

# 용접부에 작용하는 구동력에 의한 용융풀 거동 분석

김일수\*, 김학형+, 조선영++, 강봉용+++ , 강문진+++ , 유관종++++

## Weld Pool Analysis by Driving force Acting on the Weldment

Kim Ill-Soo\*, Kim Hak-Hyung+, Cho Sun-Young++, Kang Bong-Yeong+++ , Kang Mun-Jin+++ , You Kwan-Jong++++

### Abstract

Over the last few years, there has been a growing interest in quantitative representation of the weld pools in order to relate the processing conditions to the driving forces of the weldment produced and to use this information for the optimization of the welding process.

A theoretical model offers a powerful alternative to check the physical concepts of the welding process and the effects of driving forces. To solve this problem, a 2-D thermo-fluid model were developed for determining temperature and velocity distribution for the GMA welding process.

**Key Words :** Weld Pool(용융풀), Driving forces(구동력), Mathematical model(수학적 모델), Temperature Distribution(온도분포), Velocity Distribution(속도 분포)

## 1. 서론

일반적으로 용접공정은 물리적, 화학적, 기계적 성질의 변화와 미세한 용융풀(weld pool)에서의 상변화 때문에 이론적인 해석에는 많은 제한요소들이 있다. 용접풀 내에 온도 분포도 및 열분포 흐름에 대한 세부적인 이론은 용접 현상을 이해하고 새로운 용접기술을 개발하는데 중요한 요인 중 하나이다.

용접부 형상을 예측하고자 하는 연구가 최근 많이 진행

되어 오고 있으며 이는 크게 해석적 방법과 실험적 방법으로 나눌 수 있다. 해석적 방법은 주로 용융부의 크기를 미리 가정하고 이를 바탕으로 중력과 표면장력 등의 힘을 고려하여 표면변형에 관한 수학적 모델링을 유도하는 방식이 주로 사용되었으며<sup>(1)-(6)</sup>, 실험적 접근방법은 다양한 실험을 통하여 용접부 형상과 용접조건 사이의 관계를 수학적으로 모델링함으로써 선정된 용접조건이 비드형상을 결정하는데 미치는 영향도를 예측하는데 사용되었다.<sup>(7)-(11)</sup>

최근까지 주로 용융풀(weld pool)과 관련된 연구는 주

\* 김일수, 목포대학교 기계공학과(ilsookim@mokpo.ac.kr)  
주소: 534-729 전남 무안군 청계면 도림리 61  
+ 목포대학교 대학원 기계공학과  
++ (주) KR정밀  
+++ 생산기술연구원  
++++ 상무대학

로 가스팅스텐아크(GTA)용접에 국한되어 있거나, 가스금속 아크(GMA)용접의 경우 아크압력이 비드형상을 결정하는데 미치는 영향이 중력에 비하여 무시할 만큼 작다고 가정하고 용융풀 모델링을 수행하였다. 용접부의 크기와 용접부 형상과의 관계를 실험적으로 결정하기 위해 실제적인 데이터로 사용할 수 있지만 여기서 사용된 용접조건은 아크전압, 용접전류 그리고 용접속도 등과 같은 실제적인 값들이 아니므로 다양한 용접공정변수에 따른 용접부 형상을 예측하기란 매우 어렵다. 따라서 비드형상 및 용접결함을 공정변수만으로 예측할 수 있는 수학적 모델이 필수적으로 요구된다.

용융풀의 형상을 결정짓는 변수로는 마랑고니 효과(marangoni effect)에 의한 표면장력, 표면 양쪽의 압력, 중력, 전자기력, 부력 등이 있다. 실제로 용융풀에서는 유동이 발생하기 때문에 이들이 풀 형상에 영향을 주지만 이에 대한 해석은 매우 복잡하고 많은 시간을 요하므로 온도 해석을 통해 결정된 용융 영역을 해석경계로 하여 용융풀의 표면형상 해석을 수행하고자 하였다.

## 2. 아크용접 공정에서의 구동력

아크용접 공정에서 용융풀에 작용하는 구동력(driving force)은 통상적으로 다음과 같이 크게 4가지로 설명되어지고 있다.

