

| |
|---------|
| 研 究 論 文 |
|---------|

大韓熔接學會誌
 第10卷第2號 1992年 6月
 Journal of the Korean
 Welding Society
 Vol. 10. No. 2, Jun., 1992

고에너지 밀도용접의 온도특성에 관한 수치해석적 연구

이 성 호* · 고 상 근**

Numerical Study on the Thermal Model of High Power Density Welding

S.H. Lee*, S.K. Koh**

Key Words : Keyhole, High Power Density Welding(고에너지 밀도용접), Heat Affected Zone(열영향부),
 Finite Volume Method(유한체적법)

Abstract

A numerical study was performed to investigate the flow field and the heat transfer characteristics occurring in high power density welding which is important in many fields of engineering applications.

A two dimensional quasi-steady state of keyhole welding model is simulated by using the finite volume methods. It is shown that the shape of isothermal line is elliptic and the temperature gradient is very steep compared with other welding method and the welding speed has on welding width and observed beam power.

| 기 호 | | |
|-------|----------|-------------------|
| 로마자문자 | | |
| a | 차분식의 계수 | C_{pt} 액상의 정압비열 |
| b | 차분식의 생성항 | C_{ps} 고상의 정압비열 |
| | | D 확산전도율 |
| | | F 질량유량 |
| | | $Great$ 큰수 |
| | | h_{st} 잠열 |

* 정회원, 대우중공업(주)

** 정회원, 서울대학교 공과대학 기계공학과

| | |
|--------------|---|
| K_l | 액상의 전도율 |
| K_s | 고상의 전도율 |
| P | Peclet수 |
| p | 압력 |
| r | 반경방향 좌표 |
| r_k | Keyhole반경 |
| S | 생성항 |
| T | 온도 |
| T_b | 경계온도 |
| T_l | 용융온도 |
| T_v | 기화온도 |
| u | x 방향속도 |
| U | 모재의 이송속도 |
| v | y 방향속도 |
| x, y | 좌표 |
| 회합문자 | |
| α | 열확산계수 |
| Γ | 일반확산계수 |
| θ | 등위각 |
| ν | 동점성계수 |
| μ | 점성계수 |
| ϕ | 일반적인 물리변수 |
| ρ | 밀도 |
| 하첨자 | |
| N, S, E, W | 제어체적내 격자점의 상, 하, 좌, 우의 인접 격자점 |
| n, s, e, w | 제어체적내 격자점의 상, 하, 좌, 우의 검사표면 |
| P | 제어체적내의 현 격자점, 생성항의 변수항 |
| c | 생성항의 상수 |
| i | 텐서 |
| nb | 인접격자점 |
| r | 반경방향 |
| K | Keyhole |
| l | 액상 |
| s | 고상 |
| 상첨자 | |
| * | SIMPLE방법에서의 보정 이전의 값 SIMPLE방법에서의 보정값 |

특수기호
 $max[A, B]$ A와 B중에서 큰 값

1. 서 론

고에너지밀도용접이란 용접시 출력이 $10^6 W/m^2$ 이상 일 때를 말하고 일반적으로 레이저용접, 전자빔용접 (Electron Beam Welding), 플라즈마아크용접 (Plasma Arc Welding)이 이에 속한다.

이들의 출력은 매우 크기 때문에 금속의 기화현상으로 인한 기화압력효과와 빔압력효과 등에 의하여 "Keyhole"이라고 불리우는 실린더 모양의 공동이 모재에 유지된다. 고에너지밀도 용접시 기화된 금속기체는 Keyhole내에서 이온화 되어 투사되는 빔의 에너지를 흡수하고 이를 모재로 전해주는 일종의 line-source역할을 한다. 출력이 $10^{13} W/m^2$ 이상일 때는 모재에서의 열전도보다 증기화속도가 빠르기 때문에 용접은 불가능하고 이범위의 출력은 금속의 절단(Cutting)에 사용된다. 보통 $10^{10} \sim 10^{13} W/m^2$ 출력에서 증기화와 더불어 충분한 열이 모재로 전달되어 벽을 용융시키고 Keyhole을 형성하여 고에너지밀도 용접이 가능해 진다¹⁾. 플라즈마아크용접 때에는 증기화효과 보다는 투사되는 가스의 압력으로 Keyhole을 형성하기 때문에 직경이 다소 크고, 전자빔용접(EBW)과 레이저용접 중에서는 전자의 경우에 좀 더 작은 Keyhole 직경을 나타낸다. 이러한 Keyhole을 통한 용접은 모재로의 침투깊이가 깊어서 전자빔용접(EBW) 경우 수직용접시 300mm까지 좋은 용접이 가능했다고 보고된 바 있다. 그리고 용융부위의 폭과 열영향부위(Heat Affected Zone)가 매우 작고 용가재(filler metal)가 불필요하기 때문에 내부응력이나 균열, 비틀림이 최소화된다. 이때 금속학적으로는 용접부에 불순물이 거의 없어서 경도, 인장강도, 충격강도와 같은 기계적성질이 모재에 비하여 거의 뒤지지 않는다. 이러한 장점 때문에 아주 정밀한 용접, 혹은 매우 두꺼운 모재의 용접등 고품질의 가공에 사용된다. 점차로 산업 현장에서 고에너지밀도용접의 이용이 늘어가기 때문에 이에 대한 여러가지의 자료가 필요하며 정확한 특성 규명이 필요하다.

일반적으로 금속의 용접시 모재에서 관심을 갖는 사항들은 용접후 금속 조직에 영향을 미치는 냉각률

(Cooling rate)과 열열향부(HAZ)의 크기, 고온의 분포 등이다. 그러나 이러한 자료들은 실험적 해석이나 수학적 해석 만으로는 얻기가 매우 힘들기 때문에 수치해석적 접근이 필요하다. 또한 Keyhole을 중심으로 이루어지는 열전달에 의한 모재에서의 온도분포와 유동의 특성은 일반적인 용접에서와는 다른 양상을 보이기 때문에 다른 각도에서 해석되어야 한다.

Keyhole을 중심으로한 용접에 관한 앞서의 연구들을 살펴보면 대략 다음과 같다.

1973년에 D.T.Swift-Hook와 A.E.F.Gick²⁾은 modified Bessel함수를 이용하여 단순전도에 의한 2차원 moving heat source문제를 해석적으로 풀어서 용융 부위의 폭과 깊이를 용접속도와 출력의 함수로 표시하였다.

