

자유표면변형을 고려한 저에너지밀도 레이저 용접공정 해석

하 응 지* · 김 우 승†

(2004년 2월 25일 접수, 2004년 7월 30일 심사완료)

A Study of Low-Power Density Laser Welding Process with Evolution of Free Surface

Eung-Ji Ha and Woo-Seung Kim

Key Words: Laser Welding(레이저 용접), Free Surface(자유표면), Marangoni Convection(마랑고니 대류), Continuum Surface Force(연속표면력)

Abstract

In this study, numerical investigation has been performed on the evolution of weld pool geometry with moving free surface during low-energy density laser welding process. The free surface elevates near the weld pool edge and descends at the center of the weld pool if $d\sigma/dT$ is dominantly negative. It is shown that the predicted weld pool width and depth with moving free surface are a little greater than those with flat weld pool surface. It is also believed that the weld pool surface oscillation during the melting process augments convective heat transfer rate in the weld pool. The present analysis with moving free surface should be considered when We number is very small compared to 1.0 since the deformation of the weld pool surface is noticeable as We number decreases.

기호설명

c_p : 비열 (J/kg·K)
 δh : 격자간격 (m)
 k : 열전도계수 (J/m·s·K)
 f : 체적 분율 함수
 F_{sv} : 단위 체적당 표면장력 (N/m³)
 g : 액상 분율
 L : 용융 잠열 (J/kg)
 p : 압력 (Pa)
 r_0 : 레이저 빔 반경 (m)
 S : 생성항

t : 시간 (s)
 T : 온도 (K)
 u_r, u_z : r, z 방향 속도 (m/s)

그리스문자

κ : 곡률 (m⁻¹)
 ρ : 밀도 (kg/cm³)
 σ : 표면장력 계수 (N/m)
 $d\sigma/dT$: 표면장력 온도계수 (N/m·K)
 μ : 동점성계수 (kg/m·s)

1. 서론

레이저(laser)빔은 고에너지 밀도의 집중열원이기 때문에 기존의 TIG(tungsten inert gas) 용접이나 CO₂ 용접 등에 비하여 용접속도가 빠르고 용접 단면적이 작게 나타나므로, 용접 및 가공 열

* 회원, 한양대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 한양대학교 기계공학과

E-mail : wskim@hanyang.ac.kr

TEL : (031)400-5248 FAX : (031)418-0153

원으로서 재료에 주는 열영향 및 열변형이 적다. 이 때문에 많은 산업현장에서 정밀함을 요하는 용접공정에 레이저 빔 용접이 이용되고 있다. 레이저 빔을 금속재료 등에 조사하면 일부는 반사되고, 일부는 재료에 흡수되어 재료를 가열하게 된다. 레이저 용접의 경우, 사용되는 레이저 빔의 에너지 밀도에 따라 크게 저에너지밀도 레이저 용접과 고에너지밀도 레이저 용접으로 나눌 수 있다.⁽¹⁾ 저에너지밀도 레이저 용접에서는 재료가 가열되어 용융점을 넘어서면서 Fig. 1과 같이 용융풀(melt pool)이 형성되고, 용융풀의 자유표면에서는 표면장력의 변화에 의한 유체의 유동이 생겨난다. 레이저 조사에 의해 재료표면에서 흡수된 열량은 용융풀에서의 전도와 대류에 의해 내부로 전달된다. 이러한 저에너지밀도 레이저 용접에서는 용융깊이(melt depth)가 비교적 작은 용접부를 얻을 수 있다. 레이저를 이용한 용접공정은 미소영역 내에서 짧은 시간동안 용융과 응고의 상변화 현상과 용융풀에서의 자유표면 유동 등이 복합적으로 나타나는 현상으로서 이에 대한 정확한 모델링은 대단히 어렵다. 저에너지밀도 레이저 용접해석에서는 많은 연구자들^(2~5)이 자유표면이 평평하다는 가정 하에서 자유표면 유동의 영향을 무시하고, 용융풀의 깊이와 용융폭(melt width)을 구하였다. 그러나 실제 용접공정에서는 용융풀 자유표면의 변형에 의하여 용융풀 응고 후에 용접부위에 동심원 모양의 영구 변형이 생기며, 용접속도가 존재하는 경우에는 용융풀을 중심으로 타원형의 용접부위의 영구 변형이 생긴다. 따라서 보다 정확한 용융풀 형상을 연구하기 위하여 자유표면 유동을 고려하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 2차원 축대칭 좌표계를 사용하여 레이저 용접 공정에서의 금속재료의 가열, 용융 및 자유표면 유동현상을 통합적으로 해석하였다. 자유표면에서의 마랑고니 효과(Marangoni effect)를 해석하기 위하여 유체체적법(volume-of-fluid method)⁽⁶⁾과 변형된 연속표면력법(continuum surface force method)⁽⁷⁾을 도입하였다. 해석 결과의 검증을 위하여 저에너지밀도 레이저를 사용한 용접 실험결과^(13,14)와 비교하였다.

