

잠열을 고려한 레이저 클래딩 공정의 수치해석

趙桂平*, 시호문*, 조종두**, 김재도**

Numerical Simulation considering Latent Heat Effect for Laser Cladding Process

Guiping Zhao*, Ho-Mun Si*, Chongdu Cho**, and Jae-Do Kim**

ABSTRACT

Laser cladding process accompanies phase transformations from melting (on heating) through solidifying (on cooling) at the same time within a small material volume and to final solid phase. The phase transformations are not reversible, but an irreversible thermodynamic process; they accompany either absorption or release of thermal energy (referred to latent heat) during transformation. Yet, most analyses on materials processed by laser as a heat source have been performed on models of neglecting the latent heat in the process and those did not justify the simplification. With literatures on the laser material process, we have not place an answer to how little the assumption affects on analyses. This led us to our current study: the effects of latent heat on thermo-mechanical analysis. To this end, we developed a fairly accurate program accommodating an algorithm for enforcing the latent heat whenever necessary and ran it combining with ABAQUS™. The simulation techniques we used in this study were verified by directly comparing our prediction with experimental publications elsewhere; our numerical results agreed accurately with the experiments. On the effects of the latent heat, we performed two alternatives about considering the latent heat in analysis, and compared each other. As a result, we found that more accurate conclusions might come out when considering the latent heat in process analyses.

Key Words : Latent heat(잠열), Laser cladding process(레이저 클래딩 공정), Thermal field(온도 장), Finite element simulation(유한요소 해석), Melting pool(용융 역)

1. 서론

클래딩은 모재의 표면에 원하는 기계적, 금속학적 특성을 가진 재료를 첨가 시키는 특수한 표면가공의 일종이다. 여러 형태의 클래딩 공정 중 레이저 클래딩 공정에서는 레이저 빔을 이용하

여 모재의 표면을 가열함으로써 국부적으로 용융부위를 만든 뒤 여기에 원하는 기계적, 금속학적 특성을 가진 재료를 공급하여 표면에 얇은 금속 층을 형성한다. 이 공정의 특징은 모재

199 2001년 4월 16일 접수

* 인하대학교 대학원

** 인하대학교 기계항공자동차공학부

주변으로의 열전도가 매우 작기 때문에 모재의 뒤틀림과 열 영향부(HAZ) 크기가 작으며 수 마이크로 미터의 표면 코팅이 가능하고 표면강도가 우수하며 기공(porosity)이 잘 생기지 않는다. 결국 모재의 기계적 성질을 저하시키지 않으면서 모재 표면에 우수한 금속학적 결합을 만들 수 있기 때문에 부식, 마모 및 마멸에 강한 표면을 만들 때 매우 유용한 방법이다.

레이저 클래딩 공정을 통해 만족할만한 품질의 금속표면을 얻기 위해서는 최적의 가공 조건 및 가공 변수들의 영향에 대한 확실한 이해가 필수적이다. 컴퓨터를 이용한 수치모사 기술은 최적의 가공조건을 도출하기 위해 필요한 실험의 횟수를 상당히 줄일 수 있으며, 가공 변수들의 상호 관계 및 금속표면의 기계적 성질을 예측하는데 매우 유리하며 시간과 경제적으로도 매우 유용하다. 이러한 이유로 레이저 클래딩이 비교적 새로운 표면가공 기술임에도 불구하고 실험과 수치실험에 관한 많은 연구가 진행되어 왔다.^[1-16] 그러나 대부분의 기존 연구에서는 수치해석의 어려움 때문에 레이저 클래딩 가공 시 수반되는 응고 잠열의 효과를 무시함으로써 정확한 예측을 할 수 없었다.

본 논문은 잠열의 효과를 고려하여 레이저 클래딩 공정에 대한 온도장 해석을 수행하고, 잠열이 온도해석의 정확성에 미치는 효과를 파악하고자 하였다. 이를 위해 잠열이 고려된 경우와 고려되지 않은 경우의 시간에 따른 온도 분포 및 용융범위의 형상 및 크기를 비교하였다.

2. 모델의 설정

Fig.1은 레이저 클래딩 공정에 대한 개략도이다. 레이저 빔이 일정한 속도로 이동하면서 모재의 표면을 용융시키고 동시에 클래딩 재료가 용융된 부분에 공급되면서 클래딩 층이 형성된다. 이 때 클래딩 층의 깊이는 레이저 빔의 이동속도, 클래딩 재료의 공급속도 및 레이저 빔의 조사 면적 등에 영향을 받는다. Fig. 2는 레이저 클래딩 가공 시 열 영향부 및 용융역을 보여준다. 본 연구에서는 그림에서와 같이 금속표면에 조사되는 레이저의 강도를 정규분포의 모양으로 가정하였으며 기준 좌표계의 양의 x 방향으로

레이저 빔의 진행 방향으로 설정하였다.

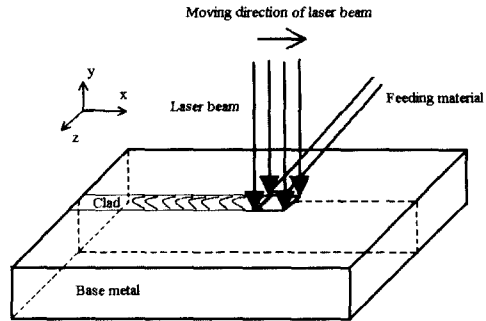


Fig. 1 Schematic diagram of an analysis model

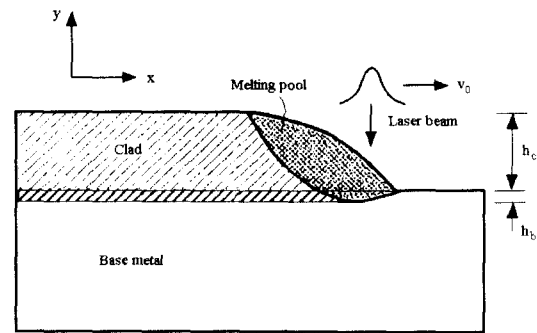


Fig. 2 Process schematic showing the longitudinal section of the laser affected region

3. 유한요소 정식화

레이저 클래딩은 준 정적 열가공(quasi-static thermal process)의 한 형태로서 이론적인 해석에서 레이저 클래딩 공정은 레이저 빔의 진행방향(기준 좌표계의 양의 x 방향)에 대해서 정적인 문제로 간주될 수 있다. 유한요소해석을 이용하여 클래딩 공정을 수치모사하기 위해서는 라그랑지 수식화 기법(Lagrangian formulation) 또는 오일러 수식화 기법(Eulerian formulation)을 사용할 수 있다.

오일러 수식화 기법에서는 레이저 빔에 고정된 기준 좌표계를 설정하고, 모재가 기준 좌표계에

대해 속도(v)로 상대적으로 움직인다고 생각할 수 있다. 반대로 라그랑지 수식화 기법에서는 기준 좌표계 및 모든 물체가 공간상에 고정되어 있고, 모든 공간적인 파라미터를 기준 좌표계에 대해 표현한다.

