

파이프-평판 GMAB 접합부의 열유동 및 잔류응력 해석에 관한 연구

이태영* · 김재웅** · 이목영*** · 정평석**

* 영남대학교 대학원 기계공학과

** 영남대학교 공과대학 기계공학부

*** 포항산업과학연구원 접합가공연구팀

A Study of Heat Flow and Residual Stress Analysis in Pipe-plate Gas Metal Arc Brazing

Tae-Young Lee*, Jae-Woong Kim**, Mok-Young Lee*** and Pyung Suk Jung**

* Graduate School of Mechanical Eng., Yeungnam University, Kyongsan Kyongbuk 712-749, Korea

** School of Mechanical Eng., Yeungnam University, Kyongsan Kyongbuk 712-749, Korea

*** Welding & Joining Research Team, RIST, Pohang Kyongbuk 790-600, Korea

Abstract

In this study, two-dimensional heat flow and residual stress in arc brazing to join the pipe and plate structure were analyzed by using a commercialized FEM package. Advantages offered by arc brazing are that strong joints can be produced with lower heat input than that of previous gas metal arc welding and narrower heat affected zone can usually be obtained than that in the case of torch brazing. To investigate the effects of process variables and minimize the thermal effects on the structure, this study presents a method for analyzing the heat flow and residual stress in arc brazing process according to variables such as traveling speed, torch angle and position.

The simulation results were compared with the experimental ones to verify the numerical analysis method. The experiments include the measurement of HAZ size from the section of joints and residual stresses by using strain gages named 'section method'. A comparatively good agreement between the results of numerical analysis and experimental ones could be obtained in both of the temperature distribution and residual stress of the brazed structure. Using the proposed numerical analysis method, the process parameters were evaluated to get proper arc brazing conditions.

(Received April 4, 2001)

Key Words : Gas metal arc brazing, Finite element method, 2-dimensional analysis, Section method

1. 서 론

용접공정의 적용에 있어서 용접품질 및 생산성의 향상과 작업여건의 개선 등을 위해서는 용접 구조물의 설계기술 및 용접공정 자동화 기술의 적용이 필요하며, 용접부의 강도를 예측하고 공정 자동화의 최적조건을 구하기 위해서는 우선적으로 용접부의 정밀한 해석이 요구된다. 본 연구의 대상 공정인 GMAB(Gas

Metal Arc Brazing)는 용가재를 사용하여 모재는 용융시키지 않고 용가재만 용융시켜서 용융금속의 퍼짐성과 모세관현상에 의해 두 모재간의 좁은 간극을 채운 후 응고시킴으로써 접합하는 방법이다^{1,2)}.

이 공정은 아크용접과 같은 용융용접에 비해 낮은 열입력을 적용하므로 잔류응력 및 열변형이 비교적 적게 일어나나 소재가 박판(thin plate)인 경우에는 압축력에 대한 저항력(단면 모멘트)이 작은 관계로 접합 후, 심한 열변형이 유발될 수 있다. 따라서 이러한 접

합 구조물의 안전성을 해치는 잔류응력 문제를 해결하기 위해 우선적으로 접합부의 열유동 현상과 잔류응력 분포를 이해하는 것이 필요하다. “파이프-평판” GMAB 공정의 경우, 국부적인 가열/냉각에 의한 수축이 접합부의 비소변형에 미치는 영향이 크고, 토치 각도와 아크 중심 위치에 따른 형상오차가 발생하므로 이에 대한 대책도 요구되고 있다. 이에 실제 접합부의 단면으로부터 열영향부의 크기를 측정하였고 절단법 (sectioning method)을 적용하여 잔류응력을 측정하였다. 이렇게 구한 실험결과와 수치해석 결과를 비교하여 수치해석 모델의 유효성을 검증하였다. 결과적으로 수치해석을 통하여 접합공정 변수들의 영향력을 분석하였으며, 접합부의 안전성 평가를 위한 잔류응력 해석의 수치해석 방법을 구축하였다. 본 해석의 계산 과정은 상용 해석 프로그램인 ‘ABAQUS’를 이용해서 수행하였다.

2. 해석 방법 및 실험

2.1 해석방법

구조물의 접합시, 접합부는 아크, 용가재 등의 열원에 의하여 온도변화를 일으키며, 이로 인해 구조물에는 열응력이 발생하고 용접후에는 잔류응력과 변형이 존재한다^{3,4)}. 이러한 문제들을 해석하기 위해서는 먼저 용접중의 열유동 해석을 수행하여야 한다.⁵⁻⁸⁾ 일반적인 열평형 조건으로부터 열유동 해석을 위한 열전도의 기본 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(K \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho(T)c(T) \frac{\partial T(r,z,t)}{\partial t} \quad (1)$$

T : 온도 [°C]

t : 시간, [sec]

K : 열전도 계수, [Joule/m · sec · °C]

$\rho(T)$: 밀도 [g/m³]

$c(T)$: 비열 [Joule/g · °C]

식(1)은 위치와 시간에 따른 온도분포를 나타내며, 축대칭을 고려하여 3차원 열전도 방정식을 준정상상태 2차원 열전도 방정식으로 단순화시킨 것이다. 해석시 열원은 가우시안 분포의 열원으로 가정하여 적용하였고, 해의 정확성을 위해 온도의 변화에 따른 재료 물성치의 변화도 고려하였다. 재료의 물성치는 용가재 (filler metal)인 구리가 채워진 비드부분은 구리 (Cu)의 물성치를 적용하였고, 모재는 강의 물성치를

적용하여 브레이징 공정의 온도분포 해석을 수행하였다. 경계조건으로 대류현상과 복사현상을 함께 고려하였고, 아크에 의한 열입력은 분포 열유속(heat flux)으로 주고 시간에 따라 이동하는 이동열원으로 고려하였다. Fig. 1은 “파이프-평판” GMAB 공정의 해석영역을 나타낸다.

