

아크 용접에서 구동력에 따른 열 및 물질 유동에 관한 연구

김 원 훈*, 나 석 주**

* 국방 과학 연구소 ** 한국 과학 기술원

ABSTRACT

In this study the heat transfer and fluid flow of the molten pool in stationary gas tungsten arc welding using argon shielding gas were investigated. Transporting phenomena from the welding arc to the base material surface, such as current density, heat flux, arc pressure and shear stress acting on the weld pool surface, were taken from the simulation results of the corresponding welding arc.

Various driving forces for the weld pool convection were considered, self-induced electromagnetic, surface tension, buoyancy, and impinging plasma arc forces. Furthermore, the effect of surface depression due to the arc pressure acting on the molten pool surface was considered.

Because fusion boundary has a curved and unknown shape during welding, a boundary-fitted coordinate system was adopted to precisely describe the boundary for the momentum equation. The numerical model was applied to AISI 304 stainless steel and compared with the experimental results.

KEYWORDS

Boundary-fitted coordinate system, Buoyancy force, DCSP, Electromagnetic force, Gas drag force, GTA welding, Impinging plasma arc force, Latent heat, Molten pool, Navier-Stokes equation, Numerical model, Surface-active element, Surface depression, Surface tension

NOMENCLATURE

a_i	Activity of species i in solution (Weight %)		component (A/m^2)
A_γ	Constant in surface tension gradient ($N/m \cdot ^\circ K$)	k	Thermal conductivity ($W/m \cdot ^\circ K$)
B_θ	θ - directional self-induced magnetic flux density (Wb/m^2)	k_l	Constant related to entropy of segregation (3.18×10^{-3})
C_p	Specific heat at constant pressure (J/kg)	L_a	Arc length (m)
d_e	Electrode diameter (m)	L_m	Length for non-dimensional stream function (m)
f_L	Fraction of molten metal	m	Total number of iteration
ΔH	Latent heat of fusion (J/kg)	n	Normal direction to surface
ΔH_o	Standard heat of adsorption ($J/kg \cdot mole$)	P	Pressure (Pa)
h_c	Combined heat transfer coefficient at body surface ($W/m^2 \cdot ^\circ K$)	P_{arc}	Arc pressure acting on base plate (Pa)
I	Welding current (A)	Q	Inflow rate of shielding gas (l/min)
J	(j_r, j_z) , Current density vector (A/m^2)	$q_n(r)$	Anode heat flux of the r -direction (W/m^2)
j	Current density distribution at surface (A/m^2)	r_o	Radius of molten pool surface (m)
$j_n(r)$	Anode current flux of the r -direction (A/m^2)	R_g	Gas constant ($J/kg \cdot mole$)
j_r	r -directional current density component (A/m^2)	s	Tangential direction along surface (m)
j_z	z -directional current density	T	Temperature ($^\circ K$)
		T_L	Liquidus temperature ($^\circ K$)
		T_r	Reference temperature ($^\circ K$)
		T_s	Solidus temperature ($^\circ K$)
		T_∞	Surrounding temperature ($^\circ K$)
		u	r -directional velocity component (m/sec)
		u_s	Tangential velocity along electrode surface (m/sec)

w z-directional velocity component
(m/sec)

Greek symbols

α_L Thermal diffusivity, $k/\rho \cdot C_p$ (sec/m²)
 β Coefficient of thermal expansion (°K⁻¹)
 γ Surface tension (N/m)
 γ_m Surface tension at melting point (N/m)
 dy/dT Surface tension gradient (N/m · °K)
 Γ_s Surface excess at saturation
 (J/kg · mole · m²)
 Γ_ϕ General diffusion coefficient
 ϵ Emissivity of body surface
 θ_e Electrode angle (deg.)
 λ_L Lagrange multiplier
 μ Dynamic viscosity (kg/m · sec)
 μ_0 Magnetic permeability of vacuum (H/m)
 ξ, ζ Transformed coordinate system
 ρ Density (kg/m³)
 σ Electrical conductivity (1/Ω · m)
 τ Shear stress acting on base plate (N/mm²)
 Φ Electrical potential (V)
 ψ Normalized stream function

1. 서 론

우주 항공 산업 분야에서 사용되는 금속 재료들은 비강도가 매우 높으며, 이러한 재료들의 접합 방법은 확실한 기밀 유지와 모재와 등가되는 물성을 얻기 위해 주로 용접 공정에 의해 이루어지고 있다. 그러나 재료가 고급화 되수록 용접 공정에 의해 신뢰성 있는 접합을 수행하는 일은 용이하지 않으며, 이러한 재료일수록 용접시 발생하는 결함, 국부적인 가열 및 응고에 의한 조직 변화, 열응력에 의한 잔류응력 발생, 용접 변형 등 제반 문제점을 더 많이 내포하기 때문이다.

따라서 용접부에 대한 열 및 물질 유동 연구는 용접부에서 야기되는 모든 현상을 규명하기 위한 필수적인 분야로서 최근에 선진국에서는 이에 관련된 많은 연구가 활발히 진행되고 있다. 용접부의 열 유동에 대한 연구는 1940년대 Rosenthal에 의해 해석적인 방법이 시도된 이래 1980년대 초반까지는 주로 전도(conduction)만이 고려된 에너지 방정식에 대한 용접부의 수치해석이 수행되었다. 왜냐하면 용접 중에 용접부는 열원에 의해 매우 복잡한 거동을 보이기 때

문이다. 그러나 1980년대 중반부터 대류 현상을 고려한 해석이 수행되고 있다.

용접 풀의 대류 현상을 일으키는 구동력은 전자기력, 표면 장력, 부력 및 플라즈마 아크 가스의 충돌력이 있다. 이러한 4 종류의 힘들 중 주로 앞쪽의 2 또는 3 종류의 구동력에 대해서만 현재까지 주로 연구 발표 되었다[1~8].

플라즈마 아크 가스의 충돌력을 고려하기 위해서는 우선 용접 아크의 모델 설정을 통해 용접부의 자유 표면에 전달되는 여러 현상들이 계산 되어야 한다. 따라서 최근에 몇몇 사람들에 의해서만 용접 아크와 용접 풀이 조합된 모델 설정이 수행되고 있는 실정이며[8~14], 상기 4 종류의 구동력을 모두 고려한 논문은 현재까지 발표 되고 있지 않고 있다.

본 연구는 아르곤 차폐 가스를 사용한 정지된 불활성 가스 텅스텐 아크 용접(GTAW : gas tungsten arc welding) 공정에 대해서 위에 제시한 4 종류의 구동력을 모두 고려한 용융 풀의 열 전달 및 물질 유동에 대한 수치 해석이 수행되었다. 특히 용접 풀의 자유 표면은 용접 아크의 영향에 의해 그 변형이 고려된 수치 모델이 설정되었다. 일반화된 Navier-Stokes 방정식을 포함하는 열 및 물질 유동 방정식은 유한차분 방법(finite difference method: FDM)에 의해 해석하였다. 또 용접중에 용융 경계는 하나의 곡선 형태이며 또 미지의 형상을 가지기 때문에 경계 밀착 좌표계(boundary-fitted coordinate system)를 도입하여 운동량 방정식에 대한 용융 경계를 정밀하게 묘사하였다.

용접 아크로부터 모재 금속의 표면으로 전달되는 현상들 즉 전류 밀도, 열 플럭스, 아크 압력 및 용접 풀에 작용하는 전단 응력은 용접 아크의 수치해석 결과로부터 얻은 자료가 적용되었다.

수치 해석 모델을 SUS 304 스테인레스강에 적용하였으며, 실험 결과와 비교하였다.

2. 수학적 모델링

Fig.1은 정지 GTAW 공정에서 용융 풀의 유동 현상을 야기하는 구동력과 모재에서의 열 전달을 제시한 그림이다.

