

레이저 심 용입 용접에서 3차원 열유동 해석에 관한 연구

이규태* · 김재웅**

* 영남대학교 대학원 기계공학과

** 영남대학교 공과대학 기계공학부

A Study on the Three-Dimensional Heat Flow Analysis
in the Laser Welding for Deep Penetration

Gyu-Tae Lee* and Jae-Woong Kim**

* Graduate School of Mechanical Engineering, Yeungnam University, Kyongsan 712-749, Korea

** School of Mechanical Engineering, Yeungnam University, Kyongsan 712-749, Korea

Abstract

In this study, three-dimensional heat flow in laser beam welding for deep penetration was analyzed by using F.E.M common code, and then the results were compared with the experimental data. The models for analysis are full penetration welds and are made at three different laser powers (6, 9.9, 4.5kW) with two different welding speeds (5.8mm/s, 5mm/s). The characteristics of thermal absorption by the workpiece during deep penetration laser welding can be represented by a combination of line heat source through the workpiece and distributed heat source at the top surface due to the plasma plume above the top surface. This gives an insight into the way in which the beam interacts with the material being welded. The analyses performed with the combined heat source models show comparatively good agreement between the experimental and calculated melt temperature isotherm, i.e., the fusion zone boundary. The results are used to explain the "nail head" appearance of fusion zone, which is quite common in laser beam welds.

(Received November 5, 1999)

Key Words : Laser beam welding, Deep penetration, Gaussian distribution, FEM, 3-D analysis, Plasma

1. 서 론

최초 레이저가 출현한 이래 비교적 짧은 기간 동안, 레이저를 이용하는 기술은 비약적인 발전을 거듭하여, 이제 각종 산업에 미치는 기여도를 예측하기 힘들 정도로 확대되고 있다.

레이저 용접은 좁은 열영향부, 적은 열변형, 빠른 용접속도 등 여러 가지 장점을 갖고 있기 때문에 1970년대 초 고출력 레이저 개발을 기점으로 꾸준한 연구노력을 경주한 결과 이제는 종래의 아크 용접법이 이룩할 수 없는 고품위 및 고정밀도 용접의 열원으로 그 자리를 굳혀가고 있다.

특히, 레이저 빔 용접은 고 밀도 에너지를 이용하는 관계로 전자 빔 용접 (electron beam welding)과 함께 두꺼운 용접물의 심 용입 용접 (deep penetration welding)가능성에 대해 관심이 주목되었다^{1,2)}.

레이저의 조사에 의한 금속의 용접에는 피 가공물의 가열, 플라즈마의 형성 및 깊은 용입을 가능하게 하는 키홀 기구(keyhole-mechanism)라는 에너지 전달현상이 있다³⁾. 고 에너지 밀도 용접시 기화된 금속기체는 키홀 내에서 조사되는 빔의 에너지를 흡수하여 이를 모재로 전해주는 역할을 한다. 또한, 레이저 용접시 용융 금속 바로 위에는 고온의 금속 증기와 함께 전자와 이온들이 공존하는 플라즈마가 형성된다. 이 플라

즈마는 입사되는 레이저 에너지를 자체에서 흡수하거나 산란시켜 용접효율을 저하시키며 플라즈마 재복사열에 의하여 용융부 상부의 비드폭을 넓히는 결과를 가져온다. 따라서, 지금까지 선열원의 조건에서 해석한 결과만으로는 실제의 용접부 표면부근에서 형성되는 접시머리(nail-head)형상을 반영하지 못하고 있다. 또한, 모재로의 에너지 전달과정이 용융부의 형상과 크기, 그리고 열유동에 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있고, 빔 에너지의 전달 과정이 정밀하게 해석되지 않고서는 열유동 해석의 정밀성을 기대할 수 없다.

따라서, 레이저 빔 용접에서 용접부의 강도를 일차적으로 대변하는 용융부의 크기나 용접부의 미세조직의 형성에 영향을 미치는 냉각과정을 정확히 예측하기 위해서는 용접부의 정밀한 열유동 해석이 선행되어야 할 필요성이 있으며, 현재 많은 연구자들이 이 분야에 관한 연구를 진행하고 있다⁴⁻⁹⁾.

