, Hee-Sang Park⁺

Abstract

Residual stress caused in the weldments with high restraint force are often during welding observed in the weldments of large size nozzles or radial tanks. The reason is that quantitative analysis about thermal stresses during welding is lack for this weldments. To verify Finite Elements Method(FEM) theory, the temperature was measured with thermocouple in a real time in this paper. Also analysis of the thermal stress for welding condition is performed by ABAQUS program package on various welding condition in 304 stainless steel butt welding.

Key Words : Thermal stress(열응력), TIG welding(티그 용접), Thin plate welding(박판용접), Finite Elements Method(유한요소해석)

1. 서론

현대 산업현장에서 널리 사용되는 기술 중 하나인 용접은 용접시 모재에 가해지는 열원에 의해 발생하는 응력이 용접성에 많은 영향을 준다고 알려져 있다. 열의 전도에 따라 용접부에서는 비선형적인 변형이 발생하게 되고, 이러한 변형을 외력으로 구속하게 되면 용접부에 잔류응력으로 남게 되어 결합으로 작용하게 된다.

특히 STS 304는 내열성, 내식성이 우수하여 압력용기, 화학 플랜트 등에 널리 이용되고 있으나, 고온에서 장기간

사용하면 내압에 따른 하중 외에도 열응력, 열피로 등에 의해 기계적 성질, 특히 인성이 점진적으로 저하되는 열시효취화(Thermal aging embrittlement) 현상이 발생하여 구조물의 기능손상 및 전체설비의 안전성을 저하시키게 된다. 또한 대형 노즐이나 구형탱크의 원주 용접부 혹은 대형 압력용기의 용접부 등과 같이 자체 구속력이 높은 용접부에서는 모재의 조성과 다양한 용접 조건을 제어하여 용접을 하여도 균열은 빈번하게 관찰되어지고 있다⁽¹⁾.

이는 용접시 발생하는 열응력과 잔류응력에 대한 정량적인 평가가 이루어지지 않고 있기 때문이다.

* 한밭대학교 기계설계공학과 (kjb1002@hanbat.ac.kr)
주소: 305-719 대전광역시 유성구 덕명동 산 16-1
⁺ 충남대학교 기계공학과 대학원 BK21메카트로닉스사업단

이에 본 연구에서는 STS304 TIG 용접시 발생하는 열응력을 정량적으로 평가하기 위하여 평판 용접수행시 발생하는 열응력과 잔류응력을 간편하게 측정할 수 있는 장치를 개발 하여 유한요소 상용프로그램인 ABAQUS 통하여 잔류응력을 측정하기 위하여. 또한 로제트 스트레인게이지(Rosette strain gage)를 사용하여 용접 조건에 따라 모재에 발생하는 열전달⁽²⁾ 및 열응력 해석을 수행하였다. 열전대를 이용하여 측정된 온도와 해석치의 비교를 통하여 해석의 타당성을 검증하였다.

2. 용접조건 및 온도측정

2.1 용접조건

온도 측정을 위하여 시편은 STS304 평판을 사용하였고, 두께는 3mm이고, 길이와 폭은 300mm, 120mm이다. 용접은 7.9KW TIG 용접기를 사용하였고, 성분 및 조건을 Table 1,2,3에 나타나 있다.

Table 1 Chemical composition of STS304(wt.%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	N
0.030	0.461	1.270	0.047	0.013	9.42	18.71	69.24	0.01

Table 2 Mechanical properties of STS304

Yield strength (MPa) 0.2% offset	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Rockwell Hardness (HRB)
375	769	47.2	88

Table 3 Welding parameters

Diameter of electrode(mm)	2.3		
Distance of electrode(mm)	3		
Pressure of Ar gas(kgf/cm ²)	15		
Angle of touch(°)	90°		
Welding speed(cm/min)	2.5	3.0	3.5
Welding current(A)	180	180	180
	200	200	200
	220	220	220

2.2 박판용접장치

Fig. 1에 나타난 장치를 통하여 평판 용접시 실시간으로 용접 및 응력측정을 정량적으로 수행 할 수 있도록 자동 이송장치에 용접전극을 체결 하였다.

2.2 온도측정

용접부의 온도는 일반적으로 2000°C 이상의 온도 분포를 보이기 때문에 열전대의 측정온도 범위를 벗어난다. 따라서 예비실험을 통하여 열전대의 부착위치를 설정하였다. 열전대는 0~1200°C 범위의 온도를 측정할 수 있는 K-type을 사용하였고, 예비실험의 결과를 토대로 용접 비드의 중심으로부터 5mm, 10mm, 15mm, 20mm, 30mm 지점에서 또한 용접진행방향으로 10mm, 100mm, 200mm, 290mm 지점의 온도를 측정하였다.

