

가스 메탈 아크 용접에서 토치 위빙 중 아크 모델링 및 표면 입열 분포 해석에 관한 연구

김용재*, 이세현**

A Study of Arc Modeling and Heat Input Distribution on the Surface during Torch Weaving in Gas Metal Arc Welding

Yongjae Kim*, Sehun Rhee**

ABSTRACT

In torch weaving in arc welding on V groove, the heat input distribution on groove surface is a main factor determining the bead shape and the weld quality with and without the weld defects such as undercut, overlap, etc. In this study, we calculate the heat input varying with the welding current, arc voltage, welding speed and the torch weaving condition using numerical method. And we investigate the heat input distribution on groove surface while applying the various grooves having 2 dimensional heat sources.

Key Words : Torch Weaving(토치 위빙), Arc Welding(아크 용접), Gaussian Distribution(가우시안 분포), Heat Input Distribution(입열 분포)

기호설명

V = mean arc voltage
 I = mean welding current
 L_a = arc length
 V_{OC} = open circuit voltage
 R = circuit resistance
 H = circuit inductance
 L_x = wire extension
 B_r = wire melting rate
 F_r = wire feed rate
 L = contact tube to work-piece distance, CTWD
 x = weaving direction axis
 y = weld line axis
 z = CTWD direction axis

v_x = velocity of x axis direction
 v_y = velocity of y axis direction
 v_z = velocity of z axis direction
 V_w = welding speed
 v_g = velocity of torch on groove
 θ = groove angle
 W = weaving width
 f = weaving frequency
 p = penetration depth
 R = radius of heat input
 η = arc efficiency
 Q = heat input
 r = distance from center of heat input
 k = distribution coefficient
 $V_0, \alpha, \beta, a, b, s, m, K_0, K_1, K_2$ = constants

* 한양대학교 대학원 정밀기계공학과
 ** 한양대학교 기계공학부

1. 서론

연속적으로 공급되는 심선과 모재 사이에 전기적인 아크를 발생시켜 심선과 모재를 녹여 접합시키는 용접 방법인 GMAW(Gas Metal Arc Welding)는 자동화의 유연성과 현장 적응성 때문에 용융 용접 중 가장 널리 사용되고 있다. 이 때 발생하는 아크는 전기장을 갖는 고온의 플라즈마 상태로써, 심선에 열을 전달하고, 이 열과 심선의 저항 열에 의해 심선 끝단이 녹아 만들어진 용적의 이행 통로 역할을 하며, 여러 다른 물리적인 힘과 더불어 용융지 형상과 용입 형태, 비드 형상 등을 결정하게 된다. 또한 아크는 직접적으로 모재에 입열을 가하므로, 아크의 길이, 아크 반경, 이에 따른 아크의 온도 분포 등에 의해 모재 표면이나 모재 내부의 온도 변화가 크게 영향을 받는다. 이러한 온도 변화는 결국 용융지 형상과 열 영향부 크기, 용접부와 용접부 부근의 화학적 조성 등의 물리적, 금속적 특성으로 나타나게 되고, 이것은 용접 품질을 결정하는 주요한 인자가 된다. 따라서 용접 공정이 갖는 복잡성과 비선형성에도 불구하고, 아크 현상을 이해하려는 연구와 더불어 용접 대상물의 온도 분포를 해석적으로 예측하려는 여러 연구가 필요하게 되었다.

Rosenthal(1941)^[1]은 그의 연구에서 점, 선, 평면의 정지 열원 모델을 제시하면서 준 정상상태의 열전도 문제를 해석하여 최초로 용접 이론에 해석 모델을 제시하였으나, 많은 가정을 포함하는 그의 이상적 모델은 실제의 온도 분포를 예측하는데 있어서는 큰 오차를 보였다. 1980 년대가 되면서 컴퓨터 기술의 발달로 복잡한 계산을 빠른 시간에 할 수 있게 되었고, 유한차분법(FDM)이나 유한요소법(FEM)을 통한 해석이 가능해져 기존 모델의 오차를 줄이려는 연구들이 활발히 진행되었다. Eagar 와 Tsai(1983)^[2]는 정지 열원을 이동 열원으로 확장한 연구를 통해 GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)에서의 2 차원, 3 차원 온도 분포 해석을 시도하였고, 이후 연구들은 열원으로 가우시안 분포를 갖는 이동 열원을 취하게 된다. Tsao 와 Wu(1988)^[3]는 GMAW 에서의 2 차원 열 전달 모델을, Tekriwal 과 Mazumder(1988)^[4]는 GMAW 에서의 3 차원 열 전달 모델을 제시하였다. 이후 Kim 과 Na(1994)^[5]는 boundary-fitted coordinates 를 도입한 GMAW 3 차원 온도 분포 해석을 통해 더욱 실제

에 가까운 온도 분포를 예측할 수 있었다. 그러나 위 연구들 모두는 비드온 용접의 해석으로써 그루브나 필릿에서 행해지는 실제 용접 현상을 재현하기에는 그 적용 범위가 제한적일 수 밖에 없었다. 최근 Jeong 과 Cho(1997)^[6]가 매핑 기법을 이용하여 필릿 용접에서의 3 차원 온도 분포를 해석하였고, Moon(1996)^[7] 또한 필릿 용접에서의 온도 분포 예측과 결함 발생 원인을 이해하려는 연구를 수행하였지만, 필릿 용접에서 일반적으로 행해지는 위빙 용접에 관한 구체적인 입열 변화 해석은 아직까지 없는 상태이다.