본 연구에서는 용융부의 정확한 형상을 예측하기 위하여 선행되어야 할 빔 에너지 전달과정을 이해하고, 이를 수치해석적인 방법을 통하여 적용시켜 용융부의 크기를 정확히 예측하는데 그 목적이 있다. 보다 실제적인 용접현상을 표현하기 위하여 3차원해석을 수행하였으며, 해석시간 및 자료의 저장 장소 등의 효율성 문제를 해결하기 위하여 모재의 온도가 준정상상태를 유지하는 시간까지 해석을 수행하였다. 온도 변화에 따른 재료 물성치의 변화, 잠열 그리고 대류경계조건을 고려하였으며, 수치적으로 예측한 용융부의 크기와 참고문헌에 보여지는 실험결과를 비교하였다.

열유동의 수치해석 계산을 위하여 상용 프로그램인 ABAQUS/Standard version 5.7 과 SGI O₂ 운영 시스템을 사용하였다.

2. 유한요소 해석

2.1 유한요소 정식화

유한요소법은 물체 내부의 온도분포를 예측하기 위하여 열전달 방정식들을 정식화하며 식(1)은 변분법을 사용한 정식화이다.

$$\pi = U + \Omega_Q + \Omega_q + \Omega_h \quad (1)$$

여기서, π 는 범함수(potential energy)이고, 식(2)의 U 는 열전도열량식, 식(3)의 Ω_Q 는 내부발생열량식, 식(4)의 Ω_q 은 표면에서의 열유동(유속)식, 식(5)의 Ω_h 는 대류 손실식이다.

$$U = \frac{1}{2} \int \int \int_V [K_x \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)^2 + K_y \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)^2 + K_z \left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)^2] dV \quad (2)$$

$$\Omega_Q = - \int \int \int_V Q T dV \quad (3)$$

$$\Omega_q = - \int_{S_2} \int q^* T dS \quad (4)$$

$$\Omega_h = - \frac{1}{2} \int_{S_3} \int h (T - T_\infty)^2 dS \quad (5)$$

여기서,

K_x, K_y, K_z : x,y,z 방향의 열전도율 (J/ms²°C)

T : 온도 (°C)

h : 대류 열전달 계수 (J/m²s°C)

실제로 식(3)의 내부발생열량은 제외되며 식(1)의 범함수 최소화에 의해 유한요소식이 유도된다.

2.2 열 원(Heat Source)

레이저 용접시 용융 금속 바로 위에는 고온의 금속 증기와 함께 전자와 이온들이 공존하는 플라즈마가 형성된다. 이 플라즈마는 입사되는 레이저 에너지를 흡수하거나 산란시켜 용접효율을 저하시키며, 플라즈마 재복사열에 의하여 용융부 상부의 비드폭을 넓히는 결과를 가져온다.

레이저 빔이 용접물에 조사되면서 일정한 속도로 이동할 때, Fig.1과 같이 열원의 입력은 정규분포(Gaussian distribution)의 열 입력(Q_s)과 키흐 부분을 고려한 열 입력(Q_k)을 조합하여 다음과 같이 표현할 수 있다¹⁰⁾. 즉,

$$\eta Q = Q_s + Q_k \quad (6)$$

여기서, Q 는 레이저 출력이며, η 는 모재의 레이저 흡수율을 나타낸다.

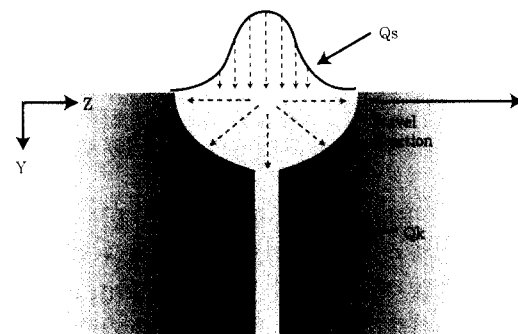


Fig. 1 Schematic diagram for analysis

따라서, 먼저, 모재의 윗 표면에서 열 유속 밀도(q_s)의 분포는 식(7)과 같이 표현된다.

$$q_s = \frac{3Q_c}{\pi(r_b)^2} \exp\left[-3\left(\frac{r}{r_b}\right)^2\right] \quad (7)$$

여기서, r = 열원 중앙으로부터의 거리(mm)
 r_b = 전 열유속의 95%가 들어가는 반경(mm)

키홀부분을 고려한 온도장은 키홀 반경을 빔반경과 같은 값으로 가정하여 키홀벽의 표면적에 입사되는 열 유속(heat flux)양과의 계산에서 얻어지고 계산식¹¹⁾은 식(8)과 같다.

$$Q_k = \rho v (2\pi r_k L) \times C \times \Delta T \quad (8)$$

여기서, ρ 와 C 는 각각 밀도와 비열이며, v 는 키홀의 이동속도(m/s), r_k 는 키홀의 반경(mm), 그리고 L 은 모재의 두께(mm)이다.

