

研究論文

수평필릿용접의 용접부 형상을 예측하기 위한 수학적 모델링 및 열전달 해석에 관한 연구

문 형 순* · 나 석 주*

A study on mathematical modeling and heat transfer analysis to predict weld bead geometry in horizontal fillet welding

H. S. Moon* and S. J. Na*

Key word : Horizontal fillet welding(수평필릿 용접), Weld bead shape(용접 비드 형상), Weld defect(용접결함), Mathematical modeling(수학적 모델링), Two-dimensional heat transfer(2차원 열전달)

Abstract

The horizontal fillet welding is prevalently used in heavy and ship building industries to join the parts. The phenomena occurring in the horizontal fillet welding process are very complex and highly non-linear, so that its analysis is relatively difficult. Furthermore, various kinds of weld defect such as undercut, overlap, porosity, excess weld metal and incomplete penetration can be induced due to improper welding conditions. Among these defects, undercut, overlap and excess weld metal appear frequently in horizontal fillet welding.

To achieve a satisfactory weld bead geometry without weld defects, it is necessary to study the effect of welding conditions on the weld bead geometry. For analyzing the weld bead geometry with and without weld defects in horizontal fillet welding, a mathematical model was proposed in conjunction with a two-dimensional heat flow analysis adopted for computing the melting zone in base metal. The reliability of the proposed model was evaluated through experiments, which showed that the proposed model was very effective for predicting the weld bead shape with or without weld defects in horizontal fillet welding.

* 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

1. 서 론

열악한 용접환경 및 숙련된 기술자가 요구됨에 따라 최근 용접공정은 각종 센서를 이용한 자동화, 용접기의 성능개선 및 최적의 용접변수 선정과 관련된 연구가 활발히 진행되어 오고 있다. 용접자동화를 구현하기 위해서 다양한 종류의 센서가 개발되고 있으며 이를 크게 시각센서와 아크센서로 나눌 수 있다. 시각센서의 경우 CCD 카메라를 이용하여 위치정보를 얻고 이 위치데이터를 용접선 자동추적 및 용접품질 제어에 이용하며^{1,2,3)}, 아크센서의 경우 아크특성 자체를 이용하여 용접선을 자동추적하며 부가적인 장치가 필요 없다는 장점이 있다^{4,5)}. 용접기의 경우 스파터가 많이 발생하는 단락모드에서의 용접현상을 규명하여 이를 저스파터를 위한 용접기 파형제어에 이용하는 연구가 최근 활발히 진행되고 있으며^{6,7)}, 최적의 용접변수선정과 관련하여 인공지능 및 실험적 접근방법들이 시도되고 있다^{8,9)}. 그러나 센서 및 용접기의 성능이 아무리 우수할 지라도 선정된 용접조건이 적절하지 않을 경우 용접결함이나 예기치 않은 용접부 형상을 초래할 수 있다. 따라서 선정된 용접조건에 따른 용접부 형상 및 용접결함을 예측할 수 있는 접근방법이 필수적으로 요구된다.

용접조건을 비적절하게 선정하여 용접을 행하면 용접결함을 유발할 수 있으며 결국에는 용접이음부의 기계적 특성을 취약하게 만들 수 있다. 따라서 원하는 용접부 형상을 얻기 위한 적절한 용접조건 선정은 용접부의 재가공 및 재용접등의 부가적인 작업을 피할 수 있으며 생산성 및 생산속도를 증가시키는 요인으로 작용할 수 있다.

용접부 형상을 예측하고자 하는 연구가 최근 많이 진행되어 오고 있으며 이는 크게 해석적 방법과 실험적 방법으로 나눌 수 있다. 해석적 방법에 나타나는 접근방법은 주로 용융부의 크기를 미리 가정하고 이를 바탕으로 중력(gravitational force)과 표면장력(surface tension) 등의 힘을 고려하여 표면변형에 관한 수학적 모델링을 유도하는 방식이 주로 사용되었으며, 실험적 접근방법은 다양한 실험을 통하여 용접부 형상과 용접조건 사이의 관계를 수학적으로 모델링 함으로서 선정된 용접조건이 용접부형상을 결정하는데 미치는 영향도를 미리

예측하고자 할 때 사용되었다. 최근까지 용접풀(weld pool)과 관련된 연구는 주로 가스 텅스텐 아크용접(GTAW)에 국한되어 있거나¹⁰⁾, 가스 금속 아크용접(GMAW)의 경우 아크압력이 용접비드 형상을 결정하는데 미치는 영향이 중력에 비하여 무시할 만큼 작다고 가정하고 용접풀 모델링을 행한 경우로 나눌 수 있다^{11,12)}. 용접결함과 관련된 연구를 살펴보면 언더컷 및 오버랩과 관련된 초기조건들이 필요하거나 혹은 각장(leg length)의 크기 및 용접부에 용착된 양과 위의 초기조건 사이의 관계를 실험적으로 구하여 각장과 용착된 양이 결정되면 용접결함과 관련된 초기조건들이 자동적으로 결정되고 이를 이용하여 용접부 형상을 예측하는 접근방법이 있다¹³⁾. 위의 접근 방법은 각장과 같은 용접부의 크기와 용접부 형상과의 관계를 실험적으로 결정하므로 실제적인 데이터로 사용할 수 있지만 여기서 사용된 용접조건은 전압, 전류 그리고 용접속도등과 같은 실제적인 값들이 아니므로 다양한 용접공정변수에 따른 용접부 형상을 예측하기란 매우 어렵다. 따라서 용접비드 형상 및 용접결함을 용접공정변수만으로 예측할 수 있는 수학적 모델이 필수적으로 요구된다. 본 연구에서는 수평필릿 용접부의 2차원 열전도 해석과 이를 이용한 용접부 형상 및 용접결함을 예측하기 위한 모델을 유도했으며, 모델링의 신뢰도를 평가하기 위하여 실험결과와 비교하였다.

