

## 용적이행을 고려한 GMA 용접의 열원 모델링

정기남\* · 이지혜\* · 이재영\* · 유중돈\*

\*한국과학기술원 기계공학과

### Heat Source Modeling of GMAW Considering Metal Transfer

Ki-Nam Jung\*, Ji-Hye Lee\*, Jae-Young Lee\* and Choong-Don Yoo\*

\*Dept. of Mech. Eng., KAIST, Daejeon 305-701, Korea

#### Abstract

The Gaussian heat source has been widely used to simulate the heat flux of the welding arc, and applied to calculating the temperature distribution of a workpiece. The conventional two-dimensional Gaussian heat source for the GMAW is modified in this work by decomposing the arc heat into heats of the cathode and metal transfer. The efficiency and effective arc radius of each heat source are determined analytically for the free-flight mode such as the globular and spray modes. The temperature distribution and weld geometry are calculated using the finite element method, and distribution of the drop heat is found to have significant effects on the penetration. The predicted results show good agreements with the available experimental results, especially with the penetration.

\* Corresponding author : cdyoo@kaist.ac.kr

(Received February 2, 2004)

Key Words : Gaussian heat source, Globular and spray mode, Efficiency, Effective arc radius

#### 1. 서 론

아크용접은 고온의 아크를 이용하여 모재를 용융시켜 용접부를 형성하며, 용융부가 응고하면서 부피가 감소하기 때문에 용접부에 잔류응력과 변형이 발생한다. 그러므로 아크용접에서 아크열에 의해 발생하는 다양한 현상을 예측하려면 용접 아크와 유사한 형태의 열원을 입력으로 사용해야 하며, 특히, 열원 모델링은 용접부의 크기, 잔류응력과 변형 등의 정확한 예측에 매우 중요하다. 본 연구에서는 GMA (Gas Metal Arc) 용접에서 발생하는 용적이행(metal transfer)에 의한 영향을 고려하여 용접 열원을 모델링하고 모재의 온도 분포를 계산하였다.

아크용접의 열원은 1960년대에 Rosenthal이 점 열원(point heat source)을 이용하여 열해석을 수행한 이래 선 열원(line heat source), 2차원과 3차원 Gaussian 열원 등이 제안되었다<sup>1-3)</sup>. 3차원 Gaussian 열원은 2차원 Gaussian 열원에 비해 정확한 결과를

얻을 수 있지만, 열원을 정의하는데 깊이 방향에 대한 추가의 정보가 필요하기 때문에 2차원 Gaussian 열원이 널리 사용되고 있다. 2차원 Gaussian 열원을 모델링하려면 아크 효율(arc efficiency)과 아크의 유효 반경을 사용하여 Gaussian 분포를 결정해야 한다. GMA 용접에서 아크 효율의 범위는 65~85%로 알려져 있으며, 용접전류와 아크 길이, 조인트 형상에 의해 영향을 받는다. 아크 효율과 유효 반경에 대한 다수의 연구 결과가 발표되었으며<sup>4,6)</sup>, 이와 같은 결과는 주로 실험을 통하여 얻은 용융부의 형상으로부터 아크의 효율과 유효 반경을 결정하거나, 칼로리미터(calorimeter)를 이용하여 열량을 측정하고 효율을 결정하였다.

최근 Cao와 Sudnik 은 GMA 용접의 열원을 아크 자체의 열과 용적이행에 의한 열로 구분하여 모델링하고 용융풀의 유동을 포함한 열해석을 수행하였다<sup>7,8)</sup>. 그러나 Cao의 연구에서는 열원의 식을 결정하는데 필요한 효율이나 분포 등의 상수에 대하여 명확하게 설명하지 않았다. Sudnik은 아크 효율에 대한 식을 제안하였으며, 아크의 유효 반경을 예측하기 위해 아크의 기

하학적인 형상을 고려한 실험식을 사용하였다.

본 연구에서는 DCEP (DC Electrode Positive) 극성의 GMA 용접 열원을 아크에 의해 모재에 가해지는 음극열(cathode heat)과 용적열(molten drop heat)로 분리하고 각 열원을 2차원 Gaussian 함수로 모델링하였다. 음극열과 용적열의 유효 반경을 해석적인 방법으로 결정하였으며, 제한한 용접 열원을 자유이행 모드에 적용하여 모재의 온도 분포와 용융부의 형상을 계산하였다. 계산 결과는 기존의 2차원 Gaussian 열원<sup>9)</sup>을 이용한 계산 결과 및 실험 결과와 비교하였다.

## 2. 열원 모델링

### 2.1 아크 효율의 계산

GMA 용접에서 발생하는 열을 아크의 구역별로 세분하면, (1) 양극 강하 구역(anode drop region)에서 발생하는 열, (2) 음극 강하 구역(cathode drop region)에서 발생하는 열, (3) 아크 기둥(arc column)에서 발생하는 열로 구분할 수 있으며, 이와 함께 와이어 돌출부(wire extension)에서 발생하는 저항열을 포함시켜야 한다. Fig. 1은 각 구역의 전압을 나타내며, 아크 전압과 전류 및 아크 길이의 관계를 Ayrton의 식을 이용하여 나타낼 수 있다<sup>10)</sup>.

$$\begin{aligned}
 U_w &= U_{arc} + U_{ext} \\
 U_{arc} &= U_{an} + U_{cat} + U_{col} \\
 &= k_1 + k_2 I + (k_3 + k_4 I) L_a
 \end{aligned} \tag{1}$$

이때,  $U_w$ 는 아크와 돌출부에서 발생하는 용접 전압,  $L_a$ 는 아크 길이,  $k_1 \sim k_4$ 는 용접 와이어와 분위기 가스에 따라 결정되는 상수이다.