J.Mazumder와 W.M.Steen³⁾은 1980년에 일정 속도로 이송되는 모재의 3차원 모델에서 Keyhole을 가상의 고온금속으로 간주하여 여기서 모재로 열이 전도된다고 보고 수치적으로 온도장을 해석하였다. 그러나 이 두 경우에는 액상의 대류영향을 고려하지 않은 채 용융부를 고체의 일부로 보았다.

J. Dowden⁴⁾등은 1983년 액상의 대류영향을 포함하는 2차원 모델을 해석적으로 풀었고 이어 1985년⁵⁾에는 등온선이동기법(isotherm migration technique)으로 좌표변환한 식을 method of line을 사용한 프로그램으로 수치해석하여 유동장과 온도장을 구했다.

1988년에 Y.F.Hsu와 B.Rubinsky⁶⁾는 유한요소법(FEM)을 사용하여 스테인레스강의 2차원 모델을 풀어서 여러 변수를 변화시키면서 용융부의 형상을 예측 하였다.

본 논문에서는 레이저용접이나 전자빔용접과같이 Keyhole의 직경이 매우 작은 경우에 대하여 2차원 모델을 수치해석하고자 한다. 액상과 고상 사이에서의 상변화효과와 액상내의 대류영향을 고려한 에너지방정식과 운동량방정식을 풀어서 Keyhole부근의 유동장을 해석하고 액상과 고상에서의 온도분포를 고찰한다. 또 모재의 이송속도를 변화시켜서 속도변화에 따른 액상내의 유동특성과 액상폭의 변화, Keyhole에서 모재로의 열유속량의 변화등을 살펴본다.

2. 이론해석

2.1. 모델링

본 연구에서 고려되는 모델은 Fig.1과 같이 2차원

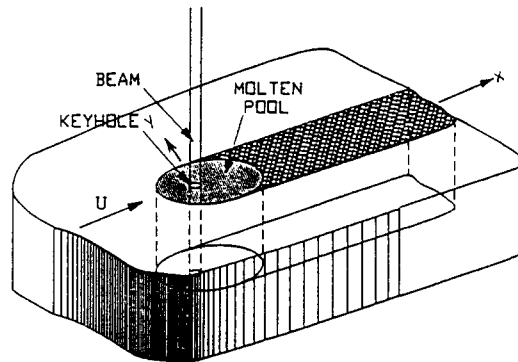


Fig. 1 Keyhole weld geometry

금속 평판에 빔이 투사되고 Keyhole을 중심으로 액체영역과 고체영역이 존재하는 모재이다. Keyhole의 앞쪽에서 용융된 액체 금속은 Keyhole을 돌아 흘러 뒷쪽에서 응고된다. Keyhole을 통한 용접의 모드에 대한 정보가 제한되어 있기 때문에 이러한 모재에 대한 액상과 고상의 온도장과 유동장을 해석하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 모재는 빔에 수직인 2차원으로 보고 빔투사방향의 영향은 모두 무시한다.
- (2) 실험적 결과에 의하여 Keyhole을 원형으로 가정한다.
- (3) Keyhole과 액상의 경계에서는 기화현상이 일어나므로 Keyhole은 기화온도 T_v 로 가정한다. 그러나 Keyhole의 크기는 매우 작기 때문에 소량의 금속이 기화하는 효과는 무시한다.
- (4) 액상의 유동을 고려하는데 이를 비압축성, 뉴턴유체로 가정한다.
- (5) 물성치 C_p , K , μ 는 각각의 상 내에서 일정하고 액상, 고상 간에는 다른 값을 갖는다.
- (6) 빔에 고정된 이동좌표계에 대하여 모재가 일정 속도로 이송되므로 유동속도와 온도분포는 원점에 대하여 정상상태(Steady State)이다. 따라서 준정상상태(Quasi-Steady State) 모델을 사용할 수 있다.

2.2. 지배방정식

모재의 유동과 온도분포는 이송방향에 대하여 좌우 대칭이므로 계산 편의상 Fig.2와 같이 Keyhole의 중심에 원점을 두고 좌표계를 설정하여 x 축 오른쪽만을

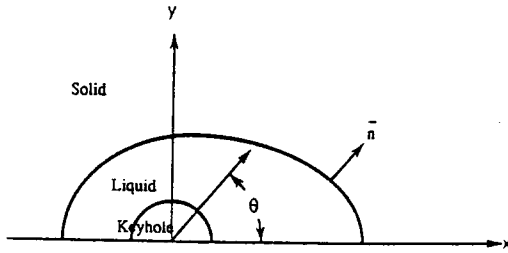


Fig. 2 Coordinate system

계산한다. 이를 고려하고 위와 같은 가정에서 지배 방정식을 다음과 같이 쓸 수 있다.

1) 연속방정식

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

2) 액체영역 :

x 방향 운동량방정식

$$\rho u \frac{\partial u}{\partial x} + \rho v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right] \quad (2)$$

y 방향 운동량방정식

$$\rho u \frac{\partial v}{\partial x} + \rho v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left[\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right] \quad (3)$$

에너지방정식

$$\rho C_p u \frac{\partial T_l}{\partial x} + \rho C_p v \frac{\partial T_l}{\partial y} = K_l \left[\frac{\partial^2 T_l}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_l}{\partial y^2} \right] \quad (4)$$

u, v 는 x 축 y 축 방향의 액상영역 속도이고 T_l 는 이때 온도이다. K_l, C_p 은 액상에서의 열전도계수와 정압비열이다.

3) 고체영역 :

에너지방정식

$$\rho C_p U \frac{\partial T_s}{\partial x} = K_s \left[\frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_s}{\partial y^2} \right] \quad (5)$$

T_s 는 고체영역 온도, C_p, K_s 는 고체의 정압비열과 열전도계수이다.

고상의 속도는 모재의 이동속도 U 로 일정하다. 대칭축 x 에서는 접선방향 전단응력이 없고 v 속도가 0이다. 또 y 방향 온도구배가 없으므로 $y=0$ 에서

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial y} &= 0, \\ v &= 0, \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_l}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial T_s}{\partial y} &= 0 \end{aligned}$$

와 같이 쓸 수 있다.

모재를 무한 평판으로 가정한다면 y 와 $|x|$ 가 무한히 커짐에 따라 주위의 온도 T_b 값을 갖게 된다. $y \rightarrow \infty, |x| \rightarrow \infty$ 일때

$$T_s = T_b \quad (7)$$

keyhole은 정지해 있고, 증기화온도로 가정하므로 $r < r_c$ 에서

$$\begin{aligned} u &= 0, \\ v &= 0, \end{aligned} \quad (8)$$

$$T = T_c$$

이다. 이때 r_c 는 keyhole반경.