3. 계산과정

3.1 요소형성 및 경계조건

해석을 위하여 사용된 유한요소모델은 Fig. 2와 같다. 비교될 실험자료의 조건에 따라 진행방향(z)의 길이와 두께를 고려하였고, 해석영역의 크기는 $X=5\text{mm}$, $Z=10\text{mm}$, Y 는 실험조건에 대응하여 10mm , 12.5mm 를 적용하였다.

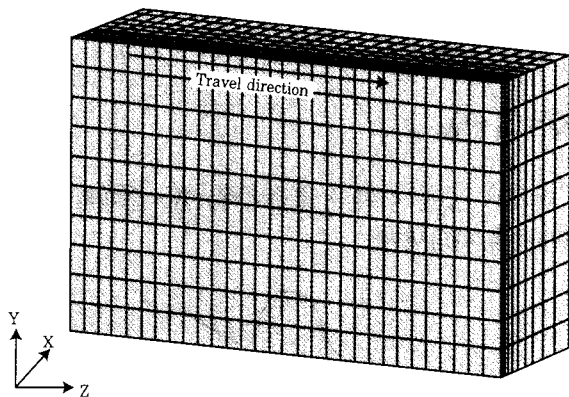


Fig. 2 Finite element mesh used for analysis

요소분할(mesh generation)은 온도구배가 심한 용접부의 주변에는 보다 미세하게 하였고 일반적으로 3차원 열 유동 해석 시에 사용되는 8node solid element를 이용하여 구성하였다. 절점 개수는 6,171개이고 요소개수는 5,000개이다.

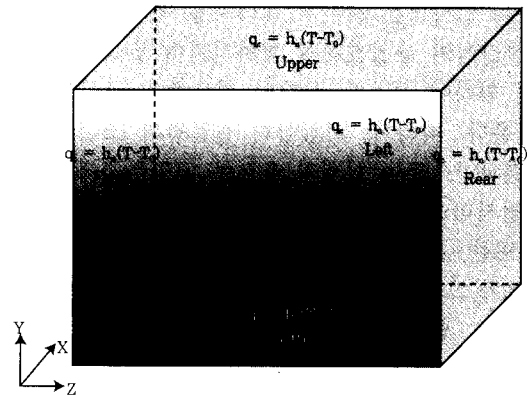


Fig. 3 Boundary conditions

온도분포 해석에 필요한 경계조건으로 초기에 주어지는 모든 절점의 온도를 대기온도와 동일하게 20°C 로 하였다. 열 손실은 주로 모재료의 열전도와 모재표면에서의 대류에 의해 이루어지고, 복사에 의한 손실의 정도는 미소하여 경계조건으로 대류만을 고려하였다.

Fig. 3와 같이 측 대칭면(right)에서는 단열조건을, 기타 대기와 접촉하고 있는 부분에는 자연대류조건을 적용하였다. 대류경계조건식의 기본식은 식(9)과 같다.

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_0) \quad (9)$$

여기서, T_0 : 대기온도($^\circ\text{C}$)
 h : 대류열전달 계수($\text{J}/\text{m}^2\text{s}^\circ\text{C}$)
 k : 열전도율($\text{J}/\text{ms}^\circ\text{C}$)
 n : 표면에 수직방향

3.2 용접조건 및 물성치 (Properties)

유한요소해석에 있어서 해석결과의 신뢰성을 입증하기 위하여 Postacioglu et al¹²⁾ 과 Metzbower¹³⁾의 실험결과와 Dowden의 계산결과⁸⁾를 본 연구의 해석결과와 비교 검토할 것이므로 Table. 1과 같은 용접조건을 적용하였다.

Fig.4와 Fig.5는 해석결과와 비교할 실험결과의 용융부 형상이다.