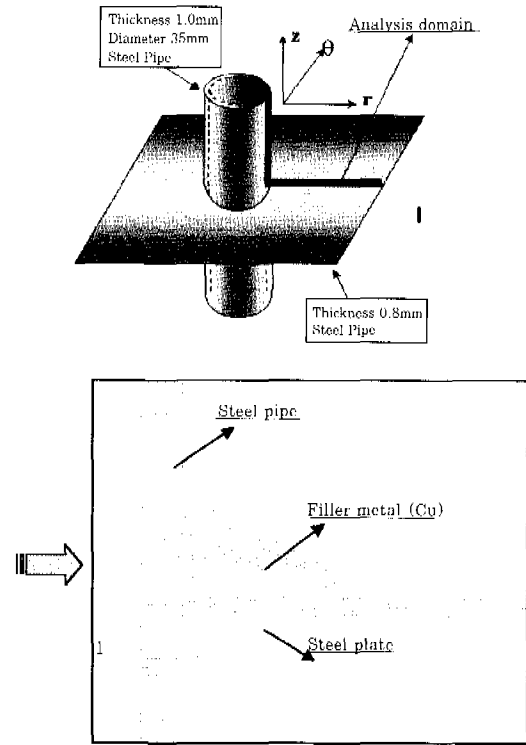


Fig. 1 Schematic of solution domain

아크열원의 입열부분에서는 극심한 온도변화를 겪게 되므로 조밀한 격자생성을 위해서 3각형의 절점과 4각형의 절점을 혼합하여 적용하였다. 또한 수치해석 모델은 열원의 위치에 따라서 다르게 적용하였는데, 열원의 중심이 해석영역을 지나가기 전에는 열이 모재 (steel)의 표면에 투입되도록 하였고, 열원의 중심이 해석영역을 지나가는 시점에서는 점차적으로 적층된 용착금속(Cu)의 표면에 열이 투입되도록 하였다⁹⁾.

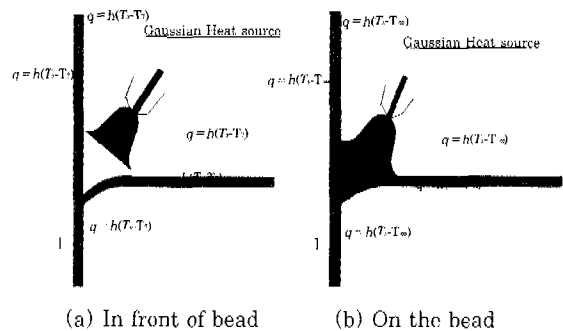


Fig. 2 Boundary conditions for thermal analysis

Fig. 2의(a)는 용가재가 접합부에 채워지기 전의 경계조건이며, 용가재(Cu)의 첨가시 용융급속은 용융온도(1080℃)이상으로 과열되어 공급되므로 비드온도는 1200℃로 가정하여 적용하였다. 따라서 Fig. 2(b)에서와 같이 비드가 완전히 형성된 후, 접합부에 입력된 전체 열하중은 비드형성에 의해 추가된 열하중을 제거함으로써 처음과 동일한 열하중이 적용되도록 해석함으로써 좀 더 정확한 해석을 수행하였다. 식(2)는 수치해석에 적용된 열하중을 나타내는 식이다.

$$Q_r = Q_{input} - Q_{add} \quad (2)$$

Q_r : 분포열원에 의한 입열량(J/s)

Q_{input} : 아크전원의 출력(J/s)

Q_{add} : 비드 형성을 위한 용가재의 용융열량(J/s)

또한 실제용접시의 용접토치의 각도에 따른 용접조건의 오차 및 용접토치의 위치에 따른 오차를 감안하여 좀더 실제적인 용접조건을 제시하기 위해서, 용접토치의 각도는 일반 수평필릿용접에서 적용하는 45°와 해석모델의 비드면상에 수직인 63°를 적용하였고, 브레이징 조건을 만족시키기 위해 접합토치의 위치를 비드면상에서 변경하여 해석을 시도했다.

접합부 열응력 해석은 연속체의 비정상 열전도 문제, 즉, 시간에 따라 변하는 온도분포를 하중으로 입력하여, 온도변화에 따라 변화하는 열변형률을 초기 변형률로 취급하는 열탄소성 해석을 수행함으로써 해석하였다.

해석시 실제 접합 공정중의 현상을 대변하는 구속조건을 적용하였는데, 실제 용접의 경우, 가열시 열원 전방부의 강성에 의해서 용접된 부분을 구속하게 되므로, 해석시 가열시간 동안에는 평판 끝단의 z방향 변위를 구속하고, 열원이 해석영역을 통과한 직후부터는 평판의 z방향의 구속을 제거하였다¹⁰⁾. 해석 모델에 적용한 구속조건을 Fig. 3에 나타내었다.

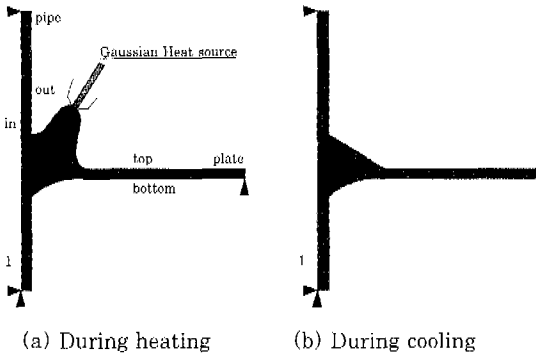


Fig. 3 Boundary conditions for stress analysis

2.2 실험 및 잔류응력 측정 방법

브레이징된 접합부의 종단면에서 측정된 열영향부의 크기를 해석치와 비교함으로써 열전도 해석을 평가하였으며, 측정된 잔류응력 값을 이용하여 응력해석방법을 검증하였다. 실험조건으로는 일정한 아크 중심 위치와 약 45°와 65°사이의 토치각도를 정하여 수행하였다. 잔류응력의 측정에 있어서는 응력측정방법 중의 하나인 절단법(sectioning method)을 이용하였고, 사용한 기기는 Strain Indicators로서 P-3500과 SB-10이다.

3. 결과 및 고찰

3.1 온도분포해석

유한요소해석시 2차원 열유동 해석의 신뢰성을 평가하기 위해 적용한 용접조건은 Table. 1과 같고, 아크 중심의 위치변화를 Fig. 4와 같이 적용함으로써 아크 중심 위치에 따른 온도분포를 구하였다.