고체, 액체 경계면에 대하여 $T = T_m$ 에서

$$u = U,$$

$$v = \phi,$$

$$-K_s \frac{\partial T_s}{\partial n} = -K_l \frac{\partial T_l}{\partial n} + \rho U h_s \cos \theta_n \quad (10)$$

의 조건이 성립한다. T_m 은 용융온도, h_s 은 잠열, θ_n 은 액상-고상 경계면의 국부법선 방향과 x 축이 이루는 각도이다. 식(10)에서 $\frac{1}{\cos \theta_n} \frac{\partial T}{\partial n}$ 을 $\frac{\partial T}{\partial x}$ 로 쓰면 식(10)을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$-K_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = -K_l \frac{\partial T_l}{\partial x} + \rho U h_s \quad (11)$$

즉 x 방향으로 상변화가 발생하고 이때 잠열은 $\rho U h_s$ 로 일정하다.

3. 수치해석

3.1. 유한차분방정식

정상상태에 대한 지배방정식들을 일반적 변수 ϕ 와 일반확산계수 Γ 를 도입하여 나타내면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right] + S \quad (12)$$

이때 연속방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j) = 0 \quad (13)$$

지배방정식을 이산화(discretization)하기 위하여 Fig.3 (a)와 같은 검사체적을 구성하고 지배방정식을 이 체적에 대하여 적분하는 유한체적법(Finite Volume Method)을 사용하였다. 격자계는 엇물림격자계(Staggered grid system)를 사용하였는데 Fig.3 (b), Fig.3 (c)와 같이 u, v 속도성분이 주검사체적의 검사면에 위치하여 압력과 속도성분을 같은 점에 둘 때 생길 수 있는 파동형태의 속도분포 혹은 지그재그(zigzag) 압력분포를 방지할 수 있다. 생성항 S 를 $S_c + S_p \phi_p$ 로 선형화하고 뒷 식을 이의 제어체적에 대하여 적분하면 다음과 같다.

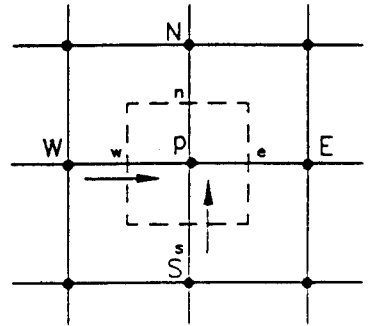
$$\begin{aligned} & \int_V \left[\left(\rho U \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_e - \left(\rho U \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_w \right] dy \\ & + \int_V \left[\left(\rho V \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_n - \left(\rho V \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_s \right] dx \\ & = \int_V \left[S_c + S_p \phi_p \right] dx dy \end{aligned} \quad (14)$$

연속방정식을 제어체적에 대하여 적분하면 다음과 같다.

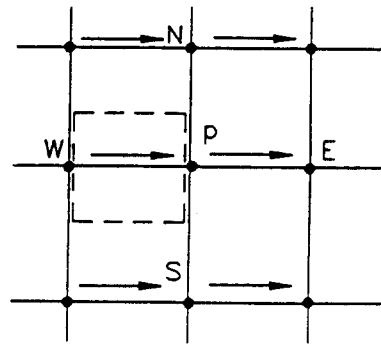
$$\int_V \left[(\rho U)_e - (\rho U)_w \right] dy + \int_V \left[(\rho V)_n - (\rho V)_s \right] dx = 0 \quad (15)$$

식(15)에 ϕ_p 를 곱한 후 식(14)로부터 빼서 정리하면 다음과 같이 간단하게 나타낼 수 있다.

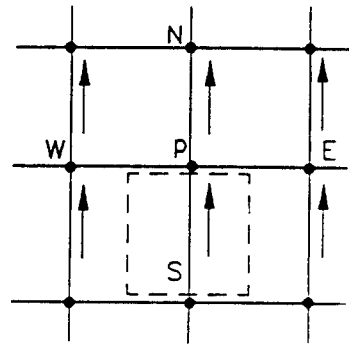
$$a_p \phi_p = a_e \phi_e + a_w \phi_w + a_n \phi_n + a_s \phi_s + b \quad (16)$$



(a) Scalar cell



(b) U cell



(c) V cell

Fig. 3 Staggered grid system

여기서 각 계수들은 다음과 같이 표시되고

$$a_e = D_e A (| P_e |) + \max[-F_e, 0]$$

$$a_w = D_w A (| P_w |) + \max[F_w, 0]$$

$$a_n = D_n A (| P_n |) + \max[-F_n, 0]$$

계산 편의상 $\sum a_{nb} U'_{nb}$ 를 무시하면

$$U_i = U_i^* + \frac{A}{a_c} (P'_p - P'_k) A, \quad (20)$$

의 보정식이 성립한다.

마찬가지로 V 에 대하여도 적용하면 보정압력 P' 에 대한 방정식을 만들 수 있으며 이로부터 구한 보정압력으로 속도를 보정하고 연속방정식을 만족시키는 속도장을 구할 수 있다.

3.2. Keyhole 및 기타 조건 처리

keyhole의 온도는 기화온도로 일정하고 속도는 정지상태이다. keyhole내를 $u=0, v=0, T=T_i$ 로 고정하기 위하여 keyhole내의 각 격자의 생성항을 무한히 큰 수(10^{30})로 주는 방법[7]을 사용하였다. 각각의 u, v, T 좌표가 keyhole내에 위치하게 되면 생성항을 다음과 같이 한다.

$$S_r = \phi_{P,desired} \times Great$$

$$S_p = -Great$$

이때 $Great = 10^{30}$ 이고 $\phi_{P,desired}$ 는 고정시킬 값이다. 지배방정식이

$$a_r \phi_r = \sum a_n \phi_n + S_r$$

이므로

$$\begin{aligned} \phi_r &= \frac{\sum a_n \phi_n + S_r}{a_r} \\ &= \frac{\sum a_n \phi_n + \phi_{P,desired} \times Great}{\sum a_n - (-Great)} \approx \phi_{P,desired} \end{aligned} \quad (21)$$

가 되어 원하는 값을 원하는 위치에 줄 수 있다.

고체영역에서는 모재의 이송속도가 U 로 일정하므로 위에서와 같은 방법으로 u =이송속도, $v=0$ 의 값을 준다.