한편, 용착량을 높이고, 오버랩을 줄이며, 슬래그 형성을 돕기 위해, 또는 아크 센서를 적용하고자 그루브나 필릿 이음부 위에서 토치를 위빙시키는 경우, 아크 전류와 아크 전압이 위빙 위치에 따라 변하게 되고, 이는 전체 입열량의 변화를 가져올 뿐만 아니라, 아크 전압 변화에 의한 아크 길이, 아크 반경의 변화가 입열 반경의 변화로 나타나 그루브 표면의 입열 분포 또한 달라지게 된다. 이러한 현상의 수학적 해석은 위빙 용접 시 발생하는 오버랩이나 언더컷 등의 결함 발생 메커니즘을 이해하고 용융지 형성과 비드 형상을 예측함에 있어 반드시 필요하지만, 공정이 갖는 복잡성 때문에 이 때의 용접 현상 해석은 실험적인 접근만이 이루어졌다.

따라서, 본 연구는 위빙 용접시의 그루브 표면의 입열 분포를 해석적으로 알아봄으로써 위빙 용접에서의 입열 분포에 따른 용융지 형성 과정과 아크 센서를 적용한 필릿 용접에서의 용접 현상을 이해하고, 이를 보다 나은 용접 품질을 얻기 위한 입열량 제어의 기초로 삼고자 하였다. 이를 위해, 수식 전개와 수치 해석 방법을 통해 위빙 조건과 이에 따른 용접 전류, 아크 전압 변화를 해석하였고, 가우시안 분포를 갖는 열원에 대한 그루브 표면의 입열 분포를 다양한 형태의 그루브에 적용하여 해석하고 그 결과를 고찰하였다.

2. 용접 전류와 전압의 모델링

2.1 전류 변화 수식

용접 과정에서 아크 길이의 변화는 용접 전류 값을 결정하는 가장 중요한 요소이다.

아크 길이는 식 (1)의 아크 특성식(arc characteristic equation)과 식 (2)의 전력 특성식

(power source characteristic equation), 그리고 식 (3)의 아크 평형식(arc maintenance equation)을 통하여 결정된다. 여기서, V 는 평균 아크 전압, I 는 평균 용접 전류, L_a 는 아크 길이, V_{oc} 는 개회로 전압, R 은 회로 저항, H 는 인덕턴스, L_x 는 심선 돌출 길이, B_r 는 심선 용융 속도, F_r 는 심선 송급 속도, V_0 , α , β 는 상수이다.

$$V = V_0 + \alpha I + \beta L_a \quad (1)$$

$$V = V_{oc} - RI - H \frac{dI}{dt} \quad (2)$$

$$\frac{dL_x}{dt} = F_r - B_r \quad (3)$$

여기에 식 (4)의 용융 속도식(wire melting characteristic equation)과 식 (5)의 심선 돌출(wire extension)식을 더하면, 용접 전류 값을 식 (6)^[8]으로 얻을 수 있다. 여기서, L 은 팁-모재간 거리(contact tube to workpiece distance, CTWD)이고, a , b , K_0 , K_1 , K_2 는 상수이다.

$$B_r = aI + bL_x I^2 \quad (4)$$

$$L_x = L - L_a \quad (5)$$

$$K_0 \frac{d^2 I}{dt^2} + (bK_0 I^2 - K_1) \frac{dI}{dt} + aI + \quad (6)$$

$$b(L - K_2 - K_1 I) I^2 = F_r - \frac{dL}{dt}$$

$$\text{where, } K_0 = \frac{H}{\beta}, K_1 = -\frac{R + \alpha}{\beta}, K_2 = \frac{V_{oc} - V_0}{\beta}$$

여기에 $V_0 = 15.7 \text{ V}$, $\alpha = 1/45 \text{ V/A}$ ^[9], $\beta = 0.7 \text{ V/mm}$ ^[9], $V_{oc} = 26.53 \text{ V}$, $R = 1/42 \Omega$, $a = 0.3$ ^[10], $b = 0.00005$ ^[10], $H = 0.00016 \text{ H}$ 를 상수로 결정하면, 전류 변화는 팁-모재간 거리와 심선 송급 속도의 함수가 된다. 여기서 심선 송급 속도가 일정할 때, 위빙 조건과 용접 속도에 따라 변하게 되는 팁-모재간 거리와 팁-모재간 거리 변화율(dL/dt)에 의해 전류가 결정된다.

