

# 표면 결함이 있는 모재에 대한 용사 공정에서 용융 금속 액적의 충돌현상과 응고 과정 해석

하 응 지\* · 김 우 승\*  
(2002년 6월 5일 접수, 2002년 9월 30일 심사완료)

## A Study on the Impact and Solidification of the Liquid Metal Droplet in the Thermal Spray Deposition onto the Substrate with Surface Defects

Eung-Ji Ha and Woo-Seung Kim

**Key Words:** Thermal Spray(용사), Liquid Droplet(금속 액적), Free Surface(자유표면), Thermal Contact Resistance(접촉 열저항), Solidification(응고), Surface Defect (표면결함)

### Abstract

In this study, numerical investigation has been performed on the impingement, spreading and solidification of a coating material droplet impacting onto a solid substrate in the thermal spray process. The numerical model is validated through the comparison of the present numerical result with experimental data for the flat substrate without surface defects. An analysis of deposition formation on the non-polished substrate with surface defects is also performed. The parametric study is conducted with various surface defect sizes and shapes to examine the effect of surface defects on the impact and solidification of the liquid droplet on the substrate.

기호설명

- $a_p, a_{nb}$  : 행렬의 계수값
- $c$  : 비열 (J/kgK)
- $C$  : 다공도 상수
- $F_b$  : 표면장력에 의한 체력항
- $F$  : 체적 분율 함수
- $g$  : 액상 분율

- $\Delta H$  : 응고 잠열 (J/kg)
- $p$  : 압력
- $t$  : 시간 (s)
- $T$  : 온도 (°C)
- $V$  : 속도 (m/s)

그리스문자

- $x$  : 곡률 ( $m^{-1}$ )
- $\rho$  : 밀도 ( $kg/cm^3$ )
- $\sigma$  : 표면장력 계수 (N/m)
- $\xi$  : 스플렛 직경비 ( $D/D_0$ )
- $\tau$  : 응력텐서
- $\theta$  : 장애물 함수

---

\* 회원, 한양대학교 대학원 기계공학과  
 † 책임저자, 회원, 한양대학교 기계공학과  
 E-mail : wskim@hanyang.ac.kr  
 TEL : (031)400-5248 FAX : (031)418-0153

1. 서 론

용사법은 비교적 최근에 발달한 경제적인 표면 피복기술로서 고온의 플라즈마, 가스화염 또는 아크열원을 이용하여 피복하고자 하는 금속/비금속 재료를 가열시켜 용융 혹은 반용융 상태로 만든 후에 이를 모재에 고속으로 분사하여 모재표면에 응고 및 적층시켜 피복하는 공정이다. 용사 공정에서는 매우 짧은 시간 동안에 고속으로 움직이는 액적 자유표면의 유동과 모재와 액적에서의 전도 및 대류열전달, 그리고 액적내부에서의 액체-고체 상변화면의 이동이 동시에 일어나기 때문에 용사과정에서의 물리적 현상을 자세히 이해하는 것이 매우 어렵다.<sup>(1,2)</sup> 지난 수십년간 용사 과정을 이해하기 위한 실험들이 수행되었고, 수치적 모델들이 개발되었다.<sup>(3,4)</sup> 특히 용융 액적의 적층에 의한 모재의 피복 과정을 올바르게 이해하기 위해서는 개개의 액적이 모재와 충돌시 유동과 상변화 거동이 어떻게 되는가를 알아야 하기 때문에 이에 대한 연구가 많이 진행되고 있다. 최근에는 Pasandideh-Fard 등<sup>(5)</sup>과 Aziz 등<sup>(6)</sup>이 평평한 스텐레스 스틸 판에 용융된 주석액적을 충돌시키고 응고시키는 실험을 수행하였으며, 충돌된 액적 스프레트의 직경과 모재의 온도변화를 측정하였다. 또한 Pasandideh-Fard 등<sup>(5)</sup>과 Tong과 Holt<sup>(7)</sup>는 고정좌표계에서 액적과 모재사이의 유동과 열전달을 동시에 해석할 수 있는 수치방법을 개발하였다. 그러나 이러한 실험과 수치해석은 평평한 모재 표면에 대해서만 이루어졌다. 실제 용사공정에서는 모재 표면에 미세한 요철상태의 표면결함이 존재하며, 이러한 표면결함들이 액적의 표면확장을 방해하여 피복의 질을 떨어뜨릴 수 있다. 본 연구에서는 수치해석 방법을 이용하여 작은 표면결함이 있는 모재에서의 액적의 충돌과 표면유동 및 응고현상을 해석하여 용사공정의 이해를 높이고, 또한 피복상태에 영향을 미치는 인자들과 유동 및 응고상태와의 상관관계를 분석하였다.