유동 속도의 r 성분 및 z 성분을 각각 u 및 w로 나타내고 있다. 아크 용접 공정중에 용융 풀의 대류를 고려한 해석을 하기 위해 다음과 같은 구동력(driving forces)이 고려되었다.

- 1) 전자기력(electromagnetic force or Lorentz force) : E
- 2) 표면 장력(surface tension force or Marangoni flow effect) : S
- 3) 플라즈마 가스의 항력(Gas drag force) : D
- 4) 부력 (Buoyancy force) : B

또 위에 제시된 4 종류의 구동력 이외에 대류 효과를 고려하지 않고 전도(conduction)에 의한 계산[C]도 수행하였다.

2.1 지배 방정식

비압축성 층류 유동에 대한 용접 풀 해석을 위한 지배 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

- (1) 질량 보존 방정식

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

- (2) r-방향 운동량 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \frac{u}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho ru) - \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\mu r \frac{\partial u}{\partial r} \right) + w \frac{\partial}{\partial z}(\rho u) \\ - \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left\{ \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right\} \right] = - \frac{\partial p}{\partial r} - 2\mu \frac{u}{r^2} - j_z B_\theta \end{aligned} \quad (2)$$

- (3) z-방향 운동량 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho w) + w \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) - 2 \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \frac{u}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho rw) \\ - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\mu r \left\{ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial r} \right\} \right] = - \frac{\partial p}{\partial z} + j_r B_\theta - \rho g \beta (T - T_r) \end{aligned} \quad (3)$$

- (4) 에너지 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) + \frac{u}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho C_p r T) + w \frac{\partial}{\partial z}(\rho C_p T) \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) - \frac{\Delta H}{C_p} \frac{\partial f_L}{\partial t} \end{aligned} \quad (4)$$

- (5) 전류 연속 방정식(current continuity equation; Gauss's law)

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\sigma r \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\sigma \frac{\partial \phi}{\partial z} \right) = 0 \quad (5)$$

전류 밀도는 전위(electric potential)의 정

의에 따라 다음 식으로 계산된다.

$$J = -\sigma \nabla \phi \quad (6)$$

$$j_r = -\sigma \frac{\partial \phi}{\partial r}$$

$$j_z = \sigma \frac{\partial \phi}{\partial z}$$

전류 분포는 축대칭이기 때문에 자기유도 자기장(self-induced magnetic field) B_θ 는 축대칭 전류 밀도 분포에 대해서 다음과 같은 Ampere 법칙에 따라 계산된다.

$$B_\theta = \frac{\mu_0}{r} \int_0^r j_z r dr \quad (7)$$

에너지 방정식에서 잠열은 액체 금속 fraction을 포함시킨 열원 항에서 계산하였으며, 또 그 액체 fraction은 계산을 단순화하기 위해 선형적으로 변한다고 가정하였다.

만일 합금의 상 변태도를 알고 있다면, 액체 금속의 체적 fraction은 다음식에서 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} T > T_L & \quad f_L = 1 \\ T_S \leq T \leq T_L & \quad f_L = \frac{T - T_S}{T_L - T_S} \\ T < T_S & \quad f_L = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

플라즈마 아크 가스의 항력(drag force) 및 표면 장력은 경계 조건으로 처리하여 해석하였다.

2.2 경계 조건

용융 풀 해석에 적용된 경계 조건을 Table 1에 제시하였다. Table 1에서 A~F는 Fig.1에 제시되어 있다.

자유 표면(AF 영역)의 표면장력에 의한 유동은 다음식으로 표시된다.

$$-\mu \frac{\partial V_s}{\partial n} = \tau_a + \frac{d\gamma}{dT} \frac{\partial T}{\partial s} \quad (9)$$

본 연구에서는 표면 장력과 온도 사이의 관계는 다음 식을 적용하였다[15,16].

$$\gamma(T) = \gamma_m - A_\gamma (T - T_m) - R_g T \Gamma_s \ln(1 + K a_i) \quad (10)$$

여기서,

$$K = k_1 \exp \left(- \frac{\Delta H_0}{R_g T} \right) \quad (11)$$

표면 활성화 요소(예, S, O, Se 등)를 포함하는 합금에 대한 표면장력 구배는 식

(10)을 온도 T에 따라 미분 하므로써 다음 식이 유도 된다.

$$\frac{dy}{dT} = -A\gamma - R_g\Gamma_s \ln(1 + Ka_i) - \frac{Ka_i}{(1 + Ka_i)} \frac{\Gamma_s \Delta H_0}{T} \quad (12)$$

온도의 함수로 표면 장력과 표면 장력 계수를 Fig.2 에 제시하였다.

한편 CD, DE 및 EF 영역에서 열 전달 경계 조건은 다음 식을 적용 하였다.

$$h_c(T - T_\infty) = -k \frac{\partial T}{\partial z} \quad (13)$$

여기서, h_c 는 Goldak 등[17]이 제안한 복사 및 대류 경계 조건을 포함하는 복합 열 전달 계수로 다음과 같다.

$$h_c = 24.1 \times 10^{-4} \varepsilon T^{1.61} \quad (\text{W/m}^2\text{C}) \quad (14)$$

여기서, ε : 물체 표면의 emissivity (0.9로 가정)[18]

2.3 표면 변형

용융 풀의 원래 표면이 그 형상이 변할 경우 전체 에너지는 용융 표면의 면적 변화에 의한 표면 에너지와 중력장에 의한 포텐셜 에너지 및 용융 풀 표면을 누르는 아크 압력에 의해 수행된 일의 합력으로 표시된다. 따라서 표면 변형에 의해 생성된 전체 에너지는 다음식으로 표시된다[19].

$$\gamma \left\{ \frac{rz_{rr} + z_r(1 + z_r^2)}{r(1 + z_r^2)^{3/2}} \right\} = \rho g z - P_{arc} + \lambda_L \quad (15)$$

여기서,

$$z_r = \frac{\partial z}{\partial r} \quad (16)$$

$$z_{rr} = \frac{\partial^2 z}{\partial r^2}$$

식 (15)의 계산 절차는 유한 차분의 반복 방법(iterative method)으로 비선형 미분방정식을 풀 수 있다. 이것을 계산한 다음 계산 결과는 전술한 구속 조건에 적용시키며, 구속 조건을 만족하지 못할 경우 식(15)에서 Lagrange multiplier λ_L 을 변경시키면서 반복 계산하여 표면 형상을 도출한다.

3. 수치 해석 절차

3.1 지배 방정식의 변환

지배 방정식 (1) ~ (5)는 식(17)에 제시한 일반화된 곡선 좌표계(general curvilinear coordinate system : ξ, ζ)로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial U}{\partial \tau} + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial E}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} + \frac{\partial E}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial \tau} \right) + \left(\frac{\partial G}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial z} + \frac{\partial G}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial z} \right) = S \quad (17)$$

여기서,

$$\begin{aligned} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} &= \frac{1}{J} \frac{\partial z}{\partial \zeta}, \quad \frac{\partial \zeta}{\partial \tau} = -\frac{1}{J} \frac{\partial z}{\partial \xi}, \quad \frac{\partial \xi}{\partial z} = -\frac{1}{J} \frac{\partial \tau}{\partial \zeta}, \\ \frac{\partial \zeta}{\partial z} &= \frac{1}{J} \frac{\partial \tau}{\partial \xi}, \quad J = \frac{\partial \tau}{\partial \xi} \frac{\partial z}{\partial \zeta} - \frac{\partial \tau}{\partial \zeta} \frac{\partial z}{\partial \xi} \end{aligned} \quad (18)$$