2.2 위빙 궤적과 속도

용접 로봇의 움직임에 의해 생기는 토치의 위빙 운동은 시간과 위빙 모양에 따라 변한다. 본 연구에서는 토치가 V 그루브(groove)와 U 그루브 안에서 직선 위빙 운동을 할 때 위빙 위치와 시간

에 따라 변하는 그루브 위의 토치 이동 속도를 구하고, 이를 통해 시간에 따른 팁-모재간 거리 변화와 변화율의 수식을 얻고자 하였다.

2.2.1 위빙의 전자 운동

본 연구의 용접 중 위빙은 용접 로봇의 위빙 기능을 사용하게 된다. 이 때, 정확한 위빙 운동을 이해하기 위해, 용접 없는 위빙 실험을 수행하여 시간에 따른 위빙 속도를 해석하였다. 용접 토치 위치에 레이저 변위 센서(LB-11, KEYENCE)를 부착하고, 그루브 각이 90°인 아래 보기 V 그루브에 대해, 중심 거리 100mm, 위빙 폭 8mm, 위빙 주파수 1Hz, 진행 속도 4mm/sec의 위빙 조건으로 실험하였다. 레이저 변위 센서의 사양은 표 1과 같고, 간단한 실험 모식도를 그림 1에 나타내었다.

Table 1 Specification of laser displacement sensor

Item	Description
reference distance	100mm
measuring range	± 40mm
Laser	semi-conductor laser (wave length 780nm)
Spot diameter	1.0mm × 2.0mm
Resolution	10 μm ~ 180 μm (40 μm)
response frequency	18 Hz

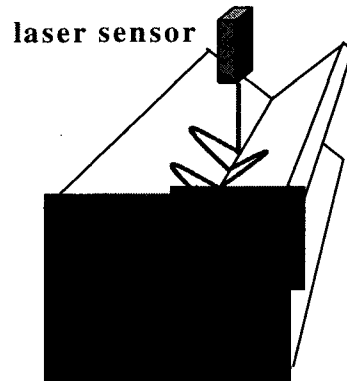


Fig. 1 Configuration of CTWD measurement system

이 때의 시간에 따른 거리 변화는 그림 2의 (a)와 같다. 그 변화 패턴은 은선의 $100 - |4 \sin 2\pi t|$

의 형태를 띤다. 이를 분명히 하기 위해, 거리 변화의 미분 값을 비교하였다. 그림 (b)의 실선은 거리 변화 미분 값을 이동 평균법(0.1 의 가중치)을 사용하여 디지털 필터링한 결과이다. 이를 은선의 가정치와 비교해 보면 위빙 중심의 불연속점의 측정 오차를 제외하고는 그 전반적인 변화 패턴이 유사함을 알 수 있다. 따라서 위빙 운동은 위빙 방향으로 진자 운동임을 확인하였다.

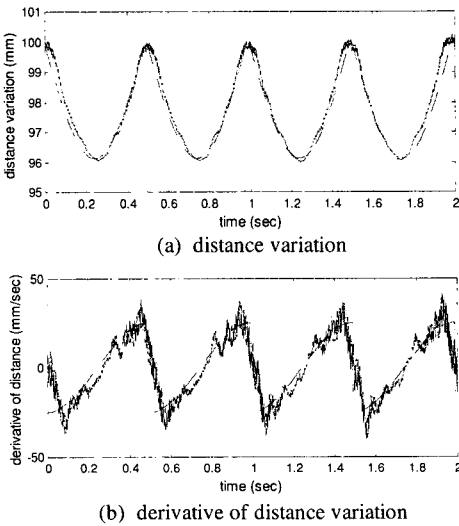


Fig. 2 Outputs of laser displacement sensor

2.2.2 그루브 면에 대한 토치 이동 속도

위빙 방향을 x 축, 용접선 방향을 y 축, CTWD 방향을 z 축으로 하여, 그루브 각도가 θ 인 아래 보기 V 그루브 위를 토치가 용접속도 V_w mm/sec, 위빙 폭 W mm, 위빙 주파수 f Hz 의 위빙 조건으로 움직일 때 각 방향의 위치와 속도는 식 (7)~(9)와 같다.

$$x = \frac{W}{2} \sin 2\pi ft, \tag{7}$$

$$v_x = \frac{dx}{dt} = W\pi f \cos 2\pi ft$$

$$y = V_w t, v_y = \frac{dy}{dt} = V_w \tag{8}$$

$$z = \left| x \cdot \cot \frac{\theta}{2} \right| = \frac{W}{2} \cot \frac{\theta}{2} \cdot |\sin 2\pi ft|$$

$$v_z = \frac{dz}{dt} \tag{9}$$

$$= \begin{cases} W\pi f \cot \frac{\theta}{2} \cdot \cos 2\pi ft & \left(0 \leq t \leq \frac{0.5}{f} \right) \\ -W\pi f \cot \frac{\theta}{2} \cdot \cos 2\pi ft & \left(\frac{0.5}{f} \leq t \leq \frac{1}{f} \right) \end{cases}$$

그루브면에 대한 토치 이동 속도, v_g 는 식 (10)과 같다.

$$v_g = \sqrt{\left(\frac{dx}{dt}\right)^2 + \left(\frac{dy}{dt}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dt}\right)^2} \tag{10}$$

$$= \sqrt{W^2\pi^2 f^2 \cos^2(2\pi ft) \csc^2 \frac{\theta}{2} + v_w^2}$$

그루브 각도 90° , 용접 속도 4mm/sec, 위빙 폭 8mm, 위빙 주파수 1Hz 의 위빙 조건을 가정하면, xy 평면상에서 위빙하는 토치의 그루브 면에 투영된 토치 위빙 궤적과 그루브면에 대한 이동 속도는 그림 3, 4 와 같다.