- (1) 자체 유도 자기장과 모재로 흐르는 전류 사이의 상호작용에 의한 전자기력(electromagnetic force or Lorentz force)
- (2) 용융풀의 표면에서 온도 구배 및 용융풀의 표면 활성화 요소에 의해 발생하는 표면 장력(surface tension)
- (3) 플라즈마 아크 가스 유동에 의한 용융풀 표면에 작용하는 플라즈마 가스의 항력(gas drag force)
- (4) 용융풀 내부의 온도 구배에 따른 부력(buoyancy force)

전자력은 용접봉으로부터 확산된 전류플럭스와 용융금속 내의 자계사이의 상호작용력 때문에 발생된다.

중력은 온도에 의존한 밀도에 의하여 발생되며, 낮은 온도 지역에서는 상승하고, 높은 온도지역의 무거운 액체는 용융풀이 용접아크에 의하여 형성된다. 일반적으로 중력은 잘 알려진 보시네크(Boussinesq) 근사법으로 온도에 의존하는 분배체적적으로 가정하여 계산한다.

표면장력은 온도차로 인한 용융풀 위에 표면장력의 차에 의하여 발생하며, 용접조건 및 불순물의 함유량에 따라 표면장력은 내향 혹은 외향 방향으로 향한다.

플라즈마 드래그 힘은 코팅한 용접봉의 분해과정에서 발생한 플라즈마 제트 혹은 가스에 의해서 발생하게 된다.

결론적으로 주요 추진력은 유체패턴 즉, 비드형성에 영향을 미치므로, 비드크기에 여러 가지 공정변수 영향을 정확하게 분석할 수 있는 수학적 모델의 개발은 용접공정에서 필요불가분하다는 것을 알 수 있다.

## 3. 수치해석모델 개발

GMA 용접에서의 열유동의 특성은 다음과 같은 3단계의 열유동을 거친다. 처음 용접이 시작되면서 용접열원 주위의 온도는 상온에서부터 용융온도까지 상승하고, 그 후 용접열원이 계속 진행함에 따라 용접열원을 중심으로 하여 예열과 용융, 냉각 상태가 평형을 이루는 준정상상태(quasi-steady state)에 도달한다. 그러나, 용접열원이 제거되면 용접부는 냉각하기 시작하여 결국 상온에 이르게 된다.

본 연구에서는 용융풀의 거동을 분석하기 위한 수학적 모델 개발하였다. Fig. 1은 본 연구에 적용된 GMA 용접의 수학적 모델의 개략도이다. 용접 전원을 입력하면 전극에서 전류가 용접 모재에 인가되어 발생한 아크에 의해서 용접부에 가해진 열이 접합부의 금속을 녹여서 용융지(bead geometry)를 형성하고 일부는 전도에 의하여 모재로 손실되고 나머지 일부는 대류 복사에 의해서 대기로 빠져나간다. 또한, 전류 플럭스(flux)는 용접부 표면( $z=0$ ) 위에 낙하하고, 이 때 발생하는 용입 깊이는 용융풀 표면 위에 낙하하는 용접아크 및 용접부 내로 떨어진 용적(droplets)에 의한 열전달 때문이다. 따라서, 대류 흐름이 용융풀 내에 반경 및 축 방향으로 스며든다.

본 연구에서 개발된 모델에서 수치해석을 위해 필요한 가정은 다음과 같이 적용되었다.

- (1) 유체의 흐름을 뉴턴(Newtonian) 및 비압축성으로 가정한다.
- (2) 용융풀 크기에 관하여 원주변화가 없는 층류 유동 및 대칭축을 갖는다.
- (3) 모델에 적용되는 금속의 물성치는 상수로 취급한다.
- (4) 자유표면에 분사되는 열 및 전류 플럭스(flux)는 정규분포(gaussian distribution)를 갖는다.

(5) 문제를 단순화하기 위해 용융풀 표면의 변형은 고려하지 않는다.