본 연구에서는 라그랑지 수식화 기법을 이용했다. 열원(레이저 빔)은 이동속도(v)로 대상 물체(모재)의 표면을 이동한다. 따라서 모든 변수들은 시간의 함수이며 다음과 같이 열역학적 에너지 보존법칙을 표현할 수 있다.

$$\int_V \rho \dot{U} dV = \int_V Q dV + \int_S q dS \quad (1)$$

여기서 ρ 는 밀도, \dot{U} 는 단위 질량 당 내부에너지의 변화량, Q 는 단위 부피 당 외부에서 공급되는 열량, q 는 물체의 단위 표면적을 통해 유입되는 열속(heat flux)이다. 내부에너지는 시간 및 온도의 함수이다. 비선형 등방성 물체에 대한 푸리에 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\hat{f} = -\tilde{k}(T) \frac{\partial T}{\partial \tilde{x}} \quad (2)$$

여기서 \tilde{k} 는 온도에 의존하는 열전도도이며, \tilde{x} 는 공간 좌표벡터이다. 물체의 초기 온도는 $T = T_0$ 로 균일하다고 가정하였다. 경계면에서 온도와 열속은 각각 $T = T^p(\hat{x}, t)$ 와 $q = q^p(\hat{x}, t)$ 로 표현된다. 갤러킨 방법에 의해 에너지 평형 방정식[식 (1)] 및 푸리에 열전도 법칙[식(2)]을 변분식으로 표현하면 식(3)과 같다.

$$\int_V \rho \frac{dU}{dT} \frac{\partial T}{\partial t} dV + \int_V \frac{\partial(\delta T)}{\partial \tilde{x}} \tilde{k} \frac{\partial T}{\partial \tilde{x}} = \int_V \delta T Q dV + \int_S \delta T q dS \quad (3)$$

여기서 δT 는 주어진 온도 경계조건을 만족시키는 임의의 온도 분포이다. 식(3)의 정적비열 dU/dT 는 고액 공존 구역에서의 비열의 급격한 변화로 인한 수치 불안정성(numerical instability)을 피하기 위하여 Fig. 3 에 보여진 바와

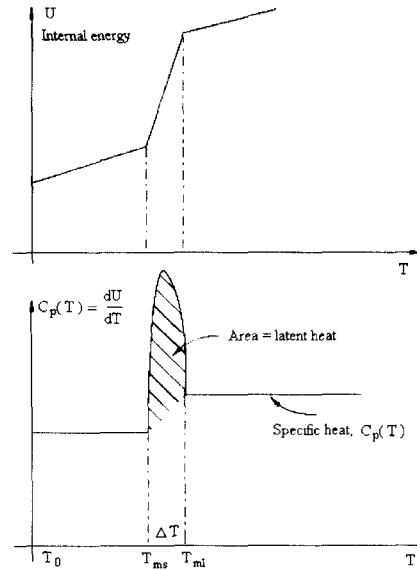


Fig. 3 Specific heat and latent heat definition

같은 표현을 이용하였다.(4 절 참조)

해석영역에서 각 유한 요소 내의 온도는 각 요소의 절점온도를 보간하여 식(4)와 같이 표현할 수 있다.

$$T^{(e)}(\hat{x}, t) = \sum_{i=1}^m N_i(\hat{x}) T_i(t) \quad (4)$$

모든 유한요소를 전체 좌표계로 바꾸어 조합하면 이산화된 열역학적 에너지 평형방정식은 식(5)와 같이 표현된다.

$$\tilde{C}(T) \hat{T}(t) + \tilde{K}(T) \hat{T}(t) = \hat{F}(T, t) \quad (5-a)$$

여기서

$$\tilde{C} = \sum_{V^{(e)}} \int \hat{N} \rho C_p(T) \tilde{N} dV \quad (5-b)$$

$$\tilde{K} = \sum_{V^{(e)}} \int \left(\frac{\partial \tilde{N}}{\partial \tilde{x}} \right)^T \tilde{k} \frac{\partial \tilde{N}}{\partial \tilde{x}} dV \quad (5-c)$$

$$\hat{F} = \sum_{V^{(e)}} \int Q \tilde{N} dV + \sum_{S^{(e)}} \int q \tilde{N} dS \quad (5-d)$$

\tilde{C} , \tilde{K} , \tilde{F} 는 각각 열용량 행렬(capacitance matrix), 전도행렬(conductance matrix) 및 열 하중 벡터(thermal loading vector)이다.

식(5a)는 비선형 과도 열전도 해석에 대한 유한요소 방정식이다. 비선형 방정식에 대한 과도해석은 각 시간 증분에서 반복계산을 수행하는 수치적분 알고리즘을 이용하여 수행될 수 있다.

t_n 을 n 번째 시간 증분에 대한 시간, Δt 를 시간 증분이라 하면, t_{n+1} 은 $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ 이다. 여기서 $n=1, 2, K, N$ 이다. 파라미터 θ 를 도입하면 $t_\theta = t_n + \Delta t$ 이다. 여기서 $0 \leq \theta \leq 1$ 이다. 시간 t_θ 에 대해 식(5a)를 표현하면 다음과 같다.

$$\tilde{C}(T_\theta) \hat{T}_\theta + \tilde{K}(T_\theta) \hat{T}_\theta = \hat{F}(T_\theta, t_\theta) \quad (6)$$

또한 시간 t_θ 에서의 온도 및 온도의 시간에 대한 변화율은 식(7)과 같이 표현된다.

$$\hat{T}_\theta = \frac{\hat{T}_{n+1} - \hat{T}_n}{\Delta t} \quad (7-a)$$

$$\hat{T}_\theta = (1-\theta)\hat{T}_n + \theta\hat{T}_{n+1} \quad (7-b)$$

식(6)을 식 (7)을 이용하여 다시 쓰면

$$\begin{aligned} & \left[(\theta \tilde{K}(T_\theta) + \frac{1}{\Delta t} \tilde{C}(T_\theta)) \right] \hat{T}_{n+1} \\ & = \left[-(1-\theta)\tilde{K}(T_\theta) + \frac{1}{\Delta t} \tilde{C}(T_\theta) \right] \hat{T}_n + \hat{F}(T_\theta, t_\theta) \end{aligned} \quad (8)$$

식(8)의 수치해석은 \tilde{K} , \tilde{C} , \tilde{F} 가 온도의 함수이기 때문에 반복계산에 의해 수행될 수 있다. 본 해석에 있어서는 수정된 뉴우튼 방법(modified Newton method), $\theta = 1/2$, 을 도입하였다.

용융영역에서의 이상적인 혼합을 가정하면, 희석비(dilution factor, d)는 2 차원에 대해 다음과 같이 간단히 표현된다.(Fig. 2 참조)

$$d(\%) = \left(\frac{h_b}{h_b + h_c} \right) \times 100 \quad (9)$$

여기서 h_b 는 모재의 용융된 깊이이며, h_c 는 클래드의 높이이다.

4. 수치해석

잠열을 고려해야 하는 열전도 문제는 상 변화에 의해 물성치가 불연속적으로 변하기 때문에 일반적인 열전도 문제와는 다르다. 본 연구에서는 레이저 클래딩 수치해석을 위하여 용해/응고의 상 변화와 고액 공존 구역에서 방출되거나 흡수되는 잠열을 고려하였다. 여기서 고액 공존 구역은 액상선과 고상선의 사이를 말한다.