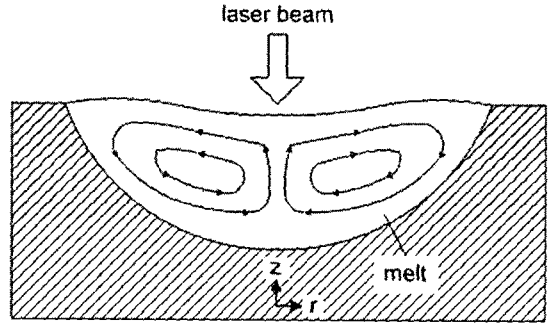


Fig. 1 Schematic representation of melt pool dynamics in conduction welding

2. 수치해석방법

2.1 기본방정식

저에너지밀도 레이저 용접의 주요 유동형성기구는 용융풀의 형성과 용융풀 표면에서의 온도변화에 따른 표면장력의 차이에 따른 마랑고니 대류이므로, 고상에서 액상으로의 상변화와 표면장력의 해석이 주요한 모델링의 초점이 된다. 본 연구에서 고려한 저에너지밀도 레이저 용접해석에 필요한 기본 방정식은 다음과 같다.

연속방정식

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (ru_r) + \frac{\partial}{\partial z} (u_z) = 0 \quad (1)$$

운동량방정식

$$\rho \frac{\partial u_r}{\partial t} + \rho u_r \frac{\partial u_r}{\partial r} + \rho u_z \frac{\partial u_r}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial r} + \mu \left[\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial r} - \frac{u_r}{r^2} \right] + S_{u_r} \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial u_z}{\partial t} + \rho u_r \frac{\partial u_z}{\partial r} + \rho u_z \frac{\partial u_z}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left[\frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial r} \right] + S_{u_z} \quad (3)$$

유체체적방정식:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + u_r \frac{\partial f}{\partial r} + u_z \frac{\partial f}{\partial z} = 0 \quad (4)$$

에너지방정식:

$$\begin{aligned} & \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p u_r \frac{\partial T}{\partial r} + \rho C_p u_z \frac{\partial T}{\partial z} \\ &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[k r \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k \frac{\partial T}{\partial z} \right] \\ & - \rho L \frac{\partial g}{\partial t} + S_T \end{aligned} \quad (5)$$

식 (2)와 (3)에서 S_{u_r} , S_{u_z} 는 표면장력에 의한 생성항을 나타내며, 식 (5)의 S_T 는 레이저 흡수에 의한 생성항을 나타낸다. 본 연구에서는 연속방정식과 운동량방정식을 수치적으로 해석하기 위하여 투사법(projection method)⁽⁸⁾을 도입하였고, 유체체적방정식을 해석하기 위하여 PLIC법(piecewise linear interface calculation method)⁽⁶⁾을 적용하였다. 에너지방정식을 해석하기 위하여 체적평균 엔탈피법(volume-averaged enthalpy method)⁽⁹⁾을 사용하였으며, 고상에서의 속도를 0으로 고정하였다. 용융물의 자유표면에서의 마랑고니 효과는 전단응력과 표면장력의 공간 구배와의 관계를 나타낸 다음 식으로 적용되어진다.

$$-\mu \frac{du_r}{dz} = \frac{d\sigma}{dr} = \frac{d\sigma}{dT} \frac{dT}{dr} \quad (6)$$

여기서 $d\sigma/dT$ 는 표면장력의 온도계수로써 온도와 첨가화합물의 함수이다. 2.2절에 나타낸 표면장력 해석 모델을 사용하는 경우에는 자유표면에서 경계조건으로 사용되는 식 (6)을 고려할 필요가 없다.

