

<論 文>

플라즈마 키홀 박판 용접에서의 열 및 물질 유동

김 원 훈* · 나 석 주**

(1987년 10월 15일 접수)

Heat and Mass Flow in Plasma Arc Keyhole-Welding of Thin Plate

W. H. Kim and S. J. Na

Key Words : Plasma Arc Welding (플라즈마 아아크 용접), Keyhole(키홀), Heat Conduction (열 전도), Convection(대류), Molten Pool(용융 풀), Moving Coordinate(이동 좌표계), FDM(유한 차분법)

Abstract

Use of a plasma arc as the source of energy for penetration welding of thin plates gives rise to a cylindrical hole surrounded by the molten metal. Material moves from the front to the rear of the hole by flowing around the hole as the workpiece is translated relatively to the arc. Based on the finite difference method, three different computer models have been proposed for the steady state, two dimensional heat and mass flow during the plasma arc welding. In the formulation energy equation was derived by the energy balance method through the cell control volume, and all the governing equations derived for the fixed coordinates was translated for the moving coordinate system. The driving force for fluid flow being considered was only electromagnetic force. The calculated and measured molten pool and HAZ width were compared and better agreement was obtained for the models considering the keyhole effect.

| 기 호 설 명 | | | |
|-----------------|--------------------------------------|-------|--|
| \vec{B} | : 자기 플럭스 벡터 (W_b/m^2) | K_0 | : 2중 0차 수정 Bessel 함수 |
| c_p | : 비열 ($J/kg^\circ C$) | k | : 열전도 계수 ($W/m^\circ C$) |
| E | : 아아크 전압 (V) | N | : 키홀 주위의 그리드(gird) 수 |
| \vec{E} | : 전기 벡터장 | P | : 압력 (N/m^2) |
| F_x or F_x | : x 또는 ξ 방향의 체적력 성분 (N/kg) | Q | : 열원의 강도 ($=\eta EI$) (W) |
| F_y or F_y' | : y 또는 y' 방향의 체적력 성분 (N/kg) | Q_c | : 단위 부피당 단위시간당 발생열량 (W/m^3) |
| $F_b)_m$ | : 평균 전자기력 (N/kg) | r | : 열원 중심에서 임의의 위치까지의 원의 반경 ($=\sqrt{\xi^2 + y'^2}$) (m) |
| \vec{H} | : 자기장 벡터 | T | : 온도 ($^\circ C$) |
| h | : 총체 열전달 계수 ($W/m^2^\circ C$) | T_a | : 대기온도 ($^\circ C$) |
| I | : 아아크 전류 (A) | T_0 | : 초기온도 ($^\circ C$) |
| \vec{J} | : 전류 밀도 벡터 (A/m^2) | T_s | : 고상온도 ($^\circ C$) |
| | | T_v | : 증발온도 ($^\circ C$) |

* 정회원, 대전기계창

** 정회원, 한국과학기술원 생산공학과

- t, t' : 시간(sec)
- t_h : 모재의 두께(m)
- U : 용접속도(m/sec)
- u : x 방향 속도성분(m/sec)
- v : y 방향 속도성분(m/sec)
- W : 시편의 폭(m)
- x, y, z : 정지 좌표계
- ξ, y' : 이동 좌표계
- \bar{r}, \bar{z} : r 및 z 방향의 벡터량
- α : 열확산 계수(m^2/sec)
- Δ : 킥홀 주위의 그리드(grid) 간격(m)
- ϵ : 방사율
- η : 아아크 효율
- μ : 역학적 점성 계수(kg/m sec)
- μ_m : 투자율($=4\pi \times 10^{-7}$) (H/m)
- ν : 동점성 계수(m^2/sec)
- ρ : 밀도(kg/m^3)
- σ_e : 전기 전도도(Mho/m)
- ψ : 유동함수(m^2/sec)
- ω : 와도(sec^{-1})

1. 서 론

플라즈마 아아크용접은 접합이 적극봉과 모재 사이에 집속된 아아크의 열에 의해 이루어지는 아아크용접 공정으로 박판재료의 용접시 기존아아크 용접법에서 관찰 될 수 없는 “킥홀(keyhole)”이 발생되는데 이것은 열원인 플라즈마 아아크가 원통형 형태로 재료를 관통하고 그 주위에 용융금속이 존재하게 되며 재료는 공작물(workpiece) 또는 열원이 움직임으로서 킥홀의 선단에서 후단으로 이동하게 된다. 따라서 용융이 집속된 아아크 열에 의해 발생되기 때문에 유사 공정의 GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)에 비해 노즐을 통한 아아크의 속도가 훨씬 빠르고 그 운동량에 의해 매우 높은 에너지 밀도를 얻을 수 있으므로 용접모재의 깊이 대 용융부폭의 비를 증가시킬 수 있을 뿐만 아니라 모재의 전처리 공정(예, edge preparation)을 줄일 수 있고 빠른 용접속도와 용접공정 변수에 덜 민감한 특징등을 갖고 있다.

킥홀이 고려된 상태에서 용접부의 열 및 물질유동을 규명함으로써 고밀도에너지 용접법의 특징인 킥홀 주변에서의 용접 풀 응고현상 및 형상변화, 온도분포 그리고 대류효과에 따른 용접부 내의 화

학성분의 혼합 및 유동현상을 정량적으로 예측할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 플라즈마 킥홀 용접 시의 열 및 물질 유동을 규명함으로써 용접부 조적변화 예측과 더불어 용접부 형상설계, 열응력 계산 등의 기본자료를 제시하여 전체적인 용접부 품질성능을 향상시키는데 목적이 있다.

2. 이론해석

본 연구에서는 2차원($x-y$ 평면) 준정상 상태에서 박판의 킥홀 용접시 발생하는 열 및 물질유동 연구를 위해 다음과 같은 3종류의 수학적 모델을 설정하였으며 아울러 Rosenthal의 해석적인 방법에 의한 온도 계산과 비교 연구하였다.