용접부는 가열 및 급냉의 열 이력을 겪게 되므로 이

Table 1 Welding conditions

Case Variable	Postacioglu	Postacioglu	Metzbower
Q	6.0kW	9.9kW	4.5kW
η	50%	45%	50%
Velocity	5.8mm/s	5mm/s	5mm/s
Metal Thickness	12.5mm	10mm	10mm

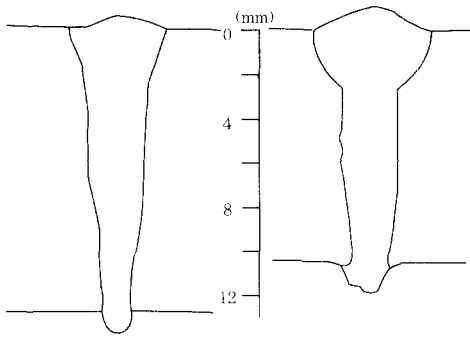


Fig. 4 Outlines of the cross sections of two welds shown by Postacioglu et al (1987)¹²⁾

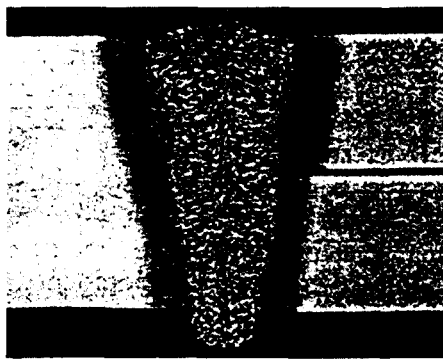


Fig. 5 Cross section of a weld by Metzbowner (1990)¹³⁾

를 해석하기 위해서는 온도에 따른 재료의 물성변화를 고려하여야 한다. 따라서, 재료의 열적 성질인 비열과 열전도율을 온도에 따른 수치로 입력하였다. 또한 열전달 해석시 고상과 액상의 상변화에 의한 잠열(latent heat)에 대한 효과도 고려하였다.

Fig.6은 실험(Postacioglu, 6kW)에 사용된 C-Mn steel의 온도에 따른 물성치이다.

4. 해석결과 및 고찰

용융부 내부에 입력되는 열원의 크기는 식(8)에 의하여 계산되고, 만족되는 온도 3,500℃를 주었다. 실험

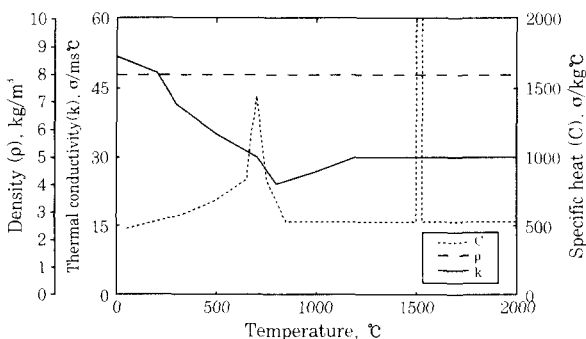


Fig. 6 Thermal properties of the C-Mn steel

제 내부열원의 벽면온도가 재료의 기화온도라 가정할 때, 2,800℃의 온도를 적용해야 하나, Kroos 등¹⁴⁾에 의하여 실제 선열원의 크기가 빔 직경의 1.7배라는 결과가 보여짐에 따라 계산상의 온도가 타당성이 있다. 이렇게 계산된 대표적인 온도분포를 Fig.7에 나타내었다.

3차원 온도분포 해석결과로부터 계산된 모든 절점 온도를 X-Y평면에 투영할 때 최고도달온도를 기록하고, 용융온도에 해당하는 등온선을 정함으로써 용접부 단면에서의 용융부 형상을 구하였다.

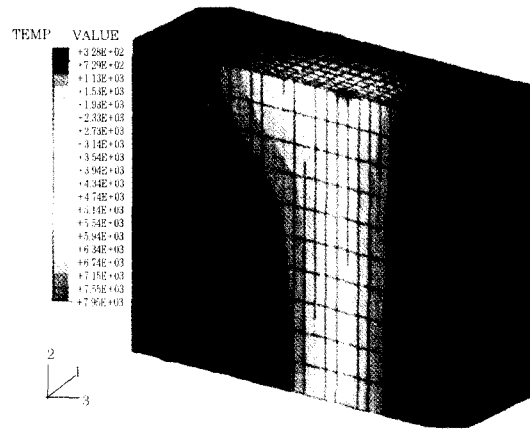


Fig. 7 Typical calculated temperature distribution

본 연구의 온도분포 해석에서 열원 모델링을 이용하여 열입력이 이루어지는데 식(6)에 나타난 Q_s 와 Q_k 의 비율을 정하는 것이 요구된다. 즉, 가우시안 열원과 선열원의 비율을 플라즈마의 양 또는 제거장치 유무에 따라 달라지게 된다. 본 연구에서는 반복적인 계산에 의해 비율을 설정하였다.