변환 계수, $\frac{\partial \xi}{\partial \tau}, \frac{\partial \zeta}{\partial \tau}, \frac{\partial \xi}{\partial z}, \frac{\partial \zeta}{\partial z}, \frac{\partial \tau}{\partial \xi}, \frac{\partial \tau}{\partial \zeta}, \frac{\partial z}{\partial \xi}, \frac{\partial z}{\partial \zeta}$ 는

second order central difference 방법에 의해 수치적으로 계산된다. 변환된 영역에서 그리드 크기는 계산을 단순화하기 위해 단위 길이로 고정하였다. 식(17)은 다음과 같은 일반적인 종속 변수 Φ 를 사용해서 다음식과 같이 나타 낼수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \tau} (\rho \Phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \xi} \left[r \left\{ \rho u \Phi - \Gamma_\Phi \left(\frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} + \frac{\partial \Phi}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial \tau} \right) \right\} \right] \frac{\partial \xi}{\partial \tau} \\ + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \zeta} \left[r \left\{ \rho u \Phi - \Gamma_\Phi \left(\frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} + \frac{\partial \Phi}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial \tau} \right) \right\} \right] \frac{\partial \zeta}{\partial \tau} \\ + \frac{\partial}{\partial \xi} \left\{ \rho w \Phi - \Gamma_\Phi \left(\frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial z} + \frac{\partial \Phi}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial z} \right) \right\} \frac{\partial \xi}{\partial z} \\ + \frac{\partial}{\partial \zeta} \left\{ \rho w \Phi - \Gamma_\Phi \left(\frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial z} + \frac{\partial \Phi}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial z} \right) \right\} \frac{\partial \zeta}{\partial z} = S_\Phi \end{aligned} \quad (19)$$

여기서, Φ 는 모든 각각의 종속 변수를 나타내며, Γ_Φ 는 일반 확산 계수를 나타낸다.

3.2 수치 해석 방법 및 절차

Fig.3은 각각 물리적 및 변환된 평면의 유한 차분 그리드 형상을 보여 주고 있다. 식(19)를 이산화(discretization)하기 위해 Fig.3에 제시된 변환된 영역 내에서 유한 차분 방법을 사용하였다. 2nd order central difference 방법으로 확산 및 열원 항을 계산하였고, 대류항의 계산은 hybrid difference scheme을 적용 하였다. 최종 차분 방정식은 식(19)에서 A가 그리드 노드 사이의 연

결 계수를 나타낼 경우 다음식으로 표시된다.

$$A_p \Phi_p = A_E \Phi_E + A_W \Phi_W + A_T \Phi_T + A_B \Phi_B + S_d \quad (20)$$

여기서,

$$A_p = A_E + A_W + A_T + A_B + a_p^0$$

$$S_d = \int_V S_{\phi T} |J| d\xi d\zeta + A_{TE} \Phi_{TE} + A_{BE} \Phi_{BE} + A_{TW} \Phi_{TW} + A_{BW} \Phi_{BW} + a_p^0 \Phi_p^0 + \frac{\rho \Delta H_{fc} (f_L - f_L^0)}{\Delta t} |J| \quad (21)$$

$$a_p^0 = \frac{\rho r_c}{\Delta t} |J|$$

여기서 상첨자 °는 이전 단계의 시간에서 해를 나타낸다. 따라서 비선형 미분 방정식은 선형 대수 방정식으로 간략화 되어질 수 있다.

지배 방정식은 비선형이고 매우 복잡하게 상호 커플 되어 있기 때문에 반복 계산 절차(iterative procedure)에 따라 수렴 해를 얻어야 한다.

본 연구에서는 속도-압력 보정 절차를 통하여 연속 방정식과 운동량 방정식을 동시에 만족하는 정확한 압력 및 속도장을 구하였다. 반복 해석하는 과정에 안정성(stability)을 확인하기 위해 압력에 대한 노드와 속도에 대한 노드 사이에 엇물림 격자계(staggering grid system)가 반복 계산 중에 수치적 안정성을 얻기 위해 적용되었다. 압력장을 평가하기 위해 압력 보정 방정식이 이산화된(discretized) 운동량 및 연속 방정식으로부터 근사적으로 유도 되었다. SIMPLE-C 알고리즘을 사용하여 수치 해석하였으며 [20], 유한 차분 방정식을 풀기 위해 TDMA(tri-diagonal matrix algorithm)를 사용한 line-by-line 방법을 사용하여 반복 계산을 수행하였다. 각 방정식을 풀 때 하향 이완 계수(under relaxation factor)를 사용하였으며 해석시 수렴 조건은 다음 식을 만족 할때까지 반복 계산하였다.

$$\frac{\sum_{i=1}^L \sum_{k=1}^N |\Phi_{i,k} - \Phi_{i,k}^{old}|_m}{\Phi_{max}} (\epsilon_\phi, \epsilon_\phi = 0.01) \quad (22)$$

여기서, L 및 N은 각각 변형된 해석 영역에서 ξ - 및 ζ -방향의 전체 노드 수이며, m은 전체 반복 숫자를 나타낸다. 전체 계

산은 주어진 용접 시간이 끝날 때까지 계속 된다.

Fig.4에 용접 풀 해석을 위한 영역을 제시하였으며, 그림에서 ACDE는 전기 포텐셜 및 온도 분포를 해석하기 위한 영역이며, ABF는 운동량 및 열 에너지 보존을 해석하기 위한 영역이다. 수치해석에 사용한 재료는 AISI 304 스테인레스 강으로, 재료는 폭 10.0 mm(r - 방향), 두께 3.0 mm(z - 방향)이다. 중심면에 대해서 대칭이기 때문에 계산은 평면의 한쪽 면에 대해서만 수행하였으며, 격자수는 30x31개로 하였다. Fig.4에 제시한 바와 같이 변화하는 격자 즉 열원 근처에서는 조밀하게, 중심에서 멀어지면서 조대한 격자를 적용 하므로써 해의 수렴 및 정밀도를 향상시켰다. 사용된 재료의 물리적 특성은 Table 2에 제시하였으며 [9,16,21], 열전도 계수 및 비열은 온도에 따른 값을 적용하였으며, Fig.5에 제시하였다. 계산 시간 간격은 0.01 초로 하였으며, 용접 시간은 2초까지 계산하였다.

4. 계산 결과 및 고찰

계산에 사용된 용접 조건은 Table 3에 제시하였다. 용접 전류 120A, 아크 길이 2.0 mm에 대한 계산된 용접 아크의 결과를 Fig.6에 제시하였다. 이 값들은 모두 용접 풀 모델 해석시 경계 조건으로 적용되었다.

이론적으로 계산된 결과와 용접 후 1초 및 2초에서의 실험적으로 관찰한 결과를 Fig.7에 제시하였으며 비교적 잘 맞고 있음을 알 수 있다.

합성력[R]에 대해서 시간에 따른 용융 풀의 깊이, 폭 및 종횡비(aspect ratio : depth to half-width ratio)를 Fig.8에 제시하였다. 그림에서 용접 초기의 짧은 시간 동안에 용융 풀의 깊이 및 폭의 급격한 증가 현상을 관찰 할 수 있었으며, 특히 종횡비의 경우 일정한 시간이 경과한 후에는 변화폭이 비교적 크지 않았다.

Fig.9에서는 각 구동력의 영향에 따른 용융 풀의 형상을 제시하고 있다.

Fig.9-A는 합성력에 대한 결과로 속도 분포는 용융 풀의 중심에서 바깥으로 향하는 형태를 보이며 최대 속도는 약 12.9 cm/sec로 나타났다.

Fig.9-B는 순수한 전도에 의해 계산된 결

과로 용입 깊이가 크게 나타 났으며, 대류 영향을 고려한 합성력의 결과(Fig.9-A)와 큰 차이가 있음을 알 수 있다.