2. 수치해석 방법

단일 용융액적이 모재와 충돌하여 응고되는 과정의 개략도를 Fig. 1에 나타내었다. 모재에서의 액적 스프레트 형성을 정확하게 예측하기 위해서

액체금속 액적의 자유표면 변형과 액적 내부에서의 상변화면의 이동을 동시에 해석할 수 있는 수치해석 방법이 필요하다. 본 연구에서는 고정좌표계에서 자유표면 유동을 해석하기 위하여 유체체적법을 적용한 2차원 축대칭 비압축성 Navier-Stokes 방정식을 사용하였으며,<sup>(8)</sup> 상경계면의 추적을 위하여 Swaminathan과 Voller<sup>(9)</sup>가 제안한 생성항 기반 상변화 모델을 사용하였다.

2.1 유동해석

고상이 존재하는 비압축성 유동에서 연속방정식과 운동량 방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\nabla \cdot (\Theta \mathbf{V}) = 0 \tag{1}$$

$$\Theta \frac{\partial \mathbf{V}}{\partial t} + \nabla \cdot (\Theta \mathbf{V} \mathbf{V}) = -\frac{\Theta}{\rho} \nabla p + \frac{\Theta}{\rho} \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \Theta \mathbf{F}_b + \Theta \mathbf{S} \tag{2}$$

여기서  $\Theta$ 는 유동이 존재하는 액상 셀에서는 1의 값을 가지며 유동이 없는 고상 셀에서는 0의 값을 가지는 장애물 함수이다.  $\mathbf{S}$ 는 응고영역에서의 속도감쇠를 위한 생성항이며, 2.2절의 식 (11)과 같이 주어진다. 식 (1)과 (2)로부터 식 (3)과 같은 압력 Poisson 방정식을 얻을 수 있으며, ICCG (incomplete Cholesky conjugate gradient)법을 사용하여 압력장과 속도장을 구할 수 있다.

$$\nabla \cdot \left[ \frac{\Theta}{\rho^n} \nabla p^{n+1} \right] = \frac{\nabla \cdot (\Theta \mathbf{V}^*)}{\delta t} \tag{3}$$

식 (3)에서  $\mathbf{V}^*$ 는 이전 단계의 값을 이용하여 아래와 같이 구할 수 있다.

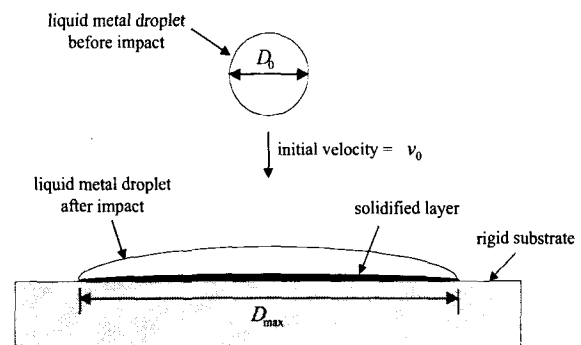


Fig. 1 Schematic of the simplified thermal spray deposition process

$$\Theta \frac{V^* - V^n}{\Delta t} = -\nabla \cdot (\Theta \mathbf{V}\mathbf{V})^n + \frac{\Theta}{\rho} \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}^n + \Theta \mathbf{F}_b \quad (4)$$

본 연구에서는 하나의 제어체적에 점유되어 있는 유체 체적분율의 함수를 이용하는 유체체적 (VOF)방정식인 식 (5)를 사용하여 시간과 위치에 따라 변화하는 자유표면을 추적하였다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\Theta F) + \nabla \cdot (\Theta F \mathbf{V}) = 0 \quad (5)$$

유체 체적분율의 함수  $F$ 는 유체에 의해 완전히 채워진 셀에서는 1의 값을, 빈 셀에서는 0의 값을 가지며, 자유표면을 포함하는 일부가 유체에 의해 채워진 셀에서는 0과 1 사이의 값을 가진다. 유체체적법에 대한 자세한 내용은 Rider와 Kothe<sup>(11)</sup>의 논문에 제시되어있다.