Fig.8은 Q_s 와 Q_k 비율을 변화시키면서 계산한 결과이다. 레이저 출력이 6kW, 9.9kW인 경우, 반복적인 해석결과를 통하여 열원 입력시 용접부 표면으로 흡수되는 열량(Q_s)이 전체 열량의 60%일 때 실험치와 가장 근접한 것으로 나타났다. 반면, 레이저 출력이 4.5kW인 실험에는 20-25 l/min의 He가스를 사용한 플라즈마 제거(plasma suppression)장치를 사용하였으므로 Q_s 의 비율이 적을 것으로 예상할 수 있었으며 계산결과 40%일 때 실험치와 가장 근접한 것으로 나타났다.

Fig.9는 위의 조건들을 사용한 3-D 해석결과와 실험결과, 그리고 각 연구자들의 해석결과를 비교한 것이다.

Fig.9(a)에서는 12.5mm 후판의 경우로 실험자료가 해석자료에 비하여 용융부 바닥에서 좁은 폭을 보인다. 이는 실제 용접현상에서 깊이방향으로 열량의

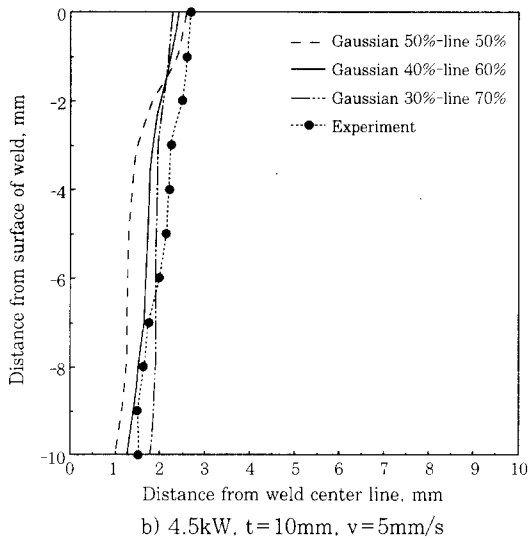
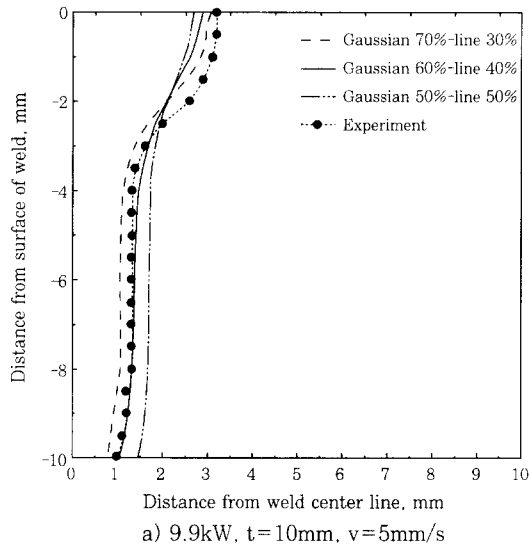


Fig. 8 Comparison of the heat input ratio

흡수차이가 있음이 고려되지 않았기 때문이다. 계산된 용융부 표면의 폭은 실험자료와 유사한 것을 볼 수 있으며 특히 가운데 부분은 거의 일치함을 볼 수 있다. 표면에서 깊이방향으로 약 2mm 정도까지 플라즈마의 영향을 받고 있으며, 그 이상의 깊이는 선열원이 주 열원으로 작용함을 알 수 있다.

Dowden에 의한 계산치의 경우, 바닥에서의 대류조건이 고려되지 않았고 일정깊이 이상에서의 용융부 폭을 고정하였으므로, 바닥부분에서 많이 벗어남을 알 수 있다.