용접을 실시하기 전 온도 측정부에 열전대를 용접으로 부착하였고, 온도를 좀더 정확하게 측정하기 위하여 표준접점으로 얼음조를 사용하였다. 이렇게 수집된 온도는 Data Recorder (R 3600/4600)를 이용하여 처리하였다. Fig. 2는

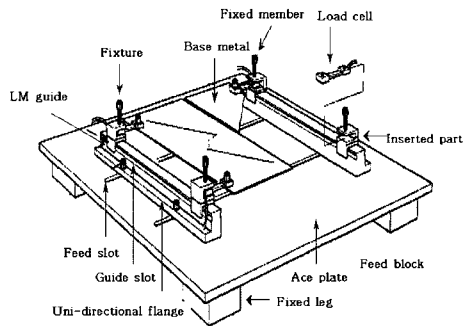


Fig. 1 Schematic diagram of experimental device

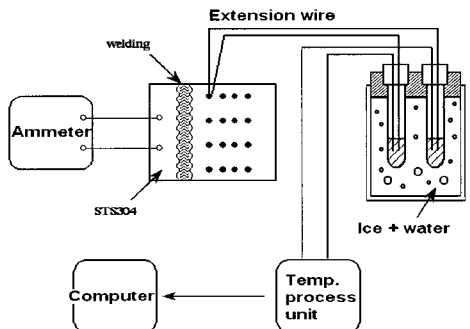


Fig. 2 Schematic drawing of device for measuring temperature

온도측정과정을 나타내고 있다.

3. 응력해석

3.1 응력해석 조건

열전달 및 응력의 해석을 위하여 상용 유한요소프로그램인 아바쿠스(ABAQUS)를 사용하였으며, 각각의 조건 값은 다음과 같다. 열전달 해석 시 필요한 경계조건으로서 초기의 온도는 Table 4와 같다. 비드에 평행한 면을 구속하였고, 열의 주된 손실은 전도, 대류, 복사에 의해서 이루어지는데 복사에 의한 영향은 대단히 작으므로 무시하였다. 대류에 의한 손실은 평판의 용접이기 때문에 윗면과 아랫면에 자연대류 계수를 설정하였고 열전도 계수는 본 열전달 해석에 가장 중요한 값이므로 온도에 따라 변화하는 값을 입력하였으며, 그 값은 Table 5에 나타내었다.

용접시 입열량을 해석에 적용하기 위하여 아크유효 면적당 입열(flux)을 식 (1)과 같이 계산하였다.

$$Q = \eta EI / bL \quad (1)$$

여기서, η 는 용접효율, E는 용접전압(V), I는 용접전류, b는 용접비드의 폭, L은 아크 유효면적의 용접방향 거리로 나타난다. 응력의 해석을 위하여 사용한 물성치로서 열팽창계수, 탄성계수, 항복응력, 인장강도, 포아송의 비(Poisson's ratio)가 있는데, 포아송 비는 0.29를 사용하고, 나머지는 온도에 따라 값을 입력하였다. 그 값은 Table 6과 Table 7에 나타내었다.

본 연구에서는 시간증분 Δt 를 결정하는데 있어서 자동시간추정알고리즘을 사용하였다. 이것은 시간 증분에 있어서 허용되는 최대온도변화량에 대하여 사용자가 정하는 간격에 기반을 두고 있으며, 비선형적 해석인 경우에는 수렴율에 따라서 변화된다. 재료는 등방성(isotropic)으로 가정하였고, 재료의 항복거동은 폰미세스(Von-Mises) 항복조건을 사용하였다⁽³⁾. 또한 외적구속은 일반적으로 맞대기 용접에 사용되는 비드에 평행한 면을 구속조건으로 하였다.

해석모델에서의 요소분할(mesh generation)은 국부적이며, 큰 입열로 인해 온도구배가 심한 용접부 주변은 접합선 중심의 y방향 요소의 크기는 0.5mm로 보다 세밀하게 mesh하였고, 용융부와 열영향부에서 멀어질수록 온도구배가 작기 때문에 요소의 크기를 증가시켜 해석시간을 단축시켰으며, 요소수는 28000개이고, 절점수는 28987개이다. 모델의 형상과 방향은 Fig. 3에 나타내었다⁽⁴⁻⁷⁾.