Fig.9-C는 용접 풀 내의 온도 구배에 의해 발생하는 부력[B]의 영향에 따른 결과를 보여 주고 있다. 부력은 체적력으로 작용하여 전체적인 유동 형태에는 영향을 끼치지 만 그 효과는 매우 적으며, 최대 속도는 0.05cm/sec로 이미 여러 사람들이 계산하여 발표 제시한 결과와 유사한 크기를 보였다. 그리고, 용접 풀의 형상은 전도만이 고려된 모델과 거의 유사하게 나타났다. 또 유동 방향은 용접 중심으로부터 바깥으로 향하는 형상을 보여 주었다.

Fig.9-D는 충돌 플라즈마 아크에 의한 프 라즈마 가스의 항력[D]에 의한 유동 형태를 제시하고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 자유 표면에서 유체 유동은 반경 방향으로 바깥으로 향하며, 최대 속도는 9.2 cm/sec 정도로 나타났다. 따라서 항력은 각 구동력 중 용접 풀의 대류 효과에 매우 큰 영향을 끼 친다는 사실을 알 수 있었다.

Fig.9-E는 용접 풀 내에서의 전기장과 자기장에 따른 전자기력[E]에 의한 유동 형태를 보여 주고 있다. 풀의 표면에서 유체 유동은 용접 중심을 향하고 있으며, 용접 풀의 형상은 부력에 의한 것과 매우 유사한 형상을 보여 주고 있다. 또 최대 유동 속도는 0.2 cm/sec로 매우 작은 값을 나타내고 있다.

Fig.9-F는 용접 풀 내의 온도 구배에 따른 또는 표면 활성화 요소에 의한 표면 장력[S] 효과의 유동 형상을 보여주고 있다. 일반적으로는 그 유동 형태는 표면 장력 계수의 부호 및 표면 활성화 요소의 존재 여부에 따라서 큰 차이를 나타낸다. 본 결과는 식 (12)에 주어진 식으로 계산된 결과를 제시 하고 있다. 유동 형태는 반경 방향으로 바깥으로 향하고 있으며, 최대 반경 방향의 속도는 8.9 cm/sec로 나타났다.

Fig.9-G ~ I는 각 구동력의 조합에 따른 유동 형태를 제시하고 있다. [S + D] 힘에 의한 유동 형태는 합성력에 의한 것과 매우 유사한 형상을 보였으며, 이미 앞에서 언급 하였듯이 전자기력[E]과 부력[B]은 전류가 낮을 때는 큰 역할을 하지 않음을 알 수 있었다.

Fig.10은 각 구동력에 따라 재료의 반경 방향의 함수로 표면의 유동 속도를 나타내

고 있다. 표면 장력에 의한 표면의 유동 속도는 용접 풀의 끝쪽에서는 음의 속도를 나타내며, 안쪽에서는 양의 속도를 나타내고 있다. 이러한 속도 방향의 변화는 Fig.2에 나타낸 온도에 따른 표면 장력 구배값이 음의 값에서 양의 값으로 변하는 것과 일치하고 있다. 본 연구 모델에서 계산된 속도 크기는 이미 다른 사람들이 계산한 크기 (0.005 cm/sec ~ 100 cm/sec)와 정량적으로 유사한 값을 보여 주었다 [4,7,10,11,14,16,21].

Fig.11은 각 구동력에 따라 표면의 반경 방향의 함수로 표면의 온도를 나타내고 있다. 본 연구 결과 액상 온도 이상에서는 구동력에 따라 큰 차이를 보여 주고 있음을 알 수 있다. 특히 부력[B]과 전자기력[E]과 순수한 전도[C]에 의한 표면 온도 분포는 매우 흡사한 결과를 보여 주었다.

Fig.12는 각 구동력에 따른 최대 속도의 크기를 나타내고 있다. 그림에서 표면 장력[S]과 플라즈마 아크 가스의 충돌력[D]에 의한 최대 속도는 부력[B]과 전자기력[E]에 의한 것에 비해서 매우 큰 값을 보이고 있음을 알 수 있다.

5.결 론

정지 GTA 용접 공정의 천이(transient) 2 차원의 수치 모델 설정을 통해 용접 풀의 거동을 규명하기 위해 열 및 물질 유동 해석이 수행되었다. 용접 아크로부터 용접 모재로의 전달 현상은 용접 아크의 해석을 통한 결과를 적용하였으며, 용접 풀의 표면에 작용하는 아크 압력에 의한 표면 변형이 고려 되었다.

본 연구에서는 전자기력, 표면 장력, 플라즈마 아크의 충돌력 및 부력을 고려한 용접부의 열 및 물질 유동 해석이 수행 되었으며, 도출된 주요 결론은 다음과 같다.

- 1) 용접 풀의 대류에 영향을 끼치는 각 구동력은 용접부의 기하학적 형상에 개별적으로 또는 복합적으로 영향을 끼치므로 풀 거동 해석시 반드시 고려되어야 한다.
- 2) 본 모델을 통해 예측한 용접 풀의 기하학적 형상은 실험 결과와 매우 잘 일치하는 결과를 보였으며, 제시된 모델은 용접 풀의 거동을 해석하는데 매우 유용한 도구로 활용 할 수 있을 것으로 판단

된다.

- 3) 용접부의 대류 효과는 용접 풀의 깊이에 매우 큰 영향을 끼치며, 폭에는 비교적 큰 영향을 끼치지 않았다.
- 4) 플라즈마 아크의 가스 충돌력은 용접 풀 거동 해석에 매우 중요한 역할을 하며 그 영향은 표면 장력 효과와 유사 하였다.

REFERENCES

- [1] D. R. Athey, A mathematical model for fluid flow in a weld pool at high currents, *J. of Fluid Mech.*, 98(4), pp.787~801, 1980
- [2] G. M. Oreper, T. W. Eager, and J. Szekely, Convection in arc weld pools, *Weld. J., Res. Suppl.*, 62(11), pp.307s~312s, 1983
- [3] G. M. Oreper, and J. Szekely, Heat and fluid flow phenomena in weld pools, *J. of Fluid Mech.*, 147(10), pp.53~79, 1984
- [4] Sindo Kou and D.K.Sun, Fluid flow and weld penetration in stationary arc weld, *Metall. Trans. A*, Vol.16A, pp.203~213, Feb., 1985
- [5] Sindo Kou and Y.H.Wang, Weld pool convection and its effect, *Weld. J., Res. Suppl.*, 65(3), pp.63s~70s, 1986
- [6] T.Zacharia, H.Eraslan, D.K.Aidun, and S.A.David, Three-dimensional transient model for arc welding process, *Metall. Trans. B*, Vol.20B, pp.645~659, Oct., 1989
- [7] Y.P.Lei and Y.W.Shi, Numerical treatment of the boundary conditions and source terms on a spot welding process with combining buoyancy-Marangoni-driven flow, *Numerical Heat Transfer*, Part B, Vol.26, pp.455~471, 1994
- [8] R. T. C. Choo and J. Szekely, The effect of gas shear stress on Marangoni flows in arc welding, *Weld. J., Res. Suppl.*, pp. 223s~233s, Sep. 1991
- [9] R. T. C. Choo, J. Szekely, and R. C. Westhoff, Modeling of high-current arcs with emphasis on free surface phenomena in the weld pool, *Weld. J., Res. Suppl.*, Sep., pp 346s-361s, 1990
- [10] S.Yokoya and A.Matsunawa, Heat and mass transfer and their effect on penetration shape in stationary TIG arc weld pool, *Tran.of the Japan welding Society*, Vol.24, No.1, pp 2~9, Apr. 1993
- [11] S.D. Kim and S.J. Na, Effect of Weld Pool deformation on weld penetration in stationary gas tungsten arc welding, *Weld. J., Res. Suppl.*, pp 179s-193s, May. 1992
- [12] J.W. Kim and S.J. Na, A study on three-dimensional analysis of heat and fluid flow in gas metal arc welding using boundary-fitted coordinates, *Trans. of ASME, J. of Eng. for Industry*, pp.78~85, Feb., 1994
- [13] D.B.Spalding, J. Mathematics and computers in simulation, X III :267, 1981
- [14] S.Y. Lee, A study on numerical analysis of welding arc and molten pool considering electrode angle in stationary TIG welding, *Ph.D. thesis*, KAIST, South Korea, May., 1994
- [15] P.Sahoo, T.DebRoy, and M.T.McNallan, Surface tension of binary metal surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy, *Metall. Trans. B*, Vol.19B, pp.483~491, Jun. 1988
- [16] T. Zacharia, S. A. David, J. M. Vitek and T. Debroy, Weld pool development during GTA and laser beam welding of type 304 stainless steel, Part I-Theoretical analysis, *Weld. J., Res. Suppl.*, pp 499s-509s, Dec. 1989
- [17] J. Goldak, M. Bibby, J. Moore and B. Patel, Computer modeling of heat flow in welds, *Metall. Trans.*, 17B, pp 587-600, Sep. 1986
- [18] Y. S. Touloukian, *Thermophysical properties of high temperature solid materials*, Vol.3, 1967(The Macmillan Co.)
- [19] T. Ohji and K. Nishiguchi, Mathematical modeling of molten pool in arc welding of thin plate, *IIW Doc.211-555-83*, 1988
- [20] S. V. Patankar, *Numerical heat transfer and fluid flow*, 1980(McGraw-Hill)
- [21] R. T. C. Choo, J. Szekely and R. C. Westhoff, On the calculation of the free surface temperature of gas-tungsten-arc weld pools from first principles : Part I. Modeling the welding arc, *Metall. Trans. B*, Vol.23B, pp.357~369, June, 1992