상변화를 수반하는 열가공에 대한 수치 해석에서 상변화 시 방출되거나 흡수되는 잠열은 해석을 어렵게 만드는 주요한 원인이다. 본 연구에서는 잠열을 고려하기 위해 엔탈피 법(enthalpy method)을 이용하였다. 엔탈피는 상변화가 일어나는 각 온도 구간에 대해 아래의 식으로 표현된다.

$$H(T) = \int_{T_0}^T \rho C_{ps}(T) dT \quad T < T_m \quad (10a)$$

$$H(T) = \int_{T_0}^{T_m} \rho C_{ps}(T) dT + \int_{T_m}^T \left(\rho \left(\frac{dL}{dT} \right) + \rho C_{pl}(T) \right) dT \quad T_m < T < T_{ml} \quad (10b)$$

$$H(T) = \int_{T_0}^{T_{ml}} \rho C_{ps}(T) dT + \rho L + \int_{T_{ml}}^{T_m} \rho C_{pl}(T) dT + \int_{T_m}^T \rho C_{pl}(T) dT \quad T > T_{ml} \quad (10c)$$

여기서 C_{ps} , C_{pl} 및 C_{pl} 은 각각 고체상태에서의 비열, 고액 공존영역에서의 비열, 액체상태에서의 비열이며, L 은 상변화에 수반되는 잠열이다. 식(5b)의 $\rho C_p(T)$ 는 식(10)으로부터 구해진다. 즉 고체 ($T < T_m$) 나 액체 ($T > T_{ml}$) 영역에서는 각각 ρC_{ps} , ρC_{pl} 이며 고액 공존 영역

($T_m < T < T_{m1}$)에서는 $\rho C_{pf} + L/(T_m - T_{m1})$ 이다.

그러나 이러한 유효비열법(effective heat capacity method)의 사용은 잠열이 매우 크며, 고액 공존 영역의 범위가 매우 좁을 경우 수치적 불안정성을 유발할 수 있다. 즉 특정한 시간 증분에서의 온도 변화가 고액 공존 영역의 온도 범위구간보다 크게 될 경우 수치해석에서 잠열의 효과는 사라지게 되며, 부정확한 해석결과를 얻게 된다. 직접적으로 계산되는 유효 열용량법을 이용할 때 발생할 수 있는 이와 같은 문제점을 극복하기 위하여 본 연구에서는 엔탈피법을 이용하였다. 엔탈피는 비열을 각 온도구간에 대한 적분함으로써 얻어지며 온도의 함수로 표현된다. 엔탈피는 상변화시 비열보다 부드러운 변화가 일어난다. 엔탈피는 식(4)와 유사하게 각 유한요소에 대해서 이산화 될 수 있다. 유효 열용량은 엔탈피를 온도에 대해 미분함으로써 얻어진다.

$$\rho C_p = \frac{dH}{dT} \quad (11)$$

일반적으로 잠열을 고려해야 열전도 해석의 경우 올바른 해석결과를 얻기 위해서는 유한요소의 조밀도 및 시간 증분의 선택에 있어 신중해야만 한다. 일반적으로 비선형 반복계산에 있어 빠른 수렴을 얻기 위해서는 작은 시간증분과 크기가 작은 유한요소가 요구된다.

5. 결과 및 토의

3 절 및 4 절에서 논의되었던 수식화 과정에 기초하여 레이저 클래딩 공정에 대한 열전도 해석을 잠열의 영향을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대해 각각 수행하였다. 이를 위해 상용 유한 요소 해석 프로그램인 ABAQUS™와 본 연구를 위해 개발된 프로그램을 함께 이용하였다.

5.1 잠열의 영향

Fig.4는 잠열의 영향을 살펴보기 위해 구성된 유한요소 모델을 보여준다. 수치 예에서는 모재 표면에 정적인 열 유속이 가해질 때와 레이저 빔이 일정한 속도로 이동하는 경우에 대하여 잠열을 고려했을 때의 온도 분포를 구한 후 이를

잠열을 무시한 해석 결과와 비교하였다.

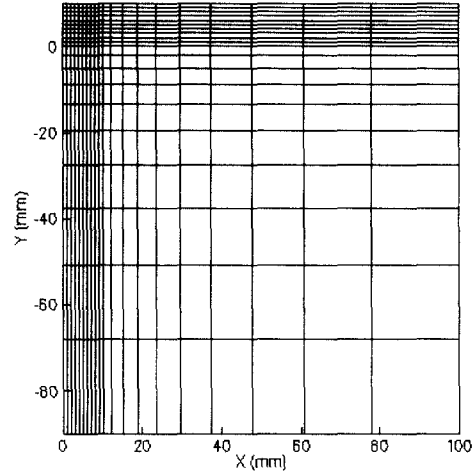


Fig. 4 The mesh of calculation for stationary heat flux

(1) 정지 열속의 경우

반 무한 평판의 모재에 직사각형 모양으로 레이저 빔이 조사되는 경우를 고려했다. 레이저 빔은 모재 표면의 일정 면적($3 \times 3 \text{ mm}^2$)에 수직 방향으로 균일하게 조사된다고 가정하였다. 레이저 빔의 강도는 456 W 이며, 이 에너지의 60%는 초기온도가 25°C 인 모재 및 클래딩 재료에 흡수된다고 가정하였다.^[18] 모재로는 실제 널리 쓰이는 Inconel 718, 연강(mild steel), 알루미늄 등 세가지 재료를 고려하였다.

Fig.4에서와 같이 대칭조건을 고려해 물체의 절반($200 \times 100 \text{ mm}^2$)만을 고려하였으며 Table 1에 해석에 사용된 각 재료의 물리적 성질을 나타내었다.

Fig. 5(a)와 (b)는 각각 Inconel 718에 대해 모재의 윗면에서의 x 방향에 따른 온도와 $x=0$ 인 면에서 y 방향에 따른 온도분포를 보여준다. Fig.6과 Fig.7은 연강과 알루미늄에 대한 결과이다. Fig.8~13에서는 각 재료에 대해 일정시간에서의 용융역의 형태 및 크기, 용융역 근처의 온도 분포를 나타내었다. 각 그림에서 고상선과 액상선에 해당하는 등온도선은 두꺼운 선으로 표시되었다. 위의 결과에서 보듯이 각종 열 해석 결과에 대한 잠열의 영향은 상 변화에

해당하는 온도범위와 용융역의 크기에 따라 정량적으로 변한다. 잠열을 고려했을 경우에는 모재에서 발생하는 최고온도가 낮아지고 용융역이 좁아지며 또한 열 영향부가 작게 예측되었다.

Fig.8(a)와 (b)에 나타난 $t = 0.503$ 초일 때의 Inconel 718 에 대한 결과를 보면 잠열이 없는 경우 용융역의 폭과 깊이가 잠열을 고려했을 경우보다 각각 5.14%, 5.9% 정도 크게 나타났고 열 영향부 역시 3.2% 정도 크게 나타났다. 반면에 최고 온도는 Fig. 5 에서 알 수 있듯이 2.8% 정도 작게 나타났다.

Fig.9(a), (b)에서 보듯이 일정 시간 경과 후($t = 1.28$ 초) 잠열의 영향은 더욱 확연해졌다. 용융역의 폭과 깊이는 각각 40.7%, 12.5% 크게 나타나며, 용융역의 바닥에서의 열 영향부의 크기도 8.6% 크게 나타났다. 반면에 최고온도는 4.8% 정도 작은 것으로 나타났다. Inconel 718 에 있어서의 잠열의 영향은 연강이나 알루미늄보다 크게 나타났다. 이것은 Inconel 718 의 상 변화 온도구간이 다른 두 재료보다 상대적으로 높기 때문이다.