세부 구역에서 전류는 일정하기 때문에 각 구역에서 발생하는 열은 전압으로 나타낼 수 있다. 외부로 방출

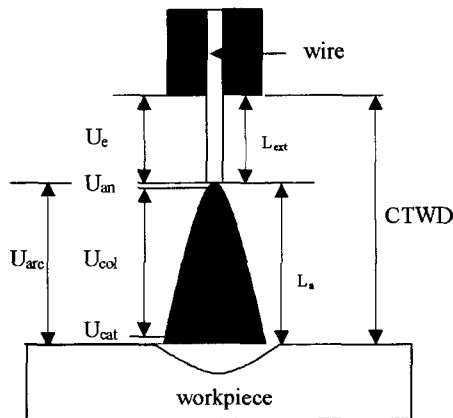


Fig. 1 Schematic of GMAW system with symbols

되는 아크용접의 열손실이 주로 아크 기둥에서 발생하는 열에 의해 발생하고 와이어의 전도에 의한 열손실을 작다고 가정하면, GMA 용접의 아크 효율은 각 구역의 전압의 비율로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 \eta_{arc} &= \frac{U_{an} + U_{cat} + U_{ext}}{U_w} = \frac{U_w - U_{col}}{U_w} \\
 &= 1 - \frac{U_{col}}{U_w} = 1 - \frac{(k_3 + k_4 I) L_a}{U_w}
 \end{aligned} \tag{2}$$

본 연구에서는 특정 용접조건에서 발생하는 용접 전압과 전류 및 아크 길이를 계산하고<sup>11)</sup>, 식(2)를 이용하여 비드 용접(bead-on-plate)의 아크 효율을 예측하였다.

### 2.2 용적열과 음극열의 계산

DCEP 극성을 사용하는 GMA 용접에서 발생하는 아크 열 중에서 모재의 용융에 사용되는 열은 아크의 음극에서 발생하는 음극열과 용적에 의한 용적열의 합으로 나타낼 수 있다.

$$\dot{Q}_w = \eta_{arc} U_w I = \dot{Q}_{cat} + \dot{Q}_{drop} \tag{3}$$

용적열을 구하기 위하여 Dennis<sup>12)</sup>의 방법을 이용하여 용접조건에 따라 변화하는 용적의 초기 온도와 이탈시 온도 및 용적이 용융풀의 표면에 도달할 때의 최종 온도를 계산하였다. 용적이 와이어 끝에서 성장하는 시간과 용적의 낙하시간을 계산하기 위하여 각각 이재영<sup>11)</sup>과 Dennis<sup>12)</sup>의 방법을 사용하였다. DCEP 극성에서 와이어 용융에 사용되는 열은 양극 강하에 의한 열과 전자의 일함수(work function)와 전자의 이동으로 발생하는 열 및 와이어 돌출부에서 발생하는 저항열의 합에서 증발열을 뺀 값으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 \dot{Q}_m &= A_w v_{wf} \rho_w (H_f + C_p (T_d - T_0)) \\
 &= (U_{an} + \phi + \frac{3k}{2e} (T_p - T_{ds})) I + \frac{L_{ext}}{\sigma_w A_w} I^2 - \dot{Q}_{evp}
 \end{aligned} \tag{4}$$

위의 식에서  $A_w$ 는 와이어의 단면적,  $v_{wf}$ 는 와이어 송급 속도,  $\rho_w$ 는 와이어의 밀도,  $H_f$ 는 잠열,  $C_p$ 는 비열,  $T_d$ 는 용적의 온도,  $T_0$ 는 상온,  $U_{an}$ 은 양극 강하 전압,  $\phi$ 는 일함수,  $k$ 는 Boltzmann 상수,  $T_p$ 는 아크의 온도,  $T_{ds}$ 는 용적 표면의 온도,  $L_{ext}$ 는 돌출 길이,  $\dot{Q}_{evp}$ 는 증발열을 나타낸다.

용적의 초기 온도는 식(4)에서 용적의 증발열을 무시하여 계산하였으며, 용적이 이탈하기 전까지의 온도는 저항열과 증발열을 고려하여 계산하였다. 강 용접봉의 주성분이 Fe 이기 때문에 Fe의 증발열과 온도에 따른 비중의 변화를 고려하여 용적 온도를 계산하였다. 용적 표면의 온도와 와이어 용융온도의 평균값을 용적의 온도라고 가정하면 ( $T_d = (T_{ds} + T_m)/2$ ), 증발열은 다음과 같다.

$$\dot{Q}_{evp} = A_{ds} E_{Fe} H_{vFe} = A_{ds} X_{Fe} \exp(10.41682 - \frac{15742}{T_d} - \frac{3930000}{T_d^2}) \sqrt{\frac{M_{Fe}}{2\pi G T_d}} H_{vFe} \quad (5)$$

이때,  $A_{ds}$ 는 용적의 표면적,  $E_{Fe}$ 와  $H_{vFe}$ 는 Fe의 단위면적당 증발열과 증발 잠열,  $X_{Fe}$ 와  $M_{Fe}$ 는 Fe의 분자분율과 분자량,  $G$ 는 기체상수를 나타낸다. 용적의 표면적  $A_{ds}$ 를 구하기 위해서 용적을 구(sphere)로 가정하였으며, 식(4)와 (5)를 이용하여 용적이 이탈하는 순간까지의 온도를 계산하였다.