또한 용융액적 표면의 표면장력을 해석하기 위하여 표면장력을 고정격자내의 천이영역에서의 연속적인 체적력으로 변환하여 처리하는 연속표면력(CSF) 방법<sup>(10)</sup>을 도입하였다. 연속표면력법에서 표면장력에 의해 주어지는 체적력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\mathbf{F}_b = \sigma \boldsymbol{\kappa} \nabla F \quad (6)$$

본 연구에서는 계산상의 편의를 위하여 액적과 모재 혹은 응고된 액적과의 접촉각은 90° 로 가정하였다.

### 2.2 응고해석

본 연구에서는 상변화면의 위치 계산과 잠열처리를 위하여 Swaminathan과 Voller<sup>(9)</sup>가 제안한 생성향 처리 엔탈피법을 적용하였다.

밀도와 비열이 온도에 관계없이 각 상에서 일정하고 고상의 속도가 0인 주상형 수치구조 (columnar dendrite)인 경우, 에너지 방정식을 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho c T) + \nabla \cdot (\rho c \mathbf{V}T) \\ = \nabla \cdot (k \nabla T) - \rho \Delta H \frac{\partial g}{\partial t} \end{aligned} \quad (7)$$

식 (7)의 우변 두번째항을 응고 잠열에 의한 생성향으로 처리하여 제어체적에 대하여 적분하면, 다음과 같은 차분식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} a_p T_p^{m+1} = a_p^n T_p^n + \sum_{nb} a_{nb} T_{nb}^{m+1} \\ + \rho \Delta H [g_p^n - g_p^{m+1}] \end{aligned} \quad (8)$$

여기서  $a_p, a_{nb}$ 는 차분식에 의한 계수를 나타내며, 상첨자  $n$ 은 전 시간단계의 값, 그리고  $m$ 은 반복단계를 표시한다. 식 (8)에서  $g^{m+1}$ 은 Talyor 급수 전개를 이용하여 이전 반복단계의 값으로 다음과 같이 선형화시킬 수 있다.

$$g^{m+1} = g^m + \frac{dg}{dT} [T^{m+1} - T^m] \quad (9)$$

식 (8)에 식 (9)를 대입하면 식 (10)과 같은 에너지 차분 방정식을 얻을 수 있으며, 이 방정식의 해는 예측-수정(predictor-corrector)과정을 이용한 반복계산법으로부터 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \left[ a_p + \rho \Delta H \frac{dg}{dT} \right] T_p^{m+1} = a_p^n T_p^n + \rho \Delta H \frac{dg}{dT} T_p^m \\ + \sum_{nb} a_{nb} T_{nb}^{m+1} + \rho \Delta H (g_p^n - g_p^m) \end{aligned} \quad (10)$$

또한 응고영역에서의 속도감쇠를 모델링하기 위하여 아래와 같은 Darcy 생성항을 식 (2)에 주어진 운동량방정식에서 생성항으로 고려하였다.

$$\mathbf{S} = -\frac{C(1-g)^2}{g^3} \mathbf{V} \quad (11)$$

여기서  $C$ 는 응고중인 금속의 다공도(porosity)에 해당하는 상수를 나타낸다.

### 3. 결과 및 고찰

본 연구에서 사용된 수치해법이 액적의 충돌과 응고현상을 타당하게 예측하는지 검증하기 위하여 수치해석결과를 Pasandideh-Fard 등<sup>(5)</sup>과 Aziz 등<sup>(6)</sup>이 수행한 실험결과와 비교하였다. 본 연구에서는 모재표면 부근에 격자를 밀집시킨 80×77의 비균일 격자계를 사용하였으며, 해석에 사용된 물성치와 초기조건은 Table 1에 나타내었다. 또한 주석의 물성치는 액상과 고상에서 일정하며, 동일하다고 가정하였다. 액적과 모재사이의 일정 접촉 열저항은 실험에서 얻어진 모재표면의 온도 변화와 액적의 최대 스플랫 직경을 수치해석 결과와 비교하여 예측하였다. 초기 온도가 25℃인 평판 모재에 각각  $Re = 1.3 \times 10^4$ 와  $Re = 2.1 \times 10^4$ 의 속도로 액적이 충돌될 때의 계산된 시간에 따른 스플랫 직경비( $\xi = D/D_0$ )를 Fig. 2