Table 1 Boundary conditions for weld pool model

	u	w	T	ϕ
AB	0	$\frac{\partial w}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial T}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0$
BC	0	0	$\frac{\partial T}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0$
CD	0	0	$h_c(T - T_{\infty}) = -k \frac{\partial T}{\partial z}$	$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0$
DE	0	0	$h_c(T - T_{\infty}) = -k \frac{\partial T}{\partial r}$	$\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0$
EF	0	0	$q_n(r) = -k \frac{\partial T}{\partial n}$	$j_n(r) = -\sigma \frac{\partial \phi}{\partial n}$
FA	$-\mu \frac{\partial V_s}{\partial n} = \tau_a + \frac{d\gamma}{dT} \frac{\partial T}{\partial s}$	0	$q_n(r) = -k \frac{\partial T}{\partial n}$	$j_n(r) = -\sigma \frac{\partial \phi}{\partial n}$

Table 2 Material properties for AISI 304

Nomenclature	Symbol	Unit	Value
Activity of sulfur	a_i	wt-%	0.001
Coefficient of thermal expansion	β	$^{\circ}\text{K}^{-1}$	10^{-4}
Constant in surface tension gradient	A_{γ}	$\text{N/m} \cdot ^{\circ}\text{K}$	4.3×10^{-4}
Density	ρ	kg/m^3	7200.0
Effective viscosity	μ	$\text{kg/m} \cdot \text{S}$	0.05
Electrical conductivity	σ	$\Omega^{-1} \text{m}^{-1}$	7.7×10^5
Emissivity of body surface	ε		0.9
Gas constant	R_g	$\text{J/kg} \cdot \text{mole}$	8314.3
Latent heat of fusion	ΔH	J/kg	2.47×10^5
Liquidus temperature	T_L	$^{\circ}\text{K}$	1723
Magnetic permeability of vacuum	μ_0	H/m	1.26×10^{-6}
Solidus temperature	T_s	$^{\circ}\text{K}$	1673
Specific heat	C_p	$\text{J/kg} \cdot ^{\circ}\text{K}$	Fig.5
Standard heat of adsorption	ΔH_o	$\text{J/kg} \cdot \text{Mole}$	-1.88×10^8
Surface excess at saturation	Γ_s	$\text{J/kg} \cdot \text{Mole} \cdot \text{m}^2$	1.3×10^{-8}
Surface tension at pure metal	γ_m	N/m	1.943
Thermal conductivity	k	$\text{W/m} \cdot ^{\circ}\text{K}$	Fig.5

Table 3 Welding parameters used

Welding parameter	Notation	Value used
Arc length, mm	L_a	2.0
Arc voltage, V	V	14.0
Electrode angle, deg	θ_e	60
Electrode diameter, mm	d_e	3.2
Electrode tip diameter, mm	t_e	0.4
Electrode type		2% thoriated tungsten
Nozzle diameter, mm		12.7
Shielding gas(A_r), l/min	Q	10.0
Welding current, A	I	120

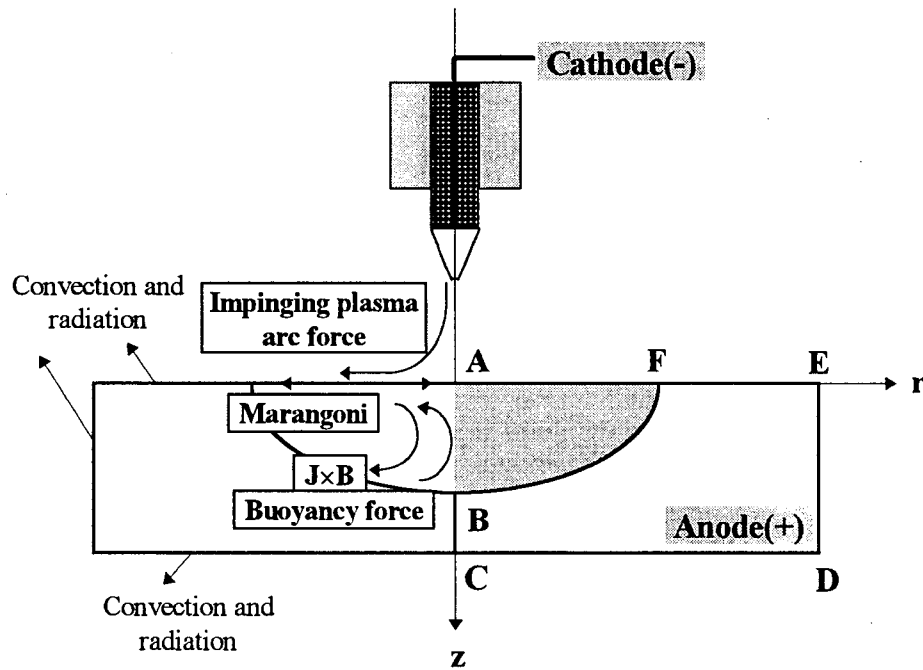


Fig. 1 Schematic representation of stationary GTAW pool with DCSP

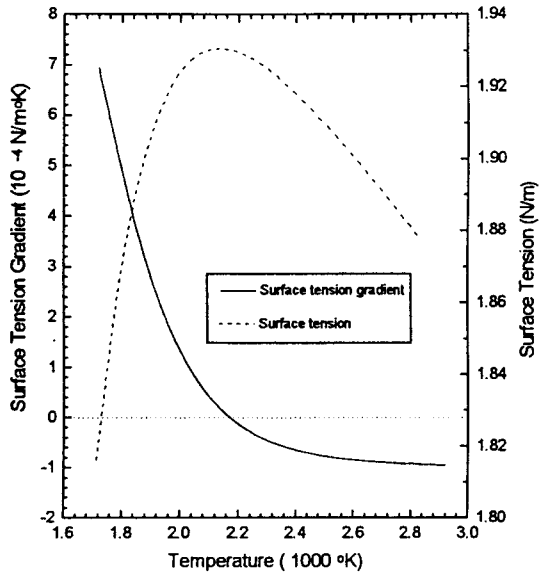


Fig. 2 Surface tension and its gradient as a function of temperature for 10 ppm sulfur