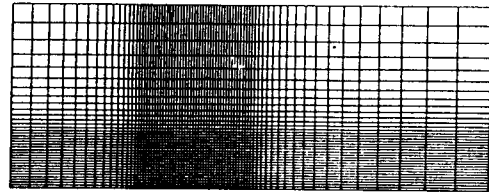
액상과 고상 경계면에서의 상변화는 x 방향으로만 발생하므로 액화, 응고가 일어나는 격자는 각 상변화에 대하여 균일한 잠열을 발생시킨다. 이 격자점들의 생성항(S_i)에 잠열에 상당하는 값을 보상함으로써 액상-고상간의 변화효과를 고려해 주었다.

3.3. 수치해석 방법

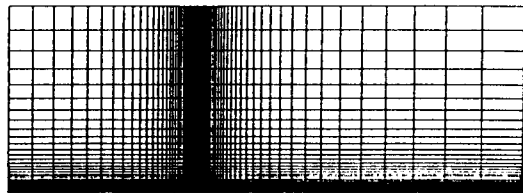
본 연구에서는 Keyhole과 모재의 조건에 맞도록 power-law scheme을 채택한 Patankar code를 수정하여 사용하였다.

격자계는 keyhole직경을 10개의 격자로 나누어 액상영역을 포함하는 범위까지 등간격격자를 만들고 밖으로는 공비 1.15의 등비수열적으로 생성하였다. Fig. 4(a)는 이러한 격자계의 일례이고 실제 모양은 Fig. 4(b)와 같다. keyhole에서는 Fig. 5와 같이 계단모양의 격자계가 근사적으로 원의 값을 보상하였다. 이 때 keyhole의 근사 면적은 실제 면적에 대하여 0.65%의 오차를 나타내었다.

수치해석방법으로는 연속방정식과 운동량방정식으로부터 국부적인 압력수정을 하는 SIMPLE(Semi Implicit Method for Pressure Linked Equation) 알고리즘을 사용하였고 각 방정식의 해법으로는 TDMA(Tri-



(1) An example of grid



(b) Present grid

Fig. 4 Grid system

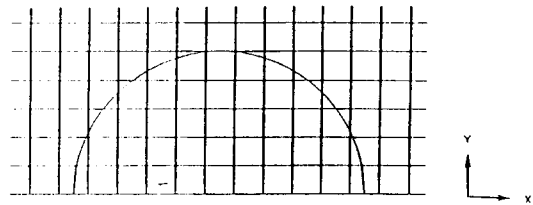


Fig. 5 Illustration of grid configuration near Keyhole

Diagonal Matrix Algorithm)를 사용하는 line-by-line 방법을 사용하여 반복계산을 하였다. 각 방정식을 풀 때 하향이완계수(under relaxation factor)를 사용하였고 온도장 해석시 수렴조건은

$$\text{Max} \left| \frac{T_{new} - T_{old}}{T_{new}} \right| < 10^{-4}$$

이고 유동장에 대하여는 질량생성항이 10^{-4} 보다 작을 때 수렴하였다고 간주하였다.

$$a_s = D_s A(|P_s|) + \max[F_s, 0]$$

$$a_p = a_e + a_w + a_n + a_s - S_p \Delta x \Delta y$$

$$b = S_s \Delta x \Delta y$$

이때의 F_e , F_w , F_n 과 F_s 는 제어체적의 각 면을 지나는 질량유량으로

$$F_e = (\rho U)_e \Delta y$$

$$F_w = (\rho U)_w \Delta y$$

$$F_n = (\rho U)_n \Delta x$$

$$F_s = (\rho V)_s \Delta x$$

로 정의했으며 D_e , D_w , D_n 과 D_s 는 확산전도율(diffusion conductance)로 다음과 같이 정의된다.

$$D_e = \frac{\Gamma_e \Delta y}{(\delta x)_e}$$

$$D_w = \frac{\Gamma_w \Delta y}{(\delta x)_w}$$

$$D_n = \frac{\Gamma_n \Delta x}{(\delta y)_n}$$

$$D_s = \frac{\Gamma_s \Delta y}{(\delta x)_s}$$

앞 식에서 P_e , P_w , P_n , P_s 는 Peclet수로 다음과 같다.

$$P_e = \frac{F_e}{D_e},$$

$$P_w = \frac{F_w}{D_w},$$

$$P_n = \frac{F_n}{D_n},$$

$$P_s = \frac{F_s}{D_s},$$

$A(|P|)$ 는 사용되는 Scheme에 따라 결정되는 함수로 여기에서는 power-law scheme을 채택하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$A(|P|) = \max[0, (0.1 |P|)^5] \quad (17)$$

U 운동량방정식에서 생성항 b 와 압력항을 분리하여 다음과 같이 쓴다.

$$a_e U_e = \sum a_{nb} U_{nb} + b + (P_p - P_e) A_e \quad (18)$$

윗 식의 하첨자 nb 는 엇물림 격자계에서 U 벡터 cell의 이웃 위치를 나타내고 $(P_p - P_e) A_e$ 는 제어체적의 x 방향 압력을 나타낸다.

압력보정을 위해, P 와 U 를 다음과 같이 보정 이전 값에 보정값을 더한 값으로 나타낸다.

$$P = P^* + P'$$

$$U = U^* + U'$$

이를 (18)에 대입하면

$$a'_e U'_e = \sum a_{nb} U'_{nb} + (P'_p - P'_e) A_e \quad (19)$$

4. 결과 및 검토

본 논문에서는 line method를 사용하여 계산한 M. Davis, P. Kapadia와 J. Dowden의 결과와 비교하기 위하여 Table 1과 같은 물성치를 사용하여 철을 모재로 한 경우에 대해 계산을 수행하였다.

먼저 Keyhole 반경을 0.019cm로 놓고 이송속도가 0.75cm/s일 때를 고려하였는데 계산 편의상 $+X$ 방향의 ∞ 경계조건은 $x=5$ cm 일때 단열조건을 주었고 $-x$, y 의 ∞ 경계조건은 각각 3cm거리에서 주위의 온도 T_0 로 간주하였다. 이는 대류효과를 무시하고 모재에서의 온도분포를 계산하였을 때 얻어진 결과로서 무한대의 경계조건으로서 타당한 조건이다. 액상의 크기를 구

Table 1 Values of the Physical Parameters for Iron

| T_v (°C) | T_M (°C) | ρ (g/cm ³) | h_{si} (J/g) | μ (g/cms) | k_s (J/cms°C) | α_s (cm ² /s) | k_L (J/cms°C) | α_L (cm ² /s) |
|---------------|---------------|--------------------------------|-------------------|------------------|--------------------|------------------------------------|--------------------|------------------------------------|
| 2726 | 1371 | 7.2 | 266.7 | 0.0225 | 0.694 | 0.213 | 0.37 | 0.0551 |

하기 위하여 에너지방식을 풀고 구해진 온도에서 용융온도 T_v 보다 큰 영역을 액상으로 간주하여 운동량 방정식을 풀었다. 구해진 속도와 액상의 물성치를 적용하여 다시 에너지방정식을 풀어서 액상의 크기를 수정하였다. 이렇게 계산을 계속하여 수렴조건을 만족할때까지 반복하였다. 이때의 전체 격자 수는 100×47 이 되었으며 계산 반복 횟수 444회 수행하였다.

