

사상 이론을 이용한 파이프 원주 용접의 온도 분포 예측에 관한 연구

조 영 태* · 나 석 주**
(1999년 12월 28일 접수)

A Study on Prediction of Temperature Distribution in Pipe Girth Welding by Mapping Theory

Young-Tae Cho and Suck-Joo Na

Key Words: GTAW(가스 텅스텐 아크 용접), Pipe Girth Welding(파이프 원주 용접), Mapping Theory(사상이론), Three Dimensional Transient Temperature Distribution(3차원 과도 온도 분포)

Abstract

Gas tungsten arc(GTA) welding is used to repair the seat ring in swing type check valve in power plant because of its high weld quality. In order to automate the welding process, it is needed to analyze the process of inside pipe girth welding. In this study, the shapes of weld bead on pipe inside and outside were predicted and its validity was investigated. On the assumption that the welding arc has a bivariate gaussian distribution, analytical solution was derived to predict the temperature distribution in pipe weld using mapping under consideration of physical relationships. The size of weld bead could be predicted from this equation and its accuracy was verified by experiments.

1. 서 론

원자력 발전소와 같은 곳에서는 안전을 위해 유체의 흐름이 한 방향으로만 이루어지도록 하는 스윙 타입의 체크 밸브(swing check valve)를 사용한다. 체크 밸브 내부에 있는 시트링(seat ring)의 마모로 인해 밸브가 제대로 동작하지 않게 되는 경우에 밸브를 수리해야하며 이 경우 파이프 외부에서의 접근이 불가능하므로 파이프 내부 용접을 수행하는 자동화 시스템의 구현이 필요하다.

일정한 용접 조건하에서 파이프 원주 용접을

수행하면 예열 효과로 인해 비드폭이 점점 커지게 되므로 파이프 전 원주에 걸쳐 균일한 비드폭을 얻기 위해서는 입열량을 조절해야한다.⁽¹⁾ 그러므로 파이프 원주 용접의 자동화를 구현하기 위해 먼저 용접 공정을 잘 이해해야만 하며 현재까지 이를 해석하기 위하여 다양한 접근 방법이 진행되어 왔다.

무한 평판에 아크가 가해질 때 모재의 온도 분포에 대한 해석적인 해를 구하기 위하여 많은 연구가 수행되었다. Rosenthal은 용접현상을 준정상 상태로 가정하고 점열원과 선열원 및 평면 열원에 대한 온도 분포를 유도하였다.⁽²⁾ 그 이후 Tsai는 분포열원을 도입하였고 Malmuth는 상변태를 고려하였으며 Nunes는 용융풀에서의 유동을 고려하였다.⁽³⁻⁵⁾ 이 내용들은 준정상상태라는 가정하에서 유용하다. 반 무한 평판에서 정규(gaussian) 분포의 열원이 이동할 때 과도 상태의

* 한국과학기술원 기계공학과

** 회원, 한국과학기술원 기계공학과

E-mail : sjna@kaist.ac.kr

TEL : (042)869-3256 FAX : (042)869-3095

온도 분포를 Eager와 Tsai가 구하였다.⁽⁶⁾ 이후 Boo는 유한 두께의 반 무한 평판에서의 해석해를 구하였으며 Jeong은 필렛 용접에서 3차원 과도 해석해를 구하였다.^(7,8) T.J.Lho는 평판에 대한 해석해를 기하학적인 변환을 통해 파이프 원주 용접에 적용하였다.⁽⁹⁾ 본 연구에서는 GTAW를 이용한 파이프 원주용접에서 3차원 과도온도분포 (three dimensional transient temperature distribution)를 사상 함수의 기하학적인 변환관계 뿐만 아니라 물리적인 변환관계도 고려하여 구하였으며 이를 실험 결과와 비교하였다.

2. 이론 해석

파이프의 내부 용접을 위하여 원주 방향으로 토치가 이동을 할 때 좌표계는 Fig. 1과 같이 정의한다. 이때 x,y,z는 원점 O에 고정된 좌표계이며 Ri와Ro는 각각 내부 반지름과 외부반지름을 나타낸다. 열원은 이변량 정규 분포를 가지는 것으로 가정하여 전기적 아크에 의해 발생하는 열원을 점이나 선, 면으로 가정하는 것보다 좀더 현실적으로 나타내었다. 본 연구에서는 해석해를 구하기 위하여 온도에 따른 재료의 물성치가 일정하다고 가정하였다. 용접시 아크가 위치하는 곳에서는 보호가스의 영향으로 인해 강제 대류가 일어나고 그 반대 면에서는 자연대류에 의한 열손실이 생기므로 이를 경계조건으로 처리하였으며 모재 내에서 열원으로부터 무한히 먼 곳의 온도는 상온으로 가정하고 초기 온도 또한 상온 T₀라고 하였다.