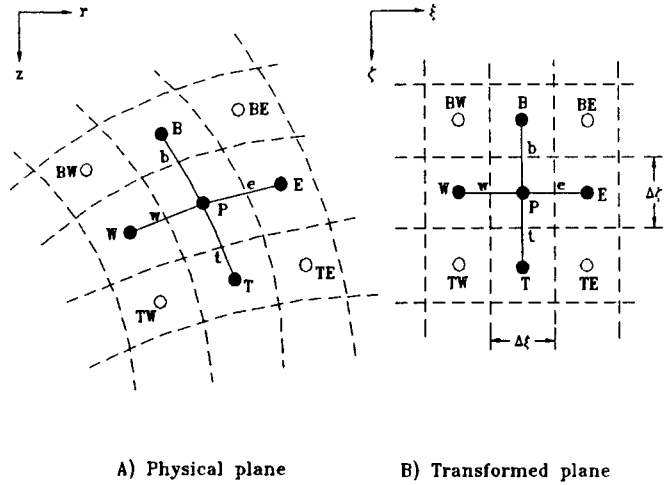
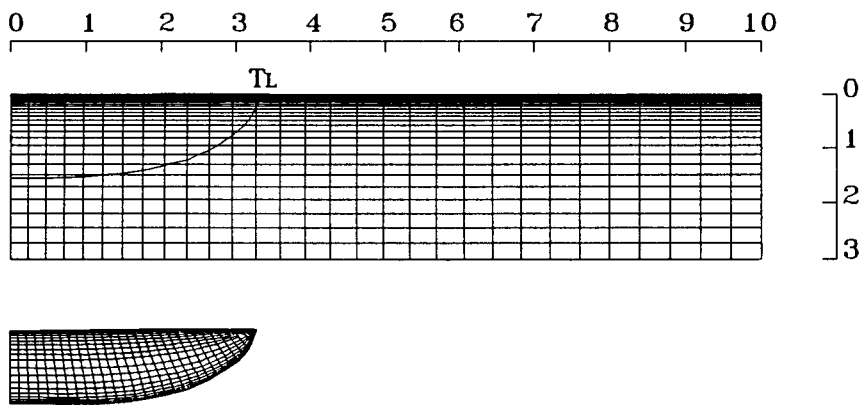
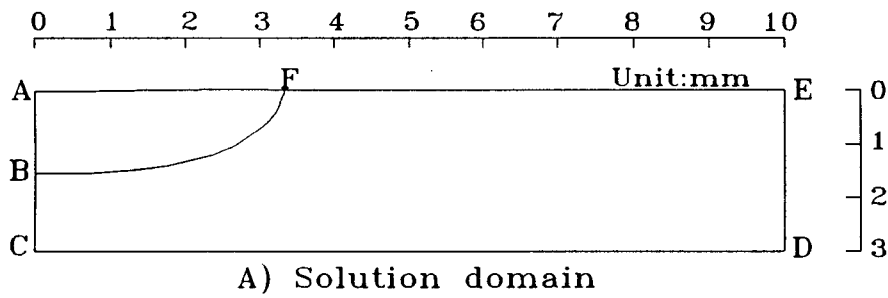
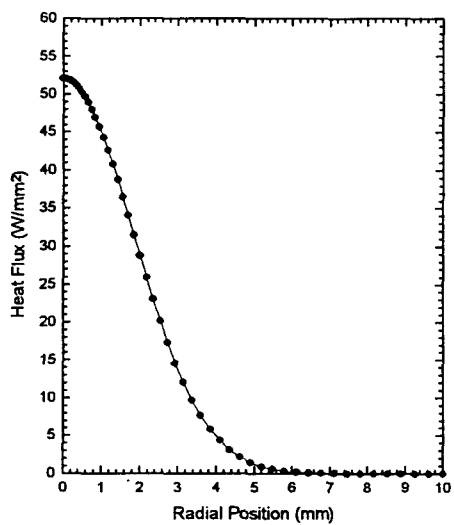


Fig. 3 Finite-difference grid representation

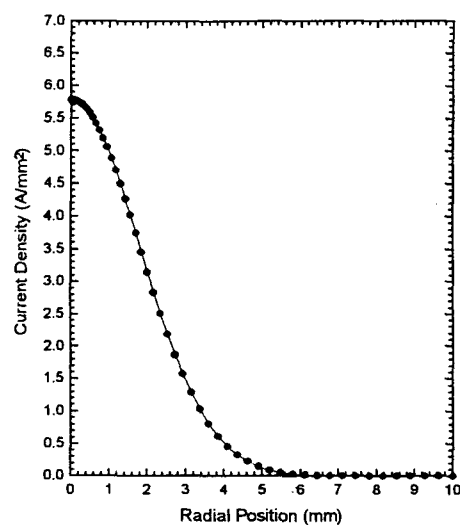


B) Mesh generation

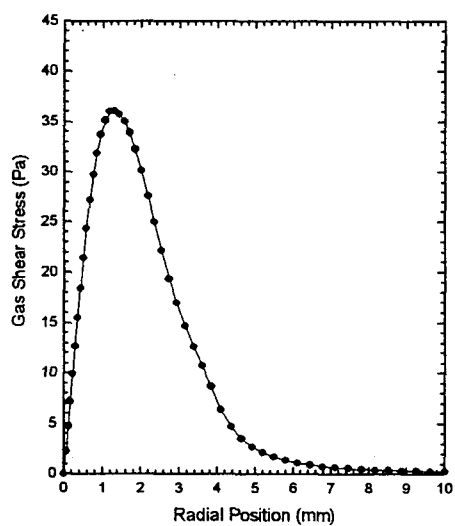
Fig. 4 Solution domain for analyzing weld pool and mesh generation with boundary-fitted coordinates



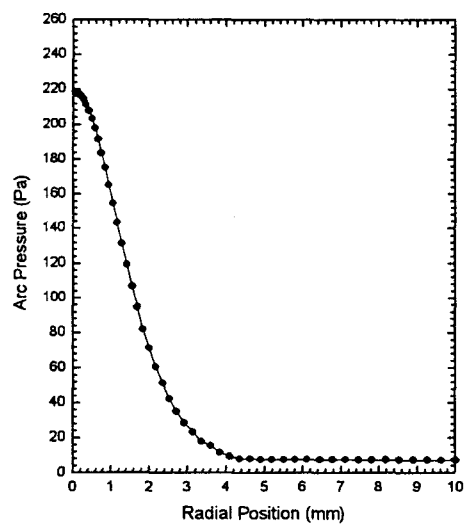
A) Heat flux



B) Current density



C) Anode gas shear stress



D) Arc pressure distribution

Fig. 6 Arc characteristics on molten pool surface

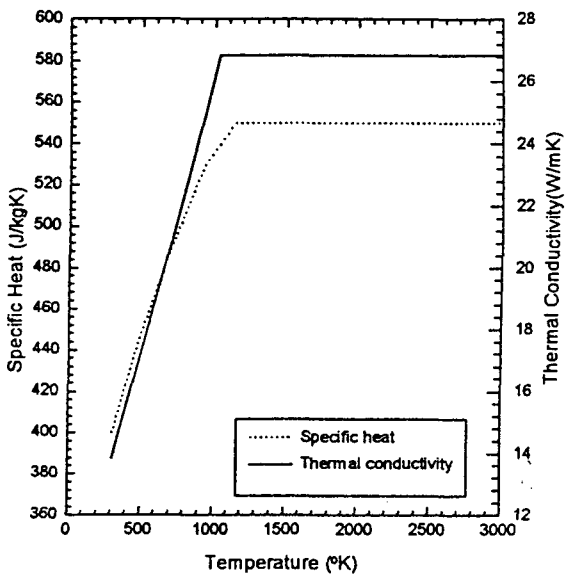


Fig. 5 Thermal conductivity and specific heat of AISI 304[18]