2.2 법선 및 접선방향 표면장력 해석 모델

연속표면력 모델에서는 경계면에서의 표면장력을 경계면 주변의 일정한 격자 영역에서 다음 식을 만족하는 체적력으로 변환하여 계산한다.

$$\lim_{h \rightarrow 0} \int_{\Delta V} \vec{F}_{sv}(\vec{x}_s) d^3x = \int_{\Delta A} \vec{F}_{sa}(\vec{x}_s) dA \quad (7)$$

여기서 \vec{F}_{sa} 는 단위경계면적당 표면장력이다. 최종적으로 구해진 수직방향의 단위경계면적당 표

면장력을 식 (7)에 대입하면 다음과 같은 단위체적당 힘으로 계산된다.⁽⁷⁾

$$\vec{F}_{sv}^{(a)}(\vec{x}_s) = \sigma x(\vec{x}_s) \nabla f \quad (8)$$

또한 수평방향의 단위체적당 표면장력은 다음과 같이 쓸 수 있다.⁽¹⁰⁾

$$\vec{F}_{sv}^{(a)}(\vec{x}_s) = \frac{d\sigma}{ds} \hat{\tau}(\vec{x}_s) |\vec{n}(\vec{x}_s)| \quad (9)$$

한편 법선벡터 \vec{n} 을 격자간격 δh 를 이용하여 근사적으로 표시하면 다음과 같다.⁽¹¹⁾

$$\vec{n} \cong \frac{[f]}{\delta h} \hat{n} \quad (10)$$

식 (9)에서

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma}{ds} \hat{\tau} = & \left[\hat{i} \left(\hat{t}_r \frac{\partial \sigma}{\partial r} + \hat{t}_z \frac{\partial \sigma}{\partial z} \right) \right. \\ & \left. + \hat{j} \left(\hat{t}_z \frac{\partial \sigma}{\partial z} + \hat{t}_r \frac{\partial \sigma}{\partial r} \right) \right] \end{aligned} \quad (11)$$

이다.⁽¹⁰⁾ 식 (8)과 (9)로부터 식 (2)와 (3)의 생성항 S_{u_r} , S_{u_z} 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$S_{u_r} = \sigma x n_r + \nabla_s \sigma_r / \delta h \quad (12)$$

$$S_{u_z} = \sigma x n_z + \nabla_s \sigma_z / \delta h \quad (13)$$

3. 결과 및 고찰

본 연구에서 도입한 자유표면 변형을 고려한 모델의 타당성을 검증하기 위하여 기존에 수행된 레이저 용접 실험^(13,14)을 수치적으로 해석하여 비교하였다. 그리고 법선 연속표면력 모델의 검증을 위하여, 식 (6)의 경계조건을 사용한 결과와 비교하였다. 레이저 용접 실험에서 사용된 모재는 금속인 철과 비금속인 알루미늄으로써 각각의 Pr 수는 0.189와 3.17이다. 용융물의 형태를 결정

하는 무차원 상수인 Peclet(Pe) 수와 Marangoni (Ma) 수는 다음과 같이 정의된다.⁽⁵⁾

$$Ma = \frac{-\frac{d\sigma}{dT} \Delta TR}{\mu \alpha} \quad (14)$$

$$Pe = \frac{RV}{\alpha} \quad (15)$$

여기서 ΔT 는 용융풀의 가장자리와 중심에서의 온도차이며, R 과 V 는 용융풀의 반지름과 최대 표면 속도를 나타낸다. 또한 용융풀의 표면 변형 정도를 결정하는 무차원 상수에는 Weber (We) 수가 있으며 다음과 같다.

$$We = \frac{\rho V^2 R}{\sigma} \quad (16)$$

3.1 고속 주조 철(high speed steel)에 대한 응용 풀 형상 해석

본 절에서는 Pitscheneder 등⁽¹³⁾이 수행한 Böhler S 705 Fe-S(Böhler S 705 high-speed steel)에 대한 톱 햇(top hat) 형태의 에너지 분포를 갖는 CO₂ 레이저 용접 실험을 수치적으로 해석하였다. Fe-S의 표면장력 및 표면장력 계수는 상수가 아닌 온도와 황 함량에 따른 함수로 다음과 같이 나타내어지며⁽¹²⁾ Fig. 2에 일정 황 함량에 대한 온도에 따른 표면장력 계수를 나타내었다.