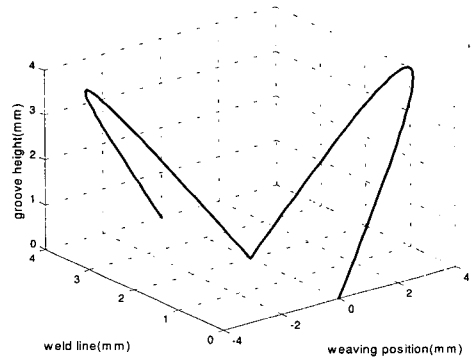


Fig. 3 Projected weaving trajectory on V groove

실제적으로 용접 중에는 용융지가 생성되므로 그루브 형태가 U 형태가 되고, 위빙 중심부는 계속 아크 분위기 속에 있게 되어 그루브가 평평해지기 때문에, 이를 위빙 위치에 대해 나타내면 4차 함수로 표현할 수 있다. 그루브 각이 90° 인 아래 보기 V 그루브 용접에서, 용융지는 아크 때문에 위빙 폭보다 넓게 형성되고, 용접 중 그루브 단면적은 일정하게 유지된다고 가정하면, 식 (11)을 그루브 형상으로 얻을 수 있고, 이를 그림 5 에 나타내었다. 여기서, z 는 그루브 높이, s 는 약 0.0038,

m 은 0, p 는 2.06 이다.

$$z = s(x - m)^4 + p \quad (11)$$

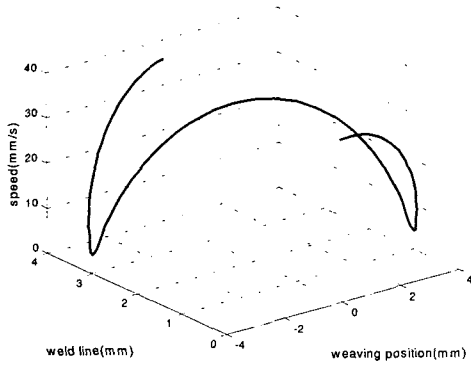


Fig. 4 Velocity of torch on V groove

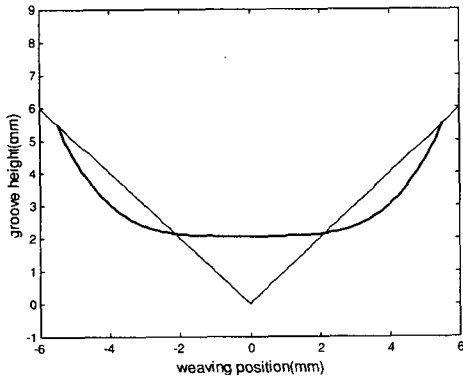


Fig. 5 Groove shape

식 (11)과 식 (7)에서 위빙 위치에 따른 높이 값을 시간에 따른 값으로 변환하면, 식 (12)와 같다.

$$z = s \left(\frac{W}{2} \sin 2\pi ft - m \right)^4 - p, \quad (12)$$

$$v_z = \frac{dz}{dt}$$

$$= 4sW\pi f \cos 2\pi ft \left(\frac{W}{2} \sin 2\pi ft - m \right)^3$$

용접속도 4mm/sec, 위빙 폭 8mm, 위빙 주파수

1Hz 의 위빙 조건을 가정하면, 식 (7), (8)과 식 (12)에서 토치의 U 그루브 면에 투영된 위빙 궤적은 그림 6 과 같고, U 그루브면에 대한 토치 이동 속도는 그림 7 과 같이 된다. 해석 결과를 살펴보면, U 그루브면 위의 토치 이동 속도는 위빙 끝단에서 최소이고, 용접선 바로 위에서 최대가 됨을 알 수 있다.

