

# 엔탈피 모델을 이용한 레이저 용융풀 형상에 대한 수치해석연구

이 태 봉,<sup>1</sup> 정 하 승,<sup>2</sup> 신 승 원<sup>\*2</sup>

<sup>1</sup>홍익대학교 일반대학원 기계공학과

<sup>2</sup>홍익대학교 기계·시스템 디자인 공학과

## NUMERICAL SIMULATION OF LASER WELD POOL GEOMETRY USING ENTHALPY METHOD

T. LEE,<sup>1</sup> H. Cheung<sup>2</sup> and S. Shin<sup>\*2</sup>

<sup>1</sup>Graduated School of Mechanical Engineering, Hongik Univ.

<sup>2</sup>Dept. of Mechanical System Design Engineering, Hongik Univ.

*Laser welding is widely used in the industry for the advantage of small heat affected zone and short weld process time. Conduction limit welding can be used to modify the surface characteristic and it is important to identify the heat affecting area correctly for the improvement of manufacturing accuracy. Since time and length scale associated with laser welding process are extremely small, numerical study can be a useful tool. In this study, two-dimensional axi-symmetric version of energy equation with enthalpy method has been used to analyze the effect of laser input conditions on final shape by the laser welding process. The proposed numerical procedure has been benchmarked with several experimental results and compared well. The modified Marangoni and Peclet number have been introduced using controllable input variables. Simple parametric researches have been performed for high Pr number material. The results show that higher Marangoni number increase fluid mixing, thus generating convex type weld pool. On the other hand, the width of the weld pool is proportional to Peclet number.*

**Key Words :** 레이저용접(Laser Welding), 용융풀(Weld Pool), 수치해석(Numerical Simulation), 마란고니 대류(Marangoni Convection), 엔탈피 방법(Enthalpy Method)

### 기호설명(Nomenclature)

$C$ : 비열 [J/kg·K]	$\sigma$ : 표면장력계수 [N/m]
$E$ : 엔탈피 [J/kg]	$\mu$ : 동점성계수 [kg/m·s]
$h_{sf}$ : 잠열 [J/kg]	$\gamma$ : 온도에 따른 표면장력계수의 변화량 [N/mK]
$q''$ : 표면에서의 레이저 열유속 [W/m <sup>2</sup> ]	하첨자
$T$ : 온도 [K]	$s$ : 고체
$T_m$ : 용융 온도 [K]	$l$ : 액체
$T_i$ : 초기 온도 [K]	
$u, w$ : 속도 [m/s]	

그리스문자

$\rho$  : 밀도 [kg/m<sup>3</sup>]

Received: November 21 13, 2013, Revised: December 24, 2013,

Accepted: December 24, 2013.

\* Corresponding author, E-mail: sshin@hongik.ac.kr

DOI <http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2013.18.4.061>

© KSCFE 2013

## 1. 서 론

레이저용접(laser welding)은 높은 에너지밀도와 작은 열영향 부(Heat Affected Zone, HAZ) 그리고 제어 가능한 짧은 용융 시간을 가진다는 장점 때문에 모든 산업 분야에서 사용되어질 뿐만 아니라 정밀도를 요하는 용접 공정에서 사용되고 있다. 레이저 용접은 사용되어지는 레이저의 강도에 따라 유동형성 기구가 달라지며 이에 따라 전도 한정 용접(conduction-limit welding)과 키홀(keyhole)이 형성되는 깊은 용입 용접(deep-penetration welding)으로 나뉘어 연구가 진행되어 왔다[1].

전도 한정 용접의 경우 낮은 레이저 강도에서 재료의 기화 없이 부분적으로 용융점(melting point)을 넘어 액화하면서 용융풀(weld pool)이 생기고 자유표면의 표면장력의 변화에 의한 마란고니 대류(Marangoni convection)가 생겨난다. 마란고니 대류에 의해 용융풀 내부의 유동이 생겨나게 되고 유동에 의한 열전달이 이루어져 최종적으로는 가공표면에 영향을 미친다. 깊은 용입 용접의 경우 재료의 기화를 일으킬 수 있는 레이저 강도에서 키홀과 같은 깊은 증기공동을 생성한다. 투사된 레이저빔은 키홀의 깊은 부분까지 용입하고 재료 증기의 해리에 의해 생성된 플라즈마의 효과와 산란, 흡수 효과에 의하여 레이저빔의 흡수가 급격히 늘어난다.

최근 다양한 방법에 의해 표면을 개질함으로써 마찰특성을 비롯한 기계적 성질을 향상시키거나 미적인 완성도를 높이고자 하는 노력들이 기울어져 왔다[2-5]. 그 중에서도 레이저를 이용한 표면개질은 모재의 특성은 변화시키지 않으면서 표면의 특성만을 개질함으로써 많은 장점을 가지고 있을 뿐 아니라 이는 표면의 부분적인 용융과 밀접한 관계를 가지고 있는 전도 한정 용접에 가까운 공정이다.

용융풀의 크기 및 형상에 따라 가공표면의 특성이 바뀌기 때문에 가공영역을 예측하는 것은 정밀한 가공을 위해서 필수적이다. 레이저 빔의 흡수에 따라 생성되는 내부에서의 유동 및 이에 따른 용융풀의 형상을 실험을 통해 파악하는 것은 매우 어렵고 이러한 경우 수치해석이 보다 유용한 도구로 활용될 수 있다.