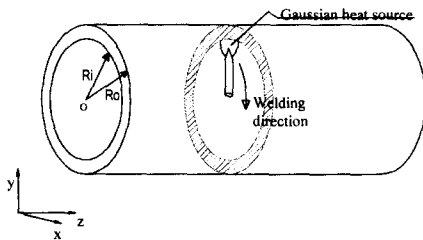


Fig. 1 Schematic diagram of GTA pipe inside girth welding

파이프 원주 용접시 그 온도분포를 열전달 지배 방정식과 경계조건만 가지고 해석적으로 풀기에는 어려움이 있으므로 유한 두께를 가진 3차원 반 무한 평판에 대한 해석해를 사상시켜 파이프 원주 용접에 대한 해석해를 유도하였다. 평판에서 파이프로의 사상시 기하학적인 관계뿐만 아니라 물리적인 관계를 만족시키기 위하여 변환된 좌표계에서의 미소영역과 실좌표계에서의 미소영역사이에 열량의 증감이 동일하다는 에너지 방정식을 적용시켰다.

2.1 유한 두께를 가진 3차원 반 무한 평판에서의 온도 분포

유한 두께를 가진 3차원 반 무한 평판에서의 온도 분포를 구하기 위한 좌표계는 Fig. 2와 같다. (U,V,W)는 모재에 고정된 O를 원점으로 하는 좌표계이며 (u,v,w)는 이동하는 토치에 고정된 o를 원점으로 하는 좌표계이다.

유체의 유동을 고려하지 않았을 때 만족하는 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T_w) \tag{1}$$

여기에서 T_w는 평판의 온도이고 ρ는 밀도, H는 엔탈피, k는 열전도 계수이다.

해석적인 모델을 수립하기 위해서 ρ와 k는 일정하다고 가정하였으므로 위 식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

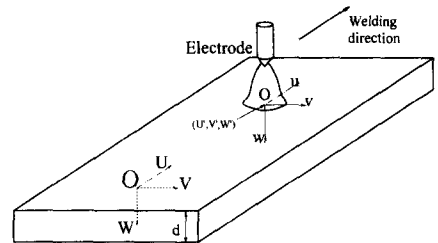


Fig. 2 Coordinate system of 3-dimensional plate weldment with finite thickness

$$\frac{\partial T_w}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T_w}{\partial^2 u} + \frac{\partial^2 T_w}{\partial^2 v} + \frac{\partial^2 T_w}{\partial^2 w} \right) \quad (2)$$

여기에서 α 는 열확산계수이다.

용접시 토치가 위치하고 있는 곳에서는 보호가스에 의해 강제 대류현상이 생기고 그 반대면에서는 자연대류가 일어난다고 볼 수 있다. 따라서 평판의 양쪽 면에 대한 경계조건은 다음과 같다.

· 토치가 위치한 면 :

$$-k \frac{\partial T_w(U, V, 0)}{\partial Z} + h_1(T_w(U, V, 0) - T_0) = 0 \quad (3)$$

· 반대 면 :

$$k \frac{\partial T_w(U, V, d)}{\partial Z} + h_2(T_w(U, V, d) - T_0) = 0 \quad (4)$$

또한 아크로부터 아주 멀리 떨어진 곳에서는 온도의 변화가 없다고 볼 수 있으므로 다음과 같은 식을 만족한다.

$$\lim_{r \rightarrow \infty} T(U, V, W, t) = T_0 \quad (5)$$

$r = \sqrt{(U-U')^2 + (V-V')^2 + (W-W')^2}$ 이며 (U, V, W) 는 고정좌표계에서 열원 중심이 위치한 좌표이다. 또한 아크가 발생하기 전에 모재의 온도는 상온과 같다.

$$T(U, V, W, 0) = T_0 \quad (6)$$

일반적으로 아크가 모재에 주는 열량은 정규 분포의 형태로 가정을 하는데 본 연구에서는 아크의 형태를 보다 현실적으로 나타내기 위해 이변량 정규 분포(bivariate normal distribution)형태로 가정을 하였으며 유효반경(effective radius)이 각각 \bar{x} , \bar{y} 인 이변량 정규 분포의 열원식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$Q(x, y, t) = \frac{3q(t)}{\pi x y} \exp\left[-\frac{x^2}{x^2/3} - \frac{y^2}{y^2/3}\right] \quad (7)$$

여기서 $q(t)$ 는 시간 t에서 용접시 가해진 열량으로 $\eta VI(t)$ 와 같다(η : 아크효율, V : 아크전압, I : 용접 전류).