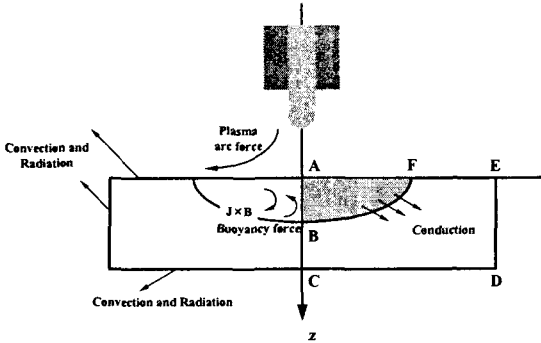


Fig. 1 Schematic diagram of a GMA welding and the weld pool

### 3.1 지배방정식

위와 같이 언급된 가정을 이용하여 대류 및 전류 이동을 결합한 GMA 용접 공정에서 용융풀 해석을 위한 지배 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

연속방정식:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial(ru)}{\partial r} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

반경방향 운동량방정식:

$$\rho \left[ \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial r} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right] = \left[ \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\mu_{eff}}{r} \frac{\partial(ru)}{\partial r} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial r} + J_z B_\theta \quad (2)$$

축방향 운동량방정식:

$$\rho \left[ \frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial r} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right] = \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \mu_{eff} r \frac{\partial w}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right] - \frac{\partial P}{\partial z} + J_r B_\theta + \rho g(T - T_r) \quad (3)$$

에너지방정식:

$$\rho C_P \left[ \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial r} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right] = \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} r \frac{\partial K}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right]$$

$$+ \frac{\Delta H}{C_P} \frac{\partial f_L}{\partial t} \quad (4)$$

### 3.2 열원항 및 체적항

GMA 용접에서 용융지의 형상은 운동량과 용융된 용접봉에서 용적(droplet) 흐름의 특별한 분배를 결정함으로써 나타난다. 본 연구에서는 열입력 분포를 중앙원형 단면에 균일한 용적 온도 및 아크와 동일한 원형면적에 아크열 소스로 묘사하였다. 또한 용융된 용접봉이 정규(gaussian) 분포 속도를 가지고 용융지 표면으로 이송된다고 가정하였다. 분포 속도는 반복계산 방법으로 용융지 표면에 유체요소의 속도를 수렴하여 삽입하였다.

아크전류, 용접전압, 혼합가스형태, 가스유동을 및 용접 봉간극과 같은 용접공정 변수에 의존한 열 입력효율은 GMA 용접의 탄소강인 경우 일반적으로 66~71% 사이의 범위를 가지고 있으며, 본 연구에서 시뮬레이션을 위하여 70%로서 결정하였다.

### 3.3 전자기력

GMA 용접에서 와이어에서 용접부로의 전류흐름은 전자기력 혹은 Lorentz힘을 발생시키는 아크전류의 상호작용력을 갖는 자계를 발생시킨다. 용융지 표면에 아크 전류 분포는 다음과 같다.

$$J_{surf} = \frac{3I}{\pi r_j^2} \exp\{-3(r/r_j)^2\} \quad (5)$$

전계는 준정상상태로 가정하였다. 선형 단열 전도체에 대하여 Ohm 법칙에 의하여 주어진 전류밀도는 다음과 같이 나타낸다.

$$J = \sigma E \quad (6)$$

전기 퍼텐셜  $E = -\nabla \phi$ 에 의해, 모재로부터의 전기 퍼텐셜(electric potential)의 분포는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (7)$$

여기에서, 정상유동과 전기전도도는 상수로 가정하였

다. Ampere 법칙에 의한 자기장에 관한 식은 다음과 같이 나타내어진다.

$$\nabla B = \mu_m J \quad (8)$$

또한, 용융풀에서의 전자기력(electro-magnetic force)  $J \times B$ 는 다음과 같이 계산되어진다.

$$\text{반경 방향 : } (J \times B)_r = -J_r B_\theta \quad (9)$$

$$\text{축 방향 : } (J \times B)_z = -J_z B_\theta \quad (10)$$

### 3.4 경계조건

본 연구에서 개발된 모델의 해석을 위한 경계조건 중 마랑고니(Marangoni) 영향으로 알려진 자유표면에 표면장력은 낮은 표면장력지역에서 높은 표면장력지역으로 액체흐름으로 묘사된다되고 이러한 유체흐름 때문에 발생하는 전단응력은 운동량 방정식에서 경계조건으로 포함되었다. 상변화와 잠열항은 엔탈피 방법에 의해 계산하였고 에너지 방정식의 열원항에 경계조건을 포함시켰다.