Table 4 boundary condition in heat transfer analysis

Initial temperature	20°C
Natural convection	18W/m ² .°C
Density	7817kg/m ³
specific heat	460J/kg.°C
solidus temperature liquidus temperature	1398°C~1421°C
latent heat	250kcal/kg

Table 5 Thermal conductivity at various temperatures

Temperature(°C)	20	200	400	600	800	1000
Thermal conductivity (W/m.°C)	16.3	17	19	22	27	31

Table 6 Thermal expansion coefficient at various temperatures

Temperature(°C)	100	316	538	649	982
Coefficient of Thermal expansion(10-6/°C)	17.3	17.8	18.4	18.7	20.2

Table 7 Properties at various temperatures

Temperature (°C)	37.78	148.89	260	371.11	482.22	593.33	648.89
Modulus of elasticity (GPa)	200.11	192.52	184.24	176.65	153.19	131.79	114.55
Yield stress (MPa)	171	127	111	91	71	56	44
Tensile strength (MPa)	586.42	520.28	506.56	492.74	447.96	354.96	306.64

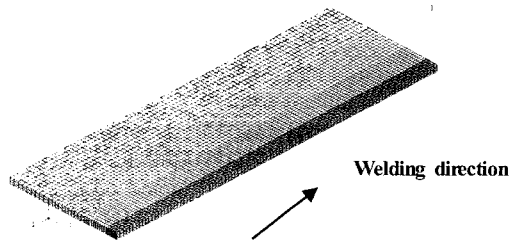


Fig. 3 Finite element model

3.2 잔류응력 해석

3.2.1 막힌 구멍(blind hole)의 해석

일반적으로 많이 사용되는 구멍뚫기방식에 사용되는 관계식은 식 (2)이다. 이 관계식은 측정된 스트레인으로로부터 두 주응력과 각 α 를 얻기 위한 식으로 바뀌게 된다. 세 개의 미지수가 있기 때문에 세 개의 독립적인 스트레인의 측정이 이루어져야 하고, 식 (3)과 같이 나타난다. Fig. 4에서 α_1 은 게이지①과 가까운 쪽에 있는 주축이 이루는 각이고, $\alpha_2 = \alpha_1 + 45^\circ$, $\alpha_3 = \alpha_1 + 90^\circ$ 가 된다. 로제트(rosette) 스트레인게이지의 가가 게이지 위치에 식 (2)을 적용하여 정리하면, 식 (3)과 같이 각 게이지 위치에서의 이완변형률(relieved strain)을 구할 수 있다.

$$\epsilon_r = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha \quad (2)$$

$$\epsilon_1 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha$$

$$\epsilon_2 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2(\alpha + 45^\circ)$$

$$\epsilon_3 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2(\alpha + 90^\circ) \quad (3)$$

식 (3)은 주응력 방향에 대해 정리하면 식 (4)와 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

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

$$\sigma_{\min} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} + \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (5)$$

단, α 는 게이지①과 이루는 각을 말한다. 게이지①을 기준으로 주축과 이루는 각을 표현하면 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

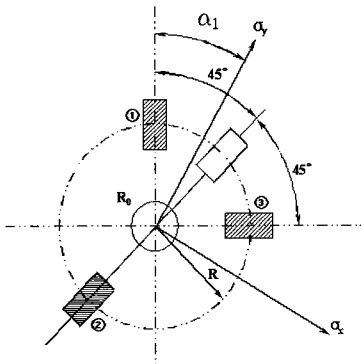


Fig. 4 Strain gage rosette arrangement for determining residual stress

$$\tan 2\alpha = \frac{\epsilon_1 - 2\epsilon_2 + \epsilon_3}{\epsilon_1 - \epsilon_3} \quad (6)$$

A와 B는 변형률 이완상수이며, 관통구멍 해석의 경우 반경 방향으로 이완되는 응력과 변형률 사이의 관계를 나타내는 값이다.

실제적인 문제에 있어서는 임의의 크기와 두께를 가진 기계나 구조물인 경우가 대부분이기 때문에 잔류응력의 측정에는 주로 막힌 구멍(blind hole) 뚫기를 수행한다⁽⁸⁾. 평면응력을 받고 있는 물체에 막힌 구멍의 도입은 매우 복잡한 국부응력 상태를 만들어 내기 때문에 지금까지도 정확한 해답이 나오지 않고 있다. 그러나 Rendler와 Vigness⁽⁹⁾에 의해 이 경우도 응력 분포의 일반적인 경향이 관통 구멍과 유사하다고 입증되었다. 따라서 막힌 구멍 때문에 노출된 스트레인은 식 (2)와 유사한 삼각함수로 표현된다. 그래서 적절히 막힌 구멍 계수 \bar{A} 와 \bar{B} 를 구해내면 식 (4)와 식 (5)를 막힌 구멍에도 적용할 수 있다. 이 계수들은 이론적으로 계산할 수 없으므로 실험과 유한요소법(FEM)으로 계산되어야 한다. 관통 구멍 해석과 비교해 볼 때 막힌 구멍 해석은 하나 더 많은 독립변수 즉, 게이지 직경 D에 대한 구멍 깊이 Z의 비인 Z/D가 필요하게 된다. 이를 일반 함수 형태로 표현하면 식 (8)과 같다.