(2) 이동 열속의 경우

균일한 강도를 갖는 레이저 빔이 일정 속도로

이동할 때 온도 해석에 대한 잠열의 영향을 살펴보았다. 해석 영역의 크기는 $100 \times 20 \text{mm}^2$ 이며, 레이저 빔이 모재의 상면을 6mm/s 의 속도로 이동한다는 점을 제외하고는 모든 해석조건이 열속이 고정된 경우와 동일하다. 균일 분포된 레이저 빔에 의해 흡수되는 에너지는 다음과 같이 주어진다 가정하였다.

$$q'' = \frac{\eta P}{l \times w} \quad x_0 + vt < x < x_0 + vt + l$$

$$q'' = 0 \quad x < x_0 + vt \quad \text{또는} \quad x > x_0 + vt + l$$

여기서 P 는 레이저 동력, η 는 흡수율 (표면조건 및 재료에 따라 다르다), W 는 스폿의 폭(레이저 빔 이동방향에 수직 모재의 폭), l 은 스폿의 길이(레이저 빔의 이동과 평행한 모재의 길이) 이며 x_0 은 레이저 빔의 초기위치이며, 여기서 $x_0 = 0$ 으로 하였다.

Fig.14 는 본 연구에 사용된 좌표 계와 유한요소 모델이다. 이러한 가공 공정에 대해서는 가열이 시작된 지 1 초 이내에 준 정적 상태가 된다.

Fig.15 는 잠열이 고려되었을 경우와 고려되지 않았을 경우에 대해 시간 1.66 초, 3.73 초, 5.82 초 및 7.9 초에서의 등온도 곡선을 보여준다.

Table 1 Physical properties of materials used in calculation

	Inconel 718 ^[18]	Mild steel ^[16]	Aluminum ^[1]
k (W/m.K)	20.3	36.9	228
h (W/m ² .K)	100	100	100
c (J/kg.K)	594.5	849.9	1,067
ρ (kg/m ³)	7,654.8	7,870	2,545
T _{ms} (K)	1,423	1,766	873
T _{ml} (K)	1,623	1,803	933
L (J/kg)	145,000	245,235	395,000

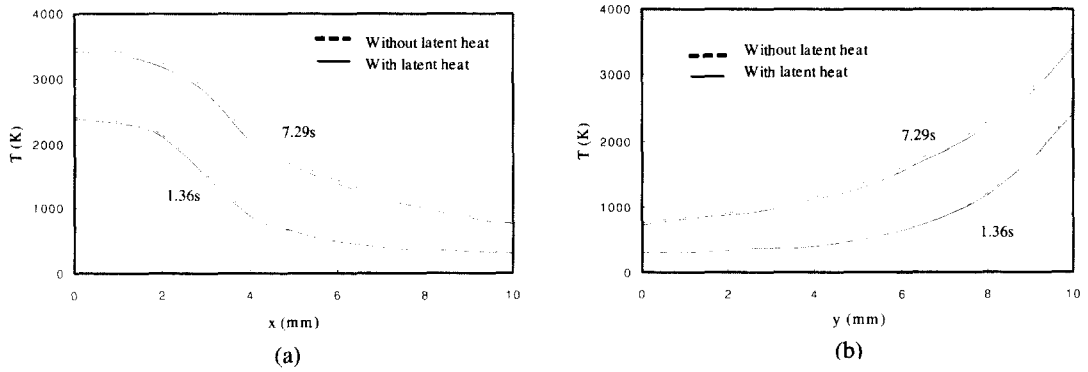


Fig. 5 Temperature distributions in the melt pool and the solid for Inconel 718: (a) along the y-axis, (b) along the x-axis

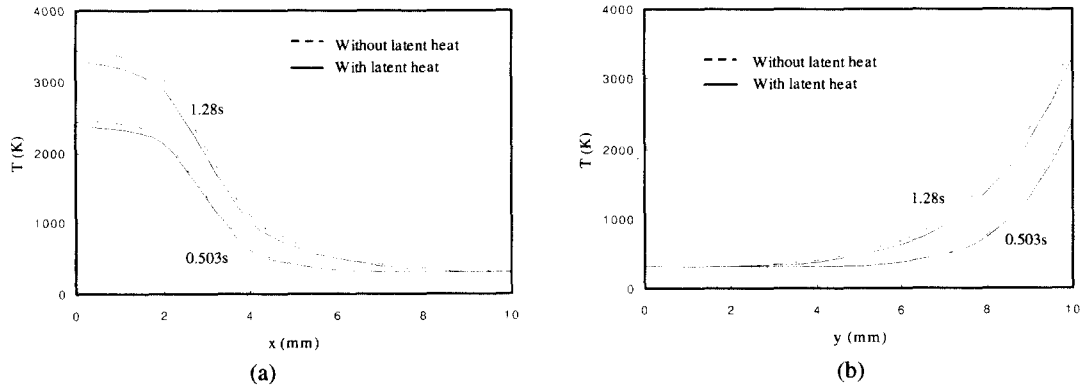


Fig. 6 Temperature distributions in the melt pool and the solid for mild steel: (a) along the y-axis, (b) along the x-axis

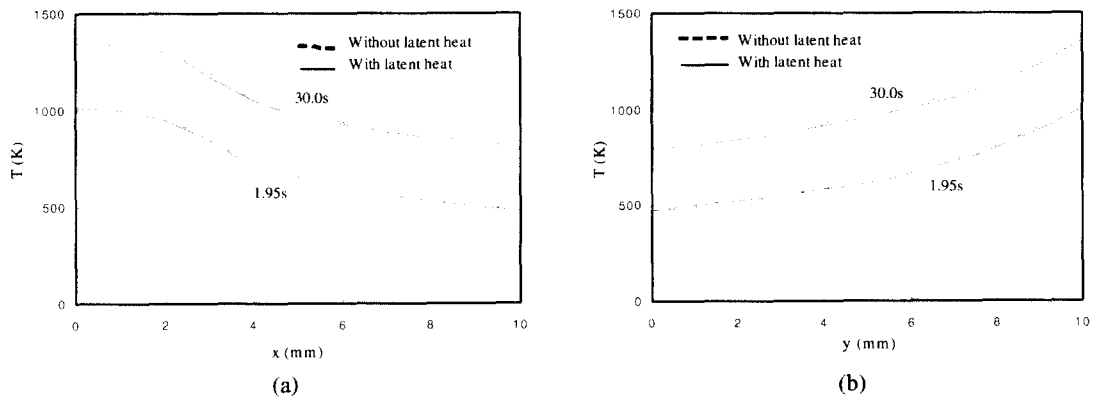


Fig. 7 Temperature distributions in the melt pool and the solid for aluminum: (a) along the y-axis, (b) along the x-axis

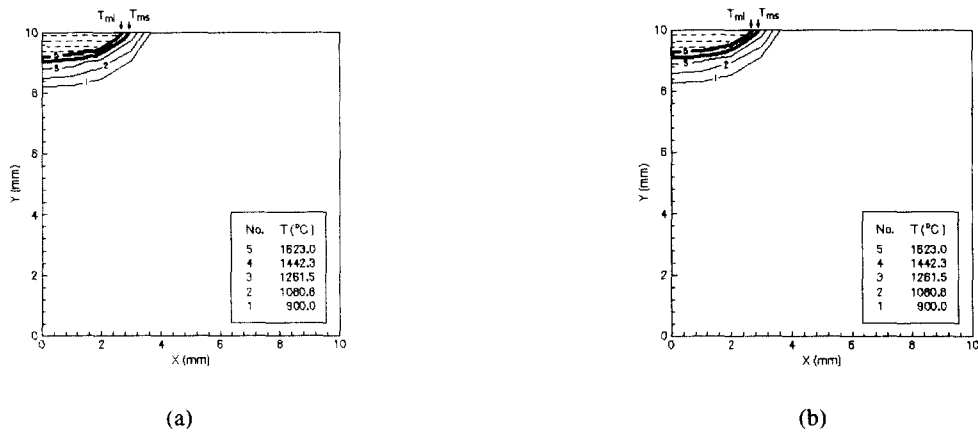


Fig. 8 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of Inconel 718 at $t = 0.503s$:
 (a) without latent heat, (b) with latent heat