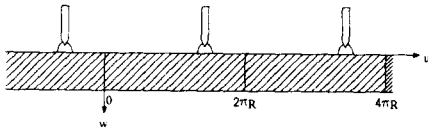
순간적인 이변량 정규분포의 열원이 가해 졌을 때의 온도분포는 순간적인 점열원이 가해졌을 때 구한 온도를 중첩하여 구할 수 있다. 이러한 순간적인 온도 분포를 시간에 따라 적분하면 움직이는 열원에 대한 해석해를 구할 수 있다.⁽⁷⁾

순간 점 열원 q_i 가 t_1 초 때 모재 위 $(U, V, 0)$ 에 순간적으로 가해지고 사라진 경우에 $P(U, V, W)$ 에서의 온도 T_w 를 구한 후 이변량 정규 분포의 열원이 시간 τ 에 순간적으로 가해진 경우의 T_w 를 q_i 가 $Q(u, v)$ 로 분포하며 분포 열원의 중심은 고정좌표계의 원점에 있다는 조건으로 전 영역에 대해 적분하여 구한다. 다음, 열원의 중심이 원점에 고정되어 있지 않고 임의의 점 (U_a, V_a, W_a) 에 있으므로 U 대신 $U-U_a$, V 대신 $V-V_a$, W 대신 $W-W_a$ 를 대입하고 시간 $\tau = 0$ 에서 $\tau = t$ 까지 적분하여 최종 온도분포식을 다음과 같이 구할 수 있다.

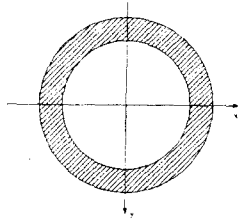
$$T_w(u, v, w, t) = T_0 + \int_0^t \frac{q(\tau)}{\pi \rho c d} \frac{6}{\sqrt{-u^2 + 12\alpha(t-\tau)} \sqrt{-v^2 + 12\alpha(t-\tau)}} \sum_{n=0}^{\infty} A_n \exp(-\mu_n^2(t-\tau)) \left\{ \cos\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} w\right) + \beta_1 \frac{\sqrt{\alpha}}{\mu_n} \sin\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} w\right) \right\} \exp\left\{ -\frac{(u+U_a(t)-U_a(\tau))^2}{2(-u^2 + 12\alpha(t-\tau))} - \frac{(v+V_a(t)-V_a(\tau))^2}{2(-v^2 + 12\alpha(t-\tau))} \right\} d\tau \quad (8)$$

2.2 사상 함수

식 (8)은 유한 두께를 가진 3차원 반 무한 평판에서 토치가 이동할 때 모재의 온도 분포를 나타낸 식이다. 파이프 원주 방향으로 토치가 이동할 때 모재의 온도 분포를 해석적으로 구하기 위해 사상함수를 이용한다. 토치가 이동하는 방향에 수직인 좌표축은 사상시 변함이 없다고 볼 수 있으므로 $z = v$ 라고 가정하고 u-w좌표평면을 x-y좌표평면으로 사상시키는 함수를 구하고자 한다.



(a) W plane



(b) Z plane

Fig. 3 Complex planes for mapping

Fig. 3에서 보듯이 W 평면에서 Z 평면으로의 변환은 일대일대응이 아니다. 따라서 W 평면을 길이가 $2\pi R$ 이 되도록 분할한 후 각각의 분할된 영역에 $q(t)$ 의 열량을 공급하는 열원이 있다고 생각한다.

즉, W plane = $\sum_{k=1}^n W_k$ plane 이고

$W_1 \rightarrow Z, W_2 \rightarrow Z, \dots, W_n \rightarrow Z$ 와 같이 사상이 된다. 파이프 내부에 토치가 있는 경우에는 R이 R_i 가 되고 파이프 외부에 토치가 있는 경우에는 R이 R_o 가 된다.

2.2.1 파이프 외부 용접

W 평면을 길이가 $2\pi R_o$ 가 되도록 분할하고 $w=0$ 인 직선이 $r=R_o$ 인 원으로, $w=d$ 인 직선이 $r=R_i$ 인 원으로 사상시키는 함수를 구하면 다음과 같다.

$$Z = R_o \exp\left(-\frac{i}{R_o} W\right) \tag{9}$$

2.2.2 파이프 내부 용접

열원이 있는 면이 파이프의 내부로 사상되어야

하므로 W 평면을 길이가 $2\pi R_i$ 가 되도록 분할하고 $w=0$ 인 직선이 $r=R_i$ 로 사상이 되고, $w=d$ 인 직선이 $r=R_o$ 인 원으로 사상이 되도록하는 함수를 구하면 다음과 같다.

$$Z = R_i \exp\left(-\frac{i}{R_i} W\right) \tag{10}$$

2.2.3 아크 열원의 사상

평판에서 파이프로의 사상이 그 물리적인 의미를 부여하기 위해서는 해석영역의 사상뿐만 아니라 경계조건의 사상이 필요하다. 이 때 경계는 아크 열원이 영향을 주는 경계와 대류 열전달이 일어나는 경계로써 파이프에서의 경계조건이 평판에서의 경계조건으로 변환되는 사상이 필요하다. 그것은 앞절에서 구한 사상식의 역사상 함수를 구함으로써 가능하게되며 이를 이용하여 아크 열원과 대류 경계 조건을 변환해야 한다. 먼저 대류 조건은 전영역에 걸쳐서 대류 열전달 계수값이 일정하다고 가정하였으므로 사상을 하여도 같은 값을 가진다고 볼 수 있고 따라서 아크 열원의 사상만을 검토하면 된다. 파이프에 이변량 정규 분포의 열원이 존재하는 경우 열원식을 원통좌표계로 쓰면 다음과 같다.