2. 용접풀의 표면 변형

수평필릿용접은 일반적으로 증공업이나 조선소에서 큰 구조물을 용접하고자 할 때 널리 사용되는 용접방법이다. 그러나 용접공정중에 나타나는 현상은 매우 복잡하고 비선형적인 요소를 많이 포함하며, 이로 인해 용접부에 나타나는 용접결함이나 용접부 형상 등을 예측하기 위한 접근방법에 난점으로 작용하고 있다. 따라서 수평필릿용접에서 나타나는 물리적인 용접현상을 모델링하고 이를 해석하는 과정은 용접부 형상을 예측하고 판단하는데 필수적으로 요구된다. 용접부에 작용하는 힘은 크게 중력, 표면장력 그리고 아크압력(arc pressure)으로 나눌 수 있다. 중력은 저 전류에서 용접하는 경우 용접비드의 기하학적 형상에 주요

한 인자로서 작용하나 사용하는 전류가 높아질수록 아크 압력에 의한 힘이 용접비드형상을 결정하는데 중요한 인자로서 작용하게 된다. 따라서 중력과 아크압력은 용접풀을 변형시키는 힘으로 작용하게 되고 표면장력은 이를 유지하는 힘으로 작용하게 된다.

용접부 형상을 예측하기 위해서는 용접풀 표면에 작용하는 힘들을 고려한 모델링이 요구되며, 특히 수평필릿 용접에서 언더컷과 오버랩 등의 용접결함을 예측하기 위해서는 좌표축을 적절히 선정할 필요가 있다. 용접부 외형상으로 나타나는 결함중에서 수평필릿 용접부에서 흔히 나타날 수 있는 결함으로는 언더컷(undercut), 오버랩(overlap) 그리고 과잉덧살 두께(excess weld metal)를 들 수 있다. 언더컷과 오버랩과 같은 용접결함은 균열(crack)의 소스(source)로서 작용하여 결국에는 용접된 부재가 파단되는데 주요한 인자로 작용할 수 있으며 이에 대한 단면사진을 각각 Fig.1(a)와 (b)에 나타내었다. 또한 과잉 덧살 두께의 경우는 과도한 용가재가 들어감으로서 가격 면에서 용접부의 효율을 저하시키며 강도를 증가시키는 대신 강도를 감소시키는 인자로 작용할 수 있으며 이에 대한 단면사진을 Fig.1(c)에 나타내었다¹³. Fig.2은 언더컷과 오버랩 및 사용한 좌표축을 정의한 것이다. 여기서 표면방정식을 $z(x, y)$ 로 정의하면 언더

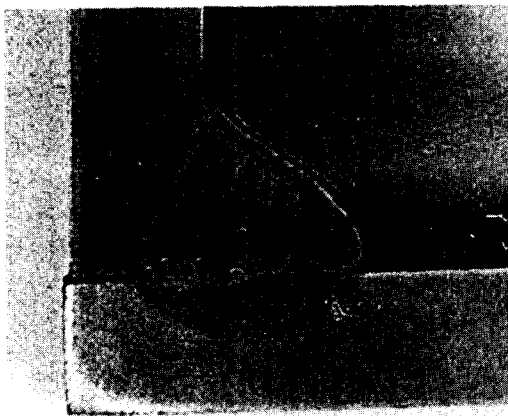


Fig. 1 (a) Photograph of weld bead with overlap (welding speed=4 (mm/sec), src voltage=30 (V), welding current=280 (A))

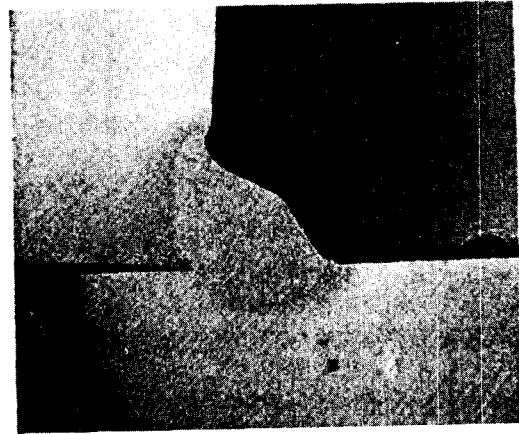


Fig. 1 (b) Photograph of weld bead with undercut (welding speed=8 (mm/sec), src voltage=26 (V), welding current=240 (A))