용적이 와이어로부터 이탈하면 전류에 의한 가열 효과가 없으며, 용적이 낙하하면서 발생하는 열은 용적의 증발열과 같다.

$$\dot{m}_{drop} C_p (T_{detach} - T_{fall}) = \dot{Q}_{evp,fall} \quad (6)$$

이때,  $\dot{m}_{drop}$ 은 용적의 용융속도,  $T_{detach}$ 는 용적이 와이어에서 이탈할 때의 온도,  $T_{fall}$ 은 용적이 낙하할 때의 온도를 나타낸다. 온도에 따라 변화하는 용적의 Fe 밀도는 다음과 같다<sup>13)</sup>.

$$\rho_d = 8363.2 - T_d + 6.559 \times 10^{-5} T_d^2 \quad (7)$$

용적의 낙하시간이 계산되면, 식(5), (6), (7)을 이용하여 낙하하는 용적의 온도와 용적열을 계산할 수 있다.

위의 식을 이용하여 용적이 용융풀의 표면에 도달하는 순간의 용적열을 계산하면, 음극열  $\dot{Q}_{cat}$ 은 식(3)으로부터 다음과 같이 구하였다.

$$\dot{Q}_{cat} = \dot{Q}_w - \dot{Q}_{drop} \quad (8)$$

### 2.3 음극열과 용적열의 유효 반경 계산

모재의 용융에 사용되는 음극열과 용적열을 2차원 Gaussian 으로 나타내면 다음과 같다.

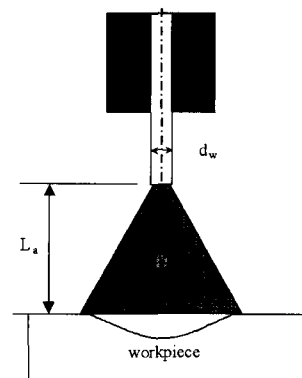
$$\begin{aligned} \dot{q}_{cat} &= \frac{3\dot{Q}_{cat}}{\pi R_{ce}^2} \exp(-\frac{3r^2}{R_{ce}^2}) \\ \dot{q}_{drop} &= \frac{3\dot{Q}_{drop}}{\pi R_{de}^2} \exp(-\frac{3r^2}{R_{de}^2}) \end{aligned} \quad (9)$$

이때,  $R_{ce}$ 와  $R_{de}$ 는 Gaussian 분포의 편차(deviation)에 해당하는 음극열과 용적열의 유효 반경(effective radius)을 나타낸다. 용적열의 유효 반경은 이탈 용적의 반경과 연관이 있으며, 음극열의 유효 반경은 아크의 유효 반경으로부터 구할 수 있다.

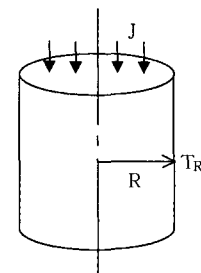
Sudnik은 Fig. 2(a) 에 보인 아크의 기하학적 형상을 고려한 실험식을 제안하고 실험 결과에 대한 회귀분석(regression analysis)을 통하여 아크의 유효 반경을 계산하였으며, 용적의 유효 반경은 이탈하는 용적의 반경에 비례하는 것으로 가정하여 계산하였다<sup>8)</sup>. Sudnik의 아크 반경식은 다음과 같이 와이어 반경, 아크 길이 및 용접전류의 함수로 나타내었으며, 아래 식에서 길이의 단위는 cm이다.

$$R_{eff} = R_w + L_a \tan(1.79 - 7.1L_a^{0.6} I^{-0.31}) \quad (10)$$

본 연구에서는 Ellenbaas-Heller 식을 이용하여 아크의 유효 반경과 용접변수의 관계를 나타내는 해석식을 유도하였다. Fig. 2(b) 와 같이 아크의 형상을 실린더로 가정하면, Ellenbaas-Heller 식과 경계조건은 다



(a) Geometry of arc



(b) Cylindrical arc shape

Fig. 2 Arc shape to determine effective arc radius

음과 같다.

$$E^2\sigma = -\frac{d}{rdr}(\lambda r \frac{dT}{dr}) + S(T)$$

$$\frac{dT}{dr} = 0 \text{ at } r=0, T=T_R \text{ at } r=R \quad (11)$$

이때,  $\sigma$ 는 아크의 전기 전도도,  $\lambda$ 는 열 전도도,  $S$ 는 복사에 의한 열방출,  $T_R$ 은 임의의 반경  $R$ 에서의 아크 온도를 나타낸다. 복사열의 영향을 무시하면 경계조건을 이용하면 아크의 온도는 다음과 같다.

$$T - T_R = -\frac{\sigma E^2}{4\lambda}(r^2 - R^2) \quad (12)$$

반경  $R$ 인 아크의 단면적에 흐르는 전류인  $I_R$ 을 이용하여 위의 식(12)를 아크의 반경에 대해 정리하면 다음과 같다.

$$I_R = \sigma E(\pi R^2) = \beta I$$

$$r = R \sqrt{1 - \frac{4\pi\lambda}{\beta EI}(T - T_R)} \quad (13)$$

이때,  $\beta$ 는 반경  $R$ 인 아크의 단면적에 흐르는 전류의 비를 나타낸다. 위의 식을 단순화 시키면 아크의 유효 반경과 용접전류와 전압 기술기의 관계를 구할 수 있으며, 아크의 유효 반경이 음극열의 유효 반경과 동일하다고 가정하면 다음과 같다.