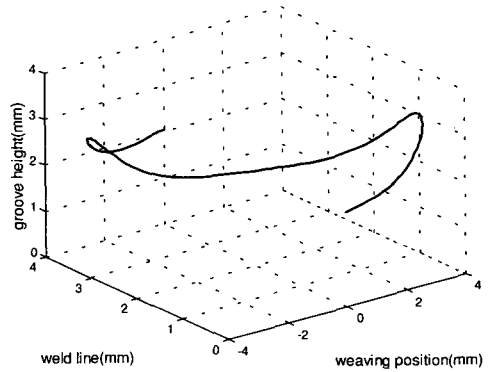


Fig. 6 Projected weaving trajectory on U groove

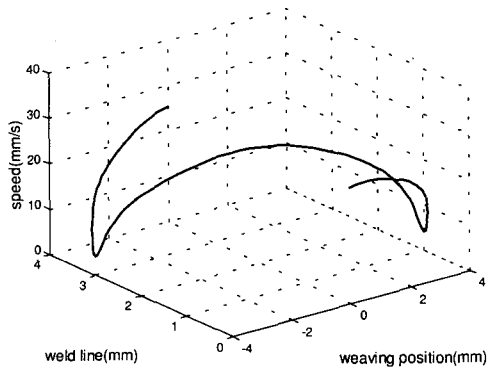


Fig. 7 Velocity of torch on U groove

2.2.3 CTWD 와 CTWD 변화율

U 그루브에서 용접선 바로 위의 텀-모재간 거리를 20mm 로하고, $L = 20 - z$ 에 식 (12)를 대입하여 식 (13)을 얻는다.

$$L = 20 - s \left(\frac{W}{2} \sin 2\pi ft - m \right)^4 + p \quad (13)$$

$$\frac{dL}{dt} = -4sW\pi f \cos 2\pi ft \left(\frac{W}{2} \sin 2\pi ft - m \right)^3$$

위빙 폭이 8mm 이고 위빙 주파수가 1Hz 일 때 틱-모재간 거리 변화와 변화율은 그림 8 과 같다.

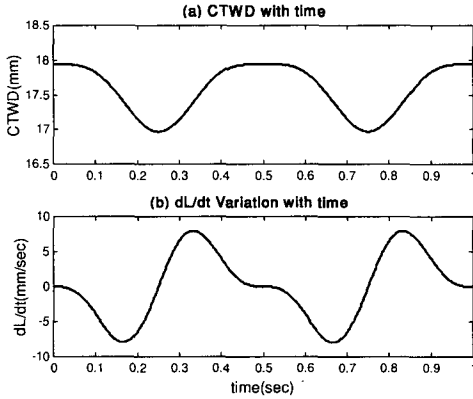


Fig. 8 CTWD and dL/dt on U groove

2.3 용접 전류와 아크 길이

앞에서 얻은 틱-모재간 거리 변화와 변화율을 고려하여 심선 송급 속도 5.5m/min, 용접속도 4mm/sec, 위빙 폭 8mm, 위빙 주파수를 1 Hz 로 하여 식 (6)의 비선형 미분방정식을 수치 해석을 통해 풀면, 그림 9 의 U 그루브에서 용접 전류 변화 해석 결과를 얻는다.

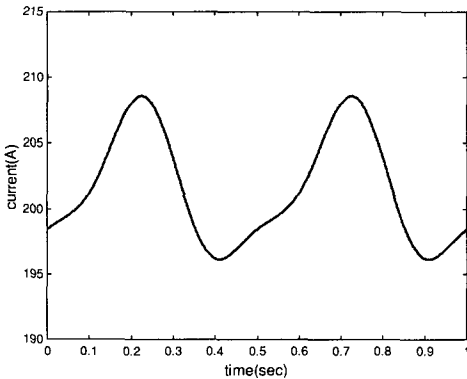


Fig. 9 Current variation with time

이를 살펴보면 용접 전류는 토치가 위빙 끝단을 향해 이동할 경우에 서서히 증가하다가, 위빙 중심부로 이동할 때 갑자기 감소한다는 것을 알 수 있다. 이는 토치가 위빙 끝단으로 이동할 경우 CTWD 감소에 의해 전류가 증가되어 용융이 증가

하지만 용융 속도가 위빙 속도를 따라 가지 못함으로 인하여 전류가 더욱 증가되는 반면에, 토치가 중앙으로 향할 경우에는 용융 속도 감소에 의한 아크 길이 증가 속도가 위빙 속도보다 늦어 큰 전류 감소를 가져오기 때문이다.

따라서 위빙 좌우 끝단의 전류 값을 비교한다거나, 위빙 반 주기 또는 1/4 주기 동안의 전류 값을 적분하여 좌우를 비교하는 방법 등을 통해, 토치가 용접선에서 벗어났을 경우 용접선을 자동 인식하고, 용접선을 재추적할 수 있는 아크 센서를 적용할 수 있는 것이다.

그림 10 은 토치 위빙 시 아크 길이 변화이다. 아크 길이는 위빙 도중 일정한 것이 아니라, 위빙 끝단 부근에서 가장 작고, 용접선 부근에서 가장 커짐을 알 수 있다.