$$Q(\theta, z, t) = \frac{3q(t)}{\pi R_i \theta z} \exp\left[-\frac{(R_i \theta)^2}{(R_i \theta)^2/3} - \frac{z^2}{z^2/3}\right] \tag{11}$$

식 (9)와 식 (10)으로 표현되는 사상함수의 역사상을 통해 아크 열원식을 다시 쓰면 $z=u$ 이고 $R_i \theta = v$ 이므로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$Q(u, v, t) = \frac{3q(t)}{\pi R_i \theta z} \exp\left[-\frac{v^2}{(R_i \theta)^2/3} - \frac{u^2}{z^2/3}\right] \tag{12}$$

$R_i \theta = \bar{v}, z = \bar{u}$ 라고 하면 변환된 좌표계에서 아크 열원의 분포는 다음과 같다.

$$Q(u, v, t) = \frac{3q(t)}{\pi u v} \exp\left[-\frac{v^2}{v^2/3} - \frac{u^2}{u^2/3}\right] \tag{13}$$

2.3 실좌표계에서의 온도 분포식

해석영역의 사상에서 기하학적 관계뿐만 아니라 물리적인 관계도 고려하기 위해 실좌표계와 대응되는 변환 좌표계 사이에서 열량의 증감이 동일하다는 에너지 관계식을 이용하면 물질상수를 모두 일정하다고 가정하였으므로 다음과 같이 쓸 수 있다.⁽⁸⁾

$$T(x, y, z, t) = T(u, v, w, t) \left| \frac{dW}{dZ} \right| \quad (14)$$

열원이 0에서 2π까지 한바퀴 회전하는 경우 W₁을 Z로 변환 시키고 2π에서 4π까지 이동하는 경우에는 W₂를 변환한다. 마찬가지로 k바퀴 열원이 회전 했을때는 W_k를 Z로 변환 한다. W의 모든 분할된 영역에 대해 Z로의 변환식이 모두 같고 T₁(u, v, w, t) = T₂(u, v, w, t) = = T_n(u, v, w, t) 이므로 위 식은

$$T(x, y, z, t) = T_1(u, v, w, t) \left| \frac{dW_1}{dZ} \right| \quad (15)$$

와 같이 쓸 수 있다.

여기서 T₁(u, v, w, t)는 W₁ 영역에서의 온도 분포를 의미한다. T₁(u, v, w, t)는 분할된 모든 열원에 영향을 받으므로 각각의 열원이 W₁영역에 주는 영향을 모두 고려해야 T₁을 구할 수 있다. k번째 열원으로 인한 T₁의 온도 변화를 T^k(u, v, w, t)라고 하면 다음과 같이 된다.

$$T_1(u, v, w, t) = \sum_{k=0}^{\infty} T^k(u, v, w, t) \quad (16)$$

열원이 파이프 내부에 있을 때와 외부에 있을 때 각각의 경우에 T^k를 구하고 식 (15)에 대입하여 최종 온도 분포식을 구한다.

2.3.1 파이프 외부 용접의 온도 분포

k번째 열원으로 인한 T₁의 온도 변화는 첫 번째 열원으로 인한 W_k상의 온도 변화와 같으므로

T^k를 W₁상에 있는 열원에 의한 온도의 증가라고 하면

$$T^k(u, v, w, t) = T^*(u - 2\pi k R_o, v, w, t) \quad (17)$$

과 같이 쓸 수 있다. 식 (17)을 식 (15)에 대입하면

$$T(x, y, z, t) = \sum_{k=0}^{\infty} T^*(u - 2\pi k R_o, v, w, t) \left| \frac{dW_1}{dZ} \right| \quad (18)$$

여기서 $\left| \frac{dW}{dZ} \right|$ 는 $\frac{R_o}{r}$ 이므로

$$T(x, y, z, t) = \frac{R_o}{r} \sum_{k=0}^{\infty} T^*(u - 2\pi k R_o, v, w, t) \quad (19)$$

사상함수식으로부터

W = R_oln($\frac{R_o}{r}$), U = -R_oθ, V = z와 같은 변환 관계가 성립하므로 원통좌표계로 바꾸면 다음과 같다.

$$T(r, \theta, z, t) = \frac{R_o}{r} \sum_{k=0}^{\infty} T^*(-2\pi k R_o - R_o\theta, z, R_o \ln \frac{R_o}{r}, t) \quad (20)$$