$$R_{ce} \propto \sqrt{1 - \frac{a}{EI}} \quad (14)$$

이때,  $a$ 는 식을 단순화 시키는데 사용된 상수이다. 위의 식은 아크 길이의 영향을 포함하지 않기 때문에 이를 고려하여 다음과 같이 보완하였다. 일반적으로 아크 반경은 아크 길이에 비례하고 아크 길이가 0에 가까운 경우에 아크 반경이 와이어의 반경과 거의 동일하기 때문에, 아크 반경을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$R_{ce} = R_w + a_0 L_a^n \sqrt{1 - \frac{a_1}{EI}}$$

$$= R_w + a_0 L_a^n \sqrt{1 - \frac{a_1}{(k_3 + k_4 I) I}} \quad (15)$$

이때, 상수  $n$ ,  $a_0$ ,  $a_1$ 은 실험으로 결정하며, 본 연구에서는 Sudnik의 실험식을 최소자승법(least square method)으로 곡선 맞춤(curve-fitting)하여 상수값을

구하였다. 위의 식은 아크 길이나 용접전류가 증가하면 아크 반경이 증가하는 아크의 특성과 일치한다.

용적의 유효 반경은 이탈하는 용적의 반경에 동일하다고 가정하였으며, 이탈 용적의 반경은 입상용적과 스프레이 모드에서 정적 힘 평형 모델(static force balance model, SFBM)과 핀치 불안정 이론 (pinch instability theory, PIT)을 이용하여 계산하였다<sup>12)</sup>.

## 2.4 온도 분포의 계산 과정

Gaussian 분포로 구한 아크와 용적의 열을 입력으로 유한요소 프로그램인 ANSYS를 이용하여 모재의 온도 분포를 계산하였다. 이동 아크(moving arc)의 경우에는 용접속도를 고려한 순간 열원(instantaneous heat source)을 이용하여 온도 분포를 계산하였다. 직경 1.2mm인 강(steel) 와이어와 아르곤 가스를 사용하는 비드 용접에서 계산에 사용한 상수값을 Table 1에 나타내었다. GMA 용접의 열원 모델을 이용한 모재의 온도 분포를 계산하는 전반적인 과정을 정리하면 다음과 같다.

(1) 와이어 송급속도, 용접속도, CTWD (contact tip to workpiece distance), 개방 전압(open circuit voltage) 및 용접기의 특성 등이 입력으로 주어지면, 이재영<sup>11)</sup>의 방법으로 아크 길이와 용접전류 및 전압을 계산한다.

(2) 계산 결과를 이용하여 식(2)로부터 아크 효율과 아크열을 계산한다.

(3) 식(6)을 이용하여 용적열을 계산하고, 이탈 용적의 크기로부터 용적열의 반경을 계산한다.

(4) 아크열과 용적열을 이용하여 음극열을 계산하고, 식(15)를 이용하여 음극열의 유효 반경을 계산한다.

(5) Gaussian 분포인 용적열과 음극열을 합하여 모재에 가해지는 아크열을 계산하고, 이를 입력으로 유한요소법을 이용하여 모재의 온도 분포를 계산한다.

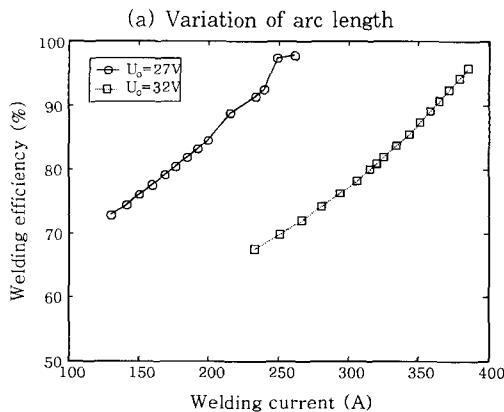
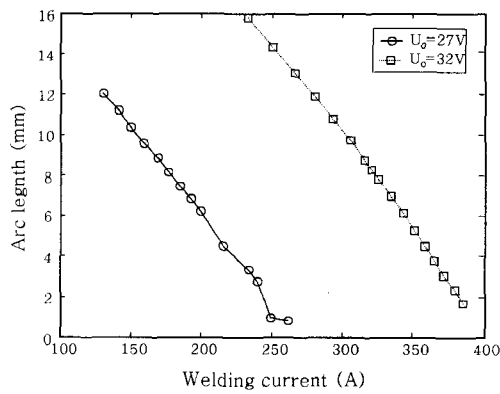
## 3. 결과 및 고찰

### 3.1 열원 모델링 결과

GMA 용접에서 CTWD가 19mm로 일정한 조건에서 용접 전압과 전류에 의해 변화하는 아크 길이와 아크 효율을 계산한 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 용접전압이 증가하면 아크 길이가 증가하며, 용접전류가 증가하면 와이어 송급속도가 증가하기 때문에 아크 길이가 감소한다. 아크 길이가 감소하면 아크 기둥에서의 열 손실이 감소하기 때문에 아크 효율이 증가하며, 고전류