지금까지 전도 한정 용접에서는 2차원 용융풀 내의 유동과 형상을  $Pe$  수,  $Pr$  수, 무차원화한 표면장력 수, 무차원화한 용융 온도( $T_m$ )의 변화에 따른 용융풀 형태의 변화[6], 합금의 레이저 용접에서 용융풀 내부 대류에 의한 영향을 SOLFA-VOF 방법을 활용하여 계산한 Kim and Sim[7]의 연구 등 다양한 수치적 접근이 이루어졌다. 상변화와 표면장력에 의해 용융풀 내의 유동을 고려하여 용융풀 내의 깊이와 너비 및 형상을 구하는 연구[8]도 진행되었다. Pitscheneder et al.[9]은 레이저 강도의 변화에 따른 황화철(Fe-S)의 용융풀 형태를 실험을 통하여 측정하고 높은  $Pe$  수가 넓은 형태의 용융풀을 만드는 것을 밝혀내었다. Limmaneevichitr and Kou[10]는 높은  $Pr$  수를 갖는 질산나트륨( $NaNO_3$ )과 갈륨(Ga)에 대하여 무차원수의 변화에 따른 용융풀 형태에 대한 해석을 진행하여  $Pe$  수에 따른 용융풀의 형태를 제시하였으며, Kou and Wei[11]는 용융풀 형태와 표면에 대해 마란고니 대류의 진동이 미치는 영향을 실험적으로 파악하였다. He et al.[12]은 304 스테인리스 스틸 용융풀의 형태에 대하여 무차원수의 영향을 파악하였으며 응고 시 고체-액체 혼합구역의 온도구배, 냉각율, 가열율이 최종 형상에 미치는 영향에 대한 분석을 하였다. Ha and Kim[13]은  $\sqrt{Pe}/We$ 가 10보다 큰 경우에  $Pe$  수가

커지고  $We$  수가 작아짐에 따라 용융풀의 변형이 커지는 것을 밝혀내었다.

지금까지 다양한 수치적 연구가 진행되었으나 대부분은 최종 결과로 얻어지는 재료의 용융풀의 너비나 최대 깊이에 따라 최종 형상을 구분하거나 형태를 파악하는 연구가 대부분이었다. 본 연구에서는 레이저에서 가해지는 열유속, 레이저 빔 크기, 재료 물성치 등의 변수를 이용하여 무차원 변수를 새롭게 정의하고 무차원 변수들이 용융풀의 최종 형상 및 용융풀 내부에서의 유동장에 미치는 영향을 보다 자세하게 파악하고자 한다. 앞서 언급한 바와 같이 재료의 표면개질에 초점을 맞추어 전도 한정 용접에 관한 수치해석을 진행하였다.

## 2. 수치해석 방법

### 2.1 기본방정식

본 연구에서는 에너지 방정식을 해석하기 위하여 엔탈피 모델[14]을 도입하였고 이는 2차원 축대칭 모델의 경우 아래 식으로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r u E) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w E) \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q \end{aligned} \quad (1)$$

여기서  $Q$ 는 레이저 조사로 인한 표면에서의 열유속을 나타낸다. 액체의 표면에 국한되어 발생하는 레이저 열유속 조건을 delta 함수를 이용하여 아래 식과 같이 나타내었다.

$$Q = \int_{R(t)} q'' \delta(x - x_f) dA \quad (2)$$

$q''$ 는 표면에서의 레이저 열유속을 나타내고, 본 연구에서는 계산의 편의를 위해서 균일한 열유속을 가정하였다.  $x_f$ 는 계산되는 상표면 위치, 그리고  $\delta$ 는 dirac delta function을 의미한다.  $E$ 는 주어진 지점에서의 엔탈피를 나타내고, 각각의 상에 대한 비열 및 상변화에 따라 온도는 아래의 식과 같이 구할 수 있다.

$$T = \begin{cases} T_m + E/C_s & E \leq 0 & (\text{solid zone}) \\ T_m & 0 < E < h_{sf} & (\text{mushy zone}) \\ T_m + (E - h_{sf})/C_l & E \geq 0 & (\text{liquid zone}) \end{cases} \quad (3)$$

여기서  $T_m$ 은 재료의 융점을 나타낸다. 식 (3)에서 온도가 용

점 이상인 경우 액체영역이 된다. 본 연구에서 레이저 조사에 따른 매질의 용융으로 발생한 유체의 움직임을 해석하기 위해 액체영역에 Navier-Stokes 방정식이 다음과 같이 적용되었다.

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \tag{4}$$

$$\rho \left[ \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} \right] = -\nabla p + \rho \mathbf{g} + \nabla \cdot \mu (\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T) + F \tag{5}$$

여기서  $F$ 는 액체면에서의 온도분포에 의한 마란고니 유동을 고려하기 위해서 포함되었다. 일반적으로 표면곡률의 영향은 다음과 같은 간단한 편미분방정식 형태로 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial \sigma \mathbf{s}}{\partial s} = \sigma \kappa \mathbf{n} + \frac{\partial \sigma}{\partial s} \mathbf{s} \tag{6}$$

여기서 두 번째 항이 마란고니 영향을 나타낸다. 표면장력계수  $\sigma$ 는 온도에 따른 함수로 다음 식과 같이 가정할 수 있다.

$$\sigma = \sigma_o - \gamma(T - T_o) \tag{7}$$

여기서  $T_o$ 는 기준온도,  $\sigma_o$ 는 기준온도에서의 표면장력계수를 의미한다.  $\gamma$ 는 온도구배에 따른 표면장력계수의 변화량을 나타낸다. 본 연구에서는 액체의 표면이 수평한 경우에 대해 수치해석[6,7,9,12]이 이루어졌기 때문에 곡률의 영향은 없게 되고  $\delta$  함수를 활용하여 식 (8)과 같이 표현할 수 있다.

$$\mathbf{F} = \int \frac{\partial \sigma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial s} s \delta(\mathbf{x} - \mathbf{x}_f) ds = \int \gamma \frac{\partial T}{\partial s} s \delta(\mathbf{x} - \mathbf{x}_f) ds \tag{8}$$

여기서  $s$ 는 상표면에 평행인 방향을 나타내고,  $\partial T / \partial s$ 는 상 표면 방향으로의 온도구배를 뜻한다.