식 (20)을 식 (8)에 대입하여 최종 온도 분포식을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$T_w(u, v, w, t) = T_0 + \frac{R_o}{r} \int_0^t \frac{q(\tau)}{\rho c d} \frac{6}{\sqrt{\bar{u}^2 + 12\alpha(t-\tau)} \sqrt{\bar{v}^2 + 12\alpha(t-\tau)}} \sum_{n=0}^{\infty} A_n \exp(-\mu_n^2(t-\tau)) \left\{ \cos\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} R_o \ln \frac{R_o}{r}\right) + \beta_1 \frac{\sqrt{\alpha}}{\mu_n} \sin\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} R_o \ln \frac{R_o}{r}\right) \right\} \sum_{k=0}^{\infty} \exp\left\{ -\frac{(-2\pi k R_o - R_o\theta - V_w\tau)^2}{2(\bar{u}^2 + 12\alpha(t-\tau))} - \frac{z^2}{2(\bar{v}^2 + 12\alpha(t-\tau))} \right\} d\tau \quad (21)$$

2.3.2 파이프 내부 용접의 온도 분포

파이프 외부에 열원이 있는 경우와 마찬가지로 k번째 열원으로 인한 T_1 의 온도 변화는 첫 번째 열원으로 인한 W_k 상의 온도 변화와 같고 T^* 를 W_1 상에 있는 열원에 의한 온도의 증가라고 하면

$$T^*(u, v, w, t) = T^*(u - 2\pi k R_i, v, w, t) \quad (22)$$

과 같이 쓸 수 있다.

이 경우에 $\left| \frac{dW}{dz} \right|$ 는 $\frac{R_i}{r}$ 이므로

$$T(x, y, z, t) = \frac{R_i}{r} \sum_{k=0}^{\infty} T^*(u - 2\pi k R_i, v, w, t) \quad (23)$$

사상함수로부터

$$W = R_i \ln\left(\frac{r}{R_i}\right), \quad U = -R_i \theta, \quad V = z \quad \text{와 같}$$

은 변환 관계가 성립하고 식 (8)에 대입하면 파이프 내부에 열원이 있는 경우에 다음과 같은 결과를 얻는다.

$$T_w(u, v, w, t) = T_0 + \frac{R_i}{r} \int_0^t \frac{q(\tau)}{\pi \rho c d} \frac{6}{\sqrt{u^2 + 12\alpha(t-\tau)} \sqrt{v^2 + 12\alpha(t-\tau)}} \sum_{n=0}^{\infty} A_n \exp(-\mu_n^2(t-\tau)) \left\{ \cos\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} R_i \ln\left(\frac{r}{R_i}\right) + \beta_1 \frac{\sqrt{\alpha}}{\mu_n} \sin\left(\frac{\mu_n}{\sqrt{\alpha}} R_i \ln\left(\frac{r}{R_i}\right)\right)\right) \right. \quad (24)$$

$$\left. - \frac{\sum_{k=0}^{\infty} \exp\left\{-\frac{(-2\pi k R_i - R_i \theta - V_w \tau)^2}{2(u^2 + 12\alpha(t-\tau))}\right\} \frac{z^2}{2(v^2 + 12\alpha(t-\tau))}\right\} d\tau$$

3. 해석 및 실험결과

식 (21)과 식 (24)는 각각 파이프 외부에 열원이 있는 경우와 파이프 내부에 열원이 있는 경우에 대해 3차원 과도 상태의 해석해를 에너지 보존을 고려한 사상을 통해 구한 것이다. 고유치 문제를 풀기 위해 시컨트 방법(secant method)을

이용하였고 수치적인 적분방법은 simpson's rule을 적용하였다.⁽¹⁰⁾ 파이프 내부 용접의 공정해석을 위해 파이프 내부 용접을 수행한 후 그 결과를 해석해와 비교하였고 파이프 외부 용접의 경우에는 기존의 실험 결과와 비교하여 해석해의 유용성을 검토하였다. 기존의 파이프 용접 실험 결과로는 Lho의 결과를 이용하였으며 이를 위해 상기 논문에서의 실험 조건과 같은 용접 조건 및 같은 재료의 물성치를 모의 실험에 이용하였다.⁽⁹⁾

3.1 파이프 외부 용접

사용된 재료는 AISI 1042와 6063 Al 합금으로서 계산에 사용된 물성치는 Table 1과 같다. AISI 1042 파이프의 경우 직경 $D=50.8$ mm, 두께 $d=3$ mm의 모재에 대해 실험하였고 6063 Al 합금의 경우 직경 $D=45$ mm, 두께 $d=2$ mm의 재료가 실험에 사용되었다. 열원 가까이에 있는 면에서는 보호가스에 의한 강제 대류 현상이 생기고 그 반대 면에서는 자연대류 현상이 생기므로 각각의 대류 열전달 계수 값을 $h_1=50$, $h_2=18$ (W/m²K)로 하였다. 보호가스와 전극용은 Table 2와 같은 조건이며 아크 길이는 3-4mm로 하였다. 계산에 사용된 아크의 유효반경은 3.5mm이며 아크의 효율은 0.6으로 하였다. 실험을 통해 z방향 유효 반경과 θ 방향 유효 반경의 비를 1:1로 정해도 무방함을 알 수 있다.