**Table 1** Material properties of mild steel and parameters used in simulations

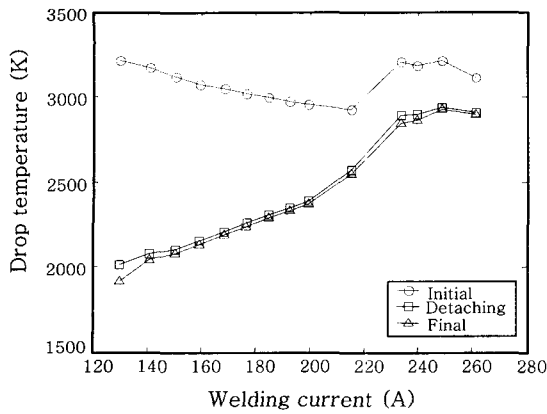
$\alpha_0$ , Constant component of effective radius of cathode heat source	7.7322
$\alpha_1$ , Constant component of effective radius of cathode heat source	43.9627 V A/mm
$C_p$ , Specific heat	753J/kg · K
$CTWD$ , contact tip to workpiece distance	19mm
$d_w$ , Wire diameter	1.2mm
$H_f$ , Latent heat of fusion	$2.470 \times 10^5$ J/kg
$H_{vFe}$ , Latent heat of vaporization of Fe	$6.535 \times 10^7$ J/kg
$k_1$ , Constant component of arc voltage	16.14V
$k_2$ , Electrical resistance of arc column	0.02376 $\Omega$
$k_3$ , Constant component related to electric field intensity	0.533V/mm
$k_4$ , Constant component related to electric field intensity	$6.395 \times 10^4$ V/A · mm
$M_{Fe}$ , Molecular weight of Fe	0.05585 kg/mol
$T_m$ , Wire melting temperature	1809K
$T_p$ , Plasma temperature	10000K
$X_{Fe}$ , Mole fraction of Fe	0.97
$\lambda$ , Thermal conductivity in arc column	0.0178J/s · m · K
$\phi$ , Work function	4.18V
$\rho_w$ , Wire density	7700 kg/m <sup>3</sup>
$\sigma_d$ , Electrical conductivity of drop	$7.576 \times 10^5$ ( $\Omega \cdot m$ ) <sup>-1</sup>
$\sigma_w$ , Electrical conductivity of wire	$1.180 \times 10^6$ ( $\Omega \cdot m$ ) <sup>-1</sup>



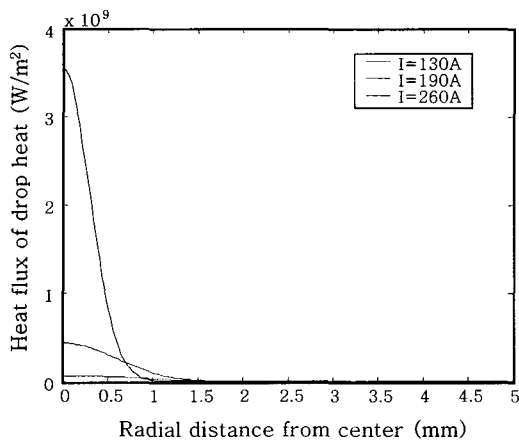
**Fig. 3** Calculated arc length and welding efficiency

영역에서 효율이 85% 이상으로 매우 높아진다. 그러나 아크 길이가 1~2mm로 짧은 경우에는 단락이행이 발생할 확률이 높고 GMA 용접에서 아크 효율의 범위가 65~85% 임을 고려하여 최대 아크 효율을 85%로 정하였다.

Fig. 4는 전류에 따라 변화하는 용적의 온도와 용적 열의 Gaussian 분포를 나타낸다. Fig. 4(a)는 용적의 초기 온도와 이탈시 온도 및 용융풀에 도달할 때의 최종 온도를 계산한 결과이며, 식(4)에서 전류가 증가하면 와이어 송급 속도가 증가하기 때문에 전류 증가에 따른 용적의 초기 온도는 감소한다. 용적이 성장하면서 증발열에 의한 열 손실이 발생하여 용적의 온도는 감소하고, 전류가 증가할수록 용적의 이탈까지 소요되는 시간이 감소하므로 증발열이 감소하여 용적의 이탈 온도는 증가한다. 또한, 용적이 이탈하여 용융풀에 도달하는 시간이 짧기 때문에 이탈 온도와 최종 온도는 거의 동일하며, 이는 Dennis의 결과와 유사하다. Fig.4(b)는 용적의 온도와 전류에 따른 이탈 용적의 크기와 용적열을 이용하여 계산한 Gaussian 분포를 나타내었다. 전류가 낮은 경우에는 이탈 용적의 반경이 크고 용적의 최종 온도가 낮기 때문에 용적의 열분포가 완만하지만, 고전류인 경우에는 이탈 용적의 반경이 작고 용적의 온도가 높기 때문에 용적의 열분포는 중심부에 집중되고



(a) Initial, detaching and final drop temperature

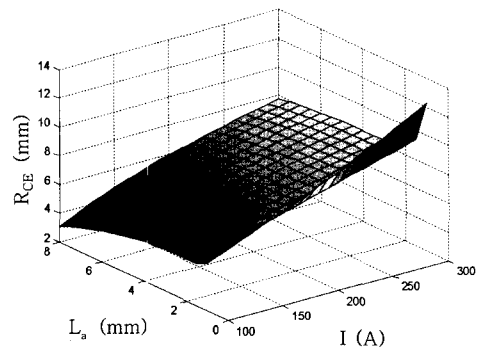


(b) Gaussian distribution of drop heat source

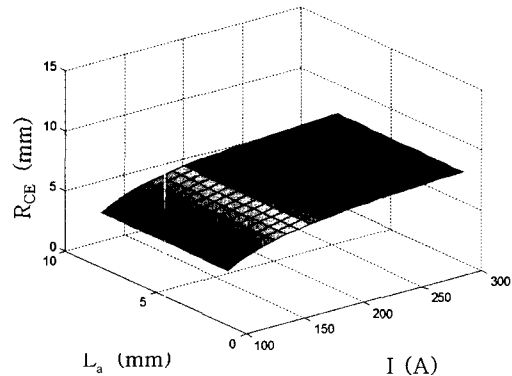
**Fig. 4** Variation of drop temperature and Gaussian heat distribution

급격히 감소한다. 그러므로 저전류 영역보다 고전류 영역에서 용적열이 모재의 용융에 큰 영향을 줄 것으로 판단된다.