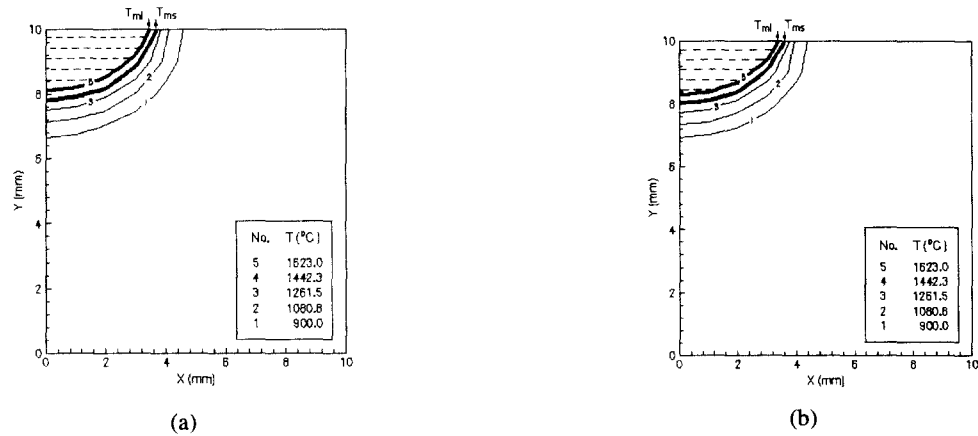


Fig. 9 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of Inconel 718 at $t = 1.28s$:
 (a) without latent heat, (b) with latent heat

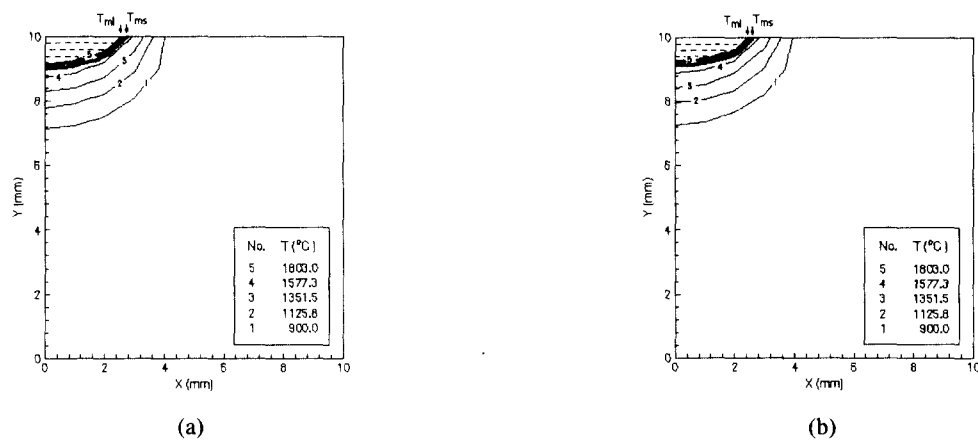


Fig. 10 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of mild steel at $t = 1.36s$:
 (a) without latent heat, (b) with latent heat

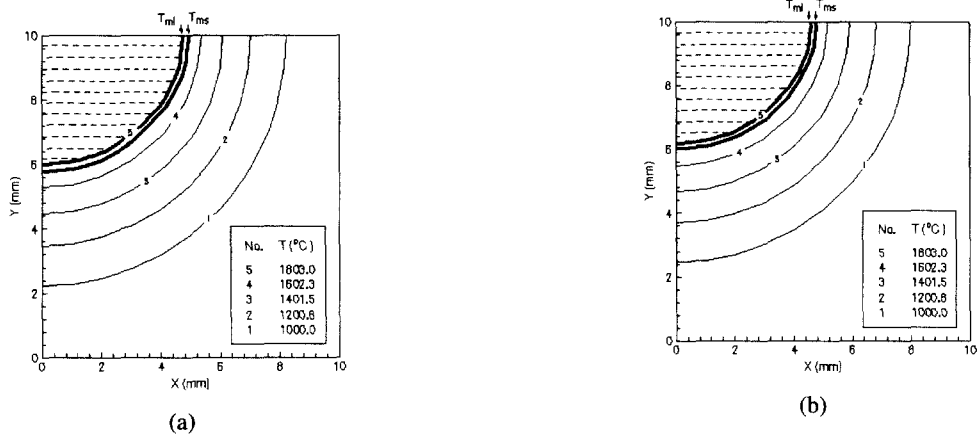


Fig. 11 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of mild steel at $t = 7.29s$:
(a) without latent heat, (b) with latent heat

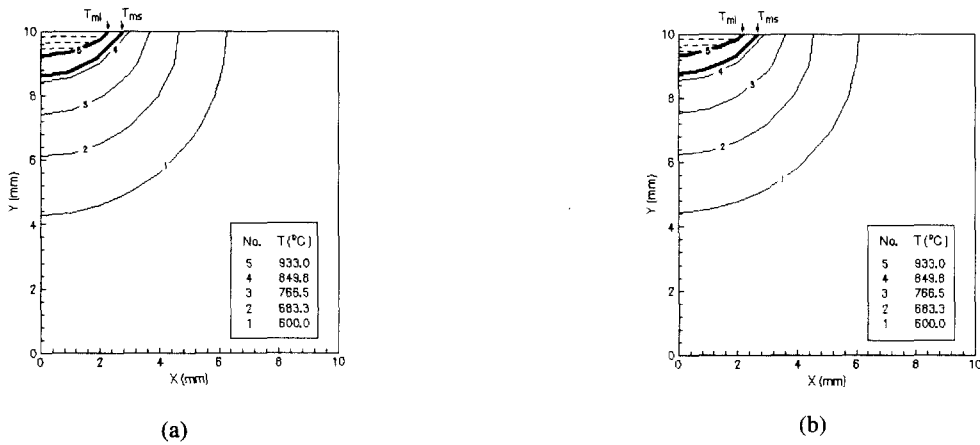


Fig. 12 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of aluminum at $t = 1.95s$:
(a) without latent heat, (b) with latent heat

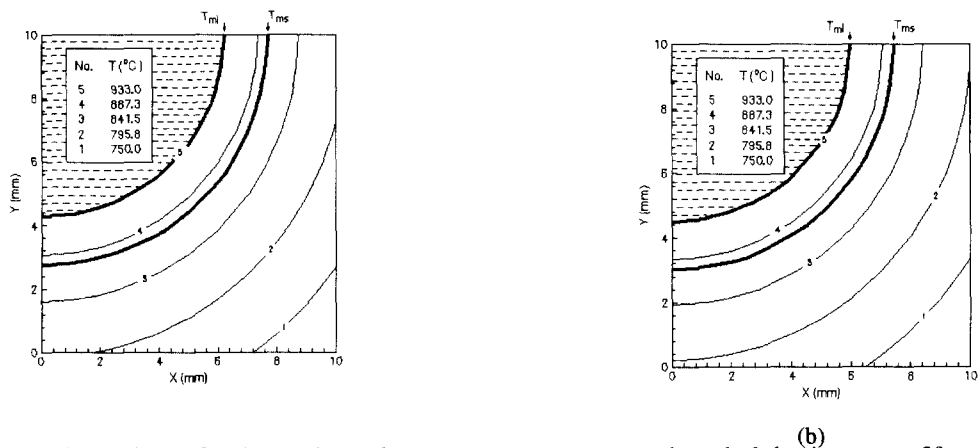


Fig. 13 The shape of molten region and temperature contour near melt pool of aluminum at $t = 30s$:
(a) without latent heat, (b) with latent heat

최대등온도선(1623K)은 용융역의 경계를 의미한다. 잠열이 무시된 경우의 용융역의 크기가 잠열이 고려된 경우보다 넓었으며, 보다 빠른 응고가 이루어졌다.