(a)와 (b)에 나타내었다. 계산에 사용된 일정 접촉 열저항은  $R_c = 5 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ ,  $R_c = 1 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ ,  $R_c = 5 \times 10^{-7} \text{ m}^2\text{K/W}$ 이다. Fig. 2 (a)와 (b)로부터 접촉 열저항이  $R_c = 5 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ 인 경우가 다른 경우보다 실험에서 측정된 스플렛 직경비를 더 잘 예측함을 볼 수 있다. Fig. 3에는  $Re = 1.3 \times 10^4$ 인 경우의 시간에 따른 모재 중앙에서의 표면 온도 변화를 나타내었다. 표면 온도 변화는 접촉 열저항이  $R_c = 1 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ 인 경우 실험치와 잘 일치함을 볼 수 있다. 이러한 결과는 하나의 일정 접촉 열저항만으로는 스플렛 직경비와 모재표면 온도 변화를 동시에 정확하게 예측할 수 없다는 것을 보여 주며, 실제 접촉 열저항은 시간과 반경방향에 따른 함수형태임을 알 수 있다. 본 연구의 목적은 스플렛 직경비와 액적 스플렛의 형태변화를 보다 정확하게 예측하는 것이므로 이후 계산에서는 접촉 열저항값으로  $R_c = 5 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ 을 사용하였다. Fig. 4에는  $Re = 1.3 \times 10^4$ 인 경우에 주석 액적이 스테인레스 모재 평판에 충돌하여 응고하는 과정을 나타내었다. Fig. 4에서 액적의 검은 부분은 응고가 완료된 부분을 나타낸다. 계산 결과 액적 스플렛

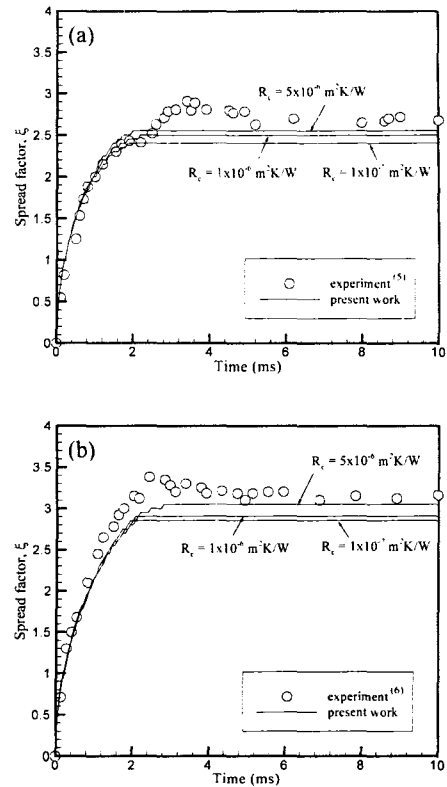


Fig. 2 Variation of the spread factor during impact of tin droplets on a flat stainless steel surface at (a)  $Re = 1.3 \times 10^4$ , (b)  $Re = 2.1 \times 10^4$

Table 1 Material properties and initial condition of the molten tin droplet and stainless steel substrate<sup>(5)</sup>

Tin	
Density ( $\text{kg/m}^3$ )	7000
Kinematic viscosity ( $\text{m}^2/\text{s}$ )	$2.64 \times 10^{-7}$
Surface tension coefficient (N/m)	0.544
Thermal diffusivity ( $\text{m}^2/\text{s}$ )	$1.714 \times 10^{-5}$
Thermal conductivity (W/m·K)	30
Latent heat of fusion (J/kg)	$6.07 \times 10^4$
Melting temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )	232
Impact velocity (m/s)	1.6
Droplet diameter (mm)	2.1
Initial temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )	240
Stainless Steel	
Thermal diffusivity ( $\text{m}^2/\text{s}$ )	$3.95 \times 10^{-6}$
Thermal conductivity (W/m·K)	14.9