- 모델 1 : 킥홀이 없는 박판에서 에너지 방정식에 의한 열유동 모델
- 모델 2 : 킥홀이 있는 박판에서 에너지 방정식에 의한 열유동 모델
- 모델 3 : 킥홀이 있는 박판에서 대류효과가 고려된 열유동 모델

2.1 에너지방정식에 의한 열유동해석

용접부내에서 액체의 대류효과를 고려하지 않고 단지 전도의 효과에 따른 열유동해석을 위해 용접부에서 킥홀이 존재하지 않는 경우(모델 1)와 킥홀이 존재할 때(모델 2)에 대해서 유한차분법(FDM)을 이용하여 온도분포를 계산하였으며, 모델 1에 관련된 사항은 참고문헌(1)에 상세하게 수록되어 있고 본 연구에서는 그 결과만을 고찰하였다. Fig. 1은 이동열원 즉, 플라즈마 토오치로 박판의 맞대기 용접수행시의 좌표계를 보여주고 있으며, 용접 열입력(heat input)에 의해 용접열원 아래에서 용융이 일어나고 열원이 진행하므로써 용융부가 응고되어 용접비이드를 형성하는 전체적인 개략도를 보여주고 있다. 한편 이에 대한 2차원 열전도의 지배

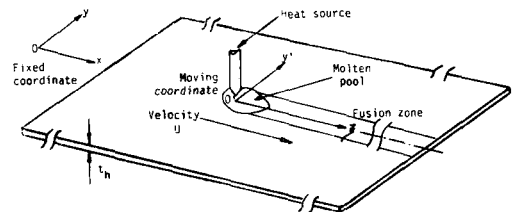


Fig. 1 Coordinate system for analysis of plasma arc welding process

방정식은 다음과 같다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \dot{Q}_c + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (1)$$

식 (1)은 고정좌표계에 대한 수식이다. 따라서 Fig. 1에서와 같이 용접아이크와 동일속도로 움직이는 이동좌표계 (ξ, y', t') 로 변환시킬 경우 다음과 같은 식이 유도된다⁽¹⁾.

$$-\rho c_p U \frac{\partial T}{\partial \xi} + \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t'} = \dot{Q}_c + \frac{\partial}{\partial \xi} \left(k \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) + \frac{\partial}{\partial y'} \left(k \frac{\partial T}{\partial y'} \right) \quad (2)$$

용접진행 방향으로 길이가 충분히 길다고 가정하면 용접초기 및 마지막의 과도기적(transient)상태를 제외하고는 온도분포가 열원과 동시에 움직이는 이동좌표계에 대해서 정상상태(또는 준 정상상태)라고 볼 수 있으므로 시간에 관련된 항인 식 (2)의 좌변 두번째 항은 제거된다.

유한차분식의 유도는 식(2)에서 직접 유도될 수 있지만 본 연구에서는 제어체적에 대해 에너지평형을 고려하여 유한차분식을 유도하였다. 2차원 준정상 상태에 대한 해석적인 해는 Rosenthal에 의해 처음으로 식 (3)과 같이 유도되었으며⁽²⁾, 사용된 가정은 (1) 선열원, (2) 복사 및 대류에 의한 열 손실 무시, (3) 일정한 재료의 열적 성질등의 비현실적인 가정의 적용으로 특히 고온영역에서는 실험치와 잘 맞지 않는 경향이 있다.

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi k l_n} \exp\left(-\frac{U}{2\alpha} \xi\right) K_0\left(\frac{U}{2\alpha} r\right) \quad (3)$$

본 연구에서 Rosenthal식에 의한 온도분포계산시 열적성질을 나타내는 k 및 α 의 값은 AISI 4130의 고상온도인 1535°C에서의 값을 적용하여 수치계산과 비교하였다.

2.2 용접부내의 속도장을 고려한 열유동해석

용접부내의 유체유동을 고려한 열 및 물질유동 해석을 위해 2차원 정상(또는 준정상)상태하에 안정된 키흐가 존재한다는 가정하에 속도장 및 온도분포를 유한차분법을 이용하여 계산하였다(모델 3). 적용된 주요 가정 및 고려 사항은 다음과 같다.

(1) 열전달 및 물질유동은 x, y 방향에 국한되는 2차원 정상(또는 준정상) 상태이다. 그리고 열전달 및 물질유동은 x, y 방향에 국한한다.

(2) 고체금속의 열적성질(k, c_p)은 온도에 따라 변화하는 값을 적용하였으나, 액체 금속유동의 특

성 ν 는 실험적 자료의 부족으로 일정하다고 본다.

(3) 용접모재(또는 시편)에 비해 용융부의 크기는 극히 적으므로 유동은 층류(laminar flow)이다.

(4) 용접부 유동현상을 유발하는 주요한 힘으로는 전자기력(electromagnetic force), 부력(buoyancy force), 표면장력(surface tension force)을 들 수 있는데 이 힘들중 x, y 방향에서 부력은 적용될 수 없고, 또 키흐 벽면에서의 온도는 증발온도(vaporization temperature)로 일정하다는 가정하에 표면장력 효과는 고려될 수 없기 때문에 전자기력만을 계산에 고려하였다.

(5) 키흐의 존재로 전자기력의 각 성분에는 영향을 주지 않는다.

(6) 자유표면은 평면을 유지하고 키흐의 형상은 원형형태를 유지한다.

(7) 용융부내의 표면활성화요소(surface active elements)는 존재하지 않는다.

(8) 액체금속은 비압축성이다.

Fig. 1에 나타낸 이동좌표계에서 준정상 2차원 상태에 대한 지배방정식은 다음과 같이 유도된다.

연속방정식 :

$$\frac{\partial u}{\partial \xi} + \frac{\partial v}{\partial y'} = 0 \quad (4)$$

운동량방정식 :

(x -방향)

$$(u-U) \frac{\partial u}{\partial \xi} + v \frac{\partial u}{\partial y'} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial \xi} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y'^2} \right) + F_x \quad (5)$$

(y -방향)

$$(u-U) \frac{\partial v}{\partial \xi} + v \frac{\partial v}{\partial y'} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y'} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y'^2} \right) + F_{y'} \quad (6)$$

에너지방정식 :

$$\rho c_p [(u-U) \frac{\partial T}{\partial \xi} + v \frac{\partial T}{\partial y'}] = \dot{Q}_c + \frac{\partial}{\partial \xi} \left(k \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) + \frac{\partial}{\partial y'} \left(k \frac{\partial T}{\partial y'} \right) \quad (7)$$