Fig. 9(b)에서는 (a),(c)의 경우보다 열입력의 크기가 크므로 용융부 표면의 폭이 가장 넓게 나타난다. 또한 "nail-head" 형상이 가장 잘 나타남을 볼 수 있다. 표면에 흡수되는 열량이 크므로 깊이방향으로 약 4mm 지점까지 영향을 주고 있다. 여기서 모재의 두께가 얇

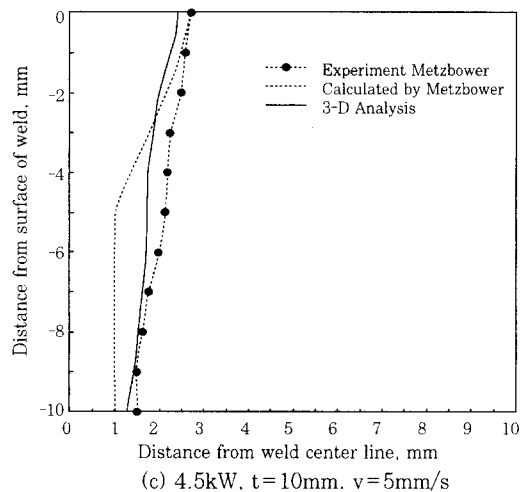
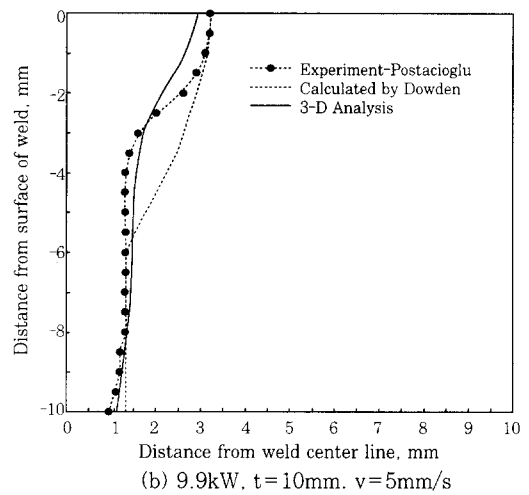
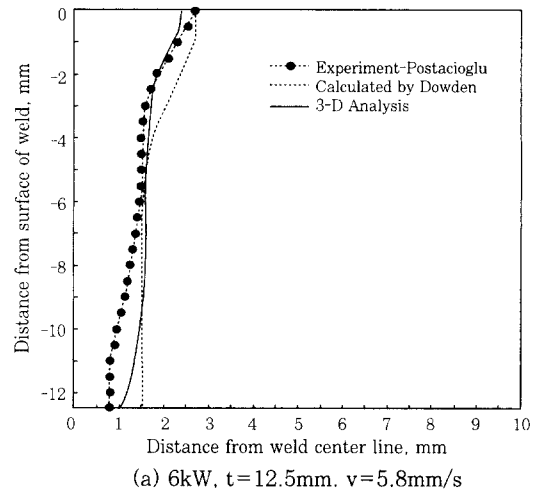


Fig. 9 Comparison of the weldment size

으므로 Fig.9(a)에 비하여 깊이에 따른 용융부 형상이 실험치에 잘 일치하는 것을 볼 수 있으며 특히 바닥에서의 대류조건에 의한 형상도 잘 일치하였다.

Fig.9(c)의 실험결과는 플라즈마 제거장치를 사용 환경으로서 플라즈마 재복사에 의한 용융부의 nail-

head 형상이 개선되어 용융부 상부 및 하부의 폭이 직선적으로 경사지게 나타났다. 이것은 플라즈마에 의한 레이저 빔 에너지의 손실을 방지함으로써 킨내부로의 에너지 전달이 유효하게 되어 용융부 하부의 폭은 상부의 폭과 큰 차이가 없게 된 것이라 사료된다.

Metzbowler는 온도분포 해석에 있어서 입력파위에 따른 실험식을 사용하여 깊이 5mm 이상부터는 같은 용융폭으로 가정하였다. 따라서 표면의 용융부 폭을 제외한 나머지 부분이 실험결과와 일치하지 않았으며, 특히 플라즈마 억제장치의 영향을 고려하지 않아서 계산치가 보여주는 "nail-head" 형상은 실제 실험결과로부터 많이 벗어난 것을 볼 수 있다. 본 연구의 해석결과 용융부 표면에서 깊이방향으로 약 7mm까지는 다른 결과에 비하여 오차가 크게 나타났다. 이는 플라즈마 제거장치에 의하여 모재로 전달되는 열원의 크기와 빔압력이 크기 때문에 계산시 가정한 킨의 반경보다 실제 킨반경이 더 큰 것이 원인으로 사료된다.