Navier-Stokes 방정식 및 에너지 방정식의 대류항은 모두 Halow et al.[15]의 마커 앤드 셀 방법(marker and cell method)으로 차분된 엇갈림 격자(staggered grid)에서 1차 ENO방법[16]을 사용하여 계산하였고, 점성항 및 전도항의 계산에는 중앙차분(central difference) 방법이 사용되었다. Navier-Stokes 방정식은 Chorin[17]의 projection method를 사용하여 시간에 따라 적분하였다. Pre-conditioner로 Choleski decomposition이 사용된 BI-CGSTAB (Bi-conjugate gradient stabilized) 반복 수렴법이 압력장의 계산에 사용되었다.

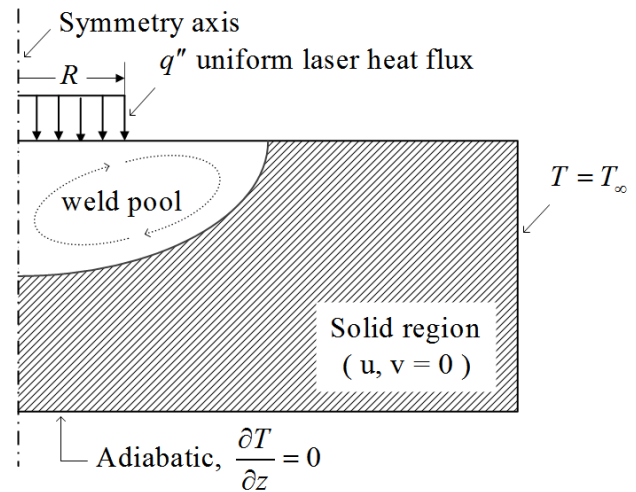


Fig. 1 Simulation geometry and boundary conditions

### 2.2 Simulation geometry and settings

본 연구에서 사용된 계산영역 및 설정을 Fig. 1에 개략적으로 나타내었다. 2차원 축대칭 좌표계를 사용하여 유체의 유동에 따른 용융풀의 형태를 파악하고자 하였다. 그림에서와 같이 균일한 열유속이 주어진 레이저 빔의 크기(beam size)를 갖고 평행한 상부의 표면에 가해지고 있다. 열유속에 의해 표면온도가 상승하게 되고 용점온도 이상이 되면 액체영역(weld pool)이 발생하게 된다. 계산영역이 용융풀의 크기에 2배 이상인 경우 계산결과에 큰 영향이 없다고 확인되었기 때문에 경계면에서 용융풀에 미치는 영향을 최소화하기 위해 2배 이상의 충분히 큰 계산영역이 사용되었다. 수평아랫면은 단열조건이 사용되었고, 수직옆면은 대기온도로 고정하였다. 액체의 유동장은 용융풀 내부에서만 계산되었고, 외부의 고체영역에서는 모두 0으로 고정되었다.

## 3. 결과 및 토의

### 3.1 수치해석 방법의 검증

엔탈피 모델에 대한 정확성을 파악하기 위해 엄밀해의 결과와 비교하였다. Carslaw and Jaeger[18]는 무한히 긴 2차원 실린더의 중앙에 히트싱크(heat sink)가 존재하는 응고과정에 대하여 엄밀해를 다음과 같이 구하였다.

$$T_l(r,t) = V - \frac{(T_i - T_m)}{Ei\left(-\lambda^2 \frac{\alpha_s}{\alpha_l}\right)} Ei\left(-\frac{r^2}{4\alpha_l t}\right) \tag{9}$$

$$T_s(r,t) = T_m + \frac{Q}{4\pi k_s} \left[ Ei\left(-\frac{r^2}{4\alpha_s t}\right) - Ei(-\lambda^2) \right] \tag{10}$$

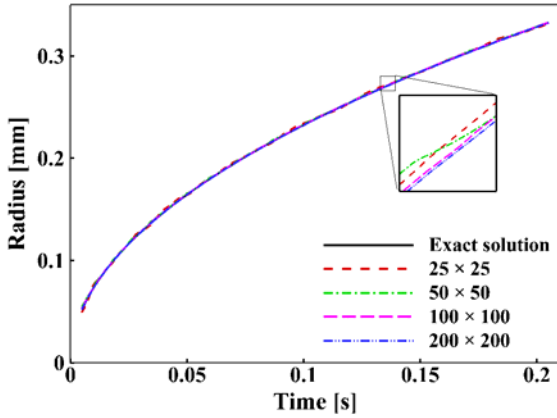


Fig. 2 Interface position vs. time for different resolution compared with exact Stefan solution

시간에 따른 상표면의 위치는 다음과 같이 정의된다.

$$R(t) = 2\lambda(\alpha_s t)^2 \quad (11)$$

여기서  $\lambda$ 는 아래 식을 통해 구할 수 있다.