식 (4)~(7)을 직접 풀어서 속도장 u, v 를 구할 수 있으나 (Primitive Variable Approach) 운동량 방정식에서 미지항인 압력이 결정되어야 하므로 본 연구에서는 2차원 비압축성 Navier-Stokes 방정식을 해석하는데 유용한 방법인 Vorticity Stream Function Approach 방법을 도입하여 속도장 u, v

를 계산하였다. 정의에 의해서 와도(vorticity)는 2차원 직교 좌표계에서

$$\omega = \frac{\partial v}{\partial \xi} - \frac{\partial u}{\partial y'} \quad (8)$$

로 되고 유동함수(stream function)는 다음과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} u &= \frac{\partial \psi}{\partial y'} \\ v &= -\frac{\partial \psi}{\partial \xi} \end{aligned} \quad (9)$$

압력구배(pressure gradient) 항을 소거하기 위해 식 (6) × $\frac{\partial}{\partial \xi}$ - 식 (5) × $\frac{\partial}{\partial y'}$ 한 후 u, v 대신에 와도와 유동함수 값을 대입한 후 정리하면 운동량 방정식에서 다음과 같은 vorticity transport 식이 유도된다.

$$\begin{aligned} (u-U) \frac{\partial \omega}{\partial \xi} + v \frac{\partial \omega}{\partial y'} \\ = \nu \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial y'^2} \right) + \left(\frac{\partial F_{y'}}{\partial \xi} - \frac{\partial F_{\xi}}{\partial y'} \right) \end{aligned} \quad (10)$$

또 식(8)을 유동함수 ψ 값으로 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial y'^2} = -\omega \quad (11)$$

따라서 식 (10)과 (11)을 동시에 만족하는 ψ 와 ω

를 구한 후 유동함수의 정의에 의해 용융영역에서 속도장 u, v 를 계산한다.

2.3 열원(Heat Source)

플라즈마 용접시 용접초기 및 마지막 과도적인 공정을 제외하면 용접입열은 안정된 키홀이 발생한 경우 일부의 유출 플라즈마(efflux plasma)는 키홀 바깥으로 빠져나가고 또 극히 일부는 모재표면을 통해 전달된다. 그러나 본 연구에서는 고밀도에너지 용접특성인 선열원이라는 가정하에 대부분의 열은 키홀벽면을 통해 모재내부로 열전달이 이루어진다고 보고, 키홀 인접 그리드(grid)에서 아아크 효율이 고려된 열량이 균등하게 발생된다는 가정하에 발생열량 \dot{Q}_c 를 다음과 같이 계산하였다(Fig. 2 참조)

$$\dot{Q}_c = \frac{\eta EI}{N \times \Delta y \times t_h \times \left(\frac{\Delta x}{2} \right)} \quad (12)$$

여기서 $\Delta x, \Delta y$ 는 각각 x, y 방향의 그리드 간격을, N 은 키홀주위의 그리드 수를 나타낸다. 플라즈마 아아크 용접시의 아아크 효율(η)은 일반적으로 50~70%이라고 보고있다⁽⁴⁾. 따라서 본 연구에서는 아아크 효율을 0.6으로 하여 발생열량을 결정

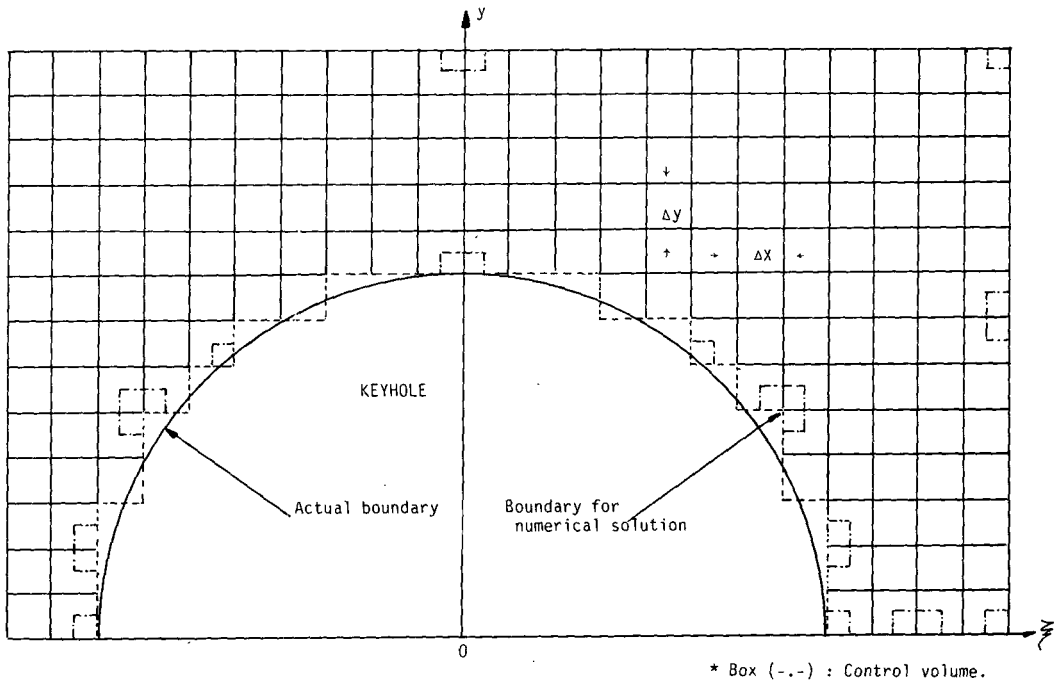


Fig. 2 Grid generation around keyhole

* Box (-.-) : Control volume.

하고, 온도 및 속도분포를 계산하였다.

2.4 경계 및 초기조건

용접재료의 중심선에서 대칭성 요구조건에 의해 y -방향으로의 온도구배는 0이라고 보고, 재료가 얇다는 가정하에 모서리 부위에서의 열손실은 모재 표면에서의 열손실에 비해 무시할 수 있다고 가정하였다. 용접열원으로 부터 멀리 떨어진 부위에서는 열원의 영향을 받지 않으므로 온도는 거의 변화하지 않지만 이 조건을 적용할 경우 해석영역이 증가되고, 특히 선열원(line heat source)인 플라즈마 용접시 키폭반경내의 그리드 수에 비해 나머지 그리드수가 증가되어 해의 수렴 및 안정성에 영향을 끼치기 때문에 용접열원이 통과하지 않은 재료의 전단부에서는 모재의 초기온도로, 용접열원이 통과한 후단에서는 전도경계면(conductuin boundary), 즉, 경계면을 기준으로 내부 및 외부에서 온도차이가 같다는 가정을 하였다. 이상의 경계조건을 요약하면 다음과 같다.