Fig.10과 Fig.11은 열원이 이동하는 동안에 모재 표면과 횡단면에서의 용융부 형상을 보여준다. Fig.10은 6kW, 두께 12.5mm, 이동속도 5.8mm/s 인 경우의 결과이다. 용접진행 방향으로 예열이 이루어지고 있으며 플라즈마에 의한 용융부 상부로의 입열 효과도 크다는 것을 알 수 있다. 또한 이동열원에 의해 열원이 지나간 후에 최대 용융폭을 보인다.

해석상의 용융부 상부의 입열 정도는 정규분포 (Gaussian distribution) 열원의 밀도를 나타내는 유효반경(r_b)에 따라 조금의 차이를 보일 수 있다.

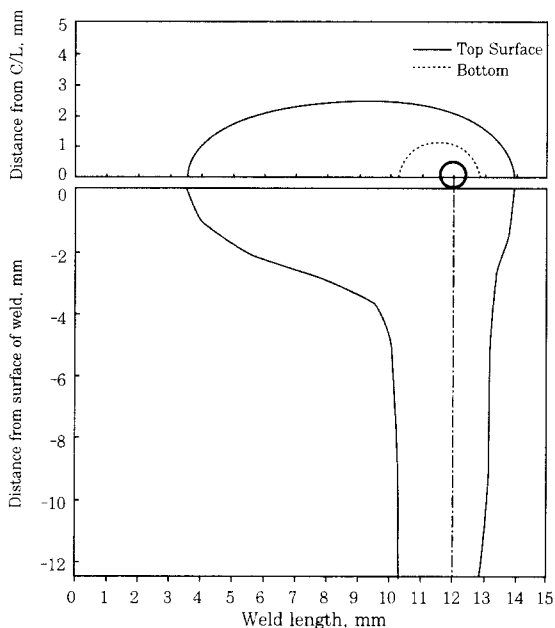


Fig. 10 Calculated weld pool shape during the welding (6kW, 12.5mm, 5.8mm/s)

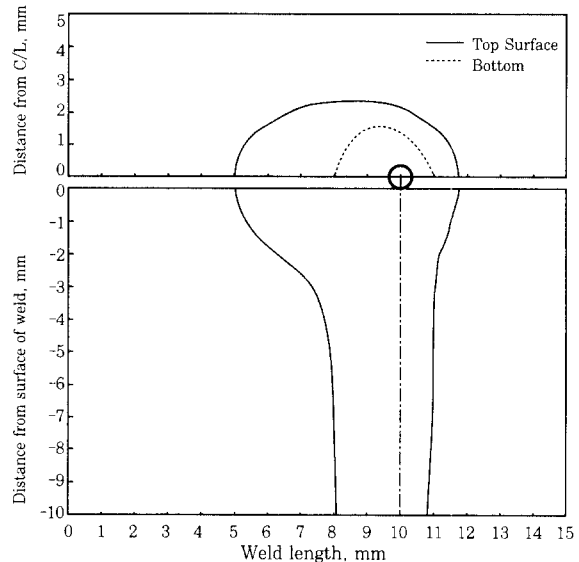


Fig. 11 Calculated weld pool shape during the welding (4.5kW, 10mm, 5mm/s)

Fig.11은 표면에 플라즈마 제거 가스가 사용된 경우로써 앞선 결과에 비하여 표면에서의 예열 정도가 적음을 알 수 있다. 입열의 크기가 클수록 용융부의 폭이 커지고, 두께방향으로 2-3mm의 깊이까지 플라즈마가 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

용융부 표면의 형상을 볼 때, 용융부의 길이는 입력되는 파워의 크기와 속도에 비례함을 알 수 있다.

이러한 결과로부터 용융부 바닥에서의 대류손실조건이 바닥 면의 용융부 폭 감소에 큰 영향을 주며, 이를 고려하지 않을 경우 실제 현상과 맞지 않음을 알 수 있다. 지금까지의 여러 연구자들은 빔 형상이나 열원을 많이 단순화하여 계산하고, 특히 용융부 상부의 폭에 관심을 두었기 때문에 바닥면의 폭 형상이 실험결과로부터 많은 차이가 있음을 알 수 있었다.