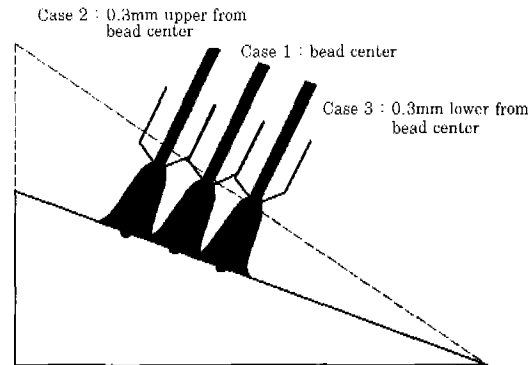
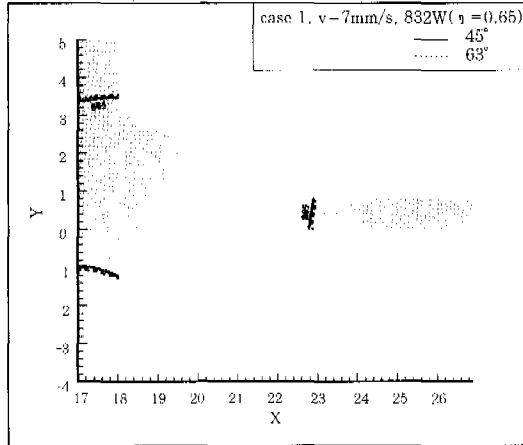


Fig. 4 Cases of torch position

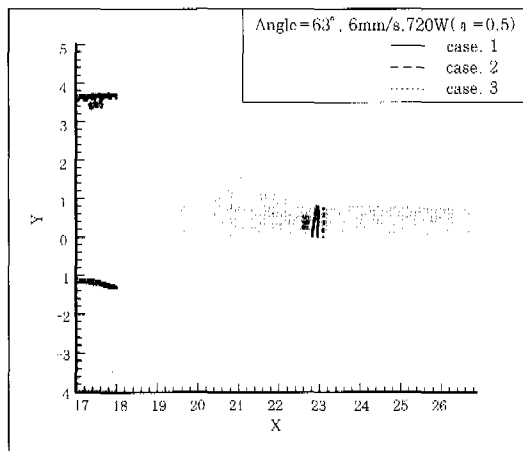
Table 1 Conditions of GMAB in experiments and analyses

Torch angle	45°, 63°
Torch position	case1, case2, case3
Travel speed	6, 7, 8 mm/s
Arc current	80, 90, 100, 110A
Arc voltage	16V

Fig. 5의 (a)는 토치의 위치가 case1인 상태에서 토치각도에 따른 열영향부의 크기를 나타낸 것인데, 토치각도가 45°일 때 보다 63°일 때 열영향부가 좀 더 큰 것을 확인할 수 있다. 이는 토치각도가 크면 쿨수속 입열밀도가 높고, 작을수록 입열밀도가 낮아 지는 것에 기인한 것으로 사료된다. 이러한 경향은 실제 접



(a) In various torch angles



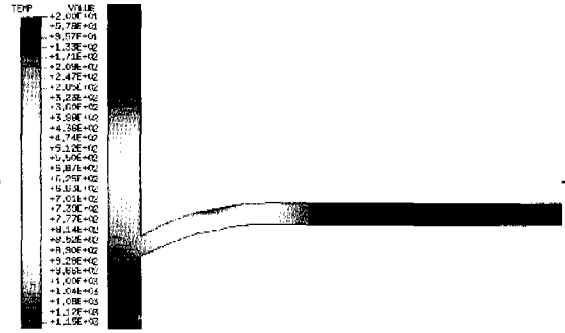
(b) In various torch positions

Fig. 5 The calculated HAZ size

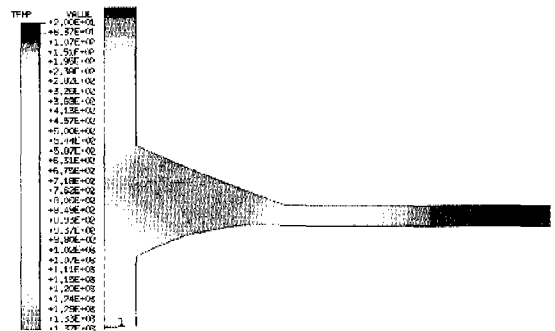
합부에서 측정된 열영향부의 크기에서도 확인할 수 있었다. 계산시 아크효율은(η)은 0.5~0.65를 적용하였으며, 이것은 입력 파워에 의한 브레이징조건을 만족하는 아크효율을 적용한 것이다.

Fig. 5(b)는 아크 중심의 위치에 따른 열영향부의 크기를 나타낸다. 그 결과 열원중심이 아래쪽에 위치할수록 단위 면적당 입열량의 차이에 의해서 파이프쪽의 열영향부가 작았으며, 평판쪽의 열영향부가 좀더 넓은 분포를 보였다. Fig. 6은 용가재가 채워지는 단계에서의 온도분포해석 결과이다. 대기온도는 20℃로 적용하였고, 대류 및 전도조건과 각도(63°)에 따른 입열밀도의 차이로 인해 평판 쪽의 열전도가 빠른 것을 알 수 있다.

Fig. 6(a)는 용가재가 채워지기 전 단계로서 모재부분의 온도가 용융온도이상 올라가지 않는 것을 볼 수 있었으며, Fig. 6(b)는 용가재가 채워진 후의 단계로 모재의 온도가 용가재의 용융점(1,080℃)이상이 되어 브레이징조건을 만족하는 것을 볼 수 있었다.