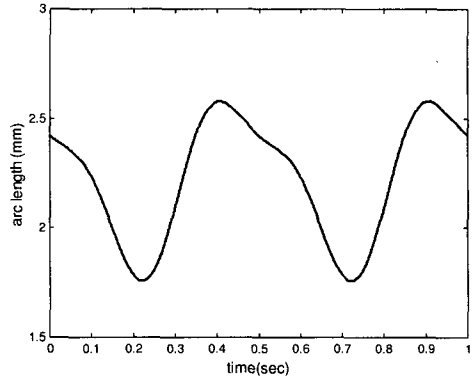


Fig. 10 Arc length variation with time

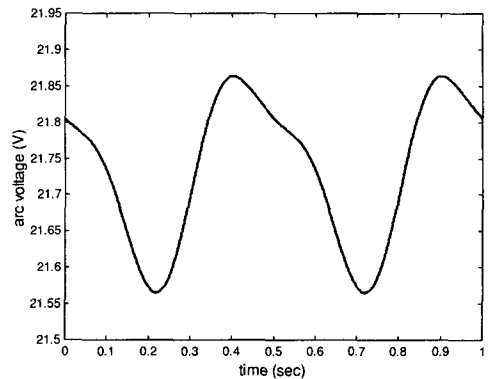


Fig. 11 Arc voltage variation with time

2.4 용접 전압

2.3 절에서 구한 전류와 아크 길이를 식 (1)에 대입하여 U 그루브에서 용접 전압을 구하면 그림 11 과 같다.

위빙 시 아크 전압 변화는 아크 길이 변화 추이와 꼭 같은 변화 양상을 보여, 아크 길이 변화가 아크 전압의 변화에 직접적으로 관여함을 알 수 있다. 또한 정전압 모드의 전력 특성식을 가정하였기 때문에 전류 변화에 비해 변화폭이 작게 된다.

3. 표면 입열 분포

2 장에서 구한 아크 전류, 아크 전압, 아크 길이와 그루브 면 위의 용접 속도를 고려한 그루브 표면의 입열 분포를 알아보기 위해, 열원을 2 차원으로 가정하고, 평판, V 그루브, U 그루브에 대해 위빙 모의 실험(computer simulation)을 실시하였다.

3.1 가우시안 분포

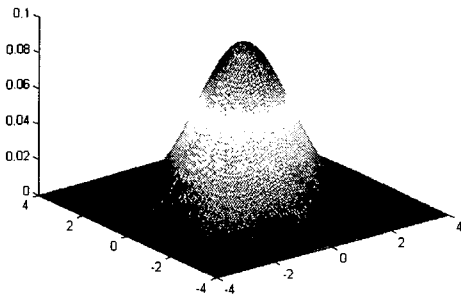


Fig. 12 Gaussian distribution

실제적으로 열원은 점이 아니기 때문에 2 차원 가우시안(Gaussian) 분포로 열원을 가정하였다. 분포의 99% 영역까지를 입열 지름으로 한 입열 분포식은 식 (14)^[3]와 같으며, 이 때 위빙 도중 입열 지름은 아크 길이와 1 차 선형 비례 관계(입열 반경, $R=0.4L_a$)가 있다고 가정하였다^[11]. 여기서, $r=\sqrt{x^2+y^2}$ 은 아크 중심으로부터 거리이며, η 는 아크 효율(arc efficiency)로 0.75 의 값을 사용하였다. $Q=VI$ 는 입열량을 나타내고, k 는 분포 계수

로서 1/4.6 의 값을 사용하였다. 그리고 R 은 용접 순간의 입열 반경이다. 그림 12 는 입열이 1 이고, 아크 길이가 10mm 일 때의 전형적인 가우시안 입열 분포를 보여준다.

$$q(r) = \eta \frac{Q}{k\pi R^2} \exp\left(-\frac{r^2}{kR^2}\right) \quad (14)$$

3.2 그루브에서 입열 분포

3.2.1 평판

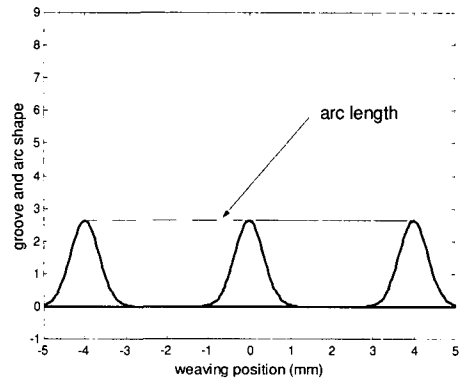


Fig. 13 Groove and arc shape on flat plate

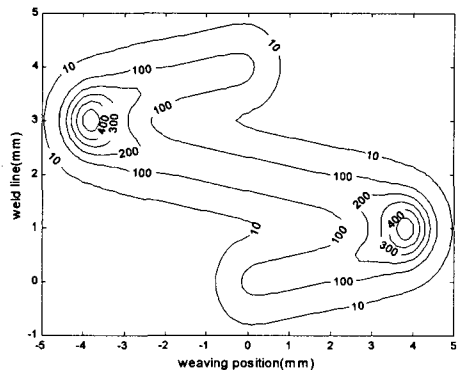


Fig. 14 Heat input distribution on flat plate

우선 평판에서 위빙 할 경우의 아크 길이와 형태를 알아 보았다. 그 결과는 그림 13 과 같다. 아크 길이는 2.64mm 의 일정한 값을 보였으며, 아크 전류와 아크 전압도 일정하였다. 그림 14 는 이 경우의 입열 분포를 그루브 위에서 본 것이다. 아

크 길이는 일정하지만, 위빙 끝단에서 토치의 이동 속도가 작기 때문에 위빙 끝단에 입열이 집중되는 것을 알 수 있다. 이 때, 단위 면적당 최대 입열량은 $557.37 \text{ Joule/mm}^2$ 였다. 따라서 평판에서의 입열 분포는 토치의 위빙 속도가 크게 영향을 미침을 알 수 있었다.