$$\begin{aligned} \bar{A} &= f_A(E, \nu, y, Z/D_0) \\ \bar{B} &= f_B(E, \nu, y, Z/D_0) \end{aligned} \quad (7)$$

현재 식 (7)의 이완상수 \bar{A} 와 \bar{B} 에 대한 정확한 이론적인 해는 없으며, 실험적 방법이나 유한요소해석을 통하여 구해야 한다. 그런데, 이완상수 \bar{A} 와 \bar{B} 는 일단 측정 재료가 결정되면 단순히 변형 게이지 형상에 의해 결정되는 값이기 때문에, Schajer⁽¹¹⁾는 재료 물성치에 무관한 새로운 무차원 상수 \bar{a} 와 \bar{b} 를 도입하여 \bar{A} 와 \bar{B} 를 식 (8)과 같이 나타내었다.

$$\begin{aligned} \bar{A} &= -\frac{(1+\nu)}{2E} a \\ \bar{B} &= -\frac{1}{2E} b \end{aligned} \quad (8)$$

한편, ϵ_r 에 응력 σ_c 를 가한 경우, 게이지①의 방향($\alpha=0^\circ$)과 게이지③의 방향($\alpha=90^\circ$)의 이완 변형률은 막힌 구멍 이완상수 \bar{A} 와 \bar{B} 를 적용하여 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon_1 &= \sigma_c(\bar{A} + \bar{B}) \\ \epsilon_3 &= \sigma_c(\bar{A} - \bar{B}) \end{aligned} \quad (9)$$

이 식을 \bar{A} 와 \bar{B} 에 대하여 풀어쓰면 식 (10)과 같다.

$$\begin{aligned} \bar{A} &= \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2\sigma_c} \\ \bar{B} &= \frac{\epsilon_1 - \epsilon_3}{2\sigma_c} \end{aligned} \quad (10)$$

따라서, 실험적인 방법이나 유한요소해석을 통하여 \bar{A} 와 \bar{B} 를 구하고, 이 값을 식 (8)에 대입하여 무차원 상수 \bar{a} 와 \bar{b} 를 구할 수 있다.

이와 같은 방법으로 Schajer⁽¹⁰⁾는 깊이에 따른 균일 응력에 대한 상수 \bar{a} 와 \bar{b} 를 구하였다.

일정한 구멍지름에 대해 이완된 스트레인은 구멍깊이가 증가함에 따라 증가하게 된다. 이 과정은 구멍 깊이 Z가 구멍 지름 D0와 같거나 약간 클 때까지 계속된다. 그러므로 스트레인 신호를 최대로 하기 위해서 구멍 깊이와 구멍 지름의 비 Z/D0≒1 만큼 뚫려져야 한다. ASTM E873-85에서 구멍 지름에 대한 최대 구멍 깊이의 비를 1.2로 규정하고 있다⁽¹¹⁾. 실제 기존 실험에서는 Z/D=0.4일 때 잔류응력의 대부분 이완되었고, Z/D=0.1(Z=1.0mm)일 때 완전히 이완된 변형량의 약 80%가 이완되는 것을 알 수 있었다. 이러한 결과로 본 실험에서 구멍 깊이가 1.0mm일 때 변형량을 측정하여 잔류응력으로 환산하였다⁽¹²⁾.

3.2.2 잔류응력 측정장치

본 실험에 구멍을 가공하기 위한 장비로는 Micro-Measurement사의 RS-200 밀링 가이드(Milling Guide)를 이용하였다. 잔류응력 측정에 사용된 스트레인 게이지는 동일한 회사의 로제트 스트레인 게이지(rosette strain gage)로서 시편의 두께에 적합한 EA-06-062RE-120을 사용하였다⁽¹³⁻¹⁴⁾. 밀링 가이드에 사용된 드릴의 지름은 게이지에 맞추어 1.6mm를 사용하였고, 드릴 작업으로 발생하는 열에 의해 게이지가 손상되는 것을 막기 위하여 구멍을 뚫는 시간을 길게 하였다.

구멍을 뚫어 이완된 응력은 스트레인 게이지에 의해 검출되고, 이는 브릿지 박스(SB-1)를 통하여 스트레인 인디케이터(P-3500)로 출력된다. 이렇게 출력된 3개의 스트레인율 식 (4)~(6)에 대입하면 주응력과 방향을 구할 수 있다.