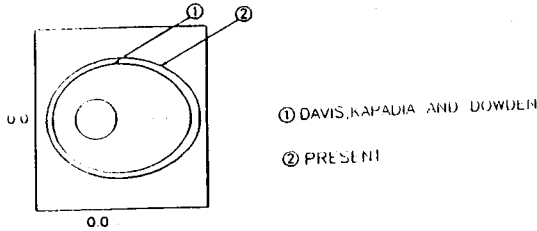


Fig. 6 Comparison of weld pool shape with previous result

Fig.6은 액상과 고상의 경계면을 Davis, 등의 수치해석 결과와 비교한 것이다. 본 연구의 계산 결과와

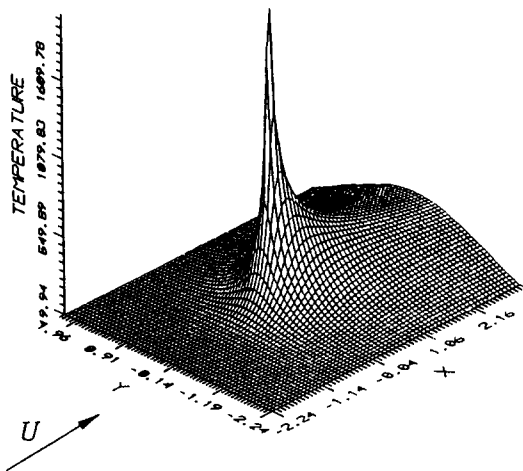


Fig. 7 Graph of the temperature distribution in parent metal

약간 크지만 거의 같은 모양과 크기를 나타내고 있다. Fig.7은 모재단면에서의 온도 분포를 표시한 것이고 Fig.8은 이때의 등온선을 100°C 간격으로 나타낸 것이다. 모재의 등온선 모양이 정지한 열원에서의 온도분포와 같이 원형이 아니라 타원형임이 명확하게 드러난다. 모재의 이송속도 영향으로 열원이 타원체의 한쪽으로 치우쳐서 위치하기 때문에 Fig.7에서는 Keyhole 앞쪽의 온도 기울기가 뒤에서 보다 가파르고 Fig.8에서는 Keyhole앞쪽에서 등온선이 조밀하게 분포함을 알 수 있다. 고에너지밀도용접시 전체적으로 온도구배가 매우 커서 모재의 온도가 열원으로 부터 같은 거리에 있는 일반 용접에서의 온도보다 낮아짐을 예측할 수 있다. 즉 열영향부(HAZ)의 범위가 크게 줄어들 것이다.

Fig.9는 액상영역과 그 부근의 온도분포를 3차원적으로 나타낸 것이고 Fig.10은 이때의 등온선을 100°C 간격으로 표시한 것이다. 고상에서의 열전도도가 액상에서 보다 크기 때문에 Fig.9에서는 액상영역($T \geq 1371^\circ\text{C}$)의 온도 기울기가 고상영역($T \leq 1371^\circ\text{C}$)의 기

($a = 0.019 \text{ cm}, U = 0.75 \text{ cm/s}$)

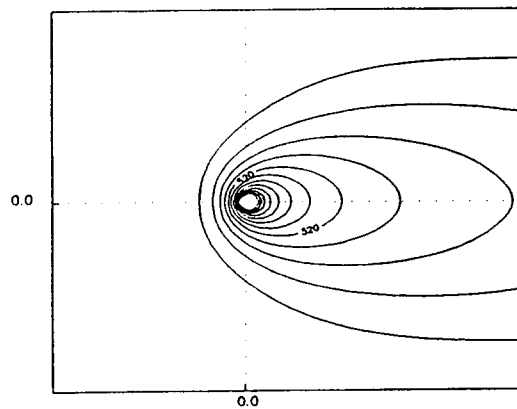


Fig. 8 Isotherms in parent metal ($a=0.019\text{cm}, U=0.75\text{cm/s}$, contours are at intervals of 100°C)

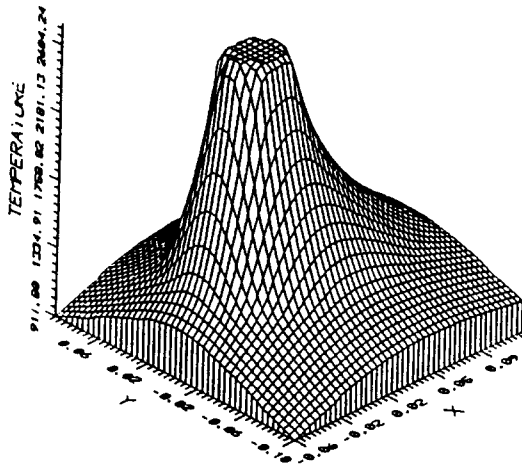


Fig. 9 Graph of the temperature distribution near the solid-liquid

($a=0.019\text{cm}$, $U=0.75\text{cm/s}$)

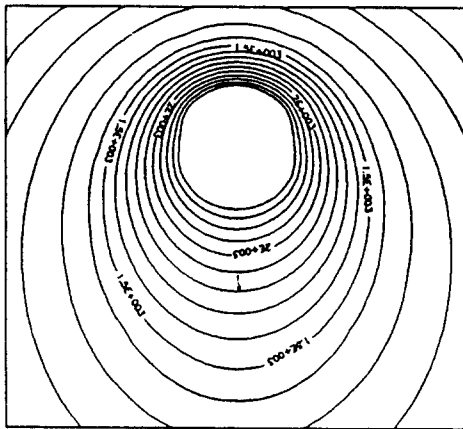


Fig. 10 Isotherms near the solid-liquid region interface
($a=0.019\text{cm}$, $U=0.75\text{cm/s}$, contours are at intervals of 100°C)

울기 보다 더 가파르고 Fig.10에서는 타원형 등온선들이 고상보다 액상에서 좀 더 조밀하게 분포함을 볼 수 있다.