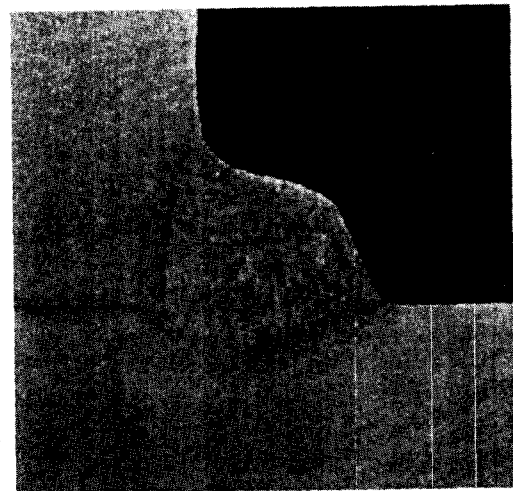


Fig. 1 (c) Photograph of weld bead with excess convexity (welding speed=7 (mm/sec), src voltage=26 (V), welding current=250 (A))

컷과 오버랩부분의 좌표 (x, y) 점에서 z 의 해가 2개가 나와야 하므로 이를 해석하기란 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 x 축을 비드형상이 변하는 축으로 정의하였으며 표면 방정식은 $x(y, z)$ 의 형태로 나타내었다.

표면 변형에 영향을 주는 인자로는 중력, 아크 압력 그리고 표면장력을 고려하였으며 구속조건으로는 용접부에 형성된 비드의 체적과 공급된 와이어(wire)의 양이 같다는 것을 이용하였다. 본 모델

에서는 수학적인 모델링을 단순화하기 위하여 용접풀내의 유동(convection)은 없다고 가정하였다.

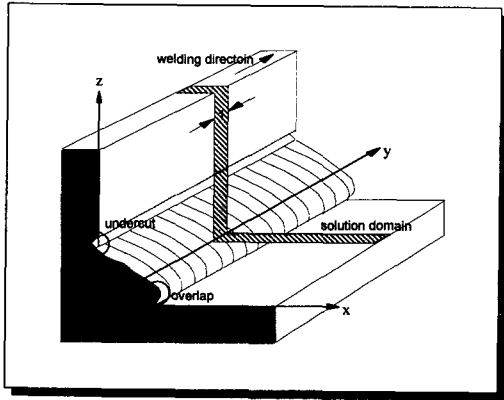


Fig. 2 Definition of undercut, overlap and coordinates used in modeling

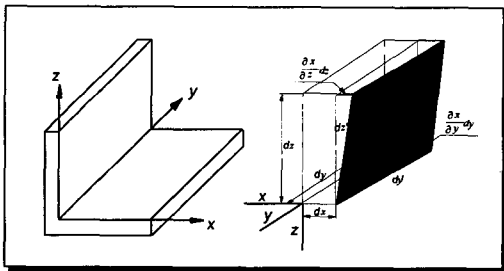


Fig. 3 Surface variation of weld pool

표면 방정식을 유도하기 위하여 Fig. 3와 같이 좌표축을 정의하였으며 위치 (y, z)에서의 표면 방정식을 $x(y, z)$ 로 정의하였다. 여기서 A_s 는 변형된 표면적을 나타내며 다음과 같이 근사화 할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 A_s &= \iint dy' dz' \\
 &= \iint \sqrt{1 + \left(\frac{\partial x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial z}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial z}\right)^2} dy dz \\
 &\cong \iint \sqrt{1 + \left(\frac{\partial x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial z}\right)^2} dy dz \quad (1)
 \end{aligned}$$

따라서 미소면적 A_s 에 작용하는 표면장력에너지 E_s 는 다음과 같다.

$$E_s = \sigma \left(\iint \sqrt{1 + \left(\frac{\partial x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial z}\right)^2} dy dz \right) \quad (2)$$

여기서 σ 는 표면장력계수이다.

중력장에서 위치에너지와 아크의 압력이 용접풀 표면을 변형시키는데 기여한 일을 각각 E_g 와 E_a 라고 정의하면 이들은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$E_g = \int \int \rho g z x dy dz \quad (3)$$

$$E_a = \int \int P_a x dy dz \quad (4)$$

여기서 ρ 는 밀도이며 P_a 는 아크압력을 뜻한다.

용접풀 표면에 작용하는 에너지는 식 (2), (3) 그리고 식 (4)의 에너지를 모두 합한 것이며 이를 E 라고 나타내면 다음과 같다¹⁴⁾.

$$\begin{aligned}
 E &= \int \int \left(\sigma \sqrt{1 + \left(\frac{\partial x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial z}\right)^2} + \rho g z x + P_a x \right) dy dz \\
 &= \int \int F dy dz \quad (5)
 \end{aligned}$$

용접풀에 공급된 와이어량은 구속조건으로 사용되며 이는 다음과 같이 표현된다.

$$\int \int x dy dz = \int \int G dy dz = \frac{\pi r_w^2 f}{V_w} = \frac{\pi r_w^2 c d}{V_w} \quad (6)$$

여기서 r_w 은 용접봉의 반경, V_w 는 용접속도, f 는 와이어의 송급속도, I 는 용접전류를 나타내며는 와이어 송급속도와 용접전류사이의 관계를 결정하는 비례상수이다.