Fig.16 에서는 모재 상면에서 x 방향에 대한 모재의 온도 분포들을 각 시간에 대해 비교하였다. 레이저 가공에 있어서 온도장 해석에 대한 잠열의 영향은 정지된 열원인 경우보다 이동 열원인 경우에 명백하게 관찰된다. 그러한 이유는 가공이 진행되는 동안 이동열원에 의해 응고와 용융이 인근영역에서 동시에 발생하기 때문이라고 생각할 수 있다. 즉 이동 열원이 지나간 모재의 용융 역에서 응고가 진행되는 동안, 현재 열원이 위치하고 있는 영역에서의 용융금속의 과열 및 경

계 역에서의 용해 잠열이 응고금속에 전달된다. 이로 인해 인접한 절점이라도 각각 가열 및 냉각을 경험할 수 있다. 이러한 현상이 잠열을 고려하지 않은 경우에 있어 보다 높은 용융구역 내 최고온도 및 용융 구역의 가장자리에서의 낮은 온도 분포를 예측케 한다.

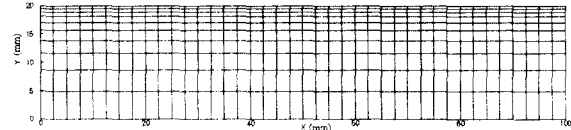


Fig. 14 The mesh of calculation for moving heat flux

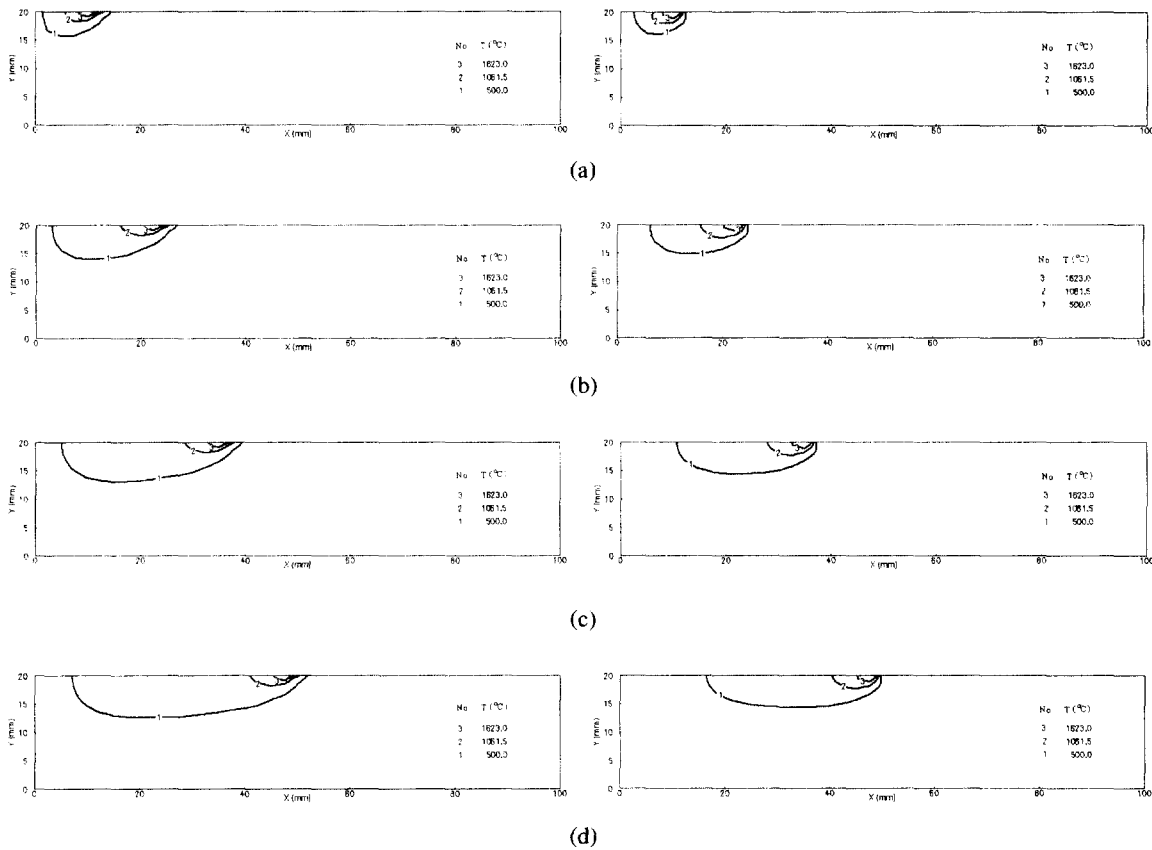


Fig. 15 Comparison of quasi-steady state temperature distributions with(left-side) and without(right-side) considering latent heat : (a) $t = 1.66s$, (b) $t = 3.73s$, (c) $t = 5.82s$, (d) $t = 7.9s$

레이저 공정 중 모재의 일부분은 가열에 의해 팽창을 경험하며 인근의 다른 영역은 냉각에 의해 수축을 경험하게 되는데 이것이 잔류응력을 일으키는 비탄성적 변형의 기구이다. 그러므로 잠열을 고려하지 않은 모델을 통해 가공이 완료된 후에 보다 심각한 잔류응력이 발생한다는 결과를 얻게 된다는 것을 쉽게 예측할 수 있다.

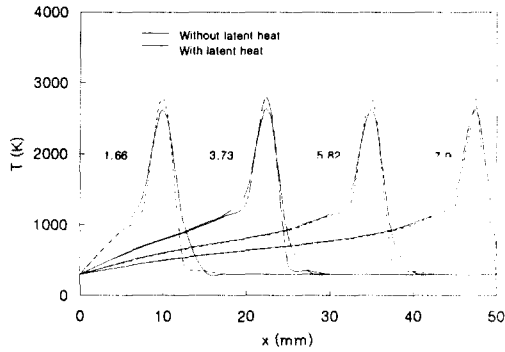


Fig. 16 Quasi-steady state temperature distribution at different time

5.2 공정변수

(1) 수치실험의 검증

본 논문의 잠열을 고려한 온도장 해석의 타당성을 검증하기 위해 문헌에 나타난 실험을 수치모사하고, 결과를 비교하였다. Hoadley et al. [16] 등은 연강에 코발트 합금을 클래딩 하는 공정을 실험하였다. 위의 연구에서 레이저 빔의 강도는 표준편차, $\gamma = 0.9mm$ 의 정규분포의 모양으로 분포한다.

$$q^r = \frac{2\eta P}{\pi r^2} \exp\left[-2\left(\frac{x-vt}{r}\right)^2\right]$$

인용한 실험에서 이동방향으로의 레이저 빔의 길이가 $0.9mm$ 이기 때문에 2 차원 해석으로 간주할 수 있다. Table 2 는 실험 및 수치해석에 사용될 재료의 물리적 성질들을 요약한 것이다. 실험조건은 클래딩 높이 $h_c = 0.5mm$, 레이저 빔의

강도는 $P = 171W/mm$, 주위온도는 $T_0 = 20^\circ C$ 이며, 레이저 빔의 이동속도는 $v = 1.67mm/s$ 이다. Fig.17 은 실험을 모사하기 위해 844 개의 4 절점 사다리꼴 요소로 구성된 유한요소 모델이다. Fig. 18(a)는 수치실험을 통해 얻어진 준 정적 상태의 온도 분포를 보여준다.