Fig.11은 keyhole 주위의 유동을 표시한 유선함수를 나타낸 것이다. 액상의 전반부에서 용융된 금속이 keyhole 뒤로 돌아가서 응고되는 유동을 볼 수 있고 등온선에서와 비슷하게 앞에서 유선이 밀집되고 뒤에서 간격이 넓어짐을 알 수 있다.

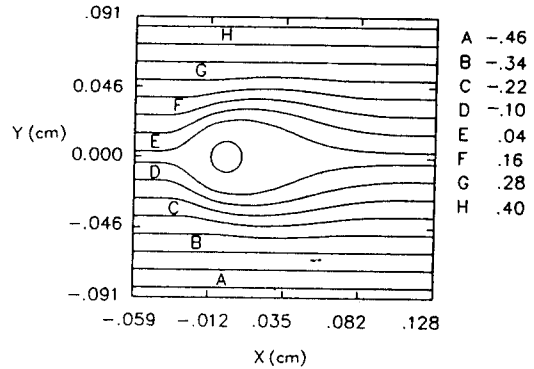
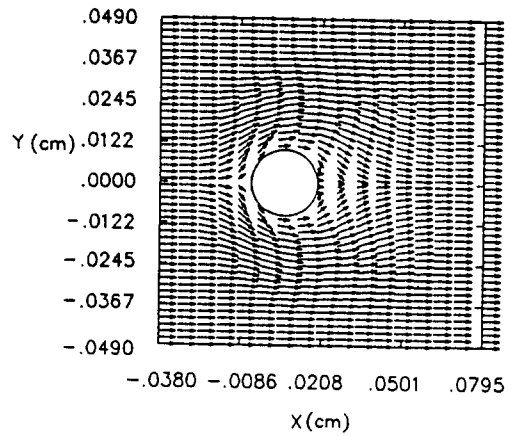
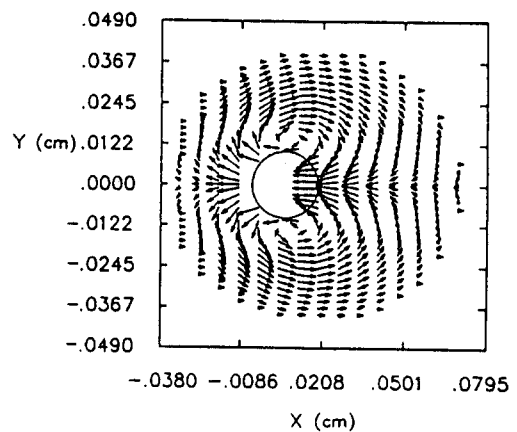


Fig. 11 Stream lines near the solid-liquid interface



(a) moving parent metal



(b) moving heat source

Fig. 12 Velocity distributions around Keyhole
($a=0.01\text{cm}$, $U=0.5\text{cm/s}$)

Fig.12는 keyhole 반경 0.01cm, 모재의 이송속도 0.5 cm/s인 경우에 대하여 keyhole 부근의 유동장을 벡터로 표시한 것이다. 실제로 계산한 것이 (a)이고 (a)에서 모재의 이송속도를 뺀 상대속도가 (b)이다. 물리적으로 (a)는 고정된 빔에 대하여 모재를 이송시킨 것이고 (b)는 고정된 모재에서 빔을 이송하며 용접하는 경우이다. (a)에서는 keyhole로 인하여 유료가 좁아지는 keyhole의 앞부분에서 중앙($\theta=90^\circ$)까지 액상의 속도가 가속되다가 후반부에서 다시 감속되는 모습과 모재 고상의 균일한 이송속도를 관찰할 수 있다. (b)의 경우 고상에서는 정지하여 속도가 0이고 액상에서는 keyhole이 액체금속을 앞으로 밀어주는 효과 때문에 keyhole의 진행 방향에서 밀린 유체가 고체벽을 따라

뒤로 이송된 후 연속조건을 만족시켜주기 위하여 keyhole의 뒷면으로 순환하는 모습을 잘 나타내 주고 있다.

모재의 이송속도 증가에 따라 유동장과 온도장의 영향을 살펴보기 위하여 Fig.12와 같은 조건에서 이송속도를 0.5cm/s씩 증가시켜서 1.0, 1.5, 2.0, 2.5cm/s의 경우에 대하여 계산을 수행하였다. 이때 keyhole 근처에서의 유동을 나타낸 것이 각각, Fig.13, Fig.14, Fig.15, Fig.16이다. 속도가 증가함에 따라 모재로 열이 전도되는 시간이 짧아지기 때문에 용융되는 금속의 양이 줄어서 유량이 감소함을 볼 수 있다. 각 그림 (b)에서 속도가 증가함에 따라 순환되는 폭이 좁아지고 순환의 중심도 keyhole의 중앙($\theta=90^\circ$)에 위치하다가 약간씩

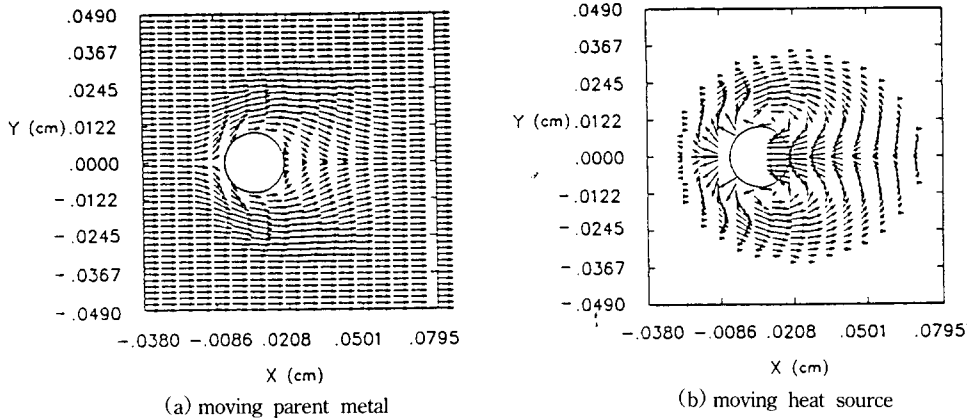


Fig. 13 Velocity distributions around Keyhole
(a=0.01cm, U=1.0cm/s)