(a) The step before being filled with filler metal



(b) The mid step after filled with filler metal

Fig. 6 Temperature distributions

(torch position : case 1, torch angle : 63°)

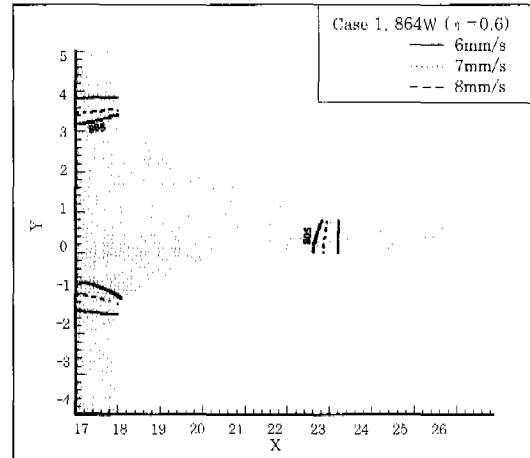
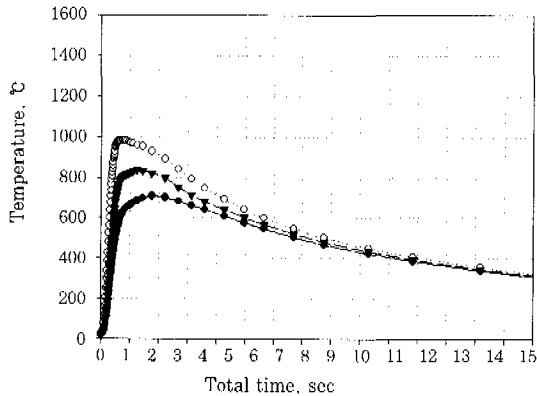


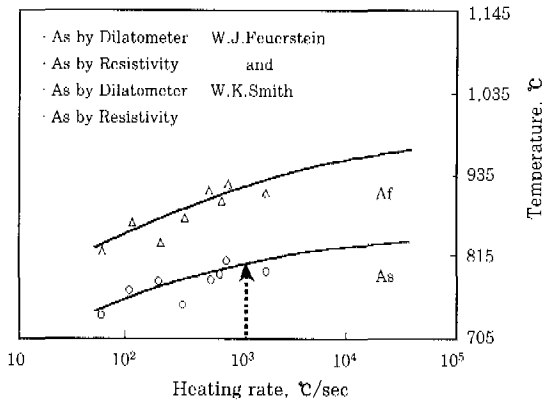
Fig. 7 The calculated HAZ size according to traveling speed

각각의 접합조건에서 속도에 따른 열영향부 차이는 속도가 증가함에 따라 열영향부의 크기가 작아지는 것으로 나타났다. 이것은 접합속도가 증가할수록 단위면적당 입열량(단위절점에 입열되는 열량)이 작고, 열확산 및 열전도량이 작아지기 때문이다. 이러한 이유로 인해 파이프의 안쪽과 바깥쪽면, 평판의 윗면과 아랫면에서 온도구배 차이를 알 수 있었고, Fig. 7에 속도에 따른 열영향부의 크기를 나타내었다. Fig. 8(a)는

접합부 표면에서 아크열원의 중심으로부터 파이프의 축방향으로 약 1.2mm ~ 1.6mm 떨어진 위치에서 시간에 따른 접합부의 온도이력을 나타내고 있다. 그림에서 오스테나이트 변태 온도구간인 Ac1 상변태 온도 이상에서, 임의의 질점으로부터 가열속도는 약 2,000 °C/sec를 나타내고 있으며, Fig. 8(b)로부터 위와 같은 가열속도를 적용하면 변태시작 온도를 805 °C로 추정할 수 있으므로, 이 온도를 열영향부 경계온도로 정하였다¹¹⁾.



(a)



(b)

Fig. 8 Austenite transformation temperature variation by heating rate¹¹⁾

이러한 가열속도에 의한 열영향부 경계선의 적용 온도범위가 GMAB를 만족하는 접합범위에서는 많은 차이를 보이지 않았으므로 모든 접합조건에서 열영향부 경계선을 805°C 경계선으로 가정하였다. Fig. 9 ~ 11은 각각의 조건에 대한 열영향부의 크기에 대하여 실험치와 해석치를 비교하여 나타낸 것이다. 괄호안의 수치는 각각 아크전류, 전압, 속도를 나타내며, 계산시 아크효율은 0.5를 적용하였다.

열영향부의 크기는 대체적으로 계산한 결과가 실험 결과보다 넓게 나타나있는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 오차의 주요인은 실제 용접시 나타나는 비드형

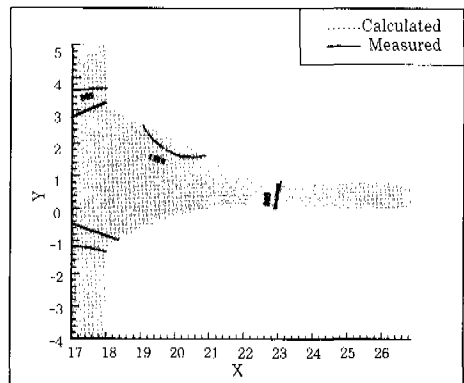
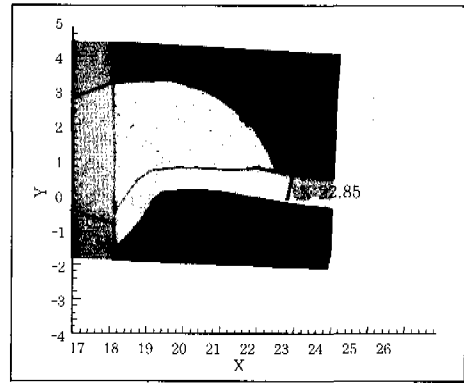


Fig. 9 Comparison of the calculated and measured HAZ size (90A, 16V : 6mm/s)

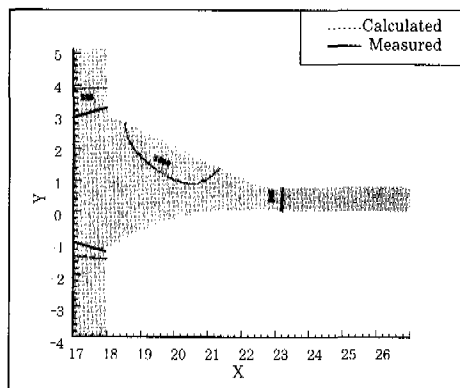
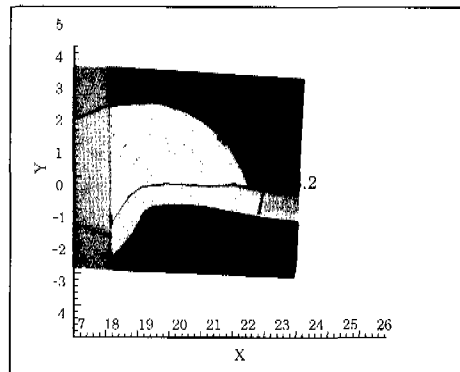