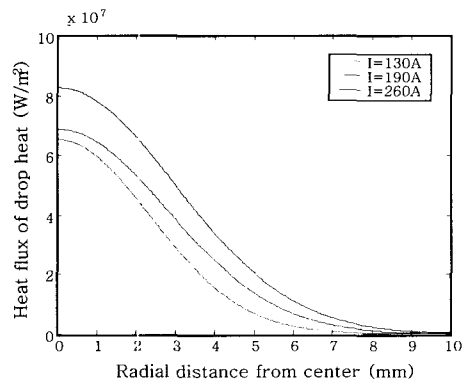
음극열을 계산하려면 먼저 아크의 유효 반경을 구해야 하며, Sudnik과 본 연구에서 제안한 식(15)을 이용하여 계산한 아크의 반경과 음극열의 분포를 Fig. 5에 나타내었다. Sudnik의 결과인 Fig. 5(a)에 보인 바와 같이 전류가 증가하면 아크 반경이 증가하지만, 아크 길이의 변화는 아크 반경에 거의 영향을 주지 않는다. 이는 물리적으로 타당하지 않다고 판단되며, 향후 이에 관한 연구가 필요한 것으로 생각된다. 아크 길이가 짧은 경우에는 아크 반경이 증가하는 것으로 계산되지만, 이는 Sudnik 식의 적용 범위가 자유 이행 모드에 한정되기 때문에 아크 길이가 짧은 조건에서의 아크 길이는 무시하였다. 식(15)의 상수값을 Sudnik의 결과를 최소자승법으로 곡선 맞춤(curve fitting)하여 구하고, 이를 이용하여 계산한 아크 반경을 Fig.5(b)에 나타내었다. 식(15)의 상수 중에서 아크 길이의 변화는



(a) Effective arc radius by Sudnik



(b) Effective arc radius of this work



(c) Gaussian distribution of cathode heat

**Fig. 5** Comparison of effective arc radius and Gaussian heat distribution

아크 반경에 거의 영향을 주지 않기 때문에  $n=0$ 이며,  $a_0$ 와  $a_1$ 의 값은 각각 7.7322와 43.9627 V A/mm이다. 아크 길이가 2mm 이상인 자유 이행 모드의 영역에서 Sudnik의 결과와 비교하여 오차 9% 이내에서 일치하였다. 음극열의 Gaussian 분포는 Fig. 5(c)에 나타난 바와 같이 전류의 증가에 따라 중심부에서의 열 유속(heat flux)이 증가하고 아크 반경이 증가한다. 모재에 가해지는 전체 아크열에서 음극열과 용적열은 각각 70~90%와 10~30%를 차지하며, 전류가 높을수록 용적열의 비율이 증가한다. 음극열의 크기는 용적열

에 비해 매우 크지만 음극열은 용적열에 비해 완만한 분포를 갖는다.

아크 효율과 아크 반경이 동일한 조건에서 기존의 2차원 Gaussian 열원<sup>9)</sup>과 본 연구의 Gaussian 열원을 비교하여 Fig. 6에 나타내었다. 용접전류가 160A인 경우, 본 연구의 열원은 기존의 Gaussian 열원에 비해 아크 중심부의 열유속이 매우 높으며, 이는 용적열이 아크의 중심부에 집중되기 때문이다. 아크의 중심부에서 멀어질수록 기존의 열원이 약간 크지만 거의 동일하다. 스프레이 모드가 발생하는 260A인 경우, 용적의 크기가 작고 용적열이 높기 때문에 아크 중심부의 열유속이 매우 높다. 기존의 Gaussian 열원은 아크 반경이 1mm 이상인 경우에 약간 높지만, 본 연구의 열원과 거의 유사하다. 그러므로 고전류 영역에서 높은 용적열이 작은 용적 반경에 집중되어 용융부의 형상이 크게 변화하며 특히 용입에 큰 영향을 미칠 것으로 예상된다.