4. 해석 결과

4.1 측정온도와 해석온도의 비교

Fig. 5와 Fig. 6은 각 용접조건에서 실험에 의한 온도분포

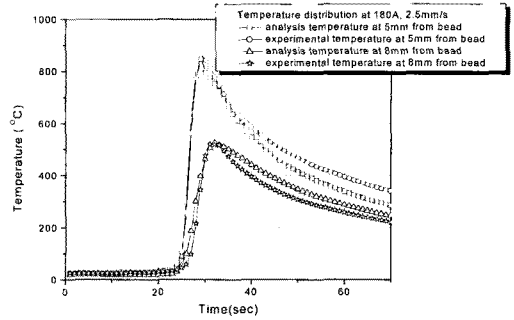


Fig. 5 Comparison on temperature distribution between experiment value and analysis value at welding conditions 180A, 2.5mm/s

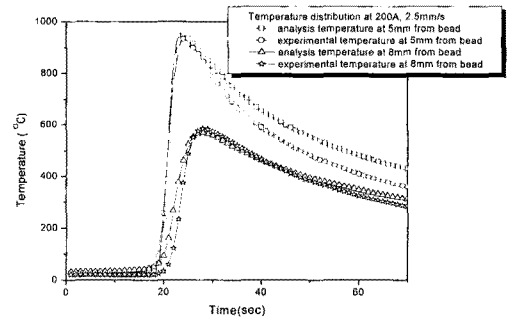


Fig. 6 Comparison on temperature distribution between experiment value and analysis value at welding conditions 200A, 2.5mm/s

와 해석에 의한 온도분포를 비교한 것이다. 용접부의 온도분포의 특징은 비드에서 가까운 부분은 상당히 급격한 온도의 변화를 거치는데 실험값과 이론값은 최대 온도 값, 온도상승의 경향, 냉각 경향이 유사하게 나타나고 있다.

비드에서 가까운 부분은 먼 곳보다 급격한 온도변화를 일으키기 때문에 약간의 오차를 보이고 있으나 전체적인 온도의 수준에서 보면 미미한 오차의 수준이므로 해석 결과의 타당성을 알 수 있다.

4.2 방향에 따른 응력분포

Fig. 7과 Fig. 8은 모재의 중앙부에서 각 방향으로의 응력분포를 시간에 따라 나타낸 그래프이다. 전반적으로 시간에 따른 응력분포의 변화는 매우 유사하나, 입열량의 차이로 인하여 최

대 응력의 크기와 최소 응력의 크기가 다르게 나타난다.

용접봉이 지나가는 순간에는 폭방향(yy-방향)으로 압축응력이 가장 크게 나타나는데, 이는 용접 비드에서 yy-방향의 거리에 따라 불균일한 온도분포에 의한 모재의 열팽창이 달라지기 때문이다. 또한 아크가 진행한 후의 응력 상태를 고려할 때 폭방향(yy-방향)의 응력에 비해 진행방향(xx-방향)의 응력이 커졌는데 이는 아크열로 인한 열응력에서 모재의 변형에 의한 응력으로 전환됐기 때문으로 사료된다. 두께방향(zz-방향)은 모재가 얇기 때문에 구속이 거의 없고, 자유로운 변형이 발생하므로 응력은 거의 발생하지 않는다. 평판의 용접공정에 있어서 가장 영향을 많이 미치는 응력은 비드로부터의 폭 방향과 진행방향의 응력이고, 이것이 용접부의 기계적, 물리적 성질에 가장 큰 영향을 미치는 인자임을 알 수 있다.

Fig. 9는 진행거리가 75mm 이고, 용접 비드로부터 20mm 떨어진 지점에서의 응력 분포를 나타낸다. 용접 비드에서 4mm

지점의 응력분포와 매우 다른 양상을 나타낸다. 즉 비드에서 거리가 멀어지면 폭방향(yy-방향)의 응력은 작게 나타난 반면 진행방향(xx-방향)의 응력은 매우 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 이는 비드에서 멀리 떨어진 지점은 열응력을 발생시킬 수 있는 온도차가 작아져서 열응력이 작게 발생하기 때문이다.

폭방향의 응력은 비드부근의 팽창에 의한 반작용으로 발생하는 응력뿐 아니라 평판 용접에서 일어나는 판의 변형 즉, 좌굴에 의한 응력의 복합적인결과라고 할 수 있다.

4.3 비드에서의 거리에 따른 폭방향 응력의 분포

Fig. 10은 용접전류 200A에서의 용접속도 3.0mm/s의 조건에서 용접시 판재 중앙부의 용접비드에서 폭방향으로의 응력의 분포를 타나내고 있다.