- (1) $\frac{\partial T}{\partial y'}=0$ at $y'=0$
- (2) $\frac{\partial T}{\partial y'}=0$ at $y'=-\frac{W}{2}$
- (3) $T=T_0$ at $\xi=-\infty$
- (4) $T_{i+1, j}=2T_{i, j}-T_{i-1, j}$ at $\xi=+\infty$

한편 액체금속과 고체금속 사이의 경계면 즉 $f(\xi, y')=C$ 를 알 수 없으므로 첫단계로 모델 2에서 $T=T_s$ (solidus temperature)를 기준하여 경계면을 설정한 후 이 경계면 내부를 액체금속으로 가정하고 속도장을 계산한 후 모델 3에서 새로운 경계면 $T=T_s$ 를 기준하여 다시 속도장을 계산하였으며 이 경계면에서의 상변태에 따른 잠열은 계산의 간편을 위해 고려하지 않았다. 속도장 계산에 적용된 경계조건은 다음과 같다.

- (1) 키폭주위
 - (i) 유동 함수 $\psi_{i, j}=0$
 - (ii) 와도

Flat surface :

$$\omega_{i, j} = \frac{2(\psi_{i, j} - \psi_{i+1, j})}{(\Delta x)^2} = -\frac{2\psi_{i+1, j}}{(\Delta x)^2}$$

Sharp concave corner :

$$\omega_{i, j} = 0$$

Sharp convex corner :

$$\omega_{i, j} = 0$$

- (iii) Velocity vector components

$$u_{i, j} = 0, v_{i, j} = 0 \tag{1}$$

- (2) 고체와 유체의 경계면

- (i) 유동 함수

$$\psi_{i, j} = U \cdot y'_{i, j}$$

- (ii) 와도

키폭 주위의 경계조건과 동일

- (3) 용접 중심선

- (i) 유동 함수

$$\psi_{i, j} = 0$$

- (ii) 와도

$$\omega_{i, j} = 0$$

2.5 체적력(Body Force) 계산

유동현상을 발생시키는 체적력은 전자기력과 부력으로 구분되는데⁽³⁾, 2차원해석시 부력은 작용할

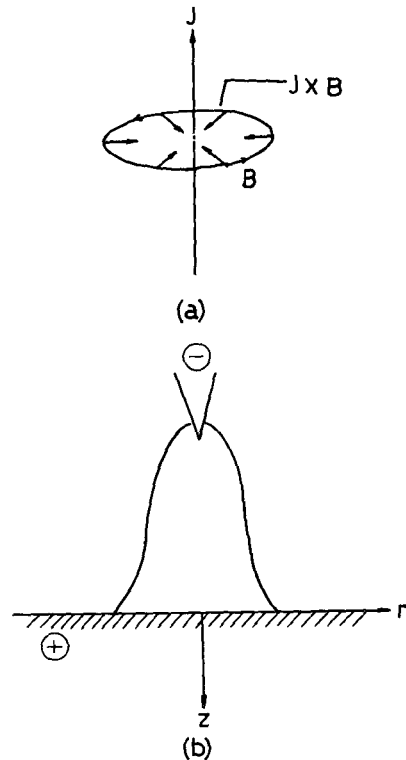


Fig. 3 (a) Azimuthal magnetic field B generated by current density J . Arrow toward center of loop represents direction of Lorentz force $J \times B$. (b) Divergent arc.

수 없으므로 전자기력에 의한 체적력만이 다음과 같은 Maxwell의 식으로부터 계산되었다.

$$\vec{J} = \sigma_e \vec{E} \quad (13)$$

$$\vec{B} = \mu_m \vec{H} \quad (14)$$

Fig. 3은 전류밀도 \vec{J} 에 의해 발생하는 자기장 \vec{B} 와 Lorentz 힘의방향 및 아아크형상을 보여주고 있는데, Fig. 3(b)와 같은 좌표계에서 주어진 전류하에 전자기력은 다음식으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \vec{F}_m &= \vec{J} \times \vec{B} \\ &= \frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 (r^2 + z^2)^{3/2}} \left(1 - \frac{z}{(r^2 + z^2)^{1/2}} \right) \\ &\quad \times \left(\vec{z} - \frac{z}{r} \vec{r} \right) \end{aligned} \quad (15)$$

실제 식(15)는 무한두께에 대한 식이지만 2차원 해석시 두께는 유한하기 때문에 식(15)를 적용하기 위해서 두께 z 방향으로의 평균 전자기력을 다음과 같이 구하였다.

$$\begin{aligned} F_{bm} &= \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \\ &= \frac{1}{t_h} \int_0^{t_h} \left[-\frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 r} \cdot \frac{z}{(r^2 + z^2)^{3/2}} \right. \\ &\quad \left. \times \left(1 - \frac{z}{(r^2 + z^2)^{1/2}} \right) \right] dz \\ &= -\frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 r t_h} \left[-\frac{1}{\sqrt{r^2 + z^2}} \right. \\ &\quad \left. + \frac{t_h}{2(t_h^2 + r^2)} - \frac{1}{2r} \tan^{-1} \frac{t_h}{r} + \frac{1}{r} \right] \end{aligned} \quad (16)$$

2.6 키홀 직경 계산

키홀이 형성되기 위해서는 키홀주위의 힘의 평형을 생각할 수 있는데, 이때 플라즈마 가스의 유동에 의한 정체 압력이 표면장력 압력과 수력 정수압력의 합보다 같거나 더 커야 발생한다^(4,5). 그러나 이 원리는 열적 성질은 고려되지 않은 식으로 본연구에서는 1차적으로 위 원리를 이용하여 온도분포를 계산한 후 $T = T_b$ (중발온도)내에서 키홀이 발생된다고 가정한 후 이것을 기준하여 다시 해석영역에서 온도 분포 및 속도장을 계산하였다.