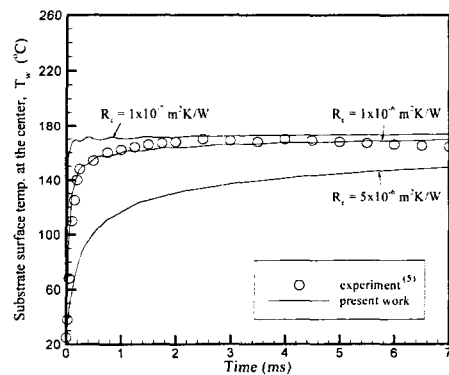


Fig. 3 Evolution of the substrate surface temperature during the impact of a molten tin droplet on a flat stainless steel at  $Re = 1.3 \times 10^4$

의 모서리가 응고되기 이전( $t < 3\text{ms}$ )의 액적의 모양은 실험결과<sup>(5)</sup>와 매우 유사하게 나타났다. 그러나 액적 스플렛의 모서리가 응고된 이후에는 예측된 응고진행이 실험 결과보다 빨리 진행되었다. 이는 실험에서는 3차원 현상인 용융 주석과 공기의 밀도차에 의한 Rayleigh-Taylor instability의 결과로 액적의 가장자리에서 파동형태가 만들어져 유동형태와 응고의 진행속도에 영향을 미치는데 반해서 본 연구에서는 2차원 축대칭 좌표계를 사용하였기 때문에 R-T instability의 영향을 고려할 수 없는 결과로 보인다. 그러나 본 연구에 사용된 수치해석방법으로도 액적의 충돌, 응고 및 평판 모재에서의 반발유동 등의 용사공정의 물리현상을 타당하게 예측하고 있음을 확인 할 수 있다.

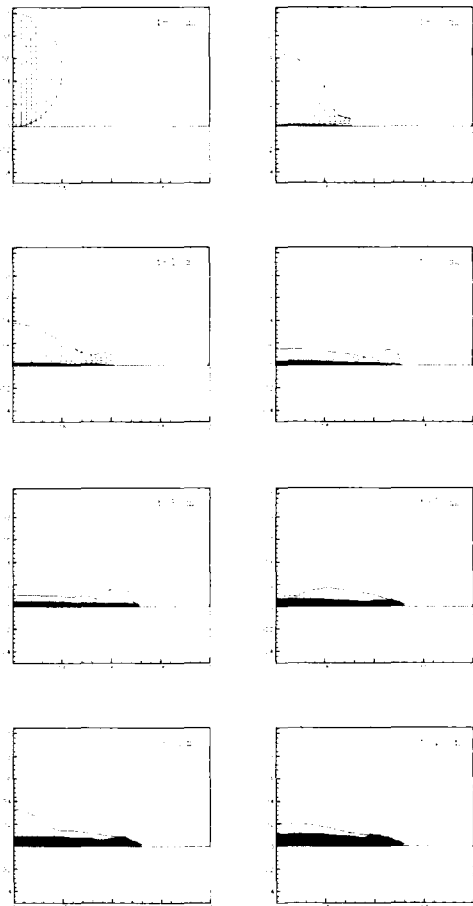


Fig. 4 Splashing and solidification sequence of a liquid tin droplet on the flat stainless steel substrate at  $Re = 1.3 \times 10^4$

본 연구에서는 앞에서 수행한 평판 모재에 대한 수치해석 결과를 바탕으로 하여, 표면결함이 있는 모재에 대한 액적 충돌 및 응고해석을 수행하였다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이 표면결함의 단면 형태는 간단한 축대칭 삼각형이나 사각형의 형상으로 모델링하였다. 또한 표면결함이 모재바깥으로 돌출한 경우와 안쪽으로 패인 경우를 모두 고려하였다. Fig. 6은  $Re = 1.3 \times 10^4$ 이고 결함의 위치와 폭이 일정한 네가지 표면결함에 따른 스플렛의 형상을 나타내었다. 오목 표면결함이 있는 경우에는 결함에 의한 공동(cavity)이 액적으로 채워지기 이전에 응고층이 형성되기 때문에 공동에 공기가 남아있게 된다. 반면 볼록한 표면결함이 있는 경우에는 액적 스플렛 반경이 작고 두께가 두꺼운 응고형태를 보이게 되며, 특히 Fig. 6(c)에서 보듯이 사각형 볼록 결함인 경