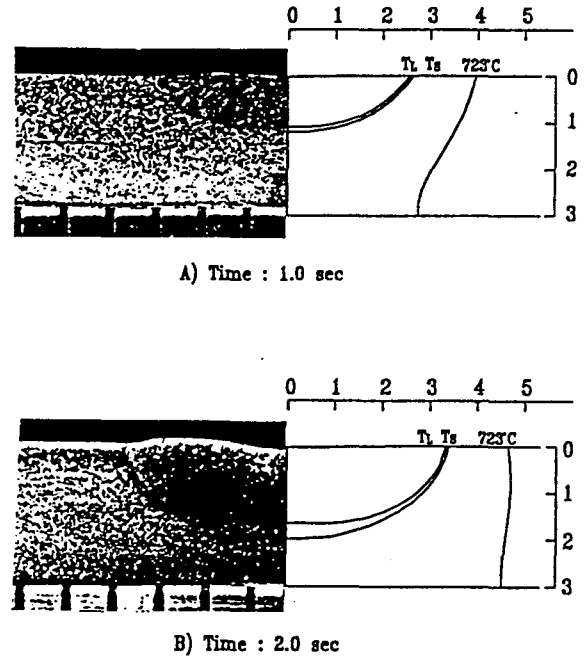


Fig. 7 Comparison of the calculated and experimentally observed weld fusion zone

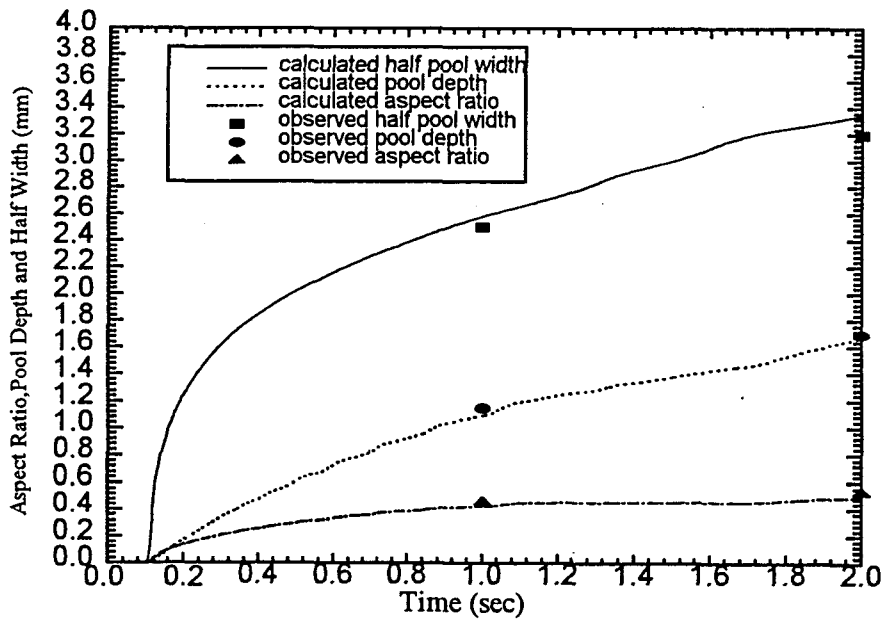
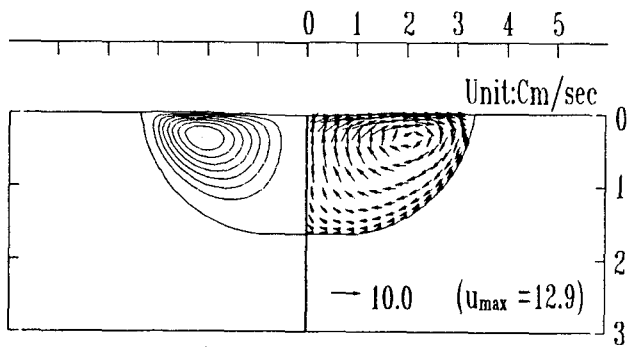
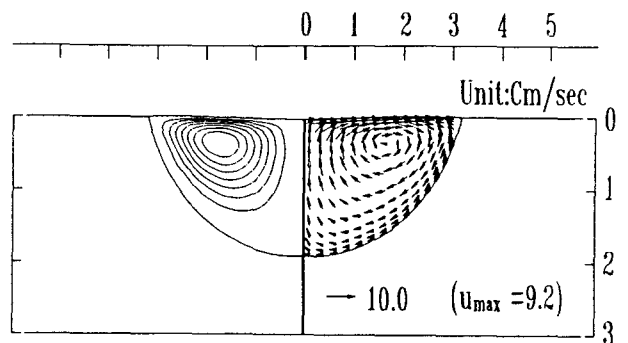


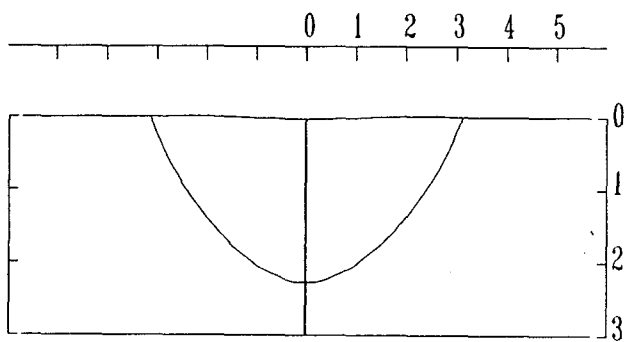
Fig. 8 Computed weld pool depth, half width and aspect ratio