Fig. 10 Comparison of the calculated and measured HAZ size (100A, 16V : 6mm/s)

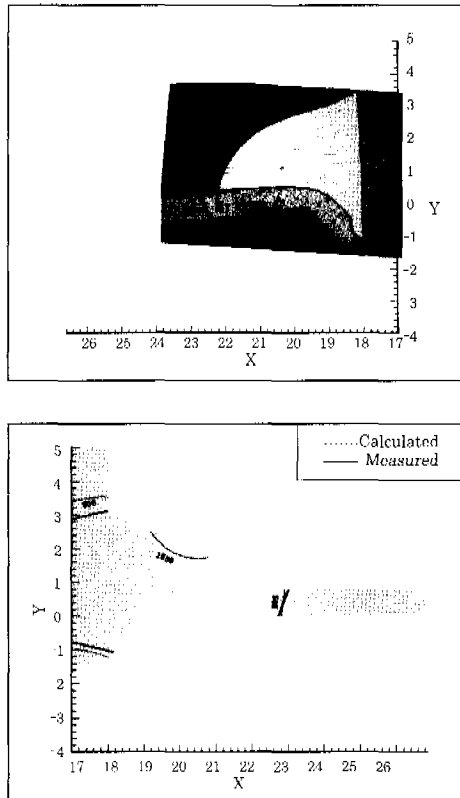
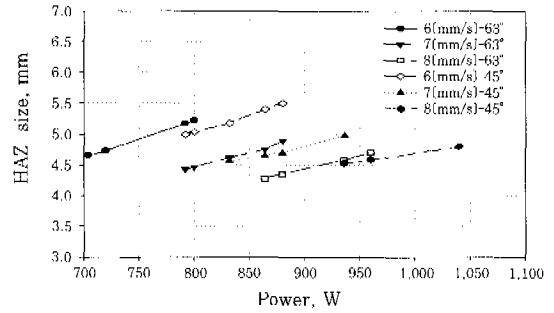
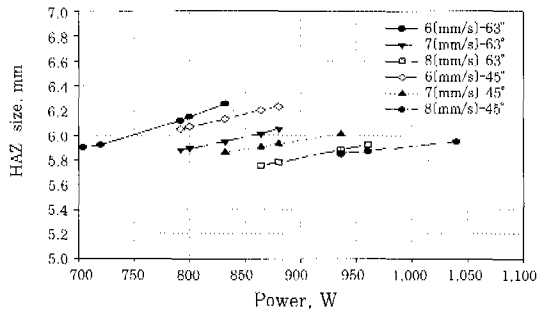


Fig. 11 Comparison of the calculated and measured HAZ size (100A, 16V : 7mm/s)

상과 해석상의 가정된 비드형상에 차이가 있기 때문인 것으로 사료된다. 즉, 입열량이 비드형상 크기의 차이 만큼 해석상에 더 입열됨으로써 좀 더 넓은 분포의 열영향부를 나타내게 된다. 또한, 실제 접합시 토치각도 및 아크 중심 위치의 차이로 인한 오차가 원인으로 작용하였을 것으로 여겨진다. 이상과 같은 방법으로 다양한 속도 및 아크파워, 토치각도에 따른 열영향부의 크기를 Fig. 12에 나타내었다. Fig. 13에서는 속도 및 아크파워, 아크 중심 위치에 따른 열영향부의 크기를 나타내었다. 결과에서 볼 수 있듯이, Fig. 12에서 토치 이동 속도가 빠를수록 열영향부의 크기는 작아지는 것을 알 수 있었다. 또한 동일한 속도에서 파워가 증가할수록 토치각도가 45°인 경우 보다 63°인 경우 열영향부의 크기가 증가하는 것을 나타내고 있다. Fig. 13도 속도 및 파워, 아크 중심 위치에 따른 열영향부의 크기가 상기의 설명한 내용과 잘 일치하였다. 이상의 결과에서 접합조건을 만족하는 아크 중심 위치에 따른 열전도 현상은 일반적으로 속도 및 파워, 토치각도에 따라 동일한 양상을 보이고, 큰 차이를 나타내지 않았다. 그러나 속도에 따른 열영향부 크기는 파워가 높을수록 현저한 차이를 볼 수 있었다. 여기서, 한가지 주시해야 할 사항은 GMAB공정이 GMAW(gas

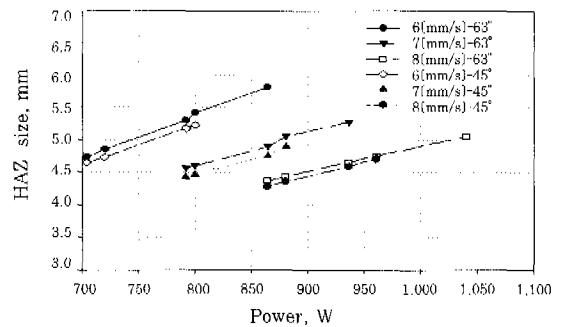


(a) HAZ size at the pipe

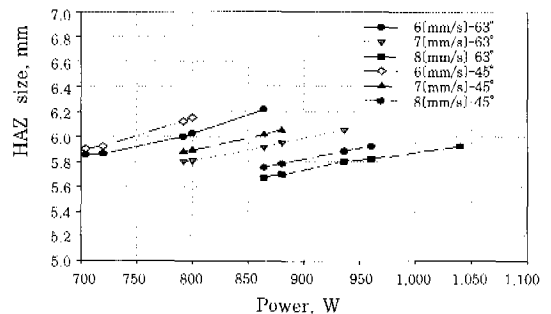


(b) HAZ size at the plate

Fig. 12 HAZ size according to torch angle, power and traveling speed (case 1)



(a) HAZ size at the pipe



(b) HAZ size at the plate

Fig. 13 HAZ size according to torch position, power and traveling speed(torch angle: 63°)

metal arc welding)과 같은 높은 입열량을 적용하지 않으므로 파워의 증가에 따른 열영향부 크기의 증가 비가 그만큼 작다는 것을 나타낸다.

3.2 잔류응력해석

Fig. 14~17에는 해석에 의한 파이프-평판 아크 브레이징부에서의 잔류응력 분포를 나타내었다. 접합조건은 파워 800W, 접합속도 6mm/s이며 아크효율은 0.5를 적용하였다.