### 3.5 수치해석 방법 및 절차

경계조건과 함께 방정식을 해결하기 위해 상업적인 열 유체 컴퓨터 프로그램인 PHEONICS를 이용하였다. 이 프로그램은 SIMPLE 알고리즘에 기초한 것이며 편미분 방정식들을 커플링하여 해결하도록 개발되었다.

용융지 내에 계산의 정확성을 높이고, 분석시간을 줄이기 위하여 부등메쉬(nonuniform mesh)를 이용하였다. 조밀한 입자는 열원근처에 배치하였으며 반대로 거친 입자는 용융지에서 먼 곳으로 배치시켰다. 수학적 모델은 Fig. 2에서와 같이 120×100 비균일 고정 사각형 그리드 시스템을 이용하였고, 용융지 크기는 약 5mm로 예측하였다. 최소 반경 그리드는 0.15mm이며 최소 축 그리드는 0.14mm이고, 다루고자 하는 문제영역은 직사각형 검사 체적에 포함된다. 검사 체적내 변수들의 값은 관련 절점(node)값에 관하여 나타난다. 주 노드는 각 콘트롤 체적의 중앙에 위치시켰다. 미분방정식의 차분화는 차분화 과정이 물리적 현상에 기초를 둔 검사체적법을 이용하였다.

수렴은 임계 그리드(critical grid) 위치에서 관련 종속변수의 스폿(spot)값이 고정되고(<0.001), 지배방정식의 오차가 계속하여 줄어들 때 가능하다. 사용한 시간시스템은 10<sup>-3</sup>

초이다. 스위프 수는 초기추정, 재료의 상태량, 세밀하게 조정된 완화변수와 같은 변수들에 의존하는 수렴한 해를 달성시킨 것이다. 계산은 언제 다음시간 단계로 갈 것인지를 결정하는 기준오차는 온도를 계산하기 위하여 10<sup>-9</sup>로 가정하였다.

GMA 용접 중 용융지의 크기 및 온도 분포도를 계산하기 위하여 어느 시점까지 모재의 용융부 크기는 계속 증가하며, 이에 따라 비드형상을 예측하기 위한 경계조건이 변하게 된다. 용가재에 의해서 생성된 비드위에 열원이 계속 가해지면 모재의 용융부는 점점 크게 형성되고 비드와 모재의 용융부는 모두 액체상태이므로 응집력에 의해서 합쳐지게 된다. 실제로 이 부분에 나타나는 물리적 현상은 에너지가 최소화되는 방향으로 두 액체가 합쳐지나 위와 같은 현상을 해석하는데 많은 난점이 있어서 본 연구에서는 용융된 비드가 용융상태의 모재쪽으로 응집력에 의해서 합쳐진다고 가정하였으며, 이를 비드형상 예측을 위한 경계조건으로 사용하였다.

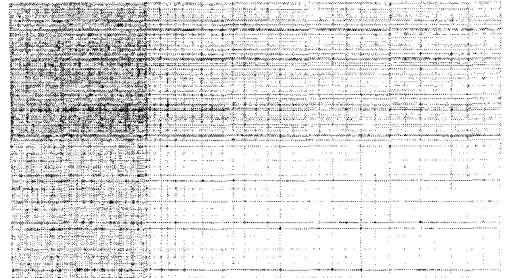


Fig. 2 Developed model employed for analysis

## 4. 수치해석 결과 및 고찰

GMA 용접공정에서의 열전달 및 비드형상에 따른 구동력의 영향을 양적으로 이해하기 위하여 개발된 모델이 용접공정을 시뮬레이션하기 위해 사용하였다. 아크전류 및 용접전압은 각각 200A, 24V이고, 밀도분포에 유효반지름과 전류분포유효반지름은 각각 4mm, 3mm이다.