### 3.2 용융부 해석 결과

아크 효율과 아크의 유효 반경이 동일한 조건에서 기

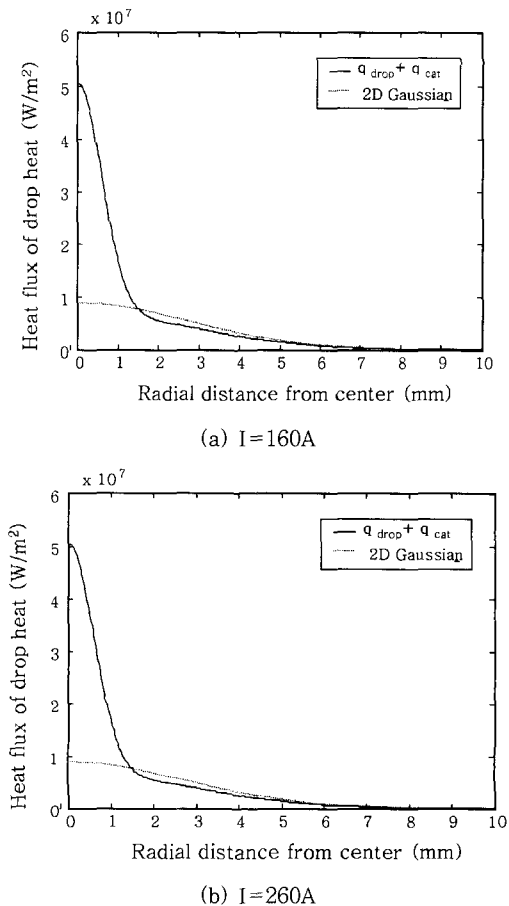


Fig. 6 Comparison between 2D Gaussian and proposed heat source

존의 2차원 Gaussian 열원과 본 연구의 Gaussian 열원을 이용하여 유한요소법으로 계산한 용융부의 형상을 Fig. 7에 비교하였다. 기존의 열원을 사용하여 계산한 결과와 비교하여 본 연구의 열원을 사용하여 계산한 비드 폭은 약간 감소하고 용입은 증가하며, 전류 증가에 따라 용입이 크게 증가한다. 이는 본 연구의 열원에서 용적열이 아크 중심부에 집중되어 용입이 증가하며, 아크 중심부에서 멀어질수록 기존 열원의 열 분포와 유사하기 때문인 것으로 판단된다.

2차원 Gaussian 열원을 이용하여 계산한 비드 폭과 용입을 실험 결과<sup>14)</sup>와 비교하여 Fig. 8에 나타내었다. 용접속도의 증가에 따라 열입력이 감소하여 비드 폭과 용입이 감소하며, 일반적으로 기존의 Gaussian 열원에 비해 본 연구의 열원으로 계산한 비드 폭은 작고 용입은 증가한다. 전류가 낮은 경우에 용입의 계산 결과는 큰 차이가 없지만, 전류가 증가함에 따라 용입에서 차

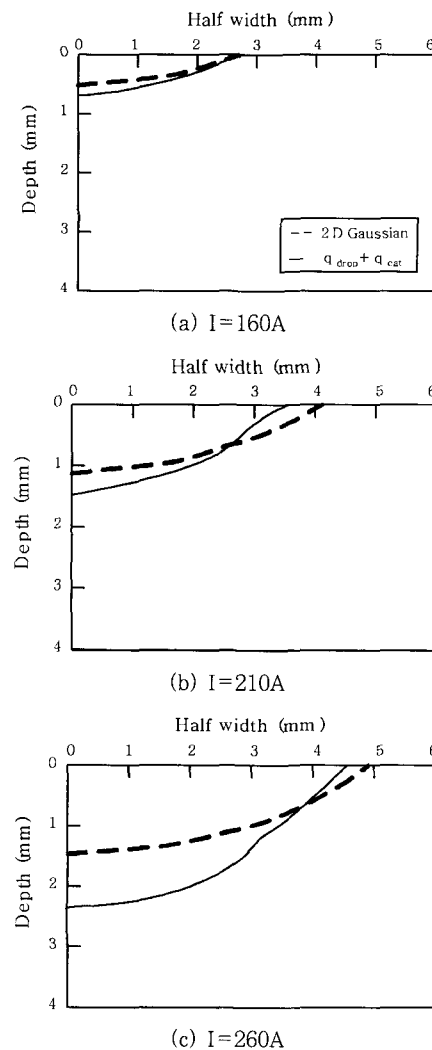


Fig. 7 Calculated weld geometries using 2D Gaussian and proposed heat source

이가 발생한다. 실험 결과와 비교하여 160A 인 경우에 본 연구의 열원을 이용하여 실험 결과를 정확하게 예측하였다. 전류가 증가하면, 기존의 Gaussian 열원이 본 연구의 열원에 비해 정확하게 비드 폭을 예측하지만, 본 연구의 열원은 용입을 정확하게 예측하였다.

이와 같은 결과로부터 본 연구에서 제안한 아크 효율과 아크 반경의 결정 방법이 타당함을 확인하였으며, 기존의 2차원 Gaussian 모델을 사용하는 경우에 큰 오차가 발생한 용입을 정확하게 예측할 수 있었다. 그러나 본 연구의 열원은 아크에서 발생하는 플라즈마 제트(plasma jet)에 의한 용융물의 표면 변형을 고려하지 않았다. 또한, 열원 모델에서 사용한 상수는 100% 아르곤 또는 아르곤 혼합 가스를 사용하는 자유 이행 모드에만 적용 가능하다. 그러므로 단락이행 모드와 국

내에서 많이 사용되는 100% CO<sub>2</sub> 가스를 사용하는 GMA 용접이나 FCAW에 적용할 수 없으며, 향후 이에 관한 연구가 필요하다.

#### 4. 결 론

본 연구를 통하여 용적열을 고려하여 GMA 용접의 열원을 모델링하여 모재의 온도 분포를 계산하였으며, 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) GMA 용접에서 모재의 용융에 사용되는 열을 음극열과 용적열로 분리하여 각 열원을 2차원 Gaussian 열원으로 모델링하였다. 아크용접의 열 손실은 주로 아크 기둥에서 발생한다고 가정하여 아크 효율을 용접전류와 아크 길이의 함수로 유도하였다.

2) 용적의 초기 온도와 이탈 온도 및 최종 온도를 계산하여 용적열의 크기를 구하고, 이탈 용적의 크기를 계산하여 용적열의 유효 반경을 구하였다. 음극열은 아크 효율과 용적열로부터 구하였으며, 음극열의 유효 반경은 Ellenbaas-Heller 식을 이용하여 전류와 아크 길이의 함수로 유도하였다.