5. 결 론

레이저 빔 용접에서 용접부의 해석을 위해서는 용접부의 냉각과정이나 용접부의 강도를 일차적으로 대변하는 용융부의 크기를 정확히 예측하는 것이 필요하고 이를 위해서 실제 용접공정 현상의 이해가 필요하다. 또한 레이저 용접에서 용융부의 형상 및 크기는 레이저 빔의 출력, 용접속도, 빔의 반경, 흡수율등 여러 공정변수의 영향을 받는다. 이에 따라 일관성 있는 열원 모델 개발이 필요하다.

본 연구에서는 레이저 용접공정에서 플라즈마의 영향을 고려한 3차원 열유동 해석을 수행하였다. 그 결과 예측된 용융부의 크기와 형상을 실험 및 계산자료

와 비교함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 플라즈마는 용융부 표면에 2차 열원으로 작용하여 레이저 빔 용접부의 "nail-head" 형상과 크기에 큰 영향을 미친다.
- (2) 플라즈마 제거장치를 사용한 결과에 의하여 용융부 표면의 플라즈마 영향이 감소함을 알 수 있었다.
- (3) 2차 열원의 입열량을 고려한 해석결과가 "nail-head"를 보이는 실험자료의 용융부 형상과 잘 일치한다.
- (4) 플라즈마 제거 장치를 사용한 경우 2차 열원의 입열량을 감소시켜 해석함으로써 실제 용융부 형상에 근접한 결과를 얻었다.
- (5) 3차원 해석에 의해 표면에서의 대류조건을 고려한 결과 용융부의 밑부분 형상이 실험치에 근접함을 볼 수 있었다.

참 고 문 헌

1. D.T. Swift-Hook and A.E.F. Gick : Penetration welding with lasers, *Welding Journal*, 52-11(1973), pp.492s-499s
2. W.M. Steen : *Laser Material Processing*, Springer-Verlag(1991) pp.108-116
3. J.F. Lancaster : *The physics of welding*, Pergamon (1986), pp.268-276
4. J. Mazumder and W.M. Steen : Heat transfer model for CO₂ laser material processing, *J. Phys. D:Appl. Phys.* 51-2(1980), pp.941-947
5. J.M. Dowden, N. Postacioglu, M.P. Davis and P.D. Kapadia : A Keyhole model in penetration welding with a laser, *J.Phys. D:Appl. Phys.*, 20(1987), pp.36-44
6. W.M. Steen, J. Dowden, M. Davis and P. Kapadia : A point and line source model of laser keyhole welding, *J.Phys. D:Appl. Phys.* Vol.21(1988), pp.1255-1260.
7. J. Trappe, J. Kroos, C. Tix and G. Simon : On the Shape and Location of the keyhole in Penetration Laser welding, *J.Phys. D:Appl. Phys.* Vol.27(1994), pp.2152-2154
8. J.M. Dowden, N. Postacioglu, M.P. Davis and Kapadia, P.D. : A Keyhole model in penetration welding with a laser, *J. Phys. D:Appl. Phys.*, Vol. 20(1987), pp.36-44
9. A. Kaplan : A Model of Deep Penetration Laser Welding Based on Calculation of the Keyhole Profile, *J.Phys. D:Appl. Phys.* Vol.21(1994), pp.1805-1814
10. I. Miyamoto, K. Mori, H. Maruo : Properties of the plasma plume in CO₂ laser welding of thin sheets, *Welding international*, Vol.11(1995), pp.863-869
11. E.A. Metzbower : Experimental Welding Thermal Cycles, *J. Laser Appl.* 1-3(1989), pp.9-15
12. N. Postacioglu, P.D. Kapadia, M. Davis, J.M. Dowden : Upwelling in the liquid region surrounding the keyhole in penetration welding with a laser, *J.Phys. D:Appl. Phys.* Vol.20(1987), pp.340-345
13. E.A. Metzbower : Laser Beam welding Thermal profiles and HAZ Hardness, *Welding Journal*, (1990), pp.272s-278s
14. J. Kroos, U. Gratzke and G. Simon : Towards a self-consistent model of the keyhole in penetration laser beam welding, *J.Phys. D:Appl. Phys.* Vol.26 (1993), pp.474-480
15. ABAQUS 5.7 User's Manual.(1997) Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.