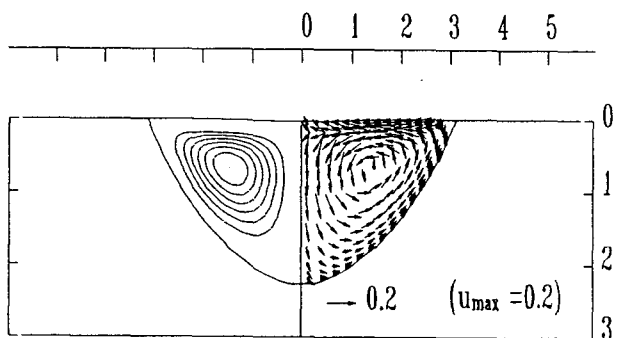
A) Resultant force



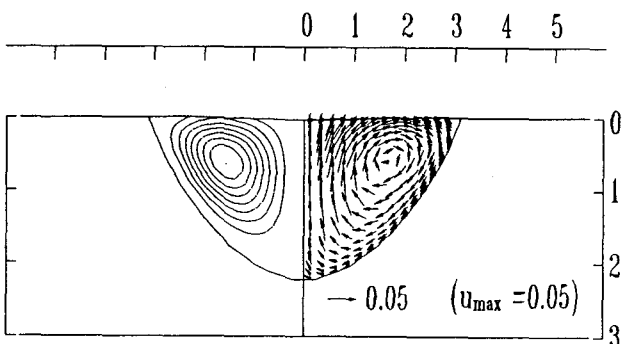
D) Drag force



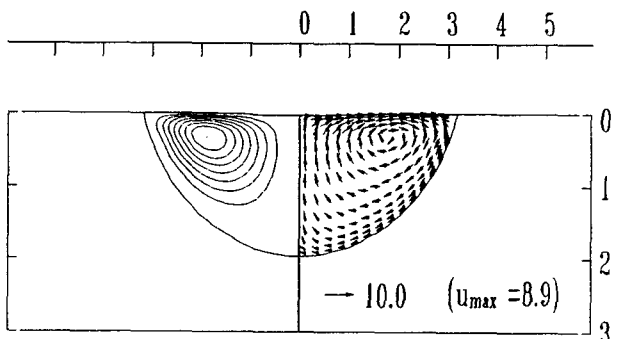
B) No convection force



E) Electric-magnetic force



C) Buoyancy force



F) Surface tension

Fig. 9 Weld pool profile due to different driving forces

Fig. 9 Weld pool profile due to different driving forces

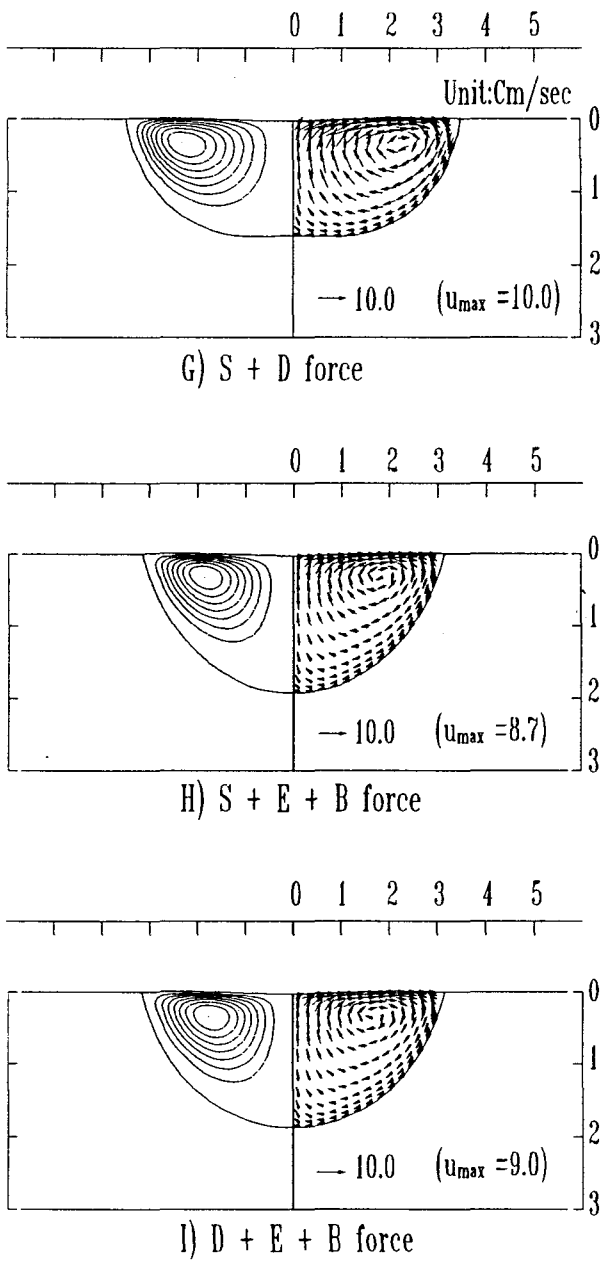


Fig. 9 Weld pool profile due to different driving forces

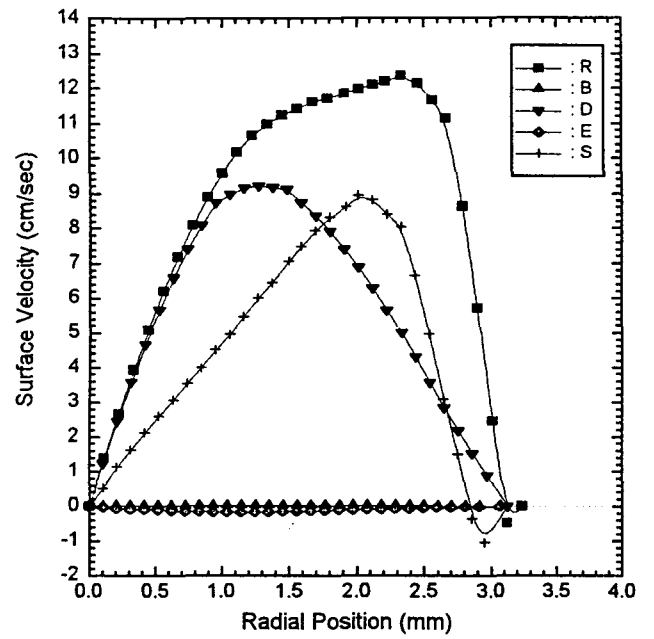


Fig.10 Surface velocity as a function of radial position

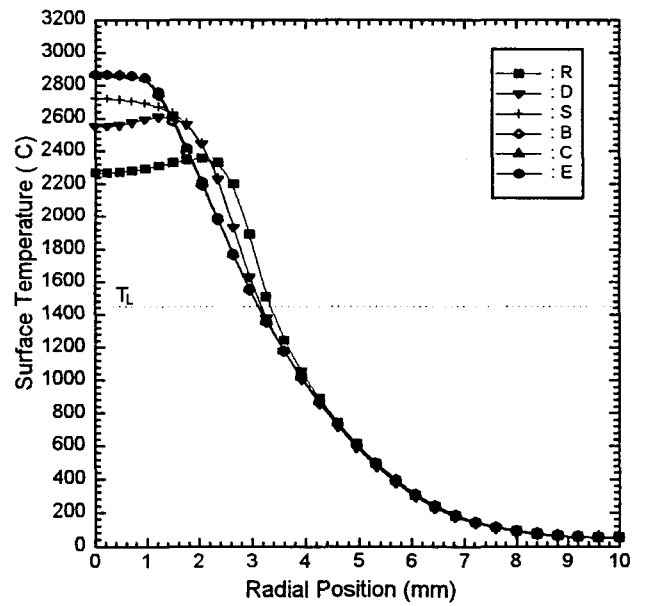


Fig.11 Surface temperature as a function of radial position

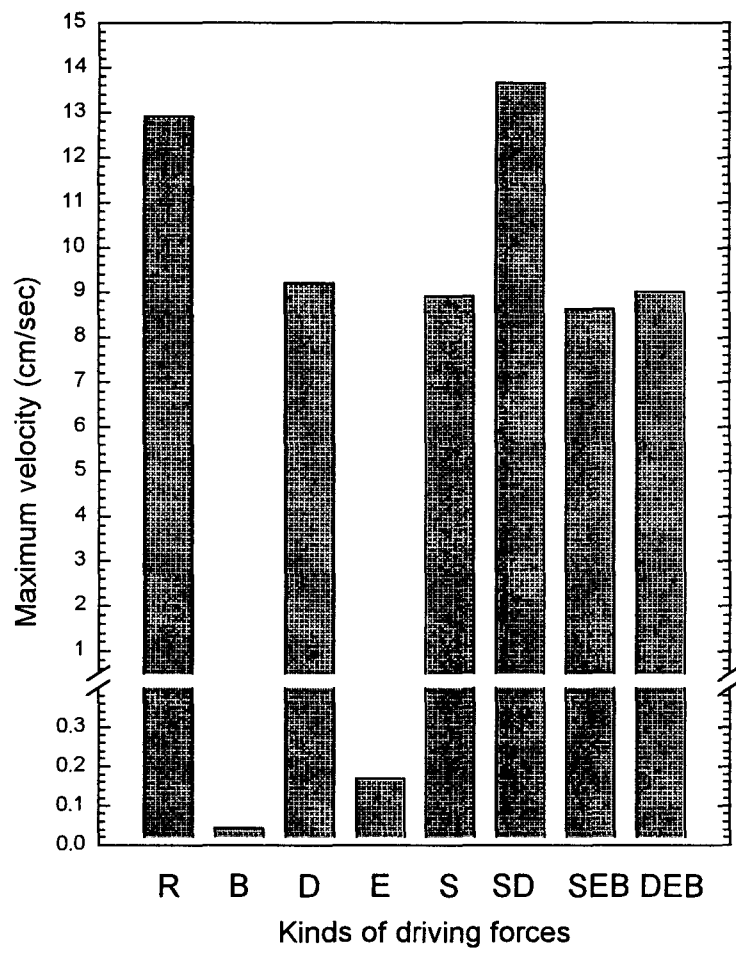


Fig.12 Maximum velocity for each driving force