비드에서 비교적 가까운 지점은 최고의 온도분포를 보이는 시간에 순간적으로 큰 압축의 응력을 나타내고, 10mm

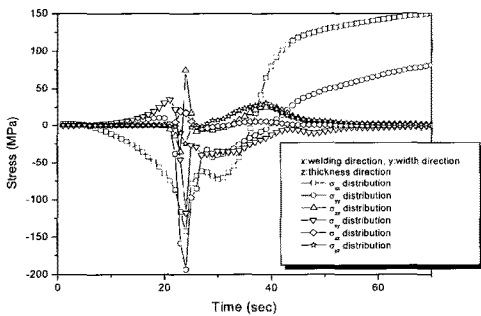


Fig. 7 Stress distribution on 4mm distance from bead at welding condition 200A, 3.0mm/s

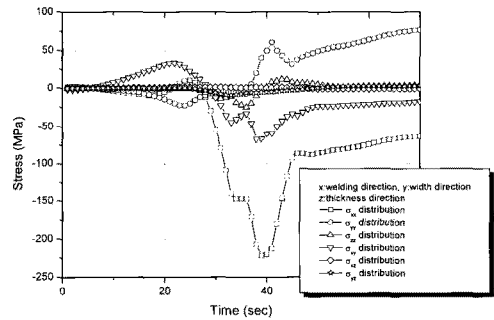


Fig. 9 Stress distribution on 20mm distance from bead at welding condition 180A, 3.0mm/s

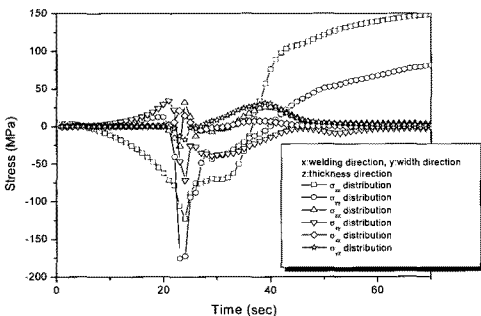


Fig. 8 Stress distribution on 4mm distance from bead at welding condition 180A, 3.0mm/s

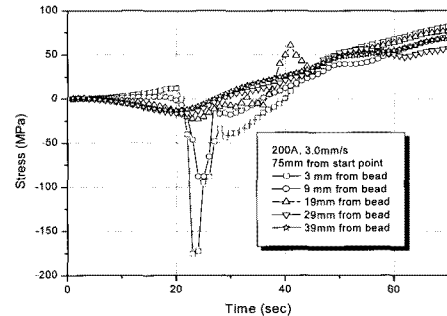


Fig. 10 Width-direction stress on a distance from bead at welding conditions 200A, 3.0mm/s

부근까지는 인장 응력으로의 전환을 보이고 있다. 상대적으로 비드로부터의 거리가 먼 지점은 특징이 없이 전체적으로 완만한 형태를 보이고 있다. 비드에서 가까운 부분은 용접마크의 진행이 가장 가까운 지점에 위치하였을 때, 즉 최고의 온도를 보이는 부분에서 모재는 팽창을 하나, 비드로부터 먼 주변의 모재는 온도가 낮아 변형에 대한 강성이 크기 때문에 모재의 팽창을 구속하게 됨으로써 압축의 응력을 타나내게 된다. 용접부의 온도분포에서 보여 지듯이 용접부는 급가열, 급냉각의 과정이므로 팽창되었던 모재는 곧 수축을 하게 되고, 이때는 강성이 큰 주변의 모재가 냉각에 따른 압축을 구속하게 되므로 인장응력으로의 전환을 보이게 된다. 이러한 이유에서 나타나는 특징은 비드로부터 약 2cm정도의 거리가 되는 지점에서는 거의 보이지 않고 있다.

비드로부터의 거리에 따라 최고온도는 큰 차이를 보임으로서 상대적으로 먼 지점은 온도에 의한 변화가 매우 적게 나타난다. 그리고 비드부의 팽창과 수축에 의한 변화는 비드에서 가까운 부분에서 모두 흡수되므로 먼 부분은 변화의 영향이 거의 나타나지 않고 있음을 보이며, 이 변화가 심한 부분이 열영향부가 됨을 알 수 있다.

4.4 용접속도에 따른 응력분포의 비교

Fig. 11에서 보듯이 비드에서의 거리가 3mm 일 때, 폭방향의 응력분포는 큰 압축응력을 나타내고 있고, 9mm 떨어진 곳에서는 그 값이 현저하게 약해짐을 알 수 있었다. 이에 3mm와 9mm의 중간 지점을 정하여 Fig. 11과 Fig. 12는 비드에서의 거리가 5mm, 3mm일 때 폭방향의 응력 분포를 나타내고 있다.

용접시 입열량은 전류와 전압이 같기 때문에 용접점의 입열량은 같지만 속도의 차이에 따라 가열되는 시간 차이가 있으므로 총 조사되는 입열량에 차이가 생기게 된다.

그래프에서 알 수 있듯이 전반적 경향은 용접속도가 느린 경우에는 상대적으로 입열량이 많으므로 용접 속도가 빠른 경우보다 응력의 변화가 큰 것으로 나타났다. 하지만 두 번째의 그래프에서는 속도가 3.0mm/s의 경우가 2.5mm/s의 경우보다 큰 응력값을 갖는 것을 보여주고 있다.