$$\frac{Q}{4\pi} e^{-\lambda^2} + \frac{k_l(T_i - T_m)}{Ei\left(-\alpha^2 \frac{\alpha_s}{\alpha_l}\right)} e^{-\lambda^2 \frac{\alpha_s}{\alpha_l}} = \lambda^2 \alpha_s L h_{sf} \rho \quad (12)$$

$Q$ 는 실린더 중앙에 고정되어 있는 히트싱크의 크기이고,  $T_m$ 은 응고점,  $T_i$ 는 액체의 초기온도,  $h_{sf}$ 는 상변화에 필요한 잠열,  $\rho$ 는 밀도,  $\alpha$ 는 열확산율을 나타낸다. Fig. 2는 엔탈피 방법을 이용한 해석 결과와 엄밀해를 비교한 그림이다.  $\rho = 0.1$ 을 제외한 나머지 물성치는 1을 사용한 경우,  $25 \times 25$ ,  $50 \times 50$ ,  $100 \times 100$ ,  $200 \times 200$ 의 균일 격자계를 사용하여 격자 수렴성을 파악하였다. 격자가 증가하면서 엄밀해와 일치함을 확인할 수 있다. Fig. 3에서 격자 크기에 따른 평균 오차를 나타내었으며, 이를 통해 사용된 엔탈피 모델이 1차에서 2차 사이의 정확도를 갖는 것을 알 수 있다.

엔탈피 모델을 사용한 용융풀 해석 결과의 타당성을 검증하기 위하여  $\text{CO}_2$  레이저 용접의 실험 결과[5]와 비교하였다. 검증을 위해 사용되어진 물성치와 해석에 사용된 변수는 Table 1과 같다. 액체 및 고체의 물성치는 동일하다고 가정하였다. Sahoo et al.[19]는 표면장력과 표면장력계수를 황화철의 혼합비와 온도로 함수화하였고, 다음 식과 같이 나타내었다.

$$\sigma = \sigma_m^0 - A(T - T_m) - RT \ln \left[ 1 + k_l a_i e^{-(\Delta H^0/RT)} \right] \quad (13)$$

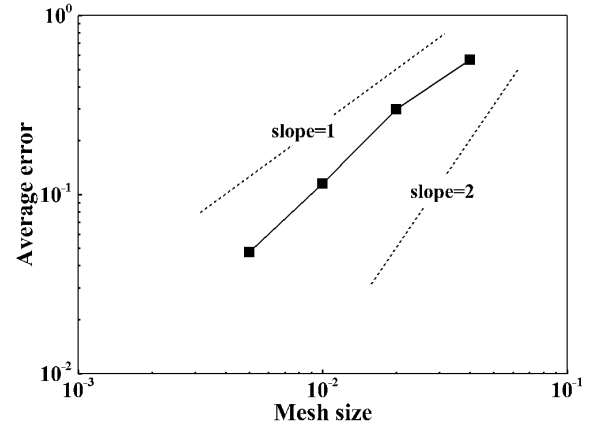


Fig. 3 Error analysis for different mesh sizes

$$\frac{d\sigma}{dT} = -A - R \Gamma_l \ln(1 + K a_i) - \frac{K a_i}{(1 + K a_i)} \frac{\Gamma_s \Delta H^0}{T} \quad (14)$$

$\sigma_m^0$ ,  $A$ ,  $a_i$ ,  $\Gamma_s$ ,  $\Delta H^0$ ,  $k_l$ 는 순수 철에서의 표면장력 및 온도 계수이며 황의 활동에너지, 레이저 흡수율, 엔트로피 지수이다. 안정화 상수  $K$ 는  $k_l e^{-(\Delta H^0/RT)}$ 로 정의하였다. 본 연구에서는 황화철의 혼합비가 20 ppm인 경우를 사용하였다.

격자 크기에 따른 1초 후의 용융풀의 계산결과를 Fig. 4(a)에 나타내었으며, Fig. 4(b)에 시간에 따라 예상되는 용융풀의 깊이, 너비의 비교 그래프를 나타내었다.  $400 \times 400$  격자에서 결과값이 수렴함을 확인할 수 있기 때문에  $400 \times 400$  격자에서의 10초까지의 계산 결과를 Pitscheneder[9]의 실험 결과와 비교하였으며 Fig. 4(c)에 나타내었다. 용융풀의 깊이는 계산값과 실험값의 차이가 초기에는 다소 보이나, 3초 이상의 시간이 지난 후에는 실험 결과와 정확히 일치하는 것을 확인할 수 있다. 용융풀의 너비의 계산값과 실험값의 차이가 나는 이유는 외부 가스의 유동에 따른 열전달을 고려하지 않았기 때문에 초기의 너비의 성장에 영향을 미친 것으로 파악된다.

Table 1 Data used for the calculation of Pitscheneder[9]

Property/parameter	Value
Melting Temperature [K]	1620
Latent heat of fusion [J/kg]	$2.51 \times 10^5$
Surface tension coefficient	Eqs. (13)-(14)
Viscosity [kg/m s]	0.006
Density [kg/m <sup>3</sup> ]	8100
Specific heat, Cp, [J/kg-K]	627
Thermal conductivity [W/m-K]	22.9
Beam radius [m]	$1.4 \times 10^{-3}$
Input Laser power [W]	5200
Boundary width [m]	0.01
Boundary height [m]	0.075