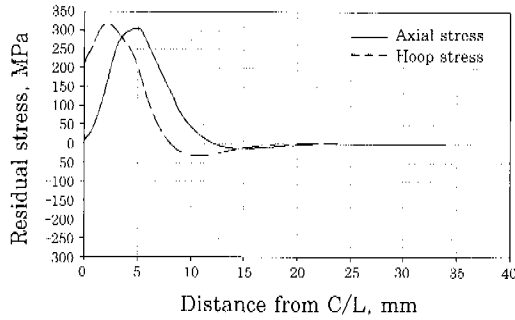


Fig. 14 Hoop and axial stress distributions on the inner surface of pipe

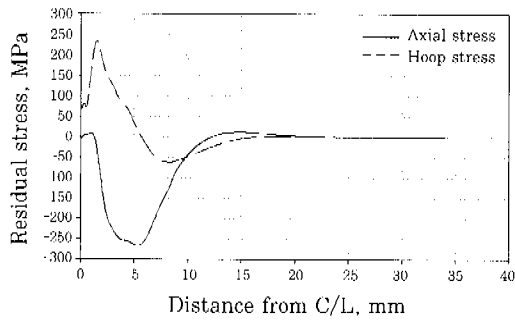


Fig. 15 Hoop and axial stress distributions on the outer surface of pipe

Fig. 14, 15는 파이프의 내면(inner surface)과 외면(outer surface)에서의 아크열원중심 (C/L : case1) 으로부터 원주방향응력(hoop stress) 및 축방향응력(axial stress)을 각각 나타내었다. 접합후 파이프 내·외면에서 원주방향 잔류응력(hoop stress)은 접합선 주위에서 인장잔류응력이 있고 접합선에서 멀어질수록 압축잔류응력이 '0'으로 수렴하는 것을 볼 수 있다. 또한 파이프 내면의 구속력에 의해 원주방향 인장잔류응력이 파이프 외면의 잔류응력보다 크게 나타났다. 파이프의 내·외면에서 축방향 잔류응력은 접합선 주위로 내면에서 인장잔류응력을 나타내고, 반면에 외면에서는 압축잔류응력을 나타내었다.

일반적으로, 용접부의 압축잔류응력은 인장잔류응력의 생성에 따른 힘의 평형을 만족하기 위하여 발생한다. 따라서, 이러한 결과는 파이프 내면의 구속력에 의한 접합부분 수축(longitudinal contraction)에 관계되는 것으로 설명할 수 있다.

Fig. 16, 17는 평판의 윗면(top surface)과 아랫면(bottom surface)에서의 반경방향 잔류응력(radial stress)과 원주방향 잔류응력을 나타내었다. 여기서 가로 축은 아크 열원중심으로부터의 거리를 나타낸다. 위의 자료로부터 열영향부위에서 항복응력을 초과하는 잔류응력값을 보이고 있는데, 이것은 해석시 변형경화 현상을 고려하였기 때문이다. 평판의 윗면과 아랫면에서의 원주방향응력(circumferential stress)은 접합부위에서 인장잔류응력, 중심부에서 멀어질수록 압축잔류응력을 나타내고 있다. 그럼으로부터 열원중심부에서 윗면과 아랫면의 잔류응력 차이를 확실히 알 수 있었는데, 이러한 결과의 주된 이유는 윗면의 구리(Cu)와 아랫면의 강(Steel)에 대한 항복응력의 차이에 기인한 것으로 볼 수 있다^{12,17)}.

평판의 반경방향응력에서는 접합부위로부터 멀어질수록 인장잔류응력은 감소하지만, 압축잔류응력은 거의 나타나지 않는 것을 알 수 있었다. 이것은 전체적으로 원주방향응력이 넓은 압축잔류응력을 나타내므로, 힘의 평형조건에 의해서 인장잔류응력이 넓게 분포하는 것으로 사료된다. 또한 평판 윗면과 아랫면의 접합부 근처에서 변곡점이 생기는 것을 알 수 있는데, 이것은 두재료의 물성치를 강(Steel)으로 동일하게 적용할 경우에도 여전히 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 따라서, 평판의 윗면보다 아랫면에서의 변곡점이 더

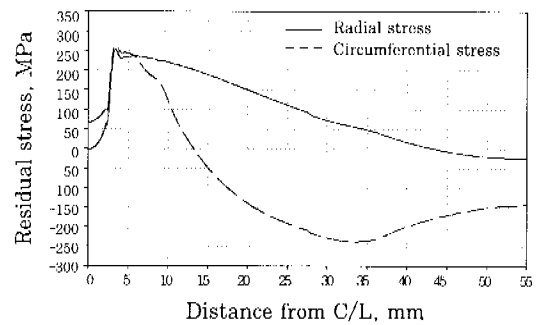


Fig. 16 Circumferential and radial stress distributions on the top surface of plate

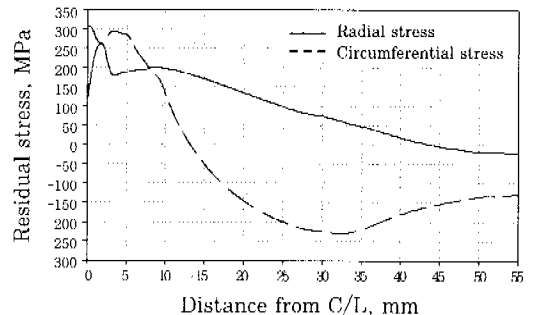


Fig. 17 Circumferential and radial stress distributions on the bottom surface of plate

큰 것으로 미루어, 평판의 적용모델에 있어서 형상(아랫면의 곡률)의 문제로 사료된다. 평판의 잔류응력분포 해석 결과, 박판(0.8mm)인 이유로 인해 윗면과 아랫면에서 열원중심의 이중재료부분을 제외하고는 응력값에 큰 차이가 없었다.