Table 1 Physical properties for materials used in calculation

Property	unit	AISI 1042	6063 Al alloy	SUS 304
Thermal conductivity	W/mK	30.3	137	22.6
Specific heat	J/kgK	752	1033	582
Density	kg/m ³	7860	2700	7900
Liquidus temperature	°C	1495	652	1450
HAZ temperature	°C	723	-	-

Table 2 Welding conditions for circumferential pipe welding

Power source	Rated input voltage	200V single phase
	Rated output current	300A
Welding torch	Rated load voltage	35V
	High frequency generator	Spark generation
	Electrode material	2% thoriated tungsten
	Electrode diameter	2.4mm
	Electrode tip angle	45° ± 5°
Shielding gas	Cooling system	Water cooling type
	Composition	99.9% Ar
Work piece	gas flow rate	10 l/min
	304 stainless steel pipe with 108mm inner diameter and 3mm thickness	

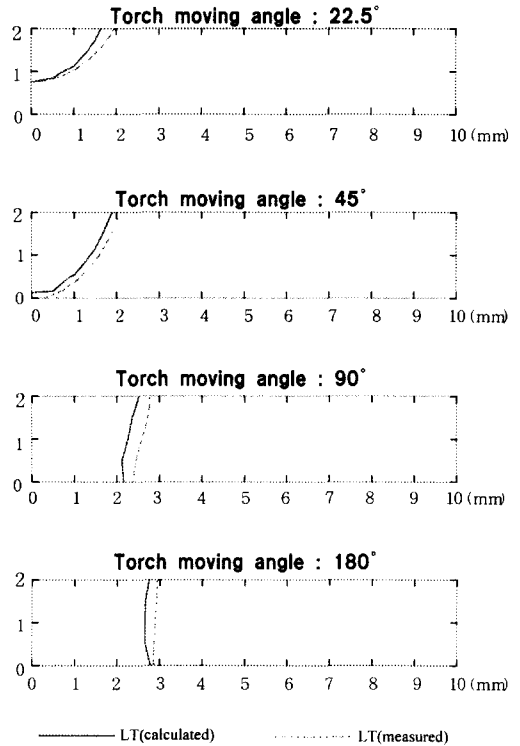


Fig. 4 Calculated and measured liquidus (LT) boundaries of 6063 Al alloy welds (Vw = 2mm/s, Iw = 60A)

Fig. 4는 6063 Al 합금을 60A의 용접 전류와 2mm/s의 용접 속도로 실험했을때의 결과 및 예측식으로부터 계산된 결과를 보여준다. 열원이 22.5°, 45°, 90°, 180° 만큼 움직였을 때 액상 온도를 도시한 것이다. 시간이 갈수록 용융풀의 크기가 매우 커짐을 알 수 있다. Fig. 5는 AISI 1042 강을 80A의 전류와 2.5mm/s의 속도로 실험했을때의 결과와 계산식으로부터 나온 결과를 보여 준다. 용융지의 크기가 열원이 $\theta = 45^\circ, 90^\circ, 270^\circ$ 로 이동했을때 거의 변화가 없음을 알 수 있다. 이는 6063 알루미늄 합금 보다 AISI 1042 강의 열전달 계수가 훨씬 적어서 예열 효과가 적어지기 때문이다. Fig. 4와 Fig. 5로부터 식 (21)의 온도 분포식에 의해 계산된 결과가 실제 실험 결과와 유사하다는 것을 볼 수 있고 이로써 실제 용접 공정에서 파이프의 온도 분포를 예측하는 식으로 쓸 수 있음을 알 수 있다.

3.2 파이프 내부 용접

시뮬레이션 및 실험에 사용된 모재는 내부 직

경이 100mm이고 두께가 3mm인 스테인리스 스틸 SUS 304이다. SUS 304 파이프의 물성치를 Table 1에 나타내었다. AISI 1042 탄소강과 달리 물질의 상변태가 없으며 열영향부가 존재하지 않으므로 액상선만 나타내었다. 실험에서 사용된 용접기 전원과 보호가스 그리고 용접 토치는 Table 2와 같다. 용접 시편은 길이가 200mm가 되도록 절단하여 사용하였으며 전 원주에 걸쳐 아크 길이를 일정하게 하기 위하여 자동 전압 제어 장치를 제작하였다. 용접 전에 시편의 표면을 아세톤으로 세척하여 깨끗이 처리하였으며 용접 후 단면은 그라인딩과 폴리싱을 하였고 마블 에칭액 (50ml HCl, 25ml saturated aq. CuSO4 solution)을 사용하여 에칭한 후 단면 사진을 촬영하였다.