$$\sigma = \sigma_m^0 - A(T - T_m) - RT\Gamma_s \ln[1 + k_i a_i e^{-(\Delta H^0/RT)}] \quad (17)$$

$$\frac{d\sigma}{dT} = -A - R\Gamma_s \ln(1 + Ka_i) - Ka_i / (1 + Ka_i) \cdot \Gamma_s \Delta H^0 / T \quad (18)$$

여기서 σ_m^0 과 A 는 각각 순수 철의 용융온도에서의 표면장력과 온도계수이고 a_i 는 황 성분의 질량농도, Γ_s 는 포화상태에서의 표면 초과 계수 (surface excess at saturation), ΔH^0 는 표준흡열량(standard heat of absorption), k_i 은 엔트로피

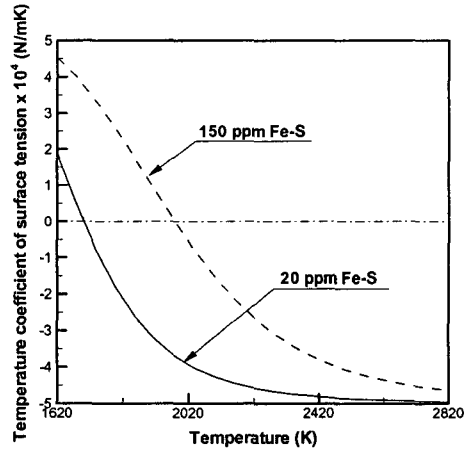


Fig. 2 Temperature coefficient of surface tension of Fe-S as a function of temperature and sulfur activity

Table 1 Data used for calculation of velocity and temperature fields⁽¹³⁾

Property/Parameter	Value
Density (kg/m ³)	8100.0
Melting point (K)	1620.0
Viscosity (kg/m·s)	6.0×10 ⁻³
Thermal conductivity of solid and liquid (J/m·s·K)	22.9
Specific heat of solid (J/kg·K)	627.0
Specific heat of liquid (J/kg·K)	723.14
Latent heat of melting (J/kg)	250.8×10 ³
Absorption coefficient	3.33×10 ⁻⁴
Beam radius (m)	1.4×10 ⁻³
Laser power (W)	5200
Target radius (m)	1.5×10 ⁻²
Target thickness (m)	1.5×10 ⁻²

계수이며, $K = k_i \exp[-(\Delta H^0/RT)]$ 이다. Fig. 2로부터 20ppm Fe-S는 $d\sigma/dT$ 의 부호가 1700K 이상에서 음수로 유지됨을 알 수 있다. Table 1에 수치해석에 사용된 물성치와 변수를 나타내었다. 격자의존성해석을 위하여 20ppm Fe-S 모재에 대하여 각각 30×35, 42×50, 50×60의 비균일 격자계를 사용하였다. Fig. 3에 20ppm Fe-S 모재에

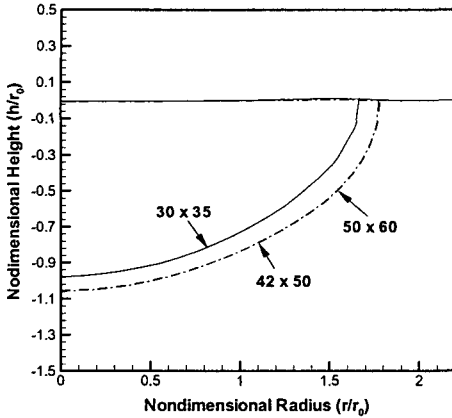


Fig. 3 Grid dependency of weld pool geometry for the 20ppm Fe-S for irradiation time of 5s

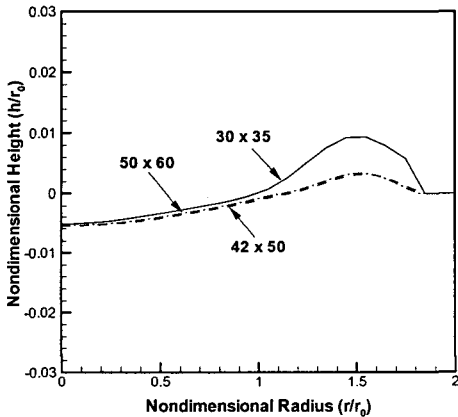


Fig. 4 Free surface profile of weld geometry for the 20ppm Fe-S for irradiation time of 5s