2.7 해석방법

해석영역의 그리드 수는 3731(91×41)개로 키홀 반경내에 될 수 있는 많은 수의 그리드가 존재하도록 변화있는 그리드를 사용하여 해의 안정성 및 수렴성을 좋게 하였고, 또 열원중심을 기준으로 급격한 온도구배 변화에 따른 해의 정밀도를 향상시켰다. 모재는 용접 중심선을 기준하여 대칭이기 때문에 속도장 및 온도분포 계산을 위쪽 반면만 수행하였다. 모델3의 컴퓨터 프로그램은 크게 4단계로 (1) Grid generation (2) 체적력 계산 (3) 속도장 계산 (4) 온도 분포 계산으로 구분되어 모델2에서는 모델3의 2, 3항이 제외된 것이다. 온도분포 계산시 계산속도를 증가시키기 위해 Rosenthal의 해석적 방법에 의한 온도를 초기 값으로 주었으며 속도장 및 온도분포 계산을 위해 구성된 연립 방정식은 S. U.R. (Successive Under Relaxation) 방법을 사용하여 계산하였는데, 이때 가중계수(weighting factor)는 0.7로 하였다. 열적 특성은 온도계산시 매 반복(iteration)마다 그 온도에 상응되는 새로운 값들이 사용되었으며, 매 반복단계에서 다음의 수렴 요구조건이 만족될때까지 되풀이하여 계산하였다.

$$\begin{aligned} \text{속도장 : } & \left\{ \begin{array}{cc} \text{New} & \text{Old} \\ \left| \omega(i, j) - \omega(i, j) \right| \\ \left| \psi(i, j) - \psi(i, j) \right| \end{array} \right\}_{\text{Maximum}} \\ & \leq 10^{-8} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{온도 분포 : } & \left\{ \begin{array}{cc} \text{New} & \text{Old} \\ \left| T(i, j) - T(i, j) \right| \end{array} \right\}_{\text{Maximum}} \\ & \leq 0.05\% \\ & (\cong 1^\circ\text{C}) \end{aligned}$$

3. 실험

3.1 실험재료

사용된 재료는 AISI 4130으로 화학성분은 Table 1과 같다⁽⁶⁾. 열적성질인 k , C_p 는 온도에 따라 변화

Table 1 Chemical composition of AISI 4130

| | C | Mn | Si | P | S | Cr | Mo | Ni | Cu |
|------|------|------|------|-------|-------|------|------|------|------|
| Min. | 0.28 | 0.40 | 0.20 | ... | ... | 0.80 | 0.15 | ... | ... |
| Max. | 0.33 | 0.60 | 0.35 | 0.025 | 0.025 | 1.10 | 0.25 | 0.25 | 0.35 |

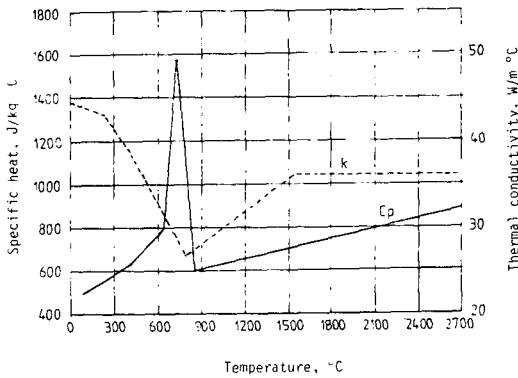


Fig. 4 Thermal property of AISI 4130⁽⁶⁾

되는 값이므로 응용범위 내에서는 참고문헌(6)을 통해 어느 온도 구간마다 선형 보간법에 의해 사용하였으나, 특히 고온에서의 열적성질은 문헌에서 찾을 수가 없었기 때문에 Fig. 4에 나타난 바와 같이 extrapolation하여 적용하였다. 모재 표면에서는 복사와 대류에 의해 열전달이 일어나므로 이 영향을 모두 고려한 식 (17)이 적용되었으며, 계산은

식(18)에 제시되어 있는 바와 같이 제어체적을 통해 손실되는 열량으로 계산되었다⁽⁷⁾.

$$h = 24.1 \times 10^{-3} \epsilon T^{1.61} \quad [W/m^2 \cdot ^\circ C] \quad (17)$$

$$\dot{Q}_c = -h \cdot \Delta x \cdot \Delta y (T - T_a) / l_h \quad (18)$$

여기서 ϵ 은 열간 압연의 경우에 해당되는 0.9를 채택하였으며 T 는 절대온도이다. 계산에 사용된 물리적 성질은 Table 2와 같다.

3.2 실험 내용 및 방법

실험에 사용된 용접기 기종은 MRCT-150 플라즈마 용접기이며 AISI 4130 강판(Mil-S-18729C, condition "A", 시편크기: t 3.2mm \times w 150.0mm \times L 300.0mm)을 사용해 이론에 의한 결과와 비교를 위해 Table 3에 제시된 용접조건으로 용가제 (filler metal)를 사용하지 않고 bead on plate 용접을 실시하였다. 용융부와 열영향부위(HAZ)의 크기를 관찰하기 위해 용접부 시편을 채취하여 연마, etching(3% Nital 용액사용)후 optical projector를 이용해 그 크기를 측정하였으며, 결과는 Table 4에 지시되어 있다.

Table 2 Physical properties used for calculation

| Symbols | Physical properties | Symbols | Physical properties |
|-----------------------------|-----------------------------------|---------------|---------------------|
| ρ (kg/m ³) | 7.845×10^3 | T_s (°C) | 1535 |
| μ (kg/ms) | 6.0×10^{-3} | A_{cl} (°C) | 757 |
| ϵ | 0.9 | T_b^* (°C) | 2730 |
| μ_m (N/A ²) | $4 \times 3.14159 \times 10^{-7}$ | | |

* Iron

Table 3 Plasma arc welding conditions for bead on plate welding in AISI 4130

| Conditions | Case 1 | Case 2 | Case 3 | Case 4 |
|------------------------------------|--------|--------|--------|--------|
| Current (DCSP), A | 100 | 100 | 100 | 100 |
| Arc voltage, V | 30 | 30 | 30 | 30 |
| Travel speed, mm/s | 5.0 | 5.0 | 4.0 | 4.0 |
| Plasma gas flow rate, L/min | 1.5 | 1.5 | 1.5 | 1.5 |
| Shielding gas flow rate, L/min | 2.0 | 2.0 | 2.0 | 2.0 |
| Torch standoff, mm | 4.0 | 4.0 | 4.0 | 4.0 |
| Electrode diameter, mm | 2.4 | 2.4 | 2.4 | 2.4 |
| Nozzle bore diameter, mm | 2.4 | 2.4 | 2.4 | 2.4 |
| Shroud diameter, mm | 12.7 | 12.7 | 12.7 | 12.7 |
| Vertex angle, ° | 30 | 30 | 30 | 30 |
| Base metal initial temperature, °C | 20 | 200 | 20 | 200 |