즉, 비드에서 가까운 부분에서는 위치에 따라 속도가 빠른 용접의 조건이 속도가 느릴 때 보다 더 큰 응력의 분포를 보이는 지점도 생기는데, 이것은 각각 응력의 최대변화지점이 조건에 따라 다를 수 있으며, 용접열원에 의해 영향을 받는 열 영향부의 크기가 달라지는 것으로 해석할 수 있다.

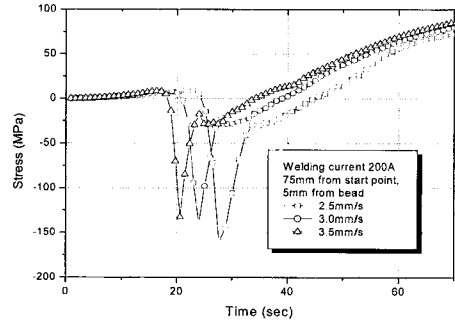


Fig. 11 Width-direction stress on welding speeds at 5mm distance from bead

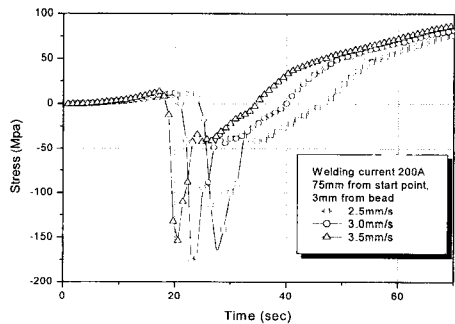


Fig. 12 Width-direction stress on welding speeds at 3mm distance from bead

4.5 용접속도에 따른 잔류응력 분포의 변화

Fig. 13, Fig. 14, Fig. 15는 각각의 용접속도에서 용접전류에 따른 폭방향 잔류응력의 분포를 보여주고 있다.

그래프에서와 같이 속도가 일정할 때, 용접전류가 높을 때 잔류응력이 높게 나타났다. 이는 용접 전류가 높을수록 입열량이 크고, 이에 따른 온도구배가 커지기 때문이다.

용접전류가 220A일 때는 인장잔류응력구간이 180A, 200A 일 때 보다 길게 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 13과 Fig. 15에서 사용된 전류값에 각각 220A와 180A이 포함되지 않은 것은 두 가지의 전류값으로 220A로 용접시 과도한 용입열로 인한 용접불량과 180A로 용접시는 부족한 용입열로 인한 용접불량이 발생하여 값으로 나타낼 수 없었다.

이러한 실험을 통하여 속도에 따른 잔류응력의 분포와 용접전류의 값을 비교해 볼 때 용접전류에 따른 잔류응력의 차이가 좀 더 뚜렷하게 나타나는 것으로 보아 잔류응력은 용접

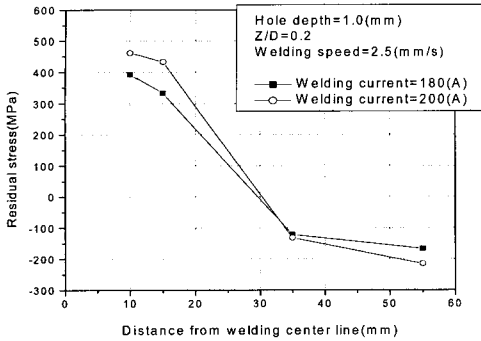


Fig. 13 Residual stress distribution on various welding currents ant welding speed 2.5mm/s

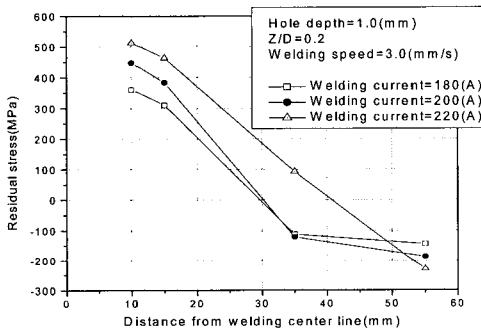


Fig. 14 Residual stress distribution on various welding currents ant welding speed 3.0mm/s

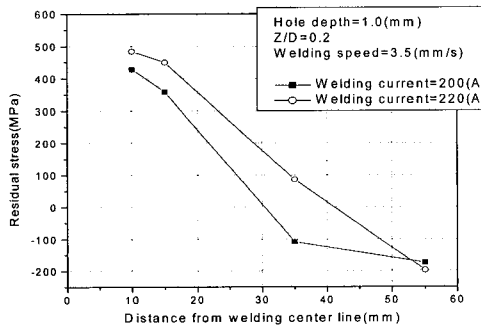


Fig. 15 Residual stress distribution on various welding currents ant welding speed 3.5mm/s

속도보다는 용접전류에 더 많은 영향을 받는 것을 알 수 있다. 이는 입열량이 용접속도보다 전류에 의존하기 때문이다.