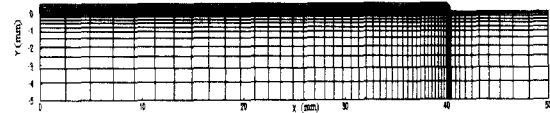


Fig. 17 Finite element mesh we used for simulation of the laser cladding process in [16].

Table 2 Physical properties of cladding material and base metal[#]

	Cobalt alloy	Mild steel
T_{ms} (°C)	1265	1493
T_{ml} (°C)	1354	1530
k_s (W/m·°C)	13.39 + 0.028T	$65.0 - 5 \times 10^{-2}T$ + $2 \times 10^{-5}T^2$
k_l (W/m·°C)	48.8	35.0
L (J/m ³)	2.6×10^9	1.93×10^9
c (J/m ³ ·°C)	3.525×10^6 + $2.064 \times 10^3 T$ + $0.69 T^2$	3.485×10^6 + $3.334 \times 10^3 T$ + $1.25 T^2$
ρ (kg/m ³)	8862	7870
η	31.0 (±1.0)	16.0 + $8.17 \times 10^{-3}T$

: [16]

여기서 1530°C의 등온도선은 모재의 액상선이며 1354°C의 등온도선은 코발트 합금의 액상선이다. 이와 같이 낮은 회석층이 발생하는 경우, 클래드의 액상선에 대한 등온도선은 대개 용융역의 경계로 여겨지며, 용고속도를 평가하는데 사용될 수 있다. 용고속도와 함께 Fig. 18(a)에 나타난 온도구배는 미소 계재물의 크기를 평가하는데 적절한 파라미터를 제공한다. Fig. 18(b)는 실험 결과를 표시하는데 수치실험의 결과와 완벽하게 일치함을 확인할 수 있다.

또 다른 수치모델의 타당성 검증용 위해 레이저 빔이 이동속도 $v=1.67\text{ mm/s}$, 또는 3.3 mm/s 로 이동할 때 원하는 클래딩 층의 깊이를 얻기 위해 필요한 레이저 빔의 강도를 평가하기 위해 수행된 실험을 수치모사하였다. Fig.19는 실험 결과와 수치해석의 결과를 함께 보여준다. 그림에서 실선과 점선은 각각 잠열이 고려된 경우와 잠열이 고려되지 않은 경우의 수치해석 결과이며, 점들은 실험 결과를 나타낸다. 수치 모델에 특별한 보정을 하지 않았음에도 불구하고, 계산 결과와 실험결과가 매우 근사했다. 여기서 고려된 레이저 빔의 이동속도는 상당히 큰 수치임을 유의해야 한다.

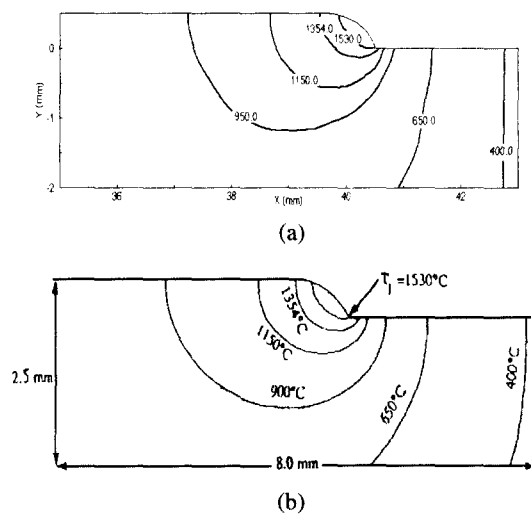


Fig. 18 Comparison of temperature distribution: (a) simulation result of thermal field(temperature in °C), (b) thermal field published in [16]

레이저 빔의 이동속도가 클 경우 횡 방향(레이저 빔의 이동 방향에 수직인 방향)으로의 열손실이 매우 작게 되어 짧은 시간 내에 준정적 상태에 이르게 되며, 반대로 작을 경우에는 횡 방향으로의 열 손실이 상대적으로 크므로 준정적 상태에 이르는 데 보다 많은 시간이 소요된다.

(2) 레이저 빔의 강도와 이동속도의 영향

다양한 가공 변수들의 영향을 파악하기 위하여 0.5mm의 클래딩 층 형성을 목표로 하는 레이저 클래딩 공정을 수치 모사하였다. 이때 빔의 이동속도는 3m/s, 주위온도는 20°C, 레이저 빔 강도의 표준 편차는 0.9mm의 조건이 사용되었다. 본 수치해석에서 Table 2에 나타난 재료의 각종 성질은 주위온도와 용융온도 사이의 변화를 평균한 값들이다. Fig.20은 용융역의 형상과 회석층에 대한 레이저 강도의 영향을 보여준다. Fig. 20(a)는 레이저 동력이 충분하지 못해서 클래드와 모재사이의 접합을 위한 적절한 크기의 용융역이 만들어지지 않은 경우이다. 반대로 Fig. 20(c)에서는 클래드뿐만 아니라 모재가 깊게 용융된 것을 확인할 수 있다. 이는 과도한 용량의

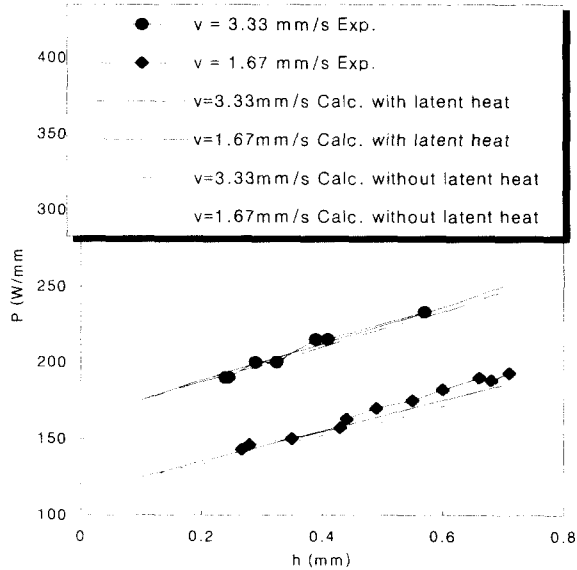


Fig. 19 Comparison between the experimental data and present simulation results for laser cladding. The experimental data were extracted from [16].