4. 결과 및 고찰

Fig. 5에는 bead on plate 용접을 시행한 후 형성된 용접비이드의 형태와 용접부의 단면을 나타내었다. 사진에는 용접이 끝난 위치에 키홀이 명확하게 보이고 있으며 용접 비이드가 윗면과 아랫면에 모두 형성된 점에 의해서도 키홀의 발생이 확인될 수 있다. 용접부의 단면 사진에 나타난 용접 비이드의 형상은 시편의 윗면에서 아랫면보다 더 크게 나타나고 있음을 볼 수 있다. 따라서 2차원 해석을 위한 가정에 약간의 모순이 있음을 알 수 있고 보다

정확한 예측을 위해서는 3차원 해석을 도입하여야 할 것이다.

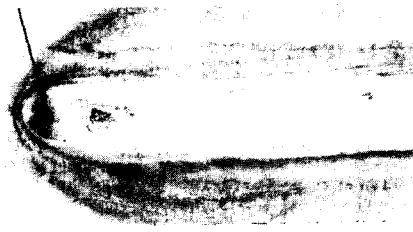
용접조건에 따른 실제 실험결과와 모델을 통한 이론계산 결과가 Table 4에 제시되어 있다. 표에서 실험치는 용접부 윗면에서 관찰되는 용융부 및 열 영향부의 폭으로 나타내었으며 수치해석의 결과는 아아크 효율이 0.6인 경우로 고정하였다. Table 4의 수치중 괄호안의 백분율(%)은 실험 평균치를 기준하여 계산치와의 상대오차를 나타낸다.

용융부 폭은 키홀을 고려한 수치해석 결과 최대 13.7%, 최소 0.0%, 열 영향부의 폭은 최대 -14.6%, 최소 -1.1%의 오차를 보여주었으나 해

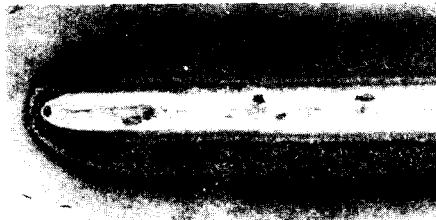
Table 4 The comparison between the experimental and the calculated results of the width of the pool and HAZ.

| Comparison | | Conditions | | Case 1 | Case 2 | Case 3 | Case 4 |
|---------------------------|------------|------------|--------|---------|---------|---------|--------|
| | | | | | | | |
| Pool width, mm(1535°C) | Experiment | 1 | | 4.7 | 4.8 | 5.5 | 5.6 |
| | | 2 | | 5.5 | 5.6 | — | 6.6 |
| | | 3 | | — | 4.1 | — | — |
| | | 4 | | — | 6.0 | — | — |
| | Average | | | 5.1 | 5.1 | 5.5 | 6.0 |
| | Theory | Model 1 | | 4.6 | 4.8 | 4.8 | 5.5 |
| | | (%) | | *(-9.8) | (-5.9) | (-12.7) | (-8.3) |
| | | Model 2 | | 5.5 | 5.8 | 5.5 | 6.3 |
| | | (%) | | (7.8) | (13.7) | (0.0) | (5.0) |
| | | Model 3 | | 5.4 | 5.7 | 5.5 | 6.2 |
| (%) | | | (5.9) | (11.8) | (0.0) | (3.3) | |
| Rosenthal | | 6.2 | 7.2 | 7.7 | 8.9 | | |
| (%) | | (21.6) | (41.2) | (40.0) | (48.3) | | |
| HAZ-width. mm(757°C) | Experiment | 1 | | 8.2 | 8.5 | 9.6 | 9.2 |
| | | 2 | | 9.6 | 10.8 | — | 10.6 |
| | | 3 | | — | 7.8 | — | — |
| | | 4 | | — | 10.7 | — | — |
| | Average | | | 8.9 | 9.5 | 9.6 | 9.9 |
| | Theory | Model 1 | | 7.8 | 8.5 | 8.2 | 10.4 |
| | | (%) | | (-12.4) | (-10.5) | (-14.6) | (5.1) |
| | | Model 2 | | 8.8 | 9.6 | 8.9 | 11.3 |
| | | (%) | | (-1.1) | (1.1) | (-7.3) | (14.1) |
| | | Model 3 | | 8.8 | 9.6 | 8.9 | 11.2 |
| (%) | | | (-1.1) | (1.1) | (-7.3) | (13.1) | |
| Rosenthal | | 14.5 | 16.2 | 16.9 | 17.9 | | |
| (%) | | (62.9) | (70.5) | (76.0) | (80.8) | | |

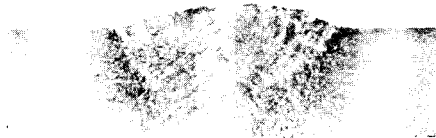
$$* \left(\frac{\text{Theory}}{\text{Experiment}} - 1 \right) \times 100\%$$



(a) Top-view of 'keyhole'



(b) Bottom-view of 'keyhole'



(c) Cross section

Fig. 5 Keyhole and cross section of single arc weld made in horizontal position on 3.2mm thick AISI 4130