식 (5)와 (6)의 구속조건들사이의 해를 구하기 위해서 오일러(Euler) 방정식을 적용하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \frac{\partial}{\partial x_y} (F + \lambda G) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \frac{\partial}{\partial x_z} (F + \lambda G) \right\} \\
 - \frac{\partial}{\partial x} (F + \lambda G) = 0 \quad (7)
 \end{aligned}$$

위의 오일러방정식을 정리하면 다음과 같이 식

이 유도된다.

$$\left[\frac{(1+x_y^2)x_{yy} - 2x_y x_z x_{yz} + (1+x_y^2)x_{zz}}{1+x_y^2+x_z^2} \right] = \rho g z + P_a + \lambda \quad (8)$$

만일 y방향으로 비드형상의 변화가 없다고 가정하면 식(8)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left[\frac{x_{zz}}{(1+x_z^2)} \right] = \rho g z + P_a + \lambda \quad (9)$$

여기서 사용된 압력 P_a 는 가우시안 분포이며 다음과 같다¹⁵⁾.

$$P_a(r) = P_{\max} \exp \{-r^2/2r^2\} \quad (10)$$

여기서 $P_{\max} = 7.333I \text{ PA} (N/m^2)$

I : 용접전류 (A)

r : 아크중심으로 부터 떨어진 거리

\bar{r} : 유효반경

여기서 λ 는 구속조건이 있을 경우 나타나는 라그랑지 승수(Lagrange multiplier)이다.

모델링에 사용된 재료특성을 Table.1에 나타내었으며 라그랑지 승수를 구하기 위하여 황금분할법(golden section method)을 사용하였다¹⁶⁾.

Table. 1 Material properties of liquid steel used in mathematical modeling of weld bead geometry

Notation	density (ρ) for steel	gravity (g)	surface tension (σ)
Value	7200 (kg/m ³)	9.8 (m/sec ²)	1.2 (N/m)

3. 수평필릿용접부의 열전도 해석

식(9)를 풀기 위해서는 수평필릿 용접부중 Fig. 1에 정의된 x와 z축의 용융된 부분의 크기가 경계조건으로 들어가야 한다. 따라서 수평필릿 용접시

용접조건에 따른 용융부의 크기를 결정해야하며 이를 위해서 비정상상태 열전도 해석을 이용하였다.

3.1 지배방정식

Fig. 2에 빗금친 부분은 본 연구에서 사용한 해석영역을 나타낸다. 3차원 열전도 방정식을 2차원 열전도 방정식으로 단순화시키기 위해서 해석영역을 길이방향의 단위 길이로 설정하고 아크에 의한 입열이 해석영역 시작점이전과 끝단이후에 있을 때 나타나는 영향은 무시하였다. 2차원 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) + S = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

여기서 k 는 열전도도, ρ 는 밀도, C_p 는 비열, T 는 온도, S 는 단위부피당 열발생율로서 본 연구에서는 0의 값을 갖는다. 아크로부터 모재에 들어가는 열원은 가우시안분포(Gaussian distribution)로 가정하였으며 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$q(r) = \frac{3Q}{\pi \bar{r}^2} \exp \{-3(r/\bar{r})^2\} \quad (12)$$

여기서 $q(r)$ 은 아크중심으로 부터 반지름 방향으 로 r 만큼 떨어져 있을 때 열량이며, \bar{r} 은 아크의 유효반경 그리고 Q 는 용접부에 전달되는 에너지이다. 본 연구에서 사용한 가우시안 열원은 3차원 열원이며, 아크가 해석영역 시작점 부터 끝단까지 지나갈 때 2차원 해석영역에 입열되는 열원의 양은 3차원 열원을 적분하여 구하였다. 열전도 해석에 사용된 재료는 연강(mild steel)이며, 연강의 열전도도와 비열을 Fig. 4에 나타내었다. 시간에 대한 미분은 음함수 미분법(fully implicit method)을 이용하였으며 Fig. 5과 같이 한 노드에서의 검사체적을 잡아서 유한미분식을 조합하였다. 마지막으로 유도되는 식은 다음과 같다.

$$a_p T_p = a_E T_E + a_w T_w + a_N T_N + a_S T_S + b \quad (13)$$

여기서 $a_p^0 = \rho C_p \Delta x \Delta y / \Delta t$

$$b = a_p^0 T_p^0$$

$$a_p = a_e + a_w + a_N + a_s + a_p^0$$

T_p : 시간 $t + \Delta t$ 에서의 온도

T_p^0 : 시간 t 에서의 온도

조합된 식은 TDMA (Tridiagonal-Matrix Algorithm) 을 이용하여 해를 구하였다.