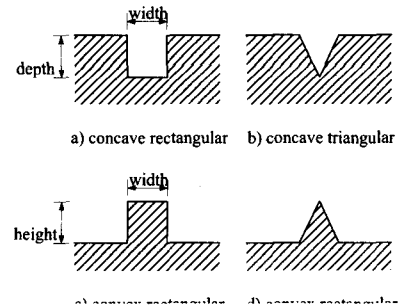


Fig. 5 Geometries of the various surface defects

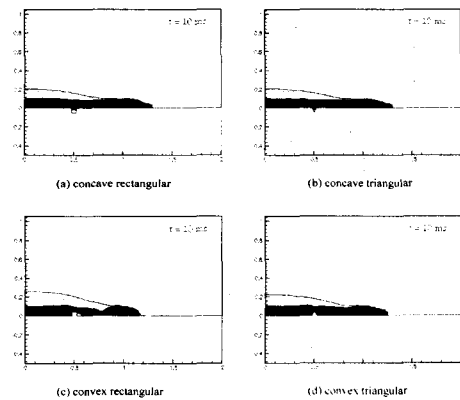


Fig. 6 Shape of the splat for various surface defects with width of  $0.05 D_0$  at  $Re = 1.3 \times 10^4$

우에는 기포가 결함 뒷쪽에 만들어지며, 응고층의 두께도 매우 불균일함을 볼 수 있다. Fig. 7 (a)와 (b)에는 각각  $Re = 1.3 \times 10^4$ 와  $Re = 2.1 \times 10^4$ 에서 단일 표면 결함의 위치에 따른 최대 스플렛 직경비를 나타내었다. 이때 표면결함의 폭과 깊이/높이는 유동의 형태를 크게 변화시키지 않을 정도의 크기인  $0.05 D_0$ 로 선택하였으며, 오목한 결함형태에서의 결함의 깊이와 볼록한 결함형태에서의 결함의 높이는 각각 결함의 폭과 동일하다고 가정하였다. 오목한 결함이 있는 모재에서의 최대 스플렛 직경비는 결함이 액적 충돌지점에 가까이 위치하는 경우에는 거의 변화가 없었으며,  $Re = 1.3 \times 10^4$ 인 경우에 결함의 반경이  $0.75 D_0$ ,  $Re = 2.1 \times 10^4$ 인 경우에는 결함의 반경

이  $1.0 D_0$ 보다 큰 경우에 약간 줄었다. 또한 오목한 결함의 경우 결함의 형태는 직경비에 거의 영향을 미치지 않음을 알 수 있었다.

그러나 볼록한 결함이 있는 경우 액적 충돌지점과 표면결함과의 거리가 증가함에 따라 스플렛 직경비가 급속하게 감소하였다. 이 경우에는 표면결함의 위치가 동일하더라도 결함의 형태에 따라 스플렛 직경비가 변함을 볼 수 있었다. 한편 Fig. 7(a)에서 보듯이 낮은  $Re$  수에서 충돌위치가 가까이 존재하는 볼록한 결함은 반대로 스플렛 직경비를 증가시키는 것을 볼 수 있었다. 일반적으로 스플렛 직경비는  $Re$  수가 증가함에 따라 증가하지만 볼록한 표면결함이  $0.75 D_0$ 에 위치하는 경우에는 반대로 작은  $Re$  수에서 더 큰 최대 스플렛 직경비를 나타내었다.