레이저를 5초 동안 조사했을때의 각각의 격자계에 대한 용융풀의 형상을 나타내었으며, 이때 자유표면 고려에 따른 해석에서의 모재의 질량변화는 고려된 격자계에 대해 각각 0.0017%, 0.0001%, 0.0002%로 매우 적게 나타났다. Fig. 4에는 변형된 자유표면을 확대하여 나타내었다. 모든 격자계에서 용융풀의 가장자리에는 자유표면이 상승하고 중심부에서 자유표면이 하강하는 경향을 나타내었으며, 격자계가 조밀해짐에 따라 수렴하는 결과를 나타내었다. 따라서 이후의 결과에서는

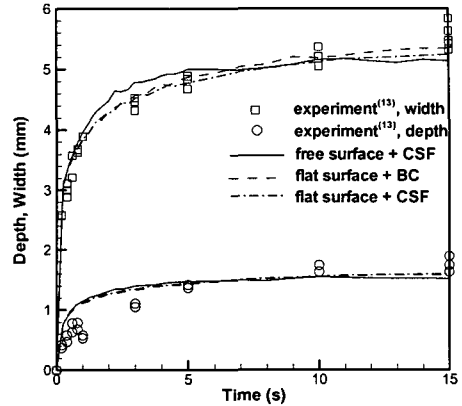


Fig. 5 Comparison of the predicted weld pool depth and width with the experiment⁽¹³⁾ for the 20 ppm Fe-S

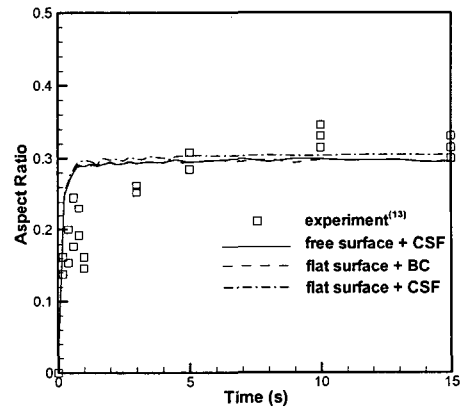


Fig. 6 Comparison of the predicted aspect ratio with the experiment⁽¹³⁾ for the 20ppm Fe-S

격자 변화에 대한 용융풀의 크기 변화가 미미하고 그 중 질량변화가 적은 42×50의 격자계를 사용하였다. Fig. 5에는 42×50의 격자계에서 레이저 조사시간 진행에 따른 용융풀의 폭과 깊이의 변화를 실험결과와 비교하여 나타내었으며, 자유표면을 고려하거나 고려하지 않은 경우 모두 실험결과와 유사한 결과를 예측하였다. 그러나 용융풀이 확장되는 비정상상태에서는 자유표면을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 용융풀의 폭과 깊이가 약간 더 크게 나타나다가, 준정상