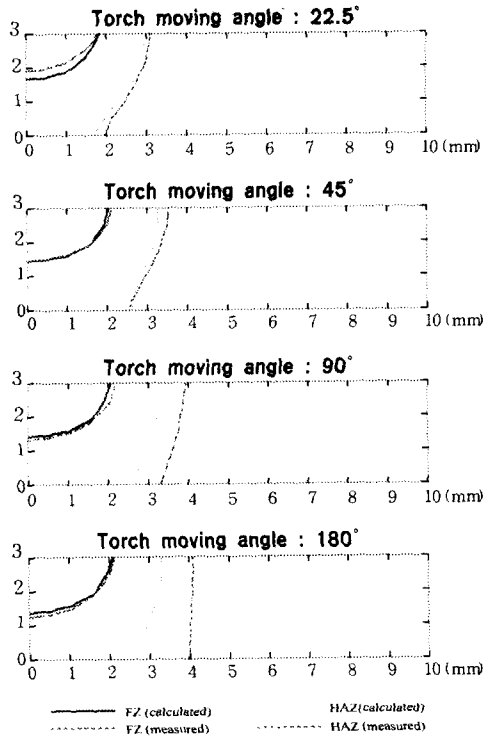


Fig. 5 Calculated and measured FZ and HAZ boundaries of AISI 1042 resultant welds (Vw=2.5mm/s, Iw=80A)

Fig. 6은 과도 상태에서 용융지 경계의 크기 변화를 모의실험한 그림이다. 파이프의 직경이 100mm이므로 과도 영역은 좁은 범위에서 보여진다. 어느 정도 시간이 지나면 용융지 경계의 증가는 미소하다. 열원이 파이프 원주를 한 바퀴 이상 회전하면서 오버랩 과정을 거치게 되면 용융지의 경계는 점점 더 커질것으로 예상된다.

Fig. 7은 용접 속도를 2.5, 3, 5 mm/s로 달리 하면서 전류를 80A로 하고 용접을 하였을 때 열원이 180° 회전한 지점에서 실험을 하여 나타나는 비드의 단면과 시뮬레이션 한 결과를 비교한 것이다. 속도를 증가 시키면서 용융부의 변화를 살펴 보면 그 크기가 점점 작아짐을 알 수 있다. 용접 속도가 빠르면 열이 전도되어 충분히 녹기 전에 열원이 지나가 버리기 때문에 용융부가 작고, 용접 속도가 느리면 그 반대로 많은 열이 전도되어 용융부의 크기가 커지게 된다. 시뮬레이션 결과로부터 용접 속도가 2~3mm/s 일때 적절

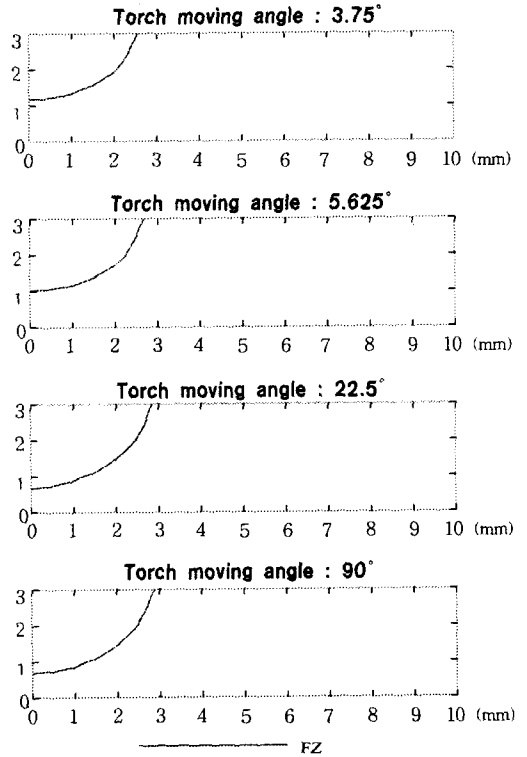
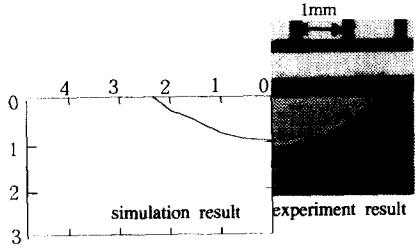


Fig. 6 Calculated FZ boundaries of SUS 304 steel pipe welds (Vw=2mm/s, Iw=120A)

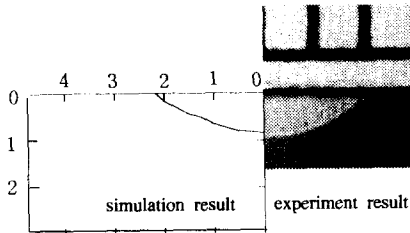
한 용융부를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 8과 Fig. 9는 본 논문에서 제시한 파이프 원주 용접 온도분포식의 타당성을 검증하기 위해 실제 실험과의 비교를 정량적으로 도시한 그림이다. Fig. 8은 용접부의 특성을 나타낼 수 있는 인자인 비드폭과 용입 깊이를 파이프 원주위 여러 토치 이동 위치에서 나타내었으며 Fig. 9는 용접 속도를 달리 할 때 이들 인자가 어떻게 달라지는지 나타내었다. 본 논문에서 제시한 식으로 예측된 비드폭과 용입 깊이가 실제 실험 결과와 유사함을 확인할 수 있다.