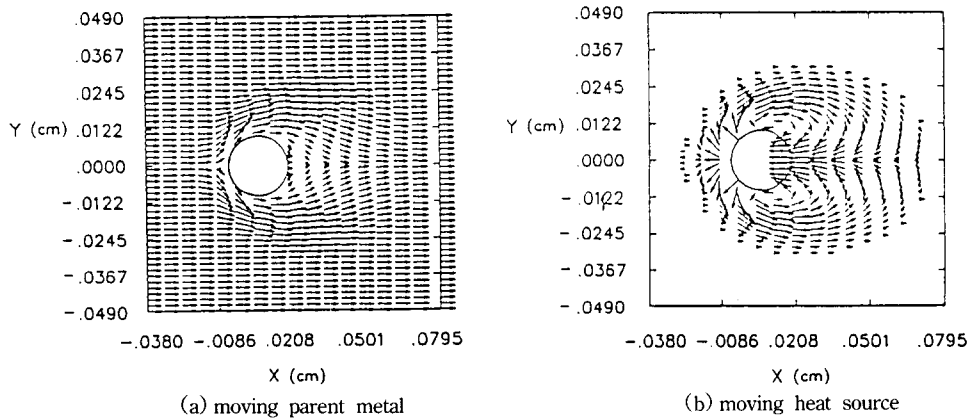


Fig. 14 Velocity distributions around Keyhole
(a=0.01cm, U=1.5cm/s)

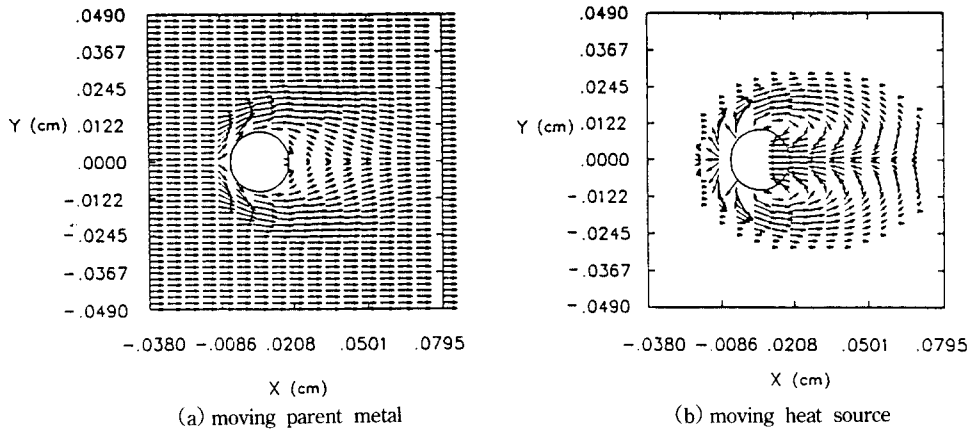


Fig. 15 Velocity distributions around Keyhole

($a=0.01\text{cm}$, $U=2.0\text{cm/s}$)

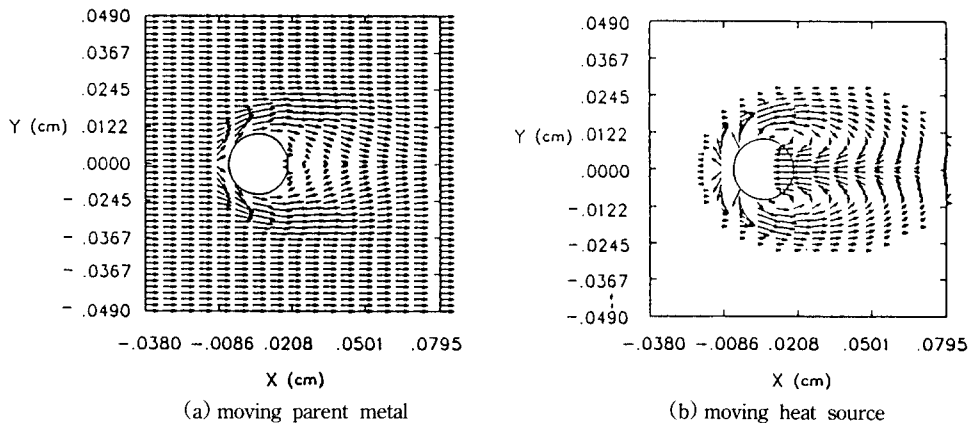


Fig. 16 Velocity distributions around Keyhole

($a=0.01\text{cm}$, $U=2.5\text{cm/s}$)

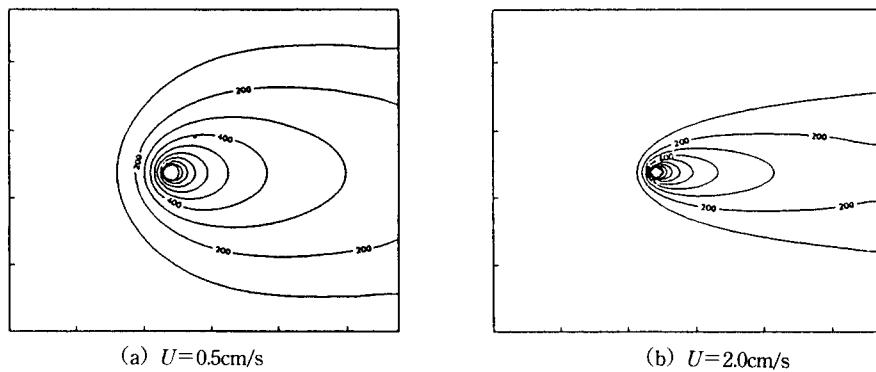


Fig. 17 Isotherms in parent metal(contours are at intervals of 100°C)

뒤로 옮겨지는 것을 보여준다. 또 속도가 증가함에 따라 keyhole 앞쪽의 액상 크기가 줄어드는 대신 뒷쪽의 액상이 길어져서 keyhole이 한쪽으로 더욱 편심되어 놓여진다.

Fig.17은 각각 $U=0.5\text{cm/s}$ 와 $U=2.0\text{cm/s}$ 에서 고상의 등온선을 100°C 간격으로 나타낸 것이다. 등온선의 모양이 속도가 증가함에 따라 x 축에 가까워짐을 보여준다. 즉 이송속도가 빨라지면서 열영향부(HAZ)의 폭이 줄어든다는 것을 알 수 있다.

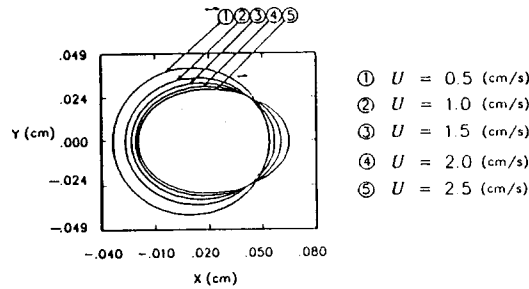


Fig. 18 Solid-liquid interfaces at different welding speeds ($a=0.01\text{cm}$)

Fig.18은 각각의 속도에서 액상과 고상의 경계면을 비교한 것이다. 저속에서 원형에 가까운 모양이 속도가 커짐에 따라 액상의 폭이 좁아지면서 타원의 모습이 점점 뚜렷해 짐을 볼 수 있다. 저속부근에서 속도가 증가할 때는 keyhole 앞쪽의 길이가 줄어드는 비율이 뒷쪽에서 일어나는 비율보다 크다가 어느 정도 증가된 속도에서는 앞에서 길이가 감소하는 양이 줄고 뒤에서 일어나는 길이의 양이 커짐도 주목된다.