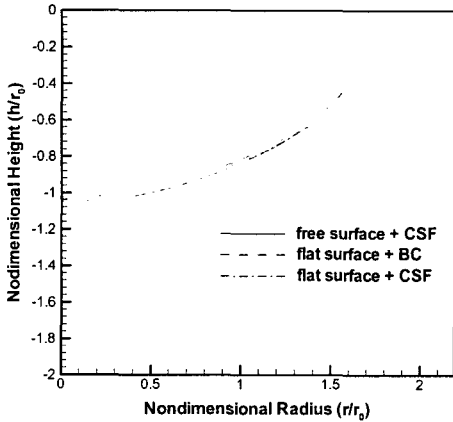


Fig. 7 Weld pool geometry for the 20ppm Fe-S for irradiation time of 5s

상태에 도달하면 용융풀의 크기가 비슷해지거나 약간 작게 나타나는 것을 볼 수 있다. 또한 자유표면을 고려한 경우에 용융풀의 폭과 깊이의 진동이 더 크게 나타남을 볼 수 있다. 이는 비정상 상태에서 용융풀 자유표면의 변형이 용융풀 표면의 진동을 증가시켜 용융풀내의 열전달을 촉진시키기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 6에는 레이저 조사시간 진행에 따른 용융풀 폭과 깊이의 비를 나타내었으며, 자유표면을 고려하거나 고려하지 않은 경우 모두 실험결과와 유사한 결과를 예측하였다. Fig. 7에는 5초 후의 자유표면 변형을 고려한 용융풀의 크기와 자유표면을 고려하지 않은 용융풀의 크기를 비교하여 나타내었다. 이 때 용융풀의 형태는 주 용융방향이 용융풀 바깥쪽으로 향하게 되어 용융풀의 반지름이 용융풀의 깊이보다 큰 수평방향의 타원 형태를 나타내었으며, 자유표면을 고려한 경우의 용융풀이 고려하지 않은 경우보다 용융풀의 폭과 깊이가 약 3% 더 크게 나타났다. 레이저 조사후 5초에서의 자유표면을 고려한 수치해석에 의한 Pe 수와 We 수는 각각 172와 1.14로 나타났다. Fig. 8에는 Pitscheneder 등⁽¹³⁾이 수행한 실험결과와 본 연구에서 해석한 결과를 비교하여 나타내었으며, 해석된 용융풀의 형상이 실험결과와 유사하게 나타남을 확인할 수 있다.

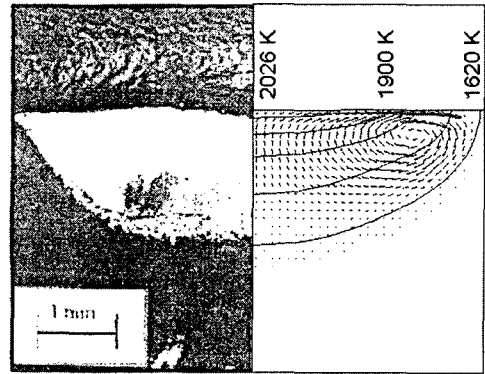


Fig. 8 Comparison of the predicted weld geometry with the experiment⁽¹³⁾ for the 20ppm Fe-S at 5s

3.2 산화알루미늄(alumina)에 대한 용융풀 형상 해석

본 절에서는 Nazir⁽¹⁴⁾가 수행한 알루미늄에 대한 톱햇(top hat) 형태의 에너지 분포를 갖는 CO₂ 레이저 용접 실험을 수치적으로 해석하였다. 수치해석에 사용된 물성치와 변수는 Table 2에 나타내었다. 격자의존성 해석을 위하여 각각 35×25, 44×34, 50×40의 비균일 격자계를 사용하였다. Fig. 9에 알루미늄 모재에 레이저를 조사하여 정상상태에 이르렀을 때의 각각의 격자계에 대한 용융풀의 형상을 나타내었다. 정상상태에서의 자유표면 고려에 의한 해석상의 모재의 질량 변화는 고려된 격자계에 대해서 각각 0.0001%, 0.0008%, 0.0007%로 격자가 조밀해짐에 따라 약간 증가하다가 수렴하는 경향을 나타내었다. Fig. 10에는 변형된 자유표면을 확대하여 나타내었다. 3.1절과 마찬가지로 모든 경우에 용융풀의 가장 자리에서 자유표면이 상승하고 중심부에서 자유표면이 하강하는 경향을 나타내었으나, 그 변형 정도가 Fe-S에 비하여 크게 나타났다. 이후의 결과에서는 격자 변화에 대한 용융풀의 크기 변화가 미미하고 그 중 질량변화가 적은 50×40의 격자계를 사용하였다. Fig. 11에는 정상상태에서의 자유표면 변형을 고려한 용융풀의 크기와 자유표면을 고려하지 않은 용융풀의 크기를 비교하여 나타내었다. 이때 용융풀의 형태는 용융풀 깊이/

Table 2 Data used for calculation of velocity and temperature fields⁽¹⁴⁾

Property/Parameter	Value
Density (kg/m ³)	3000.0
Surface tension (N/m·s)	0.7
Surface tension coefficient (N/m·K)	-6×10 ⁻⁵
Liquidus temperature (K)	2327.0
Solidus temperature (K)	2101.0
Viscosity (kg/m·s)	0.105
Thermal conductivity of solid (J/m·s·K)	5.44
Thermal conductivity of liquid (J/m·s·K)	4.8
Specific heat of solid (J/kg·K)	1424.0
Specific heat of liquid (J/kg·K)	1465.0
Latent heat of melting (J/kg)	1.05×10 ⁶
Beam diameter (m)	2.2×10 ⁻³
Laser power density (W/m ²)	64.0×10 ⁶
Target diameter (m)	1.27×10 ⁻²
Target thickness (m)	1.27×10 ⁻²