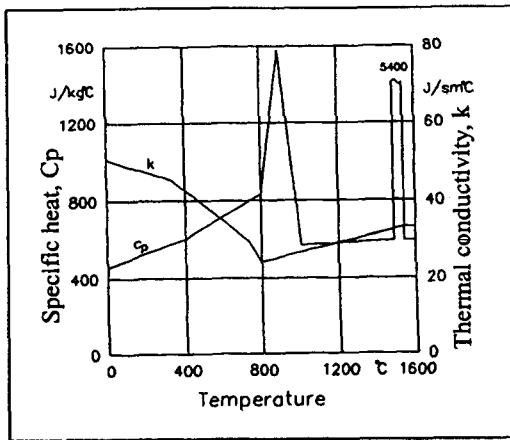


Fig. 4 Physical properties used in heat transfer analysis

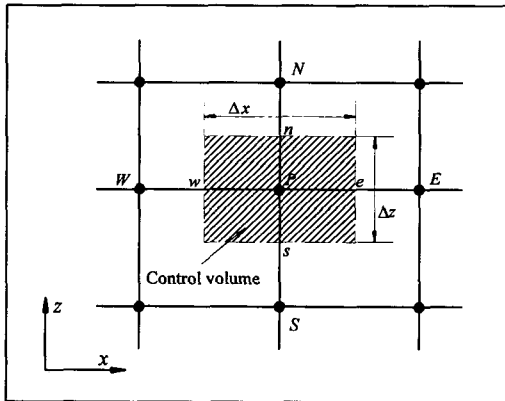


Fig. 5 Control volume for two-dimensional simulation

3. 2 격자생성 및 경계조건

계산시간을 단축하고 좀더 정확한 해를 구하기

위하여 격자의 크기를 변화시켰으며 용융부 근처의 격자생성을 조밀하게 하였으며¹⁷⁾, 이를 Fig. 6에 나타내었다.

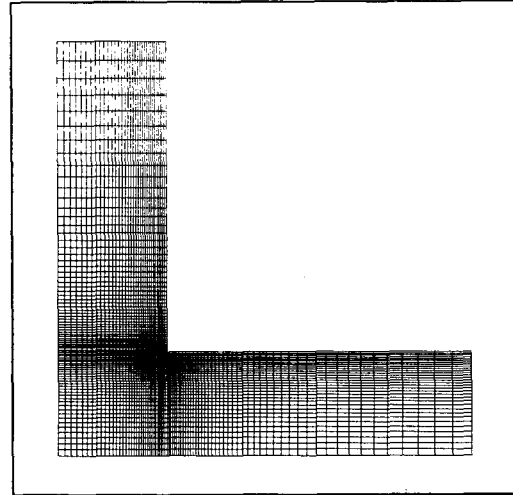
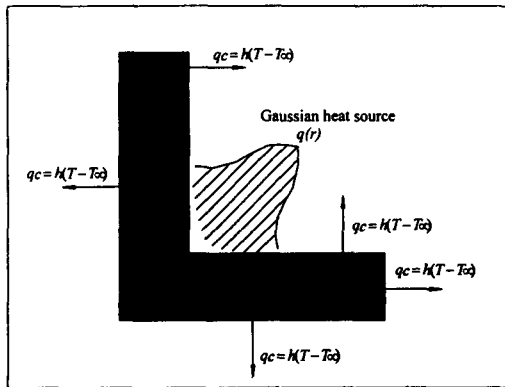


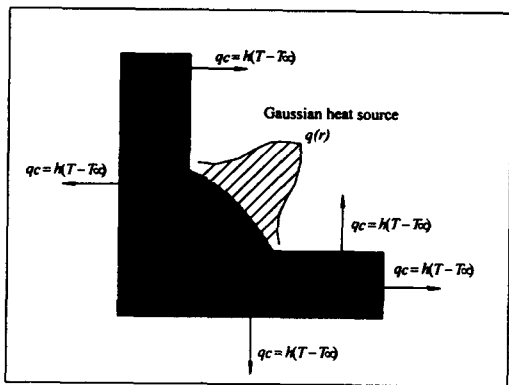
Fig. 6 Mesh generation

열원의 중심이 해석영역을 지나가기 전에는 열원이 모재표면에 존재하나, 열원의 중심이 해석영역의 중심을 지나가는 시점에서 용가재 (filler metal) 는 용접부에 채워지고 따라서 열원은 용착된 용접금속 표면위와 모재의 표면에 존재하게 된다. 위의 경계조건을 Fig. 7(a)와 Fig. 7(b)에 나타내었다. Fig. 7(a)는 용가재가 용접부에 공급되기 전의 경계조건이며, Fig. 7(b)는 용가재가 공급된 후의 경계조건이다. 용가재가 용접부에 공급되어 비드를 형성한 후에도 아크가 해석영역을 완전히 지나가기 전까지는 열원이 계속 공급된다. 따라서 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 물리적인 현상은 에너지가 최소화되는 방향으로 두 액체가 합쳐지나 위와 같은 현상을 해석하는데는 많은 난점이 있으므로 본 연구에서는 용융된 비드가 용융상태의 모재쪽으로

응집력에 의해서 합쳐진다고 가정하였으며, 이를 비드형상을 예측하기 위한 경계조건으로 사용하였다. 이때 공급된 용가재의 양은 일정하며 경계조건만 변하므로 용가재가 용접부에 공급된 시점에서 열원이 해석영역을 지나가기 전까지 용접부의 비드형상은 계속 변하게 된다.