용융풀 내의 계산한 온도분포도와 용융풀의 형성은 Fig. 3에 나타내었다. 용융풀의 직경은 5.18mm이며 용융풀의 용입깊이는 5.21mm로 나타났다. 표면에 넓은 축방향 흐름은 주로 용융지 표면에서 활동하는 힘과 용융지 표면에 온도차에 의한 표면장력에 의하여 유도되는 것이다. 용융지 표면에 용융금속의 표면장력은 용입금속의 표면

장력이 온도증가와 더불어 감소하기 때문에 중앙근처에서 낮아지고 경계지역 근처에서 높아진다. 따라서, 표면장력에 의하여 계산한 흐름 경향은 용융지의 중앙에서 경계면으로 향한다.

Fig. 4에서 보는 바와 같이 표면에 넓은 축 방향 흐름과 중앙용입 흐름 루프이중 루프 순환 패턴을 나타낸다. 중앙 용입부의 흐름루프는 용융지내의 분사 전류패스와 전기를 일으키는 자계 사이의 상호작용에 의하여 야기된 자기력이 주 원인이고, 용융지내에 전기전류계의 divergence가 용융지 중앙부 근처에서 하향하는 자기력을 발전시키고 하부지역의 용융금속이 용접루트(root)로 움직이도록 하기 때문에 자기력에 의한 용융금속이 용융지 중앙근처에서 하향방향으로 흐르고 경계근처에서는 상향방향으로 흐른다. 자기력에 의해서 발생하는 이 열원이 용접루트로 열전달을 촉진시키기 때문에 용융지의 축 방향으로 용융금속의 이동이 깊은 용입깊이의 원인으로 용융지 온도분포도 및 비드형상에 상당한 영향을 미친다는 것을 알 수 있다.

Fig. 5는 공정변수와 재료의 물성치를 고정시키고 전도와 전도·대류 모드만을 고려하여 계산한 결과의 비교를 나타낸다. Fig. 5로부터 전도·대류모드는 단지 전도 모드만을 고려할 때보다 용접후의 깊은 용입깊이를 만든다는 것을 알 수 있었다. 또한 모재로 열원이동의 원인인 용융지의 대류는 finger 형태의 용입깊이 형성에 중요한 역할을 한다는 것을 알 수 있다.

Tables 1은 본 연구로부터 개발된 프로그램과 실제 실험데이터와의 오차를 분석하기 위해 다음과 같은 조건을 설정하였다. 시편은 100×12mm의 연강으로 (주) KR정밀에서 수행된 용접시편을 기준으로 이에 대한 용접 변수를 조건으로 하여 실제 프로그램에 반영되었다. Case 1과 Case 2의 경우 용접 전압과 전류의 경우 동일하지만 용접속도, 입열량은 다르게 하였다.

Fig. 7은 Case 1의 용접조건으로 개발된 프로그램을 이용하여 실제 수치해석을 수행하여 나타난 모델과 실험치와의 비교결과를 나타낸 것이다. HAZ부를 기준으로 계산된 용융지 크기 즉 비드폭과 용입깊이는 실제 모재와 비교하여 보았을 때 약 26% 정도의 오차를 보이고 있다.

Fig. 8은 Case 2에서의 실제 실험과 수치해석한 결과를 비교한 것으로 Case 1에서의 경우와 마찬가지로 비슷한 경향을 보이고 있다. 그러나, Case 2에서의 용접속도는 Case 1에 비해 빠르고 상대적으로 입열량이 적은 용

접조건이 주어져서 수치해석결과상의 HAZ부는 Case 1에서 HAZ부에 비해 비드폭이 좁고 용입깊이가 적게 나타났다. 이는 일반적인 용접 경향과는 유사하나 실제 용접이 수행된 용접시편과는 상당한 오차가 나타난 것을 Fig. 7을 통해 확인할 수 있었다. 이는 수치해석 수행시 보호가스의 영향을 고려하지 않았기 때문에 이라고 볼 수 있고 특히 실험에서의 모재는 보호가스 교대공급에 의한 실험결과로서 이러한 오차는 필연적으로 발생한 것으로 볼 수 있다.