폭 비가 0.17 정도인 납작한 타원 형태를 나타내었으며, 자유표면을 고려한 경우의 용융풀이 고려하지 않은 경우의 용융풀의 깊이와 폭이 약 2~4% 더 크게 나타났다. 알루미나에 대한 레이저 용접해석에서 얻어진 Pe 수는 53으로 나타났으며, We 수는 0.01로 매우 작게 나타났다. 3.1절과 3.2절의 결과로부터 Pe 수가 큰 경우에 용융풀 깊이와 폭의 비가 작은 타원형태의 용융풀이 만들어짐을 알 수 있으며, We 수가 0.01 정도로 매우 작은 경우에는 용융풀의 자유표면 변형이 크게 나타남을 확인할 수 있다. Fig. 12에는 Nazir⁽¹⁴⁾가 수행한 실험결과와 본 연구에서 해석한 용융풀의 자유표면 형상이 실험결과에 나타난 응고 후의 알루미나의 표면 형태와 유사하게 나타남을 확인할 수 있다. 또한 본 연구에서 계산된 용융풀의 폭은 2.24mm로써 Nazir⁽¹⁴⁾가 수행한 실험결과인 2.1mm와 유사하게 나타났다.

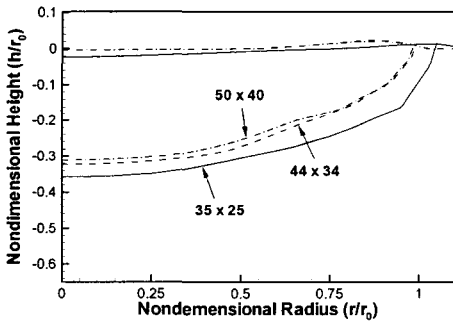


Fig. 9 Grid dependency of weld pool geometry for the alumina at steady state

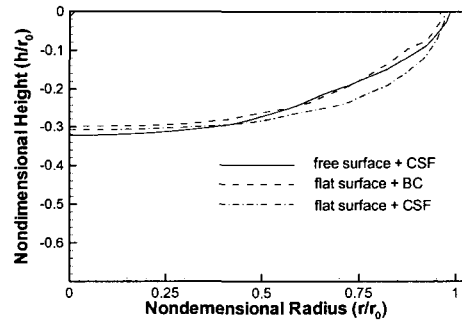


Fig. 11 Weld pool geometry for the alumina at steady state

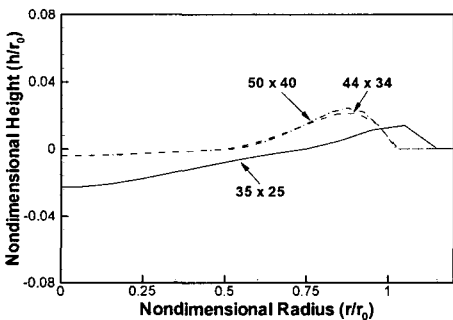


Fig. 10 Free surface profile of weld geometry for the alumina at steady state

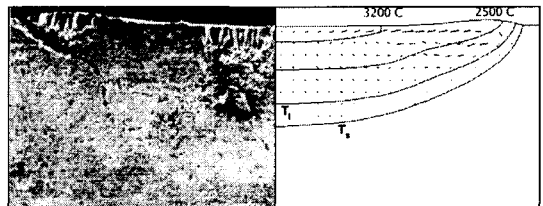


Fig. 12 Comparison of the predicted weld geometry with the experiment⁽¹⁴⁾ for the alumina at steady state