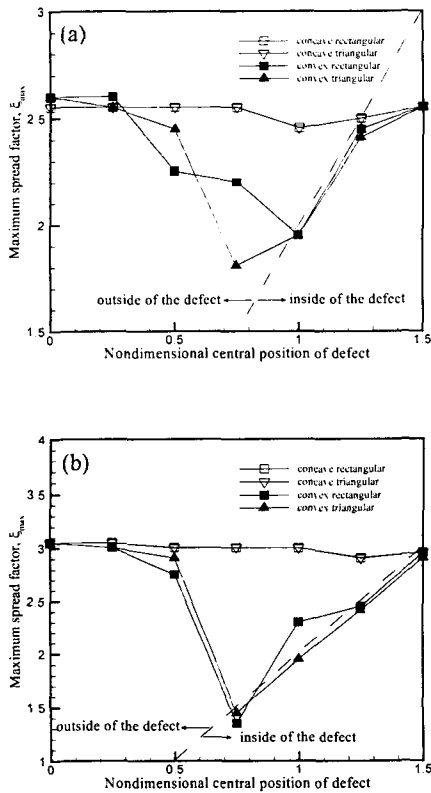


Fig. 7 Maximum spread factor for a tin droplet impacting on the stainless steel substrate having one defect with width of  $0.05 D_0$  at (a)  $Re = 1.3 \times 10^4$ , (b)  $Re = 2.1 \times 10^4$

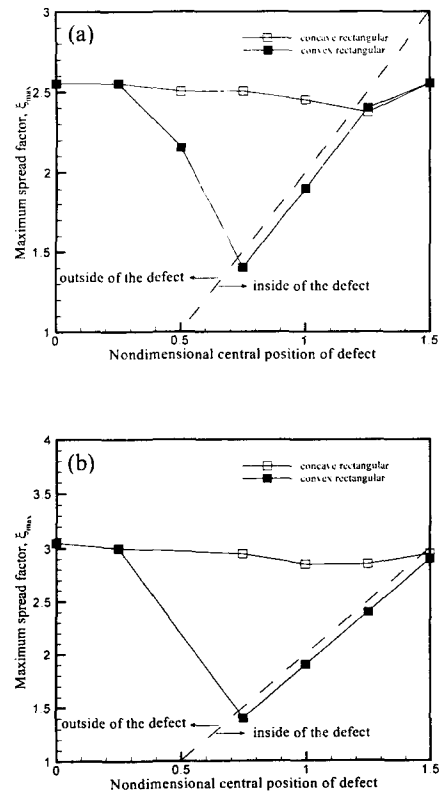


Fig. 8 Maximum spread factor for a tin droplet impacting on the stainless steel substrate having one defect with width of  $0.1 D_0$  at (a)  $Re = 1.3 \times 10^4$ , (b)  $Re = 2.1 \times 10^4$

이러한 결과로부터 오목한 표면결함은 액적의 속도를 줄이는 감속효과만을 나타내지만 불룩한 표면결함은 액적이 충돌하는 장애물로 작용함으로써 액적의 속도만이 아니라 유동방향까지 크게 바꿈을 알 수 있다. 따라서 불룩한 표면결함이 모재에 존재하는 경우 스플렛 직경비의 일반적인 경향을 예측하는 것이 매우 어렵다. 또한 불룩한 표면결함의 위치가 초기 액적 직경,  $D_0$  보다 큰 경우에는 결함의 형상에 상관없이 스플렛이 표면결함을 넘어 바깥쪽으로 퍼지지 못함을 알 수 있다. Fig. 8은 결함의 폭이  $0.1 D_0$ 인 경우의 최대 스플렛 직경비를 나타내었다. 이 때 스플렛 직경비는 결함폭이  $0.05 D_0$ 인 경우보다 작게 나타나지만, 결함이 충돌위치에 매우 가까운 경우의

스플렛 직경비는 거의 동일하였다.