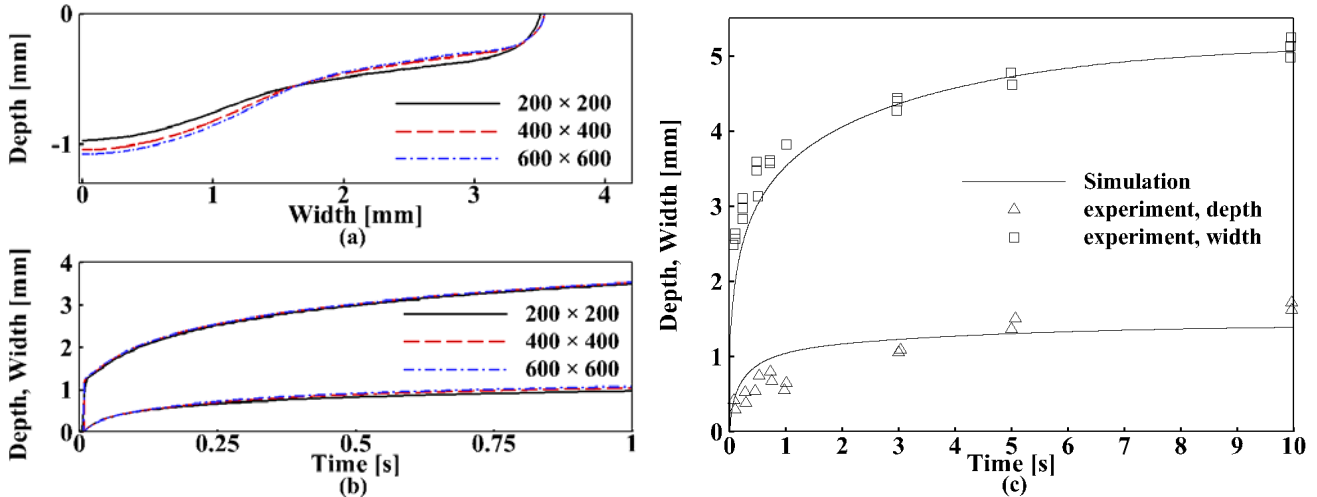


Fig. 4 Comparison with experimental results of Pitscheneder[9] (a) Weld pool surface geometry at the time of 1s (b) Depth and width profile vs. time with different grid sizes (c) Comparison of weld pool depth and width to the experiment

최근 금속재료 이외에 폴리머 표면의 레이저 가공이 많은 관심을 받고 있다[10,11]. 금속재료와는 달리 일반적으로 폴리머 계열은 높은  $Pr$  수를 가지게 되는데 이 경우 마란고니 대류에 의한 영향이 강해져 용융풀이 넓고 평평하거나 반구형태가 아닌 오목한 형태의 모양을 가지게 된다. 높은  $Pr$  수를 가지는 물질에 대한 해석 결과를 검증하기 위하여 황화철보다 약 90배의  $Pr$  수를 갖는 질산나트륨( $\text{NaNO}_3$ )의 용융풀 형상을  $200 \times 300$ 의 격자와 Table 2의 물성치 및 변수를 사용하여 계산하였다. 180초 레이저 가진 후의 계산결과와 실험결과[9]를 비교하여 Fig. 5에 나타내었다. 용융풀의 최대 깊이, 최대 너비 및 전체적인 형상에서 실험결과와 일치함을 확인할 수 있고, 마란고니 대류에 의해 생성된 오목한 형태의 용융풀을 확인할 수 있다.

### 3.2 마란고니 수와 페클렛 수의 영향

본 연구에서는 수치해석과 실험에서 변화 가능한 물성치들

Table 2 Data used for the calculation of Limmanevichitr[5]

Property	$\text{NaNO}_3$
Melting temperature [K]	580
Latent heat of fusion [J/kg]	$1.82 \times 10^5$
Surface tension gradient with temp. [N/mK]	$-5.6 \times 10^{-5}$
Viscosity [kg/m s]	0.0302
Density [kg/m <sup>3</sup> ]	1904
Specific heat, $C_p$ [J/kg-K]	$1.711 \times 10^3$
Thermal conductivity [W/m-K]	0.565
Beam radius [m]	$0.75 \times 10^{-3}$
Input laser power [W]	12.4
Boundary width [m]	0.01
Boundary height [m]	0.01

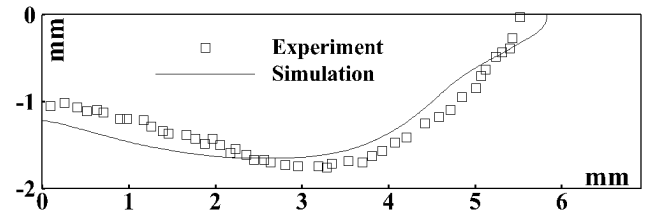


Fig. 5 Comparison of final weld shape with experimental result of Limmanevichitr[5] at the time of 180s

로 새롭게 정의한  $Ma$  수와  $Pe$  수 등의 무차원수를 가지고 이에 대한 영향을 수치해석을 통해 확인해보고자 하였다. 특성 길이,  $l_0 = R$ , 특성 속도,  $U_0 = (q''/\rho)^{1/3}$ , 특성 시간,  $t_0 = l_0/U_0$ , 특성 온도,  $T_m - T_i = \Delta T$  를 이용하여 중력이 무시할 수 있는 경우, 다음과 같이 무차원 수를 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 Pe &= \left( \frac{q''}{\rho} \right)^{1/3} \frac{R}{\alpha}, & Ma &= \frac{R\gamma\Delta T}{\alpha\mu} \\
 Pr &= \frac{\nu}{\alpha}, & Ja &= \frac{c\Delta T}{h_{sf}}
 \end{aligned} \tag{15}$$

본 연구에서는 용융풀의 형태가 다소 복잡해지는,  $Pr$  수가 큰, 재료에 초점을 맞추어서,  $Ma$  수 및  $Pe$  수의 영향을 파악하였다. 따라서  $Pr$  수 및  $Ja$  수는 Table 2의 물성치를 통해 고정된다.