(a) Boundary condition before being filled with filler metal



(b) Boundary condition after filled with filler metal

Fig. 7 Boundary conditions (a) before being filled with filler metal, (b) after being filled with filler metal

4. 결과 및 고찰

열유동해석을 통하여 수평필릿 용접부의 용융부를 계산하고 이를 경계조건으로 하여 식(9)를 이용하면 용접부 형상을 구할 수 있다. 본 연구에서는 용입(penetration)과 같이 모재가 녹은 부분의 기하학적 형상보다는 용가재에 의해서 형성된 용접부의 형상 예측에 주안점을 두었다. 따라서 모재의 용융부는 FDM해석에 의해서 결정하고 비드의 형상은 식(9)를 이용하여 예측하였다. 용접부 형상을 예측하기 위한 전체적인 순서도를 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 9은 용접전류가 285(A), 아크전압이 28(V) 그리고 용접속도가 6(mm/sec)인 경우 열원이 해석영역을 빠져나가기 직전까지 나타나는 최고온도의 해석결과 및 비드의 형상 그리고 실제 실험치와 비교한 결과를 나타낸 것이다. 위의 용접조건인 경우 용접전류는 높으나 적절한 용접속도로 인하여 모델링 및 실험에 의한 결과 외견상의 용접결합이 발생하지 않았다. Fig. 10는 용접조건이 Fig. 1(a)에서 선정된 용접조건과 동일한 경우 열원이 해석영역을 빠져나가기 직전까지 나타나는 최고온도의 해석결과 및 비드의 형상 그리고 실제 실험치와 모델링에 의한 결과를 비교한 것이다. 용접전류가 높고 용접속도가 낮은 경우 녹은 용가재에 의해서 형성된 용융풀이 중력에 의해서 흘러내리게 되며 이로 인해 오버랩과 같은 용접결합을 유발하게 된다. Fig. 11은 용접조건이 Fig. 1(b)에서 선정된 용접조건과 동일한 경우 실제 실험치와 해석에 의한 결과를 비교한 것이다. 이 결과에서 용접전류가 낮고 용접속도가 빠른 경우에는 언더컷이 형성됨을 알 수 있다. 언더컷이 나타나는 이유는 아크에 의해 모재가 침식되고 난 후 이 부분을 용가재로 채워줘야 하는데 용접속도가 빠른 경우 침식된 부분을 채우지 않고 지나가 버리기 때문이다. Fig. 12은 용접조건이 Fig. 1(c)에서 선정된 용접조건과 동일한 경우 실제 실험치와 해석에 의한 결과를 나타내었다. 이 경우에는 용접속도가 용접전류에 비하여 상대적으로 비드형상에 영향을 주는 정도가 크나 용접전류가 낮지 않기 때문에 언더컷은 발생하지 않았다. 하지만 용접풀 끝단에서의 급속한 냉각에 의해서 과도 덧살 두께의 용접결합을 형성하였다. Fig. 1(a), (b) 그리고 (c)에 나타난 단면사진과 해석적 결과를 통해 얻은 결과에 의하면 모재의 용융부 형상이 실제 실험결과와 차이가 남을 알 수 있다. 모재의 용융부 형상이 차이

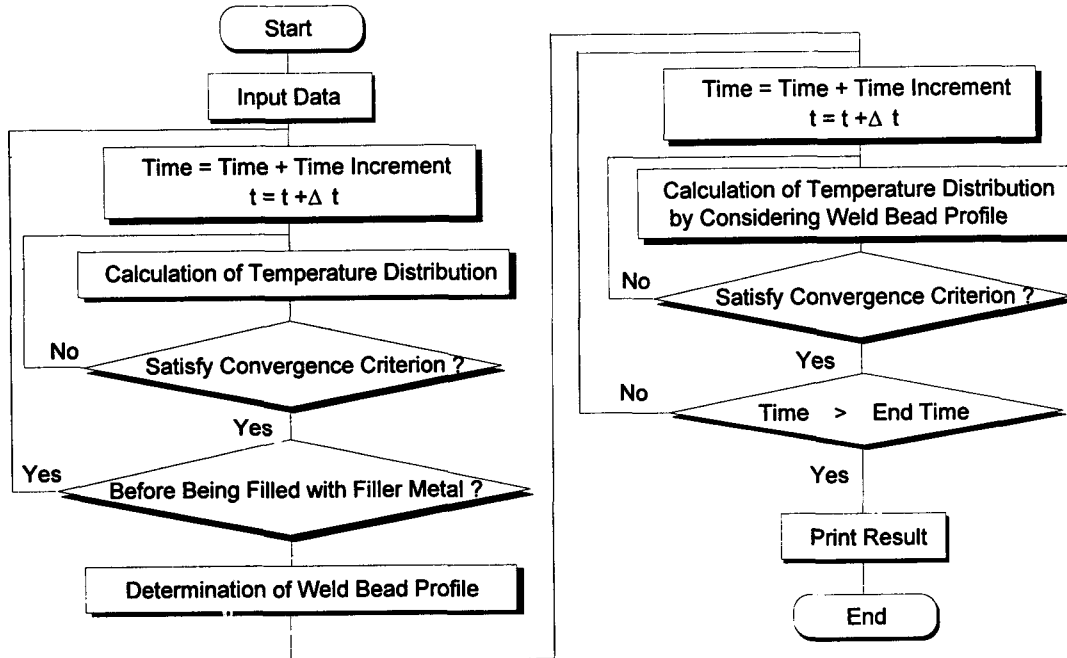


Fig. 8 Flow chart for calculation of temperature distribution and weld bead profile

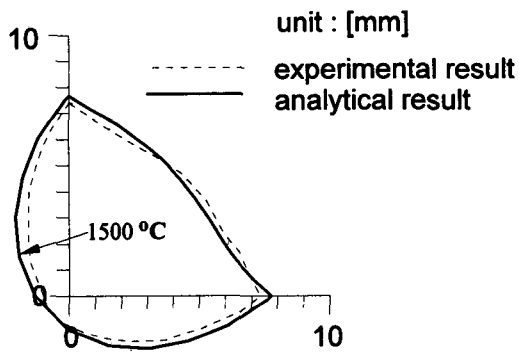


Fig. 9 Comparison of sound weld bead shape between analytical and experimental result (welding speed=6(mm/sec), arc voltage=28(V), welding current=285(A))