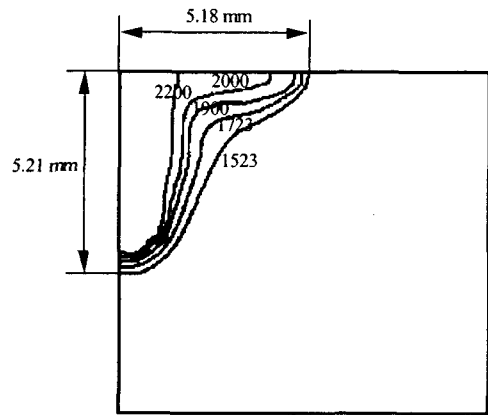


Fig. 3 Temperature field in weld pools due to the combined driving forces

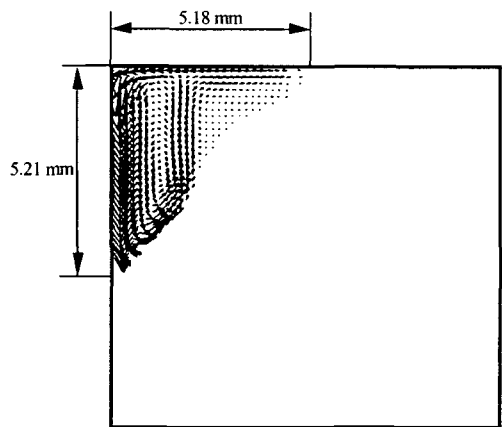


Fig. 4 Velocity field in weld pools due to the combined driving forces

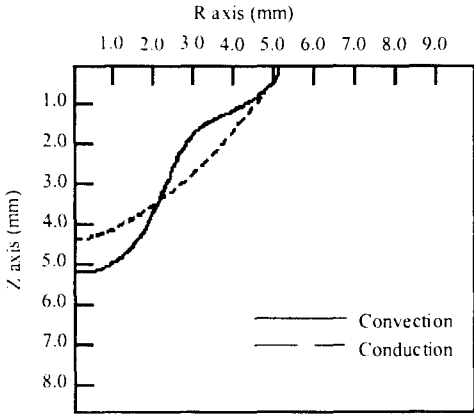


Fig. 5 Comparison of weld pool boundaries with the same heat input

Table 1 Welding conditions employed in experiment and simulation

	Case 1	Case 2
Current(A)	200	200
Voltage(V)	24	24
Velocity(cm/min)	15.5	17.2
Heat source (kJ/min)	18.6	16.7
Shielding gas	CO <sub>2</sub>	Ar+20%CO <sub>2</sub>