$Ma$  수의 변화에 따라 단위 길이  $l_0$ 로 무차원화한 용융풀

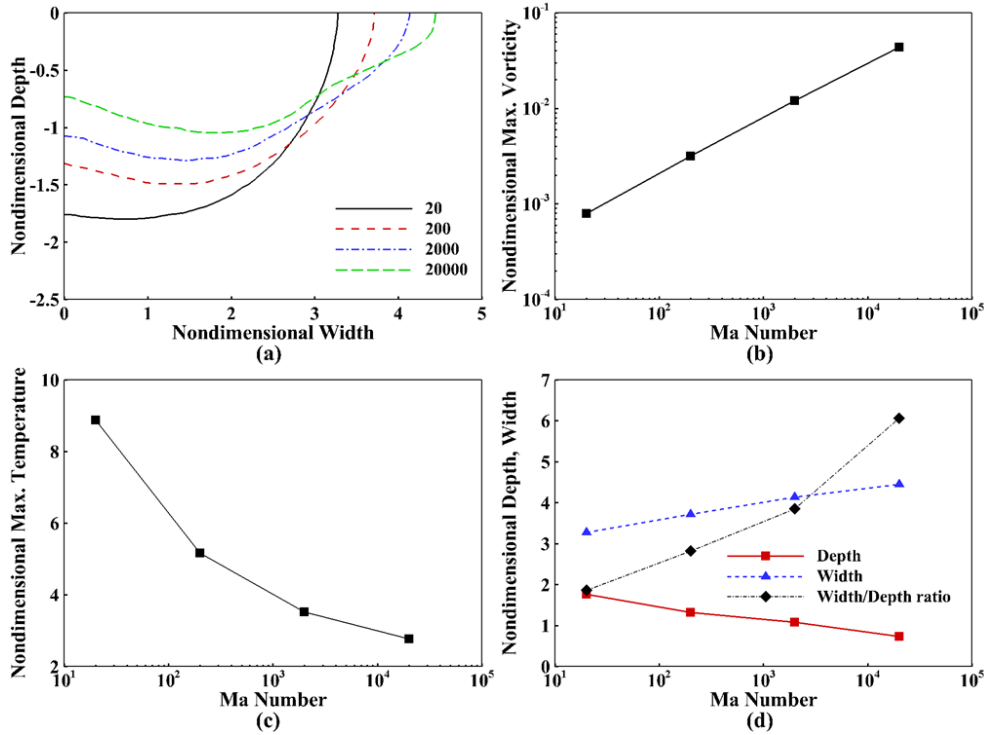


Fig. 6 Effect from different  $Ma$  numbers on weld pool geometry (a) Weld pool profile at the time of 1s (b) Maximum temperature (c) Maximum vorticity (d) depth, width and depth-width ratio profile vs. different  $Ma$  numbers

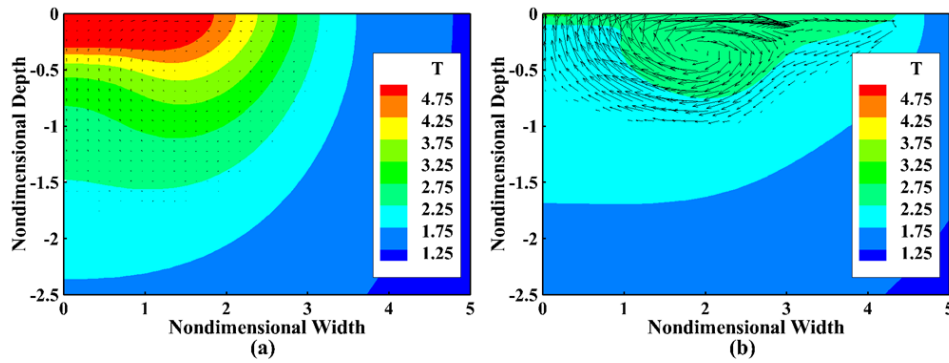


Fig. 7 Temperature contour and velocity vectors from different  $Ma$  numbers on weld pool geometry at the time of 1s (a)  $Ma$  number is 20 (b)  $Ma$  number is 20,000

의 형태를 Fig. 6(a)에서 볼 수 있다.  $Ma$  수가 최소 및 최대의 경우에 대한 속도 및 온도장을 Fig. 7(a),(b)에 보였다. Fig. 6(b)에서 확인할 수 있듯  $Ma$  수와 비례하여 와도 (Vorticity)가 커지게 되고,  $Ma$  수가 커짐에 따라 마란고니 대류에 의해 용융풀은 너비 방향으로 커지며 깊이방향으로는 작아진다. 와도가 증가함에 따라 마란고니 대류에 의해 전체적인 온도가 평준화되어 최대 온도값은 작아지게 되며 이는 Fig. 6(c)에서 확인할 수 있다.  $Ma$  수가 작아짐에 따라 용융풀은 너비 방향으로 작아지며 깊이 방향으로 커져 최종적으로는 반구형태의 용융풀이 생성된다.  $Ma$  수의 변화에 따른

깊이, 너비를  $l_0$ 로 무차원화 한 값과 무차원화한 깊이와 너비의 비를 Fig. 6(d)에서 볼 수 있다. 용융풀의 깊이와 너비는  $Ma$  수가 커짐에 따라 일정한 비율로 증가, 감소하는 것을 확인할 수 있다.