3.2.2 V 그루브

V 그루브에서 위빙 할 경우의 아크 길이와 형태는 그림 15 와 같다. 아크 길이는 위빙 중심에서 4.11mm , 위빙 끝단에서 1.19mm 로 나타났다. 그림 16 은 입열 분포를 보여준다. 이 때의 최대 입열 값은 $1104.8 \text{ Joule/mm}^2$ 였다.

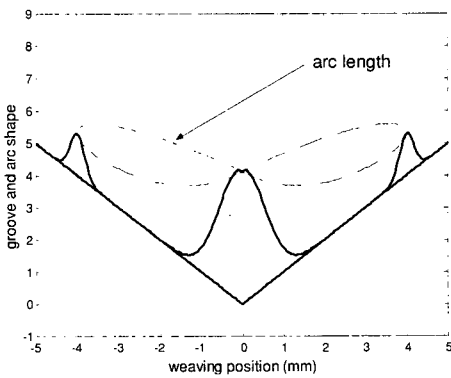


Fig. 15 Groove and arc shape on V groove

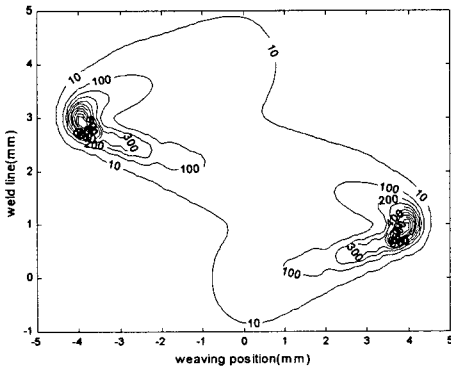


Fig. 16 Heat input distribution on V groove

토치가 위빙 끝단으로 이동할 경우의 입열량이 토치가 위빙 중심으로 이동할 경우에서보다 높은 값으로 나타났다. 이는 2.3 절에서 다룬 위빙

위치에 따른 전류 변화 해석에서 언급하였듯이, 위빙 끝단 부근에서는 위빙 속도 변화가 CTWD 변화에 따른 아크 길이 변화, 전류 변화에 따른 용융 속도 변화보다 항상 크기 때문에, 토치가 위빙 끝단을 향할 경우 전류가 커져 입열량이 증가하고, 토치가 위빙 중심을 향할 경우에는 전류가 급속히 감소하여 입열량이 줄어드는 현상에 기인한다. 물론 후자의 경우에 아크 길이가 길어지면서 아크 전압이 높아져 입열량이 커지는 효과도 있지만, 그 보다는 전류 감소에 의한 입열량 감소 효과가 더 크기 때문에 단위 면적당 입열 값이 줄어들게 된다. 또한 위빙 끝단에서는 아크 길이가 작고 아크가 닿는 부위도 비교적 작아 상대적으로 위빙 중심부보다 큰 입열을 가짐을 알 수 있다. 따라서 위빙 끝단의 용융이 더욱 진행되고 그루브 형태는 U 모양을 갖게 된다.

3.2.3 U 그루브

실제 용접 중에 발생하는 U 그루브의 경우에 대한 위빙 중 아크 길이와 형태를 그림 17 에 나타내었다. U 그루브 형태는 2.2.1 에서 가정한 것으로 하였고, 이 때의 아크 길이는 위빙 중심에서 2.44mm , 위빙 끝단에서 1.76mm 로 나타났다. 그림 18 은 이 경우의 입열 분포를 보여준다.

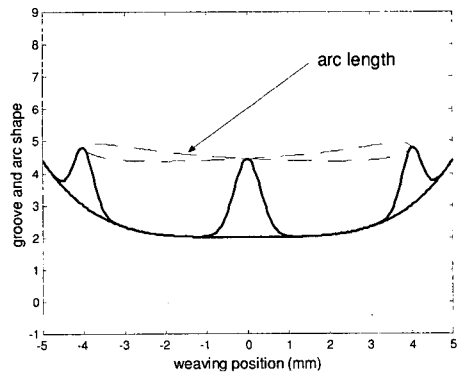


Fig. 17 Groove and arc shape on U groove

이를 살펴보면, 위빙 끝단에서 아크 길이가 작지만, 아크가 닿는 부위가 V 그루브의 경우보다는 커서 입열 값은 V 그루브보다 작게 나타났다. 그러나 여전히 입열이 위빙 끝단에 집중되고 있음을 알 수 있다. 최대 입열 값은 $460.54 \text{ Joule/mm}^2$ 로

나타났다.