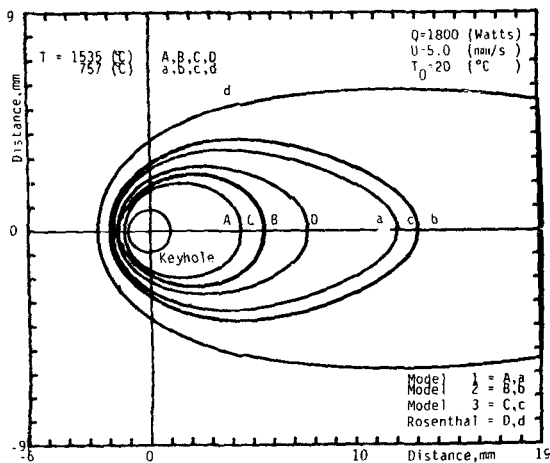


Fig. 6 Calculated isothermal lines for case 1

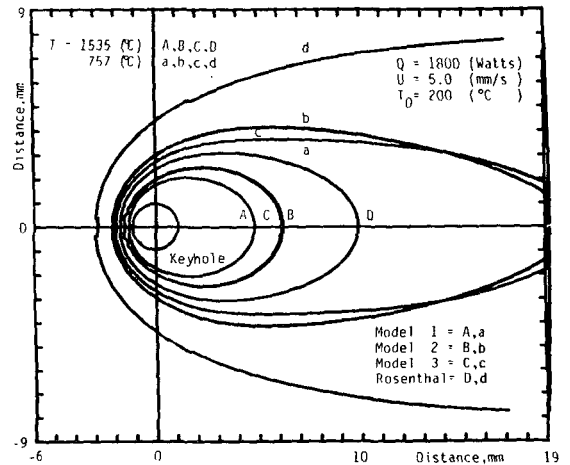


Fig. 7 Calculated isothermal lines for case 2

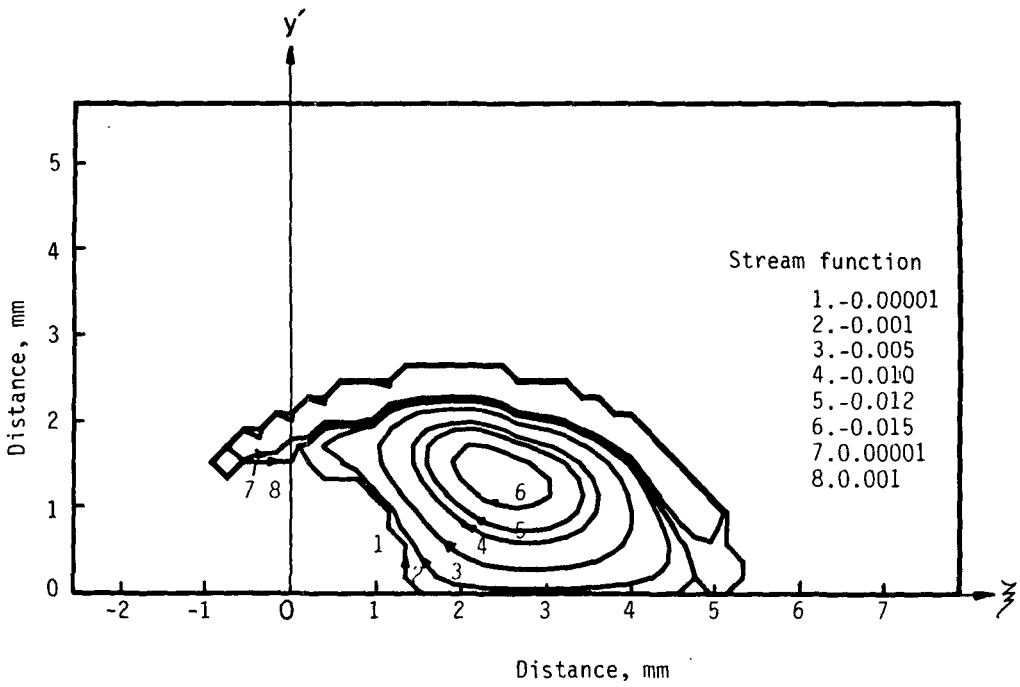


Fig. 8 Calculated stream line patterns for case 1

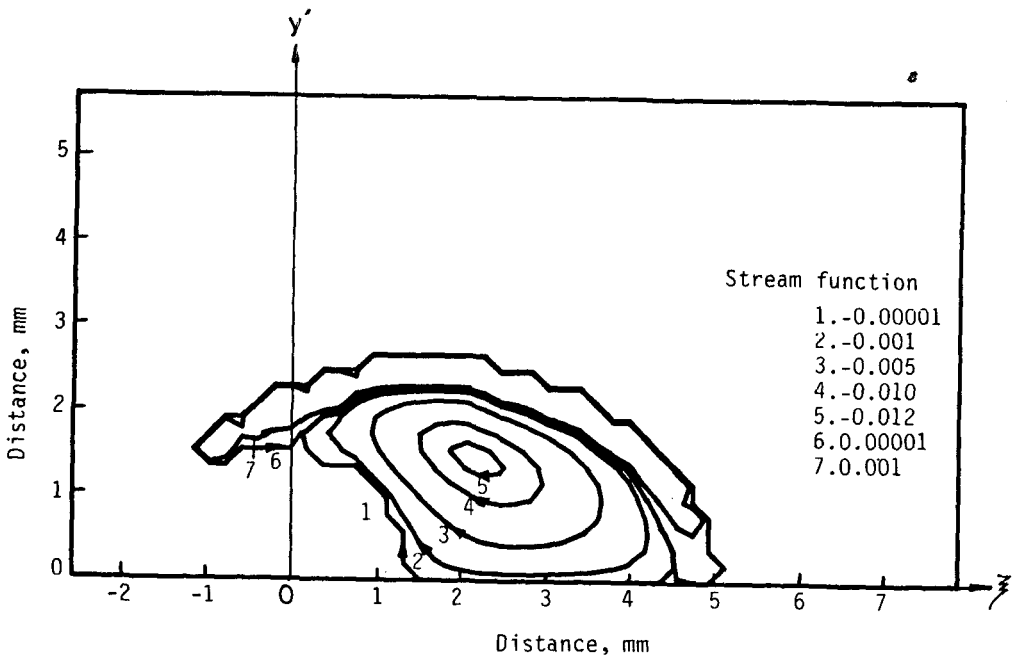


Fig. 9 Calculated stream line patterns for case 3

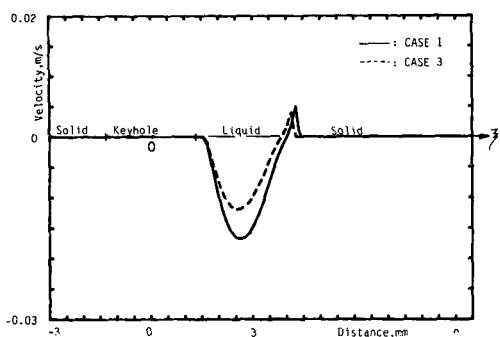


Fig. 10 Velocity distribution along weld center line

석적 방법인 Rosenthal식에 의한 오차는 용융부 최대 48%, 열영향부에서는 최대 81%로서 수치적 방법에 의한 계산의 결과와 많은 차이를 나타내었다. 특히, 모델 2 및 3은 해석결과 거의 유사한 값을 보여 주었는데 속도장이 고려된 모델 3에 의한 용융부와 열 영향부의 폭들이 모델 2에 의한 값에 비해 약간 적은 값을 나타내었다. 상온에서는 열영향부의 폭 및 길이가 용접속도의 증가에 따라 감소하였지만 용융부의 폭과 길이는 모델에 따라 차이가 있었다. 또한 모델 2와 3에서는 용융부의 폭은 감소하였으나 길이는 다소 증가된 경향을 나타내었는데 이는 키홀의 영향때문으로 생각된다. 동일한 열량 공급하에서 용접속도 5mm/s에서의 열영향부의 길이가 4mm/s에 비해 급격한 차이를 보여주었는데, 이것으로부터 저온영역에서는 용접속도가 지배적인 요소로 작용함을 알 수 있다.

각 모델 및 Rosenthal식에 의한 Case 1과 2에 대한 등온선을 Fig. 6과 7에 보여주고 있다. 상온에서와 동일조건하에 모재에 예열을 실시했을 경우 모델 1의 경우에는 용융부의 폭과 길이가 열원 전 후반부에서 동시에 감소된 반면 열영향부의 크기는 열원 전반부는 감소하고 후반부는 증가된 양상을 보였고 모델 2와 3에서는 속도증가에 따라 용융부 및 열영향부의 크기가 전반부에서는 모두 감소된 반면 후반부에서는 모두 증가하는 경향을 보였다.

모델 3을 통해 vorticity stream function approach 방법에 의해 키홀이 존재할 때 용융 풀 내의 속도분포를 계산하였는데 유동현상을 야기시키는 힘들중 전자기력에 의한 영향으로 Fig. 8과 Fig. 9에 보인 바와 같이 Iso-stream line은 2종류의 Circulation loop를 형성함을 볼 수 있고 속도

방향은 고체벽면 근처에서는 양(+의 방향 속도분포를, 키홀근처에서는 음(-의 방향 속도분포를 나타내었다. 또 키홀 벽면과 고체벽면 사이의 유동함수 값이 0에 접근하고 있는 것은 경계면 처리방법을 보여주고 있다. 본연구에서는 계산된 최대 속도 발생 지역은 Fig. 8, 9에서 유동함수 값이 -최대값 부위 근처에서 나타났으며, Case 1~4경우 중 큰 차이는 없었으나 용접속도 증가와 예열온도 증가시에 다소 더 큰 값을 보여주었는데, Case 4에서 약 5cm/s였다. 만일 특성 길이를 용융부의 길이로 취할 경우 Reynolds수로 약 525이며, 이 값을 비교를 위해서 파이프의 임계 Reynolds 수 2100을 용접부 유동에서도 동일하게 취급한다면 풀 내의 유동은 층류라고 볼 수 있을 것이다.