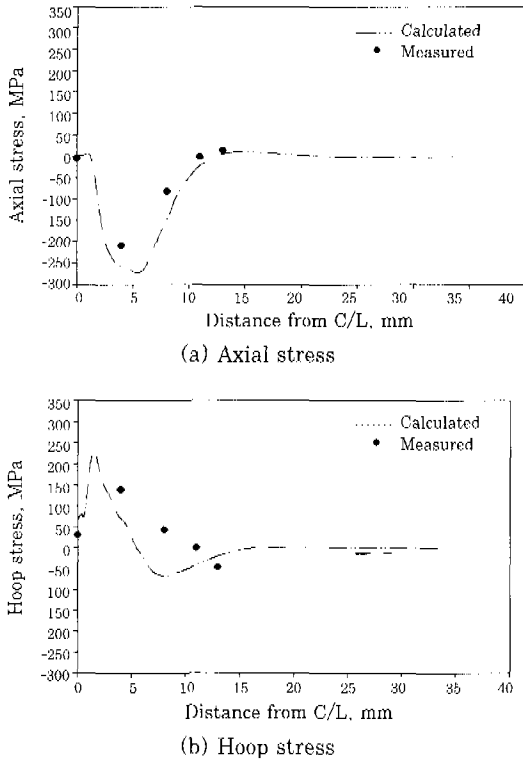


Fig. 18 Comparison of calculated residual stresses with measured ones on the outer surface of pipe (110A, 16V, 7mm/s)

Fig. 18~20는 파이프 및 평판에서 측정된 잔류응력 분포를 수치해석한 결과와 비교한 것을 나타내었다. 계산치와 측정치의 응력분포를 비교해 볼 때, 대체적으로 좋은 일치성을 나타내었다. 비교치로부터 파이프의 원주방향응력 및 평판의 반경방향응력에서 측정치와 약간의 차이를 보이고 있다. 이러한 이유는 실제 접합된 재료는 이미 소성변형을 일으킨 상태에서, 구조물의 여러 복합적인 작용에 의해 변형된 상태의 잔류응력을 나타내지만, 해석시 이런 변형된 구조물의 잔류응력을 예측하는데는 많은 어려움이 따른다. 이에 해석값과 측정값의 오차가 발생한 것으로 여겨진다. 이외에 단면절단법을 이용하여 응력을 이완시키는 과정에서 절삭가공에 의한 가공응력의 발생 및 측정거리의 오차도 발생한 것으로 사료된다. 또한 이전의 연구^{14)~16)}에 의하면, 파이프 구조물에서의 잔류응력 분포가 열원중심의 각방향위치(angular position)에 따라 약간의 차이를 나타내는 것으로 밝히고 있으므로 이에 따른 원인도 작용한 것으로 사료된다.

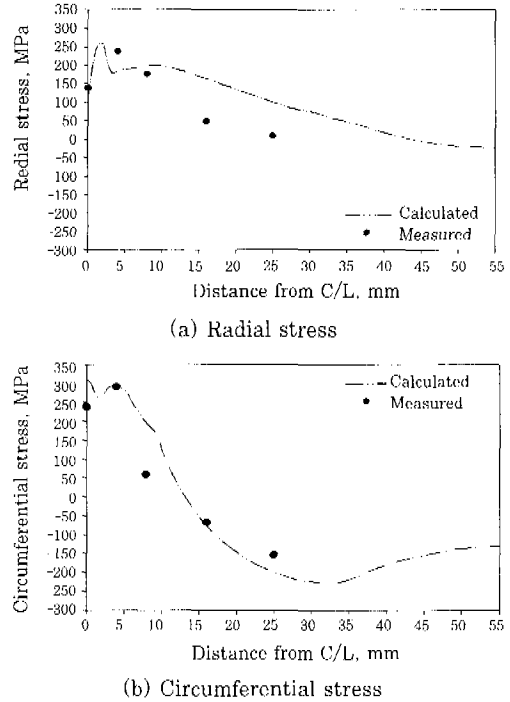


Fig. 19 Comparison of calculated residual stresses with measured ones on the bottom surface of plate (100A, 16V, 6mm/s)

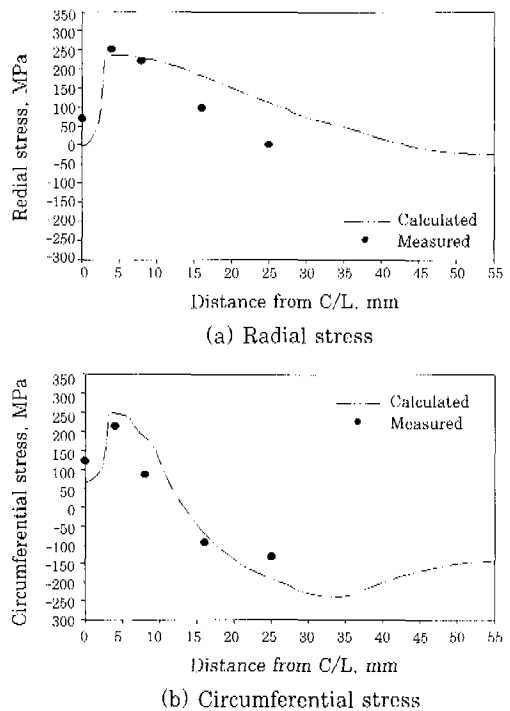


Fig. 20 Comparison of calculated residual stresses with measured one on the top surface of plate (100A, 16V, 6mm/s)

Fig. 21, 22은 속도와 파워에 따른 잔류응력의 분포특성을 나타내었다. 적용된 조건으로 입열량의 차이

를 좀 더 크게 하여 속도에 따른 잔류응력의 분포차이를 확인하기 위해서, 파워 792W, 속도 8mm/s 와 파워 880W, 속도 6mm/s를 적용하였고, 이외의 모든 다른 조건은 동일하게 적용하였다.