$Pe$  수에 따른 용융풀의 변화는 Fig. 8(a)에서 확인할 수 있다.  $Pe$  수에 따른 와도의 크기는  $Ma$  수의 변화결과와 마찬가지로 비례하는 것을 Fig. 8(b)에서 볼 수 있다. 그러나 와도의 변화율의 양이 작아 충분한 유체의 혼합을 유도할 수 없기 때문에 최대온도에 큰 영향을 주지 않고 최대온도는  $Pe$  수와 비례하여 증가하는 것을 Fig. 8(c)에서 확인할 수 있다. 이

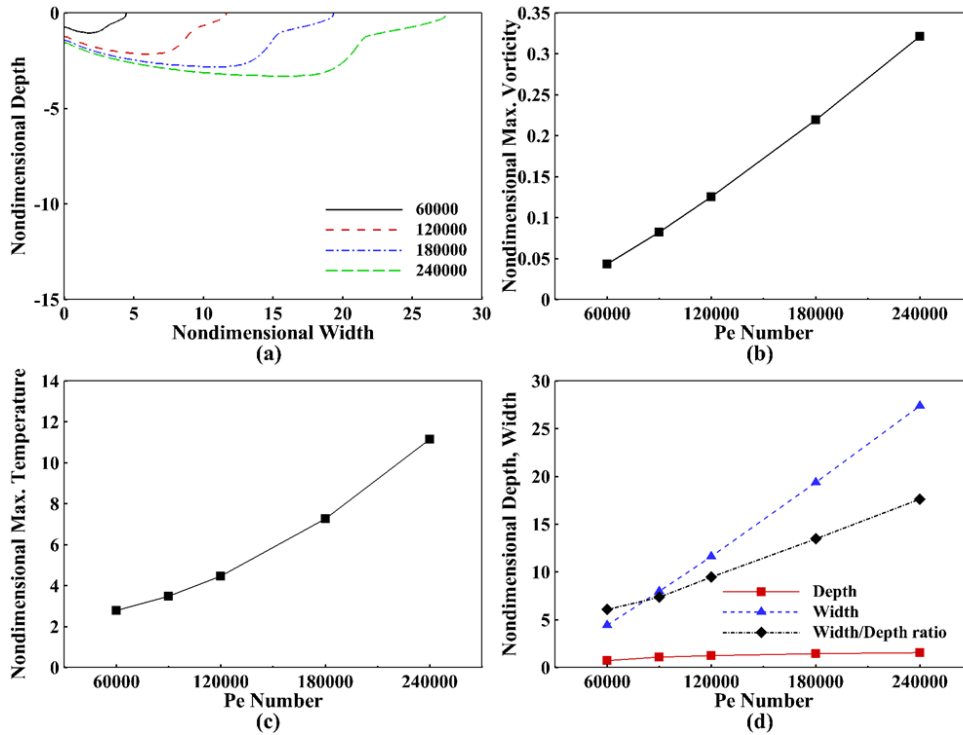


Fig. 8 Effect from different Pe numbers on weld pool geometry (a) Weld pool profile at the time of 1s (b) Maximum temperature (c) Maximum vorticity (d) depth, width and depth-width ratio profile vs. different Pe numbers.

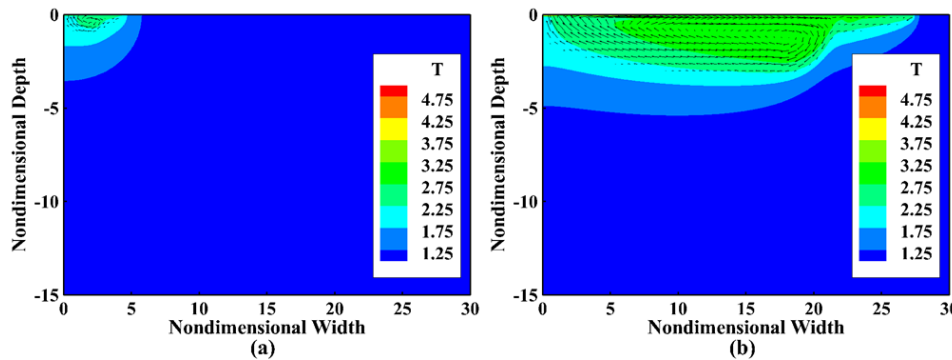


Fig. 9 Temperature contour and velocity vectors from different Pe numbers on weld pool geometry at the time of 1s (a) Pe number is 60,000 (b) Pe number is 240,000

러한 영향으로 용융풀의 깊이와 너비는 Pe 수의 변화에 따라 일정한 비율을 가지며 성장하게 된다(Fig. 8(d)). Fig. 9(a),(b)에서 Pe 수에 따른 속도 및 온도장을 확인할 수 있다.

#### 4. 결 론

저밀도 레이저 용접에서의 용융풀의 형상 변화를 엔탈피 방법(enthalpy method)[14]을 이용하여 수치적으로 해석하였고 동시에 새롭게 정의한 무차원 변수인 Ma 수와 Pe 수에 대한 영향을 분석하였다. 새롭게 정의된 무차원수는 재료의 물성치

와 레이저 가공에서의 입력 조건을 이용하여 정의하였기 때문에 최종결과에서 얻어지는 측정값을 사용한 기존 방법에 비해서 결과 예측 및 분석에 용이하다. 본 연구에서 사용된 엔탈피 방법은 기존 실험결과와 비교하여 그 정확성을 확인하였으며, 새롭게 정의된 Ma 수와 Pe 수의 변화에 따라 용융풀의 성장이 어떻게 달라지는지 파악하였으며 그 결과는 다음과 같다.