Fig.19는 용접 경로의 고정점($x=0, y=0$)에서 시간에 따른 온도의 변화를 나타내고 있다. 그림에서 보

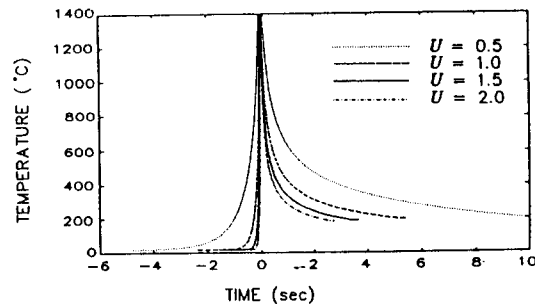


Fig. 19 Temperature history of a fixed point($x=0, y=0$) on the welding path

듯이 속도가 증가할 수록 온도상승률이 커지고 냉각률 또한 커진다는 것을 알 수 있다. 이것은 용접 후에 금속의 재결정이나 열응력으로 인한 조직에 대하여 중요한 정보가 될 수 있다. 즉, 용접속도가 빠를수록 냉각률 상승으로 인한 균열, 결함 등의 발생 가능성 증가 사실과 한편으로 속도가 증가할 수록 열영향부(HAZ)가 줄어든다는 상충되는 두 사실을 고려하여 모재의 설계조건에 따라 적절한 최적이송속도를 결정하여야 한다.

Fig.20은 keyhole에서 모재로 전달되는 열량을 계산한 결과를 나타낸 것이다. 속도가 증가함에 따라 거의 선형적으로 증가하는 것을 볼 수 있고 Davis, 등의 결과와 잘 일치함을 알 수 있다. 반면 Fig.21은 속도에 따른 용융부의 폭을 나타낸 것인데 속도가 빠를수록 폭이 감소하는 경향을 나타내고 있으며 Davis, 등의 결과 보다는 약간 큰 값을 보이지만 거의 비슷한 값과 경향을 보여준다.

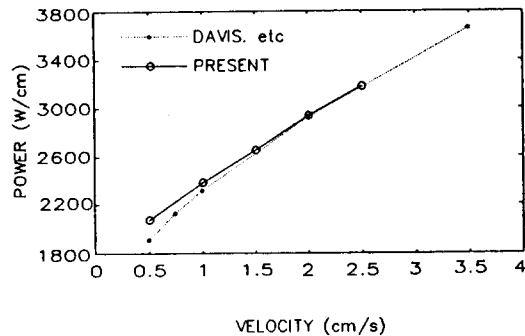


Fig. 20 Minimal heat supply vs welding speed

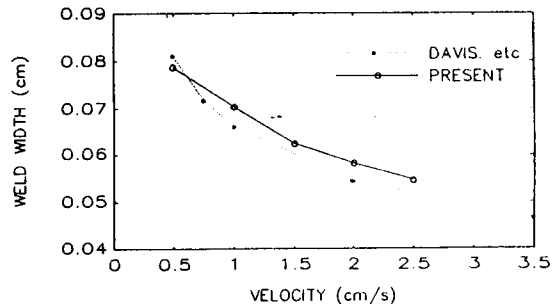


Fig. 21 Welding width vs welding speed of Melting zone

5. 결 론

유한체적법(Finite Volume Method)을 사용하여 고에너지밀도용접의 2차원 모재에 대하여 유동특성과 온도특성을 해석하였다. 기존의 다른방법을 사용한 결과와 비교하였을 때 비교적 잘 일치하여 직각좌표계에서 유한체적법(FVM)을 사용한 방법의 타당성을 확인하였다.

모재의 매우 급격한 온도구배를 알 수 있었으며 keyhole주위의 유동을 규명하였다.

용접속도가 모재에 미치는 영향으로는 속도의 증가와 더불어 용접에 필요한 출력이 커지고 금속학적으로는 열영향부(HAZ)가 줄어드는 반면 냉각률이 증가하여 열응력으로 인한 균열, 결함의 발생 가능성이 높아진다. 그러므로 요구되는 모재의 성질에 따라 적절한 용접속도의 선택이 필요하다.

6. 후 기

이 논문은 한국과학재단의 목적기초 연구비에 의해 이루어진 연구결과의 일부로서 관계기관에 심심한 감사의 뜻을 표합니다.

참 고 문 헌

1. J. F. Lancaster, *The Physics of Welding*, Pergamon Press, 1983
2. D.T.Swift-Hook and A.E.Gick, "Penetration Welding with Lasers," *Welding Journal*, Vol.52, 1973, pp.492-499.
3. J.Mazumder and W.M.Steen, "Heat Transfer Model for CW Laser Material Processing," *J. Appl. Phys.*, Vol.51, 1980, pp.941-947
4. J.Dowden, M.Davis and P.Kapadia, "Some Aspects of the Fluid Dynamics of Laser Welding," *J. Fluid Mech.*, Vol. 126, 1983, pp.123-146
5. M.Davis, P.Kapadia and J.Dowden, "Solution of a Stefan Problem in the Theory of Laser Welding by Method of Lines," *J. of Computational Physics*, Vol. 60, 1985, pp.534-548
6. Y.F.Hsu and B.Rubinsky, "Two-Dimensional Heat Transfer Study on the Keyhole Plasma Arc Welding Process," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 31, 1988, pp.1409-1421
7. S.V.Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, McGraw-Hill Book Company, 1980
8. M.Davis, P.Kapadia and J.Dowden, "Modelling the Fluid Flow in Laser Beam Welding," *Welding Journal*, Vol.65, 1986, pp.167-174.
9. P.S.Wei and W.H.Giedt, "Surface Tension Gradient-Driven Flow Around an Electron Beam Welding Cavity," *Welding Journal*, Vol.64, 1985, 251-259.
10. S.Kou and Y.Le, "Three Dimensional Heat Flow and Solidification during the Autogenous GTA Welding of Aluminum Plates," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 14A, 1983, 2245-2253.