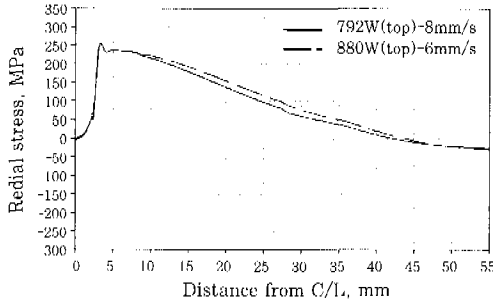


Fig. 21 Radial stress distributions according to traveling speed and power on the top surface of plate

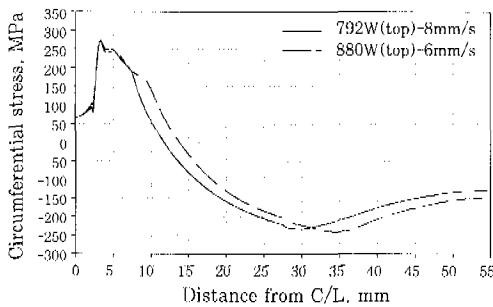


Fig. 22 Circumferential stress distributions according to traveling speed and power on the top surface of plate

그림에서 알 수 있듯이, GMAB의 적용 가능한 조건에서의 잔류응력의 분포차이는 크게 나타나지 않았고, 속도인자에 의한 잔류응력에 미치는 영향은 아주 미흡하다는 것을 알 수 있었다. 이것은 열하중에 의한 응력이 항복응력을 넘어서면, 변형량으로 전환되기 때문에 잔류응력의 차이는 크지 않다는 것을 나타낸다. 위의 결과 속도가 증가할수록 파이프-평판 면에서의 단위면적당 입열량이 작아져 열영향부위가 좁아지고, 이로 인해 인장응력 분포구간도 좁아지는 것을 알 수 있다.

4. 결 론

GMAB 공정을 이용한 접합부 열유동 및 잔류응력의 해석에 있어 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 온도분포 해석에 있어 접합진행 방향으로의 온도 분포를 준정상상태의 축대칭 2차원으로 가정한 결과, 실험결과와 근접한 결과를 얻을 수 있었다.
- 2) GMAB 열유동 해석 결과, 토치각도와 아크 중심

위치에 따른 열영향부 크기의 차이는 크지 않았고, 속도에 따른 열영향부 크기는 속도가 증가할수록 좁게 나타났고, 파워에 대한 열영향부 크기의 비는 속도가 증가할수록 작아졌다. 따라서 GMAB 공정에서의 열영향부의 크기는 속도인자에 의해 많은 영향을 받는 것을 알 수 있었다.

3) 축대칭, 2차원 잔류응력 해석결과, 실험치와 근접한 결과를 얻을 수 있었고, 실제 구조물의 접합 후 변형에 따른 형상오차에 의해 약간의 차이를 보였다.

4) 파이프-평판 구조물에서 잔류응력분포는 파이프 내부의 구속력으로 인해, 원주방향의 최대 인장잔류응력이 외부에서보다 내부에서 약 80Mpa정도 높았고, 축방향 잔류응력은 내면에서 인장잔류응력, 외면에서 압축잔류응력을 나타내었다. 평판에 있어서는 윗면과 아랫면의 인장 잔류응력의 분포가 넓게 나타남으로써, 원주방향의 잔류응력은 비드 중심 위치로부터 멀어질수록 힘의 평형성을 만족하기 위해 비교적 넓은 분포의 압축잔류응력을 나타내었다.

5) 접합부 중심에 있어, 잔류응력은 구리와 강의 항복응력 및 선팽창 계수, 열전도 계수 등의 차이에 의한 강의 구속력과 함께 구리의 수축정도를 경감시키는 결과를 가져오고, 이에 강의 표면에서 높은 인장잔류응력의 결과를 나타내었다.

6) 속도에 따른 잔류응력 해석결과를 비교해 보았을 때, 속도가 빠를수록 입열량의 감소로 인해 인장잔류응력의 구간이 작아지는 것을 확인할 수 있었고, 잔류응력 분포에는 큰 영향을 미치지 않는 않았다.

참 고 문 헌

1. 이상한, 김희진, 오영근 : 가스 메탈 아크 브레이징 부의 기공 발생량에 미치는 용접조건의 영향, 大韓熔接學會誌, 17-5 (1999), 29-35
2. 대한용접학회 용접편람위원회 : 용접·접합편람, 大韓熔接學會, (1998), 258-264
3. G. Ravichandran, V.P. Raghupathy, N. Ganesan And R. Krishnakumar : Prediction of Axis shift distortion during Circumferential Welding of Thin pipe using the F.E.M., Welding Research Supplement, 76-1(1997), 39s-46s
4. F. W. Brust, E. F. Rybicki : A Computational Model of Backlay Welding for Controlling Residual Stresses in Welded Pipes, Transactions of the ASME : Journal of Pressure Vessel Technology 103(1981), 226-232
5. Rosenthal, D. : Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting, Welding Journal, 20-5(1941), 220s-234s
6. Rosenthal, D. : The theory of moving sources of heat

- and it's application to metal treatment, Trans. ASME 68(1946), 849-866
7. Friedman, E. Glickstein, S. S. : An Investigation of the Thermal Response of Stationary Gas Tungsten Arc Welds, Welding Journal 55-12(1976), 408s-420s
 8. Hibbit, H. D., Marcal, P. V. : Computer and structures 3-9(1973), 1145-1174
 9. 문형순, 나석주 : 수평필릿용접의 용접부 형상을 예측하기 위한 수학적 모델링 및 열전달 해석에 관한 연구, 大韓熔接學會誌, 14-6(1996), 58-67
 10. 양영수, 이세환, 위창욱, 조수형 : 필릿 용접부의 각변형량 예측에 관한 연구, 大韓熔接學會誌, 15-4 (1997), 63-69
 11. W. J. Feusrstein, W. K. Smith : Elevation of critical temperatures in steel by high heating rates, Transaction of ASM, 46(1954), 1270-1281
 12. 대한용접학회 용접편람편찬위원회 : 용접 · 접합편람, 大韓熔接學會, (1998), 499-509
 13. Yasuhiro FUKAYA et al : Diffusion Bonding of Copper Machined Ultra Finely, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 15-3(1997), 467-475
 14. R. I. Karlsson, B. L. Josefson : Three-Dimensional Finite Element Analysis of Temperatures and Stresses in a Single-Pass Butt-Welded Pipe, Transactions of the ASME : Journal of Pressure Vessel Technology, 112(1990), 76-84
 15. Y. Dong, J. K. Hong, C. L. Tsai, P. Dong : Finite Element Modeling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds, Welding Research Supplement, 76-10(1997), 442s-449s
 16. T.-J. Lho, S.-J. Na : A study on Mathematical Modeling of Parameter optimization in Gas Tungsten Arc Welding of Thin pipes, Transactions of the ASME : Journal of Engineering for Industry 117(1995), 78-83
 17. AWS, Welding Handbook (Eight Edition), 2(1987), 414-417