4. 결 론

본 연구에서는 저밀도에너지 레이저 용접공정에서 발생하는 용융풀의 자유표면 거동과 자유표면의 거동이 용융풀의 크기에 미치는 영향을 수치적으로 연구하였다. 고정격자계에서 마랑고니 대류에 의한 자유표면 변형을 해석하기 위하여 수정된 연속표면력법을 도입하였으며 표면장력경계조건을 사용한 해석과 유사한 결과를 예측하였다. 용융풀의 자유표면 형상은 표면장력계수가 주로 음수인 경우에 용융풀 가장자리에서 상승하고 중심부에서 하강하는 현상을 나타내었다. 또한 자유표면의 변형을 고려한 경우에 용융풀 폭과 깊이의 진동이 자유표면의 거동을 고려하지 않은 경우보다 크게 나타났다. 그리고 자유표면의 거동을 고려하여 해석하는 경우 용융풀의 크기가 자유표면의 거동을 고려하지 않는 경우보다 약간 크게 나타났으며, 이는 용융해석 과정에서 나타나는 자유표면의 진동이 용융풀 내부의 열전달을 촉진하기 때문인 것으로 판단된다. 저밀도 레이저 용접에서 Pe 수가 큰 경우에는 폭이 넓고 깊이가 상대적으로 얇은 용융풀의 형태를 나타내었으며, We 수가 0.01 정도로 매우 작은 경우에는 용융풀의 자유표면 변형이 크게 나타났다. 따라서 We 수가 1보다 매우 작은 경우에는 자유표면 변형을 고려한 모델을 사용하는 것이 보다 정확한 용융풀의 형태를 예측하는데 필요하다.

후 기

이 논문은 2002년도 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었습니다. (KRF-2002-041- D00071)

참고문헌

- (1) Bauerle, D., 1996, "Laser Processing and Chemistry," *Springer*.
- (2) Duley, W. W., 1999, "Laser Welding," *John Wiley & Sons, Inc.*
- (3) Chan, C., Mazumder, J. and Chen, M. M., 1984, "Two-Dimensional Transient Model for Convection in Laser Melted Pool." *Metall. Trans. A*, Vol. 15A, pp. 2175~2184.
- (4) Basu, S. and Debroy, T., 1992, "Liquid Metal Expulsion During Laser Irradiation," *J. Appl. Phys.*, Vol. 72, pp. 3317~3322.
- (5) Robert, A. and Debroy, T., 2001, "Geometry of Laser Spot Welds form Dimensionless Numbers," *Metall. Trans. B*, Vol. 32B, pp. 941~947.
- (6) Rider, W. J. and Kothe, D. B., 1998, "Reconstructing Volume Tracking," *J. Comput. Phys.*, Vol. 141, pp. 112~152.
- (7) Brackbill, J. U., Kothe, D. B. and Zemach, C. A., 1992, "Continuum Method for Modeling Surface Tension," *J. Comput. Phys.*, Vol. 100, pp. 335~354.
- (8) Kothe, D. B. and Mjolsness, R. C., 1991, "RIPPLE: A New Model for Incompressible Flows with Free Surfaces," *AIAA 91-3548*.
- (9) Swaminathan, C. R. and Voller, V. R., 1993, "On the Enthalpy Method," *Int. J. Num. Meth. Heat Fluid Flow*, Vol. 3, pp. 233~244.
- (10) Sasmal, G. P. and Hochstein, J. I., 1994, "Marangoni Convection with a Curved and Deforming Free Surface in a Cavity," *J. Fluid Eng.*, Vol. 116, pp. 577~582.
- (11) Brackbill, J. U. and Kothe, D. B., 1996, "Dynamic modeling of Surface Tension," *LA-UR-96-1706*.
- (12) Sahoo, P., Debroy, T. and McNallan, M. J., 1988, "Surface Tension of Binary Metal - Surface Active Solute Systems Under Conditions Relevant to Welding Metallurgy," *Metall. Trans. B*, Vol. 19B, pp. 483~491.
- (13) Pitscheneder, W., Debroy, T., Mundra, K. and Ebner, R., 1996, "Role of Sulfur and Processing Variables on the Temporal Evolution of Weld Pool Geometry During Multikilowatt Laser Beam Welding of Steels," *Weld. J.*, Vol. 75, pp. 71s~80s.
- (14) Hirsch, J. W., Olson, L. G., Nazir, Z. and Alexander, D. R., 1998, "Axisymmetric Laser Welding of Ceramics: Comparison of Experimental and Finite Element Results," *Opt. Lasers Eng.*, Vol. 29, pp. 465~484.