가 나는 이유는 해석적 방법에서 사용된 용접효율, 재료의 물성치 그리고 실제 용접에서는 용접봉이 용접진행방향으로 연속적으로 모재에 채워져서 비드의 형상 및 용융부를 형성하나 해석적 방법에서는 열원의 중심이 해석영역의 중심을 지나가

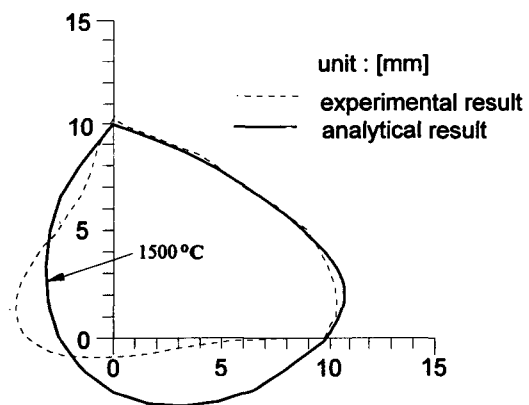


Fig. 10 Comparison of sound weld bead shape between analytical and experimental result (same welding condition as shown in Fig. 1(a))

는 시점에서 용가재가 용접부에 채워진다고 가정하였기 때문이라고 사료된다. 오버랩의 경우 용접전류가 높고 용접속도가 늦은 경우에 일어나며 이로 인해 용접비드가 크게 형성된다. 이렇게 형성된

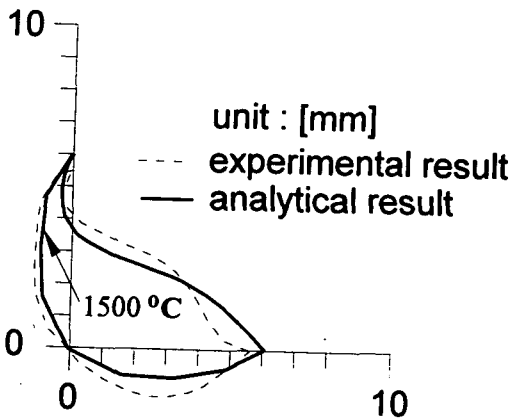


Fig. 11 Comparison of weld bead with undercut between analytical and experimental result (same welding condition as shown in Fig. 10)

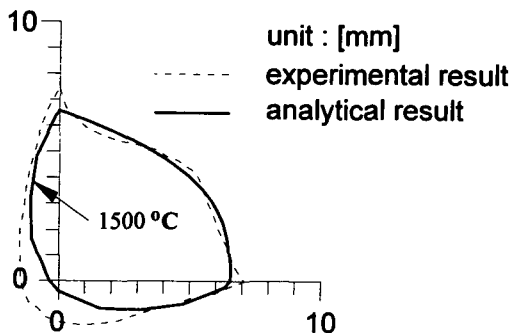


Fig. 12 Comparison of weld bead with excess convexity between analytical and experimental result (same welding condition as shown in Fig. 1(C))

비드는 모재를 녹이는데 결정적인 역할을 하는 아크와 모재사이의 간격을 크게하는 역할을 하게 된다. 뿐만아니라 실제로는 아크가 흘러 내려온 용융풀에 의해서 직접 모재와 접촉할 수 없고 이로인해 용착금속이 토우(toe) 부분에서 모재에 융합되지 않고 겹쳐지는 부분이 나타나게 된다. 반면 해석적 방법은 열원이 해석영역에 들어와서 중심을 지나가기 까지 아크와 모재간의 접촉이 일어난다고 가정하였기 때문에 실험적인 용융부의 크기와 해석적 결과가 크게 차이가 남을 알 수 있다. 또한 본 연구에서 사용된 비드형상예측 모델은 용접풀

표면에서 작용하는 힘의 평형과 공급된 와이어의 양이 구속조건으로 사용되었으며, 따라서 예측된 비드형상은 용접풀이 형성될때의 비드형상과 비교해야 한다. 하지만 실제로 용접중에 형성되는 용접풀은 측정이 매우 곤란하며 따라서 본 연구에서는 실제 용접후 응고된 용접비드형상과 비교하였다. 이 또한 모델링에 의해 예측된 비드형상과 측정된 비드형상사이의 오차를 형성하는 요인으로 작용하며 실제 용접중에도 용접풀 형상을 측정할 수 있는 기술적 연구가 꾸준히 진행되어야 할 것으로 사료된다.