5. 결론

본 연구에서는 평판의 STS304 TIG 용접시 열응력 및 잔류응력 측정을 용이하게 할 수 있는 장치를 개발, 활용하여 열전대를 이용해 용접시 모재의 거리에 따라 온도를 실시간으로 측정하고, 로제트 스트레인게이지와 상용 유한요소 프로그램인 아바쿠스(ABAQUS)를 이용하여 모재에 발생하는 열전달 및 열응력을 해석하여 아래와 같은 결과를 얻었다.

- (1) 용접 중 모재의 최대온도는 용접전류와 속도에 따라 달라지며, 실험값과 해석값은 최대온도의 분포, 가열, 냉각 특성이 유사함을 보임으로서 해석결과에 대한 신뢰성을 확인할 수 있었다.
- (2) 용접과정 중의 주응력의 방향은 폭방향으로의 응력이며, 비드로부터 떨어진 지점의 용접진행방향의 응력이 크게 나타나는 것은 팽창에 의한 응력과 모재의 변형에 기인함을 확인할 수 있었다.
- (3) 용접 비드에서 가까운 모재부분(10mm 지점까지)은 용접이 진행되면서 압축응력에서 인장응력으로의 변화가 크게 나타나며, 비드에서 일정거리가 떨어진 지점은 응력의 변화가 완만하게 나타나고 있음을 알 수 있었다.
- (4) 열응력과 잔류응력의 변화는 속도가 느릴수록 용접전류가 클수록 크게 나타나며, 최대응력을 나타내는 지점도 용접 비드로부터 가까운 거리에서 나타남을 확인할 수 있었다.

참고 문헌

- (1) Kim, S. J., 2001, "Study of Restraint Force Measurement and Thermal Stress Analysis during Thin Plate Welding," Master's thesis of Chungnam national Univ., Republic of Korea.
- (2) Cengel, Yunus. A., 1998, *Heat transfer: a practical approach*, McGraw-Hill, Boston, pp. 280~360.
- (3) Okita, K., Aritoshi, M., and Kishimoto, W., 1982, "On the Friction Interface Temperature under steady state with convectional driving method," *Journal of Japan Welding Society*, Vol. 51, No. 3, pp. 62~67.
- (4) Reddy, J. N., 1993, *An Introduction to the Finite Element method, 2nd edition*, Mcgraw-Hill, New York.
- (5) Thompson, J. F., Warsi, Z. U. A., and Mastin, C.

- W., 1985, *Numerical Grid Generation: Foundations and Applications*, Elsevier North-Holland Publishing, New York.
- (6) Ugural, A. C., Fenster, S. K., 1995, "*Advanced Strength and Applied Elasticity*," Elsevier North-Holland Publishing, New York.
- (7) Kohnke, P., 1996, *ANSYS User's Manual*, Swanson Analysis System, Houston.
- (8) Niku-Lari, A., Lu, J., and Flavenot, J. F., 1985, "Measurement of residual-stress distribution by the incremental hole-drilling method," *Experimental Mechanics*, Vol. 25, No. 2, pp.175~185.
- (9) Rendler, N. J. and Vigness, I., 1966, "Hole-drilling Strain-gauge Method of Measuring Residual Stresses," *Proc., SESA XXIII*, No. 2, pp. 577~586.
- (10) Schajer, G. S., 1988, "Measurement of Non-Uniform Residual Stresses Using the Hole-Drilling Method Part I-Stress Calculation Procedure," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 103, pp. 157~163.
- (11) Redner, S. and Perry, C. C., 1982, "Factors Affecting the Accuracy of Residual Stress measurements Using the Blind-Hole Drilling Method," *Proc., 17th International Conference on Experimental Stress Analysis. Haifa, Israel*, Esrael Institute of Technology, pp. 604~614.
- (12) Kim, J. O., Ko, J. B., and Park, H. S., 2007, "A Study on the Measurement of Bending Constraint Force of STS304 Thin Plate Using The Load Cell," *Transactions of the Korean Society of Machine Tool Engineers*, Vol. 16, No. 3, p. 90.
- (13) Sandifer, J. P. and Bowie, G. E., 1978, "Residual Stress by Blind-Hole Method with Off-center Hole," *Experimental Mechanics* 18, pp. 173~179.
- (14) Procter, E. and Beanney, E. M., 1982, "Recent Developments in Centre hole Technique for Residual-stress Measurement," *Experimental Techniques* 6, pp. 10~15.