Fig. 10은 용접중심선 상의 속도분포를 보여주고 있다. 키홀 벽면과 고체 벽면에서는 속도 값이 모두 0을 보이고 있으며, 그 두 경계면으로부터 거리가 멀어질수록 속도가 증가하고 있다. 특히 고체 벽면으로부터 키홀쪽으로 진행함에 따라 처음에는 양(+의 방향 속도가 나타나나, 즉시 음(-의 방향 속도로 바뀌어지며 속도의 절대값은 음의 방향 속도가 훨씬 크게 나타나고 있다. 위 그림으로부터는 용융 풀의 길이도 예측할 수 있는데, 주어진 용접 조건에서는 약 6.5mm 길이의 용융 풀이 생성됨을 예측할 수 있다.

5. 결 론

본 연구를 통해 얻어진 결론을 요약하면 다음과 같다.

(1) 이동 아아크 열원을 이용한 키홀이 존재하는 용접시에 나타나는 2차원 정상상태에 대한 자유경계치 문제(Free boundary problem)의 수치해석 모델을 통해 열 및 물질유동을 동시에 해석할 수 있었다.

(2) 용접 풀 내의 유동현상을 야기하는 힘들중 전자기력에 의한 유동현상을 정량적으로 해석한 결과 용융 풀 내의 최대 유동속도는 약 5cm/s에 이르렀다.

(3) 용접 풀 내의 속도장이 고려된 온도분포는 단지 열전도 방정식에 의한 모델과 거의 유사한 온도분포를 보여주었다. 따라서 온도분포만을 해석하는 데는 열전도 현상만을 고려하여도 충분히 정확한 결과를 예측할 수 있다고 여겨진다.

(4) 플라즈마 아아크 용접에 대한 온도분포의 해석 결과 키흐이 고려된 모델과 키흐이 고려않된 모델 사이에 상당한 차이가 있었으며, 특히 해석적 방법에 의한 결과와는 매우 큰 차이를 나타내었다.

후 기

본 연구는 한국 과학 재단이 지원하는 목적기초 연구사업의 일환으로 이루어졌다. 이에 재단과 관계자 여러분께 깊이 감사 드린다.

참 고 문 헌

- (1) 김 원훈, 1987, "플라즈마 키흐 박관 용접에서의 열 및 물질유동에 관한 연구", 한국과학기술원, 석사학위 논문.
- (2) D. Rosenthal, 1941, "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting", *Welding Journal*, Vol. 20, pp. 220s~234s.
- (3) S. Kou, and D. K. Sun, 1985, "Fluid Flow and Weld Penetration in Stationary Arc Welds", *Metall. Trans. A*, Vol. 16A(2), pp. 203~213.
- (4) J. C. Metcalfe and M.B.C. Quigley, 1975, "Heat Transfer in Plasma Arc Welding", *Welding Journal*, March, pp. 99s~103s.
- (5) J. F. Lancaster, 1983, "The Physics of Welding", *International Institute of Welding*, Pergamon Press, pp. 268~291.
- (6) J. R. Kattus, 1973, "Aerospace Structural Metals Handbook", Code 1201, December, pp. 1~5.
- (7) J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby, 1984, "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources", *Metall. Trans. B*, Vol. 15B(6), pp. 299~305.