위의 결과에서 용접전류와 용접속도 그리고 아크전압 사이의 조합에 따라 용접부의 형상이 결정됨을 알 수 있었다. 위의 용접조건들을 적절히 조합할 경우 용접부에 치명적으로 나타나는 용접결함을 방지할 수 있으나 조합을 적절하게 하지 않고 용접을 행할 경우 언더컷, 오버랩 그리고 파인 덧살 두께와 같은 용접부 결함을 유발시킬 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 수평필릿 용접부의 열전도 해석과 용접부 형상과 관련한 모델링을 통해서 용접조건에 따라 결정되는 용접부 형상 및 용접부에 치명적으로 영향을 줄 수 있는 용접결함을 예측할 수 있었다. 열전도 해석을 2차원으로 단순화 시켜 용접부의 용융부를 알아내고 이를 경계조건으로 사용하여 용접부 형상 모델에 적용하였다. 끝으로 열전도 해석과 용접부형상과 관련된 모델링을 통하여 비드형상을 예측하고 이를 실험과 비교한 결과 비드의 전체 크기에는 약간의 차이가 있었지만 전체적인 형태는 만족할 만한 결과를 얻을 수 있었다. 위의 결과에 의하면 용접전류가 높고 용접속도가 매우 느린 경우 용융풀이 중력에 의해서 흘러 내림으로서 오버랩이 형성되고, 용접전류가 낮고 용접속도가 빠른 경우 아크에 의해서 침식된 모재가 빠른 용접속도 및 낮은 전류에 의해서 채워지지 않음으로서 언더컷이 발생됨을 알 수 있었다. 또한 용접속도가 어느 정도 빠르고 용접전류가 약간 낮은 경우 언더컷은 발생하지 않았으나 빠른 용접속도에 의해서 용접풀 끝단에서 용착금속이 적절히 퍼져나가지 못함으로서 파인 덧살 두께와 같은

용접결함이 나타남을 알 수 있었다.

지금까지의 연구결과를 근거로 하여 적절한 용접조건을 선정함으로써 용접부결함 등을 초래하지 않고 원하는 용접부 형상을 얻을 수 있는 알고리즘 개발 및 모델링 등에 대해서는 지속적인 연구가 요구된다.

참 고 문 헌

1. K. Ohshima, : Observation and Control of Weld Pool Phenomena in Arc Welding, *Welding International*, Vol. 4, No. 12, (1990), pp. 934-938.
2. K. Ohshima, M. Yamamoto, T. Tani and S. Yamane, : Digital Control of Torch Position and Weld Pool in MIG Welding using Image Processing Device, *IEEE Transaction on Industry Application*, Vol. 28, No. 3, (1992), pp. 607-612.
3. W. F. Clocksin, J. S. E. Bromley, P. G. Davey, A. R. Vidler and C. G. Morgan, : An Implementation of Model-Based Visual Feedback for Robot Arc Welding of Thin Sheet Steel, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 4, No. 1, (1985), pp. 13-26.
4. H. Fujimura, E. Ide and H. Inoue, "Joint Tracking Control Sensor of GMAW, *Transaction of the Japan Welding Society*, Vol. 18, No. 1, (1987), pp. 32-40.
5. H. Nomura, Y. Sugitani and Y. Suzuki, : Automatic Real-Time Bead Height Control with Arc Sensor in TIG Welding, *Transaction of the Japan Welding Society*, Vol. 18, No. 2, (1987), pp. 35-42.
6. L. D. Kaveh Momeni and T. Rummel, : Process Control in the Arcing and Short-circuit Phase during Metal-Arc Active Gas Build-up Welding under Carbon Dioxide, *Schweissen Schneiden*, Vol. 46, No. 2, (1994), pp. E18-E20.
7. J. Lipei, L. Jingchang and W. Zhihuan, : The Effect of the Dynamic Behaviour of Welding Rectifiers on Spatter, *Welding International*, Vol. 2, No. 3, (1988), pp. 263-268.
8. K. Andersen, G. E. Cook, G. Karssai and K. Ramaswamy, : Artificial Neural Networks Applied to Arc Welding Process Modeling and Control, *IEEE Transaction on Industry Application*, Vol. 26, No. 5, (1990), pp. 824-830.
9. T. Ohji, K. Nishiguchi and Y. Yoshida, : Real Time Optimization of Thin Plate TIG Arc Welding, *Technology Report of the OSAKA University*, Vol. 36, No. 1849, (1986), pp. 267-273.
10. M. L. Lin and T. W. Eagar, : Influence of Arc Pressure on Weld Pool Geometry, *Welding Journal*, Vol. 64, No. 6, (1985), pp. 163s-169s.
11. K. Nishiguchi, T. Ohji and H. Matsui, : Fundamental Researches on Bead Formation in Overlaying and Fillet Welding Processes, *Japan Welding Society*, Vol. 45, No. 1, (1976), pp. 82-87.
12. Y. Yoshida : A Nonlinear Model of Molten Pool in Arc Welding, *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 4, No. 4, (1986), pp. 19-23.
13. D. Smith, : *Welding Skills and Technology*, McGraw-Hill, (1986), pp. 526-528.
14. L. D. Landau and E. M. Lifshitz, : *Fluid Mechanics*, Pergamon Press Oxford, U. K., (1959).
15. T. J. Lho : A Study on Process Analysis and Welding Parameter Optimization in GTA Circumferential Pipe Welding, 한국과학기술원 박사학위논문, (1992).
16. J. S. Arora, : *Introduction to Optimum Design*, McGraw-Hill Book Company, (1989), pp. 295-300.
17. T. J. Lho and S. J. Na, : A Study on Three-dimensional Transient Heat Flow in Circumferential GTA Welding of Pipes using Periodicity Conditions, *P. I. M. E. Part B, Journ. of Engng. Manufacture*, Vol. 205, (1991), pp. 271-278.