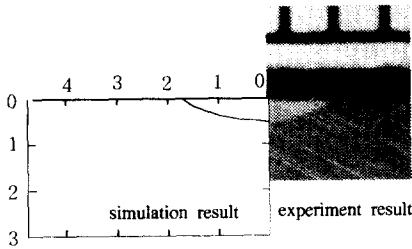
상기 실험 및 시뮬레이션 결과로부터 사상함수를 이용하여 파이프의 내부 온도 분포를 예측한 식이 잘 맞음을 알 수 있고 이로써 파이프 내부 용접의 경우에도 모재의 온도분포를 간단히 예측하기 위해 식 (24)를 사용할 수 있다고 판단된다.



(a) Velocity = 2.5mm/sec



(b) Velocity = 3mm/sec



(c) Velocity = 5mm/sec

Fig. 7 Weld bead cross section changes according to welding speed (current=80A, torch rotational angle=180°)

4. 결론

파이프 원주 용접시 열원이 외부에 있는 경우와 열원이 파이프의 내부에 있는 경우에 대해 각각 온도 분포를 예측할 수 있는 해석 해를 유도하였다. 해석하는 3차원 무한 반 평판에서 이변량 정규 분포의 열원이 이동할 때 열전도 방정식을 풀어서 나온 평판에서의 온도 분포식을 사상 함수와 에너지 방정식을 이용하여 파이프 용접에서의 온도 분포식으로 변환함으로써 얻을 수 있었다.

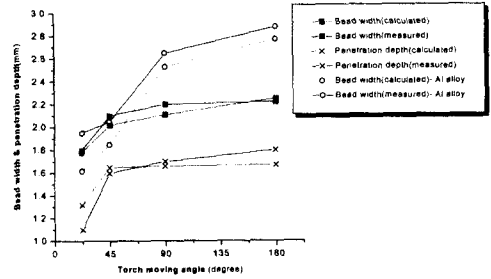


Fig. 8 Bead width and penetration depth of AISI 1042 resultant welds and 6063 Al alloy welds

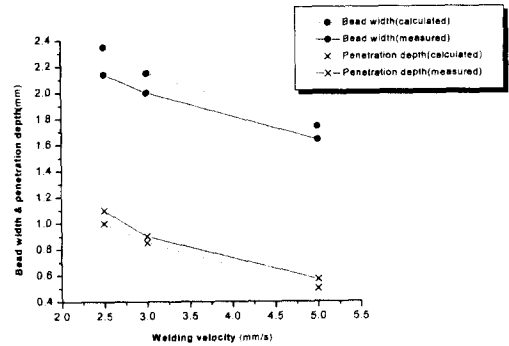


Fig. 9 Bead width and penetration depth of SUS 304 steel pipe welds

해석적으로 구한 온도 분포식은 파이프 외부 용접의 경우에서는 기존의 실험 결과와 비교 검토하였고 파이프 내부 용접의 경우에는 직접 실험을 하여 온도 분포식의 유의성을 살펴보았다. 사상을 이용하여 용융 온도 경계를 결정한 것이 실제 실험 결과와 거의 유사함을 알 수 있었다. 따라서 제시된 해석해를 이용해 용입 깊이, 용접 비드 폭 등과 같은 용접부의 형상 해석을 하는데 이용할 수 있을 것이다.

참고문헌

- (1) Kazakov, Y., Saifeev, R. and Bubnov, B. A., 1993, "Efficiency on the Need to Regulate Heat Input when Welding Circular and Annular Joints," *Welding Int.*, 7, pp. 647~650.

- (2) Rosenthal, D., 1941, "Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting," *Welding Research Supplement*, Vol. 20, pp. 220~234.
- (3) Tsai, C., 1982, "Modeling of Thermal Behaviors of Metals during Welding," *Trends in Welding Research in the US, American Soc. for Metals*, pp. 91~108.
- (4) Malmuth, N., 1976, "Temperature Field of a Moving Point Source with Change of State," *Int J. Heat Mass Transfer*, Vol. 19, pp. 349~354.
- (5) Nunes, A., 1983, "An Extended Rosenthal Weld Model," *Welding Research Supplement*, Vol. 62, June, pp. 165~170.
- (6) Eager, T. and Tsai, N., 1983, "Temperature Fields Produced by Travelling Distributed Heat Sources," *Welding Journal*, Vol. 62 Dec, pp. 346~355.
- (7) Boo, K.S., "Transient Temperature Distribution in Arc Welding of Finite Thickness Plates", *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, Vol. 204, pp. 175~183.
- (8) Jeong, S. K., 1997, "An Analytical Solution to Predict the Transient Temperature Distribution in Fillet Welds," *Welding Journal*, June, pp. 223~232.
- (9) Lho, T. J., 1992, "A Study on Process Analysis and Welding Parameter Optimization in the GTA Circumferential Pipe Welding," Ph.D. Dissertation, KAIST.
- (10) Kendall Atkinson, 1993, *Elementary Numerical Analysis*, Wiley.