3) 음극열의 유효 반경식에 사용된 상수는 Sudnik의 실험식을 곡선 맞춤(curve-fitting)하여 결정하였다. 음극열의 유효 반경은 아크 길이에 무관하고 주로 전류에 의해 영향을 받는다. 아크 길이의 영향은 물리적으로 타당하지 않은 것으로 판단되어 향후 이에 대한 보완이 필요한 것으로 판단된다.

4) 본 연구에서 제안한 열원은 기존의 2차원 Gaussian 열원에 비해 아크 중심부에서의 열유속이 매우 높으며, 이는 용적열이 중심부에 집중되기 때문이다. 전류가 증가할수록 용적열이 증가하고 용적의 직경이 감소하기 때문에 중심부의 열유속이 증가한다.

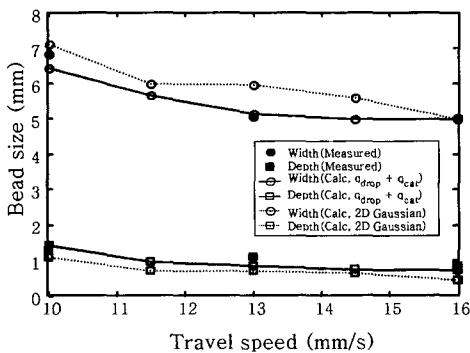
5) 본 연구에서 제안한 열원을 이용하여 유한요소법으로 계산한 용융부는 기존의 2차원 Gaussian 열원에 비해 비드 폭이 작고 용입이 크다. 실험 결과와 비교하여 비드 폭은 작게 계산되지만, 용입을 정확하게 예측하였다.

#### 후 기

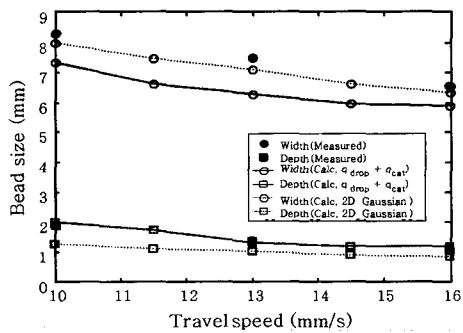
본 연구는 BK-21 사업의 지원을 받았으며, 이에 감사 드립니다.

#### 참 고 문 헌

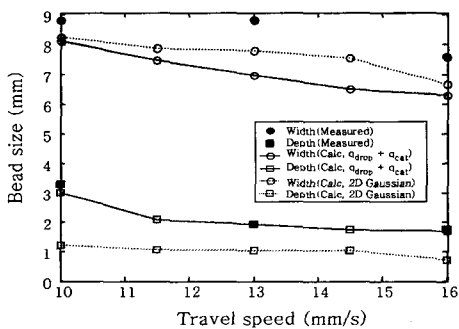
1. K. Mashubuchi : Analysis of welded structure, Pergamon Press, 1980.
2. J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby : A new



(a) I=160A, Uw =20V



(b) I=190A, Uw=20V



(c) I=220A, Uw =20V

Fig. 8 Comparison of calculated and experimental bead dimensions



- element model for welding heat source, Metall. Trans. B, **Vol.15B**(1984), 229-305
3. J. Goldak, M. Bibby, J. Moore, R. House, and B. Patel : Computer modeling of heat flow in welds, Metall. Trans. B, **Vol.17B**(1986), 587-600
  4. N. S. Tsai and T. W. Eagar : Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arcs, Metall. Trans. B, **Vol.16B**(1985), 841-846
  5. H. R. Saedi and W. Unkel : Arc and weld pool behavior for pulsed current GTAW, Welding J., **67-11**, pp.247s-255s, 1988.
  6. J. N. Dupont and A. R. Marder : Thermal efficiency of arc welding processes, Welding J., **74-12**,(1995), 406s-416s
  7. Z. N. Cao and P. Dong : Modeling of GMA weld pools with consideration of droplet impact, J. of Engineering Materials and Technology, **Vol.120**, (1998), 313-320
  8. V. A. Sudnik and A. V. Ivanov : Mathematical model of the heat source in gas-shielded TIG welding Part 1-Normal process, Welding Int., **13-3**,(1999), 215-221
  9. I. C. Park, G. J. Park, K. W. Um : Optimization of the heat input condition on arc welding, J. of KWS, **10-2**(1992), 32-41 (in Korean)
  10. M. Ushio and W. Mao : Modeling of the arc sensor for DC MIG/MAG welding in open arc mode-A study of the improvement of the sensitivity and the reliability of the arc sensor in GMA welding (1st Report), J. of JWS, **14-1**(1996),99-107
  11. J. Y. Lee, J. H. Choi, J. Lee and C. D. Yoo : Analysis of dynamic behavior in GMAW system, J. of KWS, **18-5**(2000), 41-48 (in Korean)
  12. J. H. Dennis, P. J. Hewitt, C. A. J. Redding and A. D. Workman : A model for prediction of fume formation rate in gas metal arc welding(GMAW), globular and spray modes, DC electrode positive, Ann. Occup. Hyg., **45-2**(2001), 105-113
  13. C. J. Redding : Fume Model for gas metal arc welding, Welding J., **81-6**(2002), 95s-103s
  14. Y. Tsuji, T. Yamamoto, F. Miyasaka, and T. Oji : Mathematical modeling of MAG welding, Welding Int., **18-4**(2001), 783-788