위빙 끝단에서의 입열 집중은 그루브 각이 작을수록, 위빙 폭이 클수록 더욱 크게 되며, 이는 실제 용접에서 위빙 폭을 제한 시킬 뿐만 아니라 아크 센서 적용 시 추적 오차에 따른 언더컷의 용접 결함을 수반하게 한다. 따라서 향후 입열량 제어에 관한 연구가 필요함을 알 수 있었다.

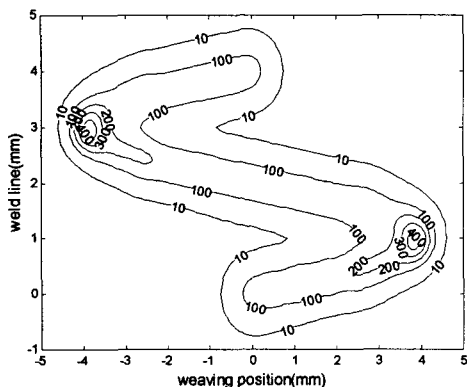


Fig. 18 Heat input distribution on U groove

4. 결론

용접 전원, 무부하 전압, 전극의 용융 속도, 심선의 송급 속도 등을 고려한 수식 전개를 통해 팁-모재간 거리와 팁-모재간 거리 변화에 따른 용접 전류 변화를 나타내는 비선형 미분 방정식을 유도하였다. 여기에 수식 전개와 실험을 통해 얻은 토치 위빙 시 그루브 표면에 대한 위빙 속도와 궤적을 대입하여, U 그루브에서의 용접 전류 변화, 아크 길이 변화와 아크 전압 변화를 살펴 보았다. 그 결과 용접 전류는 토치가 위빙 끝단으로 이동할 경우 큰 값을 가지며 위빙 중심을 향할 때 큰 폭으로 감소하는 것을 알 수 있었고, 아크 길이는 정전압 전원을 사용함에도 불구하고 아크의 자기 제어효과가 약화되어 길이 변화가 있음을 관찰하였으며, 아크 전압은 아크 길이에 비례하여 변화함을 검증할 수 있었다. 위 결과를 토대로 그루브 표면의 입열 분포를 알아보고자, 용접 전류와 아크 전압으로 결정되는 입열량을 계산하였고, 이를 2 차원 가우시안 분포를 갖는 열원으로 가정하여 평판, V 그루브, U 그루브에 적용하였을 때의 입열 분포선 및 최대 입열값을 계산하였다. 최종적으로,

토치 이동 속도와 아크 반경을 고려한 그루브 단위 표면에 대한 입열 분포 해석에서, 위빙 끝단에 입열 집중이 생김을 알 수 있었다.

참고문헌

1. D. Rosenthal, "Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting," *Welding Journal*, Vol. 20, No. 5, pp. 220s-234s, 1941.
2. T. W. Eagar and N. S. Tsai, "Temperature Fields Produced by Traveling Distributed Heat Sources," *Welding Journal*, Vol. 62, No. 12, pp. 346s-355s, 1983.
3. K. C. Tsao, And C. S. Wu, "Fluid Flow and Heat Transfer in GMA Weld Pools," *Welding Journal*, Vol. 67, No. 3, pp. 70s-75s, 1988.
4. P. Tekriwal and J. Mazumder, "Finite Element Analysis of Three-Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding," *Welding Journal*, Vol. 67, No. 7, pp. 150s-156s, 1988.
5. J. W. Kim and S. J. Na, "A Study on the Three-Dimensional Analysis of Heat and Fluid Flow in Gas Metal Arc Welding Using Boundary-Fitted Coordinates," *Transactions of the ASME*, Vol. 116, No. 2, pp. 78-85, 1994.
6. S. K. Jeong and H. S. Cho, "An Analytical Solution to Predict the Transient Temperature Distribution in Fillet Arc Welds," *Welding Journal*, Vol. 76, No. 6, pp. 223s-232s, 1997.
7. 문형순, 나석주, "수평필릿용접의 용접부 형상을 예측하기 위한 수학적 모델링 및 열 전달 해석에 관한 연구," *대한 용접 학회지*, Vol. 14, No. 6, pp. 58-67, 1996.
8. E. Murakami, K. Kugai And H. Yamamoto, "Dynamic Analysis of Arc Length and its Application to Arc Sensing," *Sensors and Control Systems in Arc Welding*, pp. 216-226, 1994.
9. M. E. Shepard, G. E. Cook, "A Nonlinear Time-Domain Simulation of Self-Regulation in Gas-Metal Arc Welding," *International Trends in Welding Science and Technology*, pp. 905-910, 1993.
10. J. Norrish, *Advanced Welding Processes*, p. 147
11. J. F. Lancaster, *The Physics of Welding*, Pergamon Press, 1984.