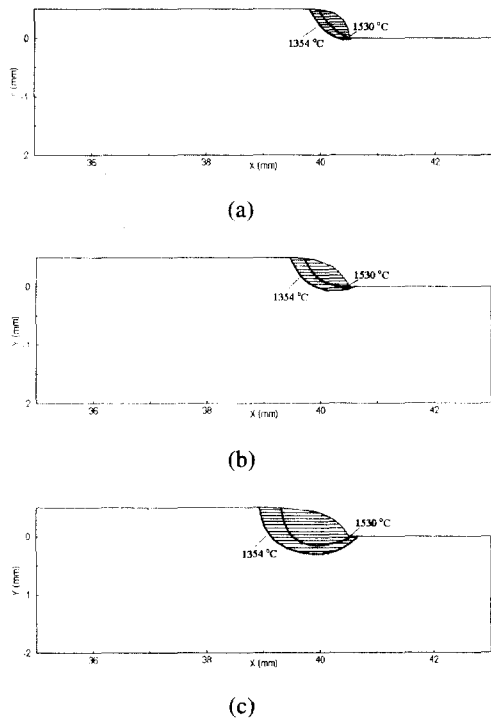


Fig. 20 The influence of laser power on the shape of melt pool and the dilution: (a) $P = 150 \text{ W/mm}$, (b) $P = 190 \text{ W/mm}$, (c) $P = 270 \text{ W/mm}$

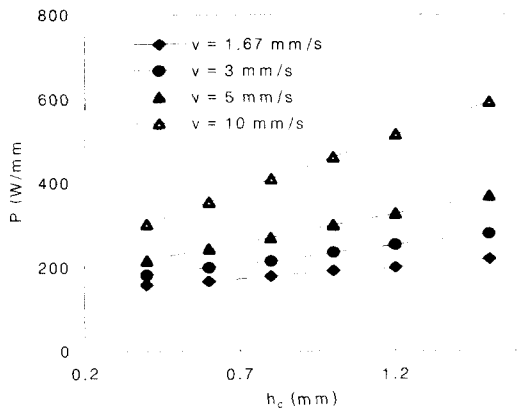


Fig. 21 The effect of clad height and laser scanning speed on laser power for low dilution (< 1.0%).

레이저가 사용되었음을 의미한다. 클래딩

공정에서 좋은 금속표면 층을 얻기 위해서는 1.0% 이하의 낮은 희석층이 요구되는데 이러한 관점에서 Fig. 20(b)는 적절한 레이저 동력이 사용되어 양호한 희석층이 형성된 경우이다.

Fig.21 은 주어진 레이저 빔의 이동속도에 대해 요구되는 클래딩 층 두께를 형성하기 위해 필요한 레이저 강도를 보여주고 있다. 그림을 통해 적절한 레이저 강도는 요구되는 클래딩 높이에 대해 선형적인 관계를 가짐을 확인할 수 있다.

레이저 빔의 이동속도가 클수록 확산에 의한 에너지의 손실이 작게 된다. 그러나 모재에 발생하는 잔류응력과 레이저의 허용 강도에 의해 레이저 빔의 이동속도는 제한된다. 최적의 레이저 빔의 이동속도를 Fig. 21로부터 결정할 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 레이저 클래딩 공정에 대한 열전도 수치해석에서 기존의 연구결과들과 같이 잠열을 고려하지 않았을 때 해석에 미치는 영향이 고찰되었다. 논문에서는 레이저 클래딩 공정에서 잠열을 효과적으로 고려할 수 있는 수치해석 알고리즘이 제안되었다. 레이저 가공에 대해 제안된 알고리즘을 실제적 적용하기에 앞서 수치해석의 결과를 실험결과와 비교함으로써 타당성을 검증하였다. 수치결과는 실험결과와 매우 일치하는 만족스러운 결과를 얻었다.

본 연구로부터 레이저 공정에서 정확한 예측을 위하여는 잠열을 무시할 수 없다는 결론을 얻었다. 잠열을 무시했을 경우 해석결과의 오차는 상변화에 해당하는 온도범위와 용융역의 크기에 따라 변한다. 잠열을 고려한 유한요소해석 결과는 잠열을 무시했을 경우에 비해 낮은 최고온도, 좁은 용융역, 좁은 열영향부(HAZ)를 나타내었다. 특히 잠열의 영향은 고정 열원의 경우보다 이동 열원인 경우에 보다 크게 나타났다.

후 기

이 논문은 1999년도 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구 되었음. (KRF-99-005-E00007)

참고문헌

1. S. Kou, S.C. Hsu and R. Mehrabian, "Rapid Melting and Solidification of a Surface Due to a Moving Heat Flux," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 12B, pp. 33-45, 1981.
2. P. S. Mohanty and J. Mazumder, "Solidification Behavior and Microstructural Evolution during Laser Beam-Material Interaction," *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 29B, pp.1269-1279, 1998.
3. A. Kar and J. Mazumder, "Extended Solid Solution and Nonequilibrium Phase Diagram for Ni-Al Alloy Formed during Laser Cladding," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 20A, pp. 363-371, 1989.
4. C. Chan, J. Mazumder and M.M. Chen, "A Two-Dimensional Transient Model for Convection in Laser Melted Pool," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 15A, pp. 2175-2184, 1984.
5. J. D. Damborenea, "Surface Modification of Metals by High Power Lasers," *Surface and Coatings Technology*, Vol. 100, pp. 377-382, 1998.
6. M. Bamberger, W. D. Kaplan, B. Medres and L. Shepeleva, "Calculation of Process Parameters for Laser Alloying and Cladding," *J. Laser Applications*, Vol. 10, No. 1, pp. 29-33, 1998.
7. A. Kar and J. Mazumder, "Modeling in Laser Materials Processing: Melting, Alloying, Cladding," *Laser Processing: Surface Treatment and Film Deposition*, pp. 129-155, 1996.
8. A. Kar and J. Mazumder, "One-Dimensional Finite-Medium Diffusion Model for Extended Solid Solution in Laser Cladding of HF on Nickel," *Acta metall.*, Vol. 36, No. 3, pp. 701-712, 1988.
9. A. A. Rostami and A. Raisi, "Temperature Distribution and Melt Pool Size in a Semi-Infinite Body due to a Moving Laser Heat Source," *Numerical Heat Transfer, Part A*, Vol. 31, pp. 783-796, 1997.
10. M. Picasso, C. F. Marsden, J. D. Wagniere. A. Frenk and M. Rappaz, "A Simple but Realistic Model for Laser Cladding," *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 25B, pp. 281-291, 1994.
11. P. Nithiarasu, "An Adaptive Finite Element Procedure for Solidification Problems," *Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, pp. 223-229, 2000.
12. J. Mazumder and W.M. Steen, "Heat transfer Model for CW Laser Material Processing," *J. Appl. Phys.*, Vol. 51, No. 2, pp. 941-947, 1980.
13. J. D. Kim and Y. Peng, "Time-Dependent FEM Simulation of Dilution Control of Laser Cladding by Adaptive Mesh Method," *KSME International Journal*, Vol. 14, No. 2, pp. 177-187, 2000.
14. J. D. Kim and Y. Peng, "Melt Pool Shape and Dilution of Laser Cladding with Wire Feeding," *Materials Processing Technology*, Vol. 104, pp. 284-293, 2000.
15. A.F.A. Hoadley and M. Rappaz, "A Thermal Model of Laser Cladding by Powder Injection," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 23B, pp. 631-642, 1992.
16. A. J. Dalhuijsen and A. Segal, "Comparison of Finite Element Techniques for Solidification Problems," *Int. J. Numerical Methods in Engineering*, Vol. 23, pp. 1807-1829, 1986.
17. [http://metalcasting.auburn.edu/data/Inconel718 / 1718Data.html](http://metalcasting.auburn.edu/data/Inconel718/1718Data.html).
18. L. K. Li and J. Mazumder, *Laser Processing of Materials*, Proc. Metal. Soc. AIME, Los Angeles, Calif., 1984, pp. 33-50.