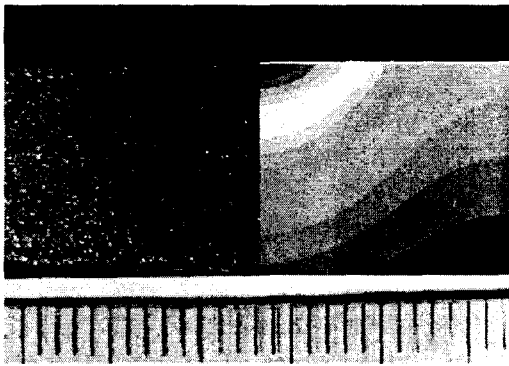


Fig. 6 Comparison of experimental and simulated result in case 1

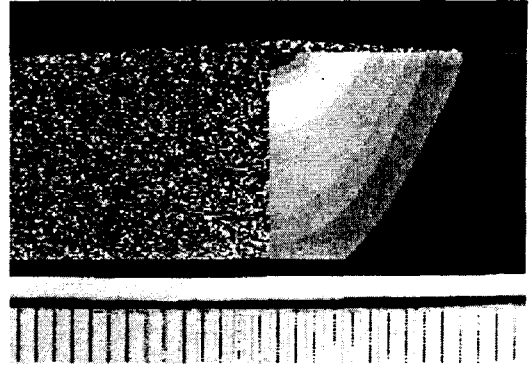


Fig. 7 Comparison of experimental and simulated result in case 2

## 5. 결론

본 연구에서는 용접부의 품질을 좌우하는 용융풀의 형상을 분석하기 위한 컴퓨터 프로그램을 개발하였고 이를 통해 용융풀에 작용하는 구동력인 중력, 표면장력, 전자기력, 부력 등을 고려하였고, 이들 구동력이 풀에 미치는 영향과 용접 변수의 변화에 따른 용융풀 형상 변화를 해석하기 위해 개발된 모델을 이용하여 수치해석을 수행하여 다음과 같은 결론에 도달할 수 있었다.

- (1) 개발된 모델을 이용하여 용접 시간 변화 및 입열량의 변화에 따라 비드형상이 일반적인 용접 진행양상과 매우 유사하게 진행됨으로써 개발된 프로그램의 유용성을 판별할 수 있었다.
- (2) 2차원 열유체 모델을 이용하여 용융지 내에서 작용하는 4가지의 구동력이 용융금속에 미치는 용융금속의 영향을 조사하였다. 자기력, 표면장력과 용융금속이 용융지 내 대류의 주요 요인이며, 중력 및 플라스마 드래그 힘은 비드형상에 크게 영향을 미치지 않는다.
- (3) 개발한 프로그램의 성능평가를 위하여 2가지 실험 결과와의 비교분석을 수행하였으며, 실험치와 비교하여 약 26%정도의 오차가 발생하였다. 하지만 Ar+20%CO<sub>2</sub> 실험결과와 비교하여 예측치와 예측치가 상당한 오차가 존재하는 것을 알 수 있다. 이는 실험결과에서의 보호가스의 영향을 고려하지 않아 상당한 오차가 존재함을 알 수 있었고 이는 향후 용접부 거동에 고려되어야 할 문제로 사료된다.

## 후 기

본 연구는 2003년도 "2010생산기반기술혁신개발사업"의 지원에 의한 연구결과입니다.

## 참 고 문 헌

- (1) D. Rosenthal, "Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting", *Welding Research Supplement*, Vol. 20, May, pp. 220~234, 1941
- (2) T. Eager and N. Tsai, "Temperature field produced by travelling distributed heat sources", *Welding Journal*, Vol. 62, Dec., pp. 346~355, 1983
- (3) K. S. Boo, "Transient temperature distribution in arc welding of finite thickness plates", *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, Vol. 204, pp. 175~183
- (4) Myers, P. S., Uyehara, O. A. and Borman, G, L., "Fundamentals of heat flow in welding", *Welding Research Council Bulletin 123*, July, 1967
- (5) Carslaw, H. S. and Jaeger. J. C., "Conduction of heat in solids", *Clarendon Press*, Oxford, 1959
- (6) Lancaster, J. F., "The physics of welding", *Pergamon Press*, P. 1-293, 1984
- (7) H. G. Kraus, " Experimental measurement of stationary SS304, 316L and 8630 GTA weld pool surface temperatures", *Welding Journal*, Vol. 68, No. 7, pp. 269~279, 1989
- (8) M. L. Lin and T. W. Eager, "Influence of arc pressure on weld pool geometry", *Welding Journal*, Vol. 64, No. 6, pp. 163~169, 1985
- (9) T. D. Burleigh and T. W. Eager, "Measurement of the force exerted by a welding arc", *Metallurgical Transactions*, Vol. 14A, p. 1223~1224, 1983
- (10) M. L. Lin and T. W. Eager, "Effects of surface depression and convection in GTA welding", *Advances in Welding Science and Technology* :

- Proceedings of an International Conference on Trends in Welding Research*, Gatlinburg, Tennessee, USA, 18~22, May, pp. 47~56, 1986
- (11) H. G. Kraus, "Experimental measurement of weld pool temperatures - A review", *Modeling and Control of Casting and Welding Processes IV : Proceedings of the Fourth International Conference on Modeling of Casting and Welding Processes*, Palm Coast, Florida, 17~22, April, P. 205~212, 1988