Ma 수가 작아짐에 따라 반구형 형태의 용융풀이 생성되었으며, Ma 수가 커짐에 따라 너비 방향으로 성장한 형태의 용융풀이 생성된다. Ma 수에 비례하여 마라곤니 대류가 증가함

에 따라 와도가 커지고 그에 따른 용융풀 내부의 혼합이 활발해져 용융풀 내 최대 온도가 감소한다.

$Pe$  수에 따라 용융풀의 크기가 결정된다.  $Pe$  수는 열유속인  $q''$  과 비례하여 커지기 때문에 용융풀 내 최대 온도도 역시  $Pe$  에 비례하여 증가한다.

본 연구는 물리적 현상을 단순화하기 위하여 자유표면의 움직임 및 외부 가스의 유동과 플라즈마의 발생 및 그에 따른 열전달은 고려하지 않았다. 현재 자유표면의 변형을 고려한 연구가 진행되고 있으며 최종적으로 3차원해석을 수행하여 결과의 정확성을 높일 예정이다.

## 후 기

이 논문은 2013년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No.2012R1A1A2004478).

## References

- [1] 2011, Diter, B., *Laser Processing and Chemistry*, Springer.
- [2] 2012, Ukar, E., Lamikiz, A., Martínez, S., Tabernero, I. and Lacalle, L.N., "Roughness prediction on laser polished surfaces," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.212, No.6, pp.1305-1313.
- [3] 1976, Breinan, E.M., Banas, C.M. and Kear, B.H., "Processing materials with lasers," *Physics today*, Vol.29, pp.44-48.
- [4] 2013, Milovanović, D.S., Petrović, S.M., Shulepov, M.A., Tarasenko, V.F., Radak, B.B., Miljanić, Š.S. and Trtica, M.S., "Titanium alloy surface modification by excimer laser irradiation," *Optics & Laser Technology*, Vol.54, pp.419-427.
- [5] 2012, Pariona, M.M., Teleginski, V., Santos, K.D., Machado, S., Zara, A.J., Zurba, N.K. and Riva, R., "Yb-fiber laser beam effects on the surface modification of Al-Fe aerospace alloy obtaining weld fillet structures, low fine porosity and corrosion resistance," *Surface and Coatings Technology*, Vol.206, No.8, pp.2293-2301.
- [6] 1984, Chan, C., Mazumder, J. and Chen, M.M., "A two-dimensional transient model for convection in laser melted pool," *Metallurgical Transactions A*, Vol.15, No.12, pp.2175-2184.
- [7] 1997, Kim, W.S. and Sim, B.C., "Study of thermal behavior and fluid flow during laser surface heating of alloys," *Numerical Heat Transfer, Part A Applications*, Vol.31, No.7, pp.703-723.
- [8] 1999, Duely, W.W., *Laser Welding*, New York: Wiley.
- [9] 1996, Pitscheneder, W., Ebner, R., DebRoy, T. and Mundra, K., "Role of sulfur and processing variables on the temporal evolution of weld pool geometry during multikilowatt laser beam welding of steels," *Welding Journal-Including Welding Research Supplement*, Vol.75, No.3, pp.71-80.
- [10] 2000, Limmaneevichitr, C. and Kou, S., "Experiments to simulate effect of Marangoni convection on weld pool shape," *welding journal-new york*, Vol.79, No.8, pp.231-137.
- [11] 2011, Kou, S., Limmaneevichitr, C. and Wei, P.S., "Oscillatory Marangoni flow: a fundamental study by conduction-mode laser spot welding," *Welding Journal*, Vol.90, No.12, pp.229-240.
- [12] 2003, He, X., Fuerschbach, P.W. and DebRoy, T., "Heat transfer and fluid flow during laser spot welding of 304 stainless steel," *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol.36, No.12, p.1388.
- [13] 2005, Ha, E.J., and Kim, W.S., "A study of low-power density laser welding process with evolution of free surface," *International journal of heat and fluid flow*, Vol.26, No.4, pp.613-621.
- [14] 1989, Cao, Y., Faghri, A. and Chang, W.S., "A numerical analysis of Stefan problems for generalized multi-dimensional phase-change structures using the enthalpy transforming model," *International journal of heat and mass transfer*, Vol.32, No.7, pp.1289-1298.
- [15] 1965, Harlow, F.H. and Welch, J.E., "Numerical Calculation of Time Dependent Viscous Incompressible Flow of Fluid with Free Surface," *Physics of fluids*, Vol.8, p.2182.
- [16] 1989, Shu, C.W., and Osher, S., "Efficient implementation of essentially non-oscillatory shock-capturing schemes," *Journal of Computational Physics*, Vol.77, No.2, pp.439-471.
- [17] 1968, Chorin, A.J., "Numerical solution of the Navier-Stokes equations," *Mathematics of computation*, Vol.22, No.104, pp.745-762.
- [18] 1959, Carslaw, H.S. and Jaeger, J.C., *Conduction of Heat in Solid, end ed.*, Clarendon, Oxford.
- [19] 1988, Sahoo, P., DebRoy, T. and McNallan, M.J., "Surface tension of binary metal-surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy," *Metallurgical transactions B*, Vol.19, No.3, pp.483-491.