모재에 여러 개의 결함이 존재하는 경우, 스플렛 직경비와 표면결함의 수와의 관계를 조사하기 위하여 일정한 피치를 가진 오목한 표면결함이 있는 모재에 대하여 수치해석을 수행하였다. 표면결함의 피치는 이웃한 두 개의 결함간의 거리로 정의되며, 결함은 반경방향을 따라서 주기적으로 위치되어있다고 가정하였다. Fig. 9는 피치의 크기에 따른 최대 스플렛직경을 나타내었다. 피치가 줄어들에 따라 액적은 보다 많은 결함 위를 흘러가야하고 각각의 결함은 액적의 속도를 감소시킨다. 따라서 일반적으로 결함의 피치가 감소함에 따라 최대 스플렛 직경비는 줄어들게 된다. 그러나 Fig. 9(a)에서 보듯이  $Re = 1.3 \times 10^4$ 인 경우 피치가  $0.25 D_0$ 인 경우의 스플렛 직경비가  $0.3 D_0$ 인 경우보다 크게 나타났다. 피치가  $0.25 D_0$ 인 경우에는 최대 직경이 여섯 번째 결함 근처에서 나타나지만,  $0.3 D_0$ 인 경우에는 다섯 번째 결함 근처에서 최대 직경을 나타낸다. 이것은 여러개의 오목 표면결함에서의 최대 스플렛 직경비가 결함의 개수는 물론 각각의 결함과 충돌위치 사이의 거리에 영향을 받기 때문인 것으로 보인다. 이는 Fig. 7과 8에서 보듯이 충돌 지점에 근접한 결함에 의한 속도감소가 충돌지점과 멀리 떨어진 결함에서의 속도감소에 비해 매우 작기 때문에 충돌지점과 결함까지의 거리가 상대적으로 더 큰  $0.3 D_0$  피치인 경우의 속도감소가  $0.25 D_0$  피치인 경우보다 더 크게 나타나게 된다. 그러나  $Re$ 수가 크거나 결함의 개수가 작은

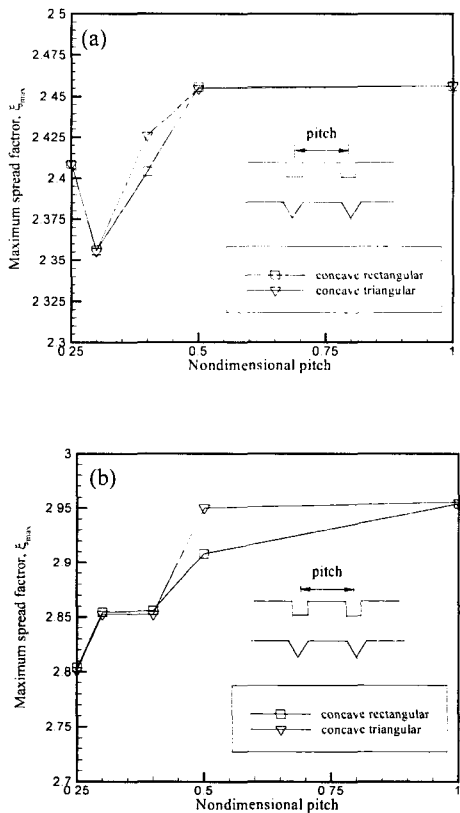


Fig. 9 Maximum spread factor for a tin droplet impacting on the stainless steel substrate with various defect pitch at (a)  $Re = 1.3 \times 10^4$ , (b)  $Re = 2.1 \times 10^4$

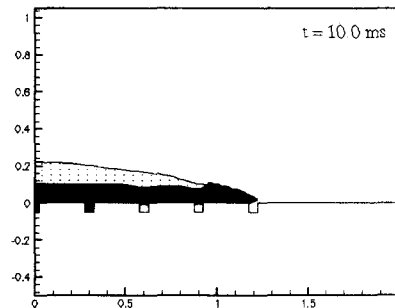


Fig. 10 Shape of the splat for the surface defects with a pitch of  $0.3 D_0$  at  $Re = 1.3 \times 10^4$

경우에는 이런 스플렛 직경비가 역전되는 현상이 나타나지 않았다. Fig. 10은 결합의 피치가 0.25  $D_0$ 인 경우의 모재에 충돌한 액적의 응고형태를 나타내었다. 충돌지점에 가까운 공동은 액적으로 채워지는 반면, 충돌지점과 떨어진 공동은 Fig. 6(a)와 마찬가지로 완전히 채워지지 않았다. 따라서 공동내에 기포가 만들어지며 이는 코팅물질의 불완전한 부착을 나타낸다. 그리고 이때 생긴 기포 위쪽의 응고층의 두께는 다른 곳보다 얇게 나타나는 것을 볼 수 있다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 용사과정에서 단일 용융 액적이 표면결합이 존재하는 모재에 충돌하여 응고되면서 모재 표면에 피복되는 과정을 수치적으로 해석하였다. 액적과 모재사이의 접촉열저항값은 매끈한 평판에 대하여 계산된 스플렛 직경비와 실험값을 비교하여 결정하였다. 그러나 하나의 일정 접촉 열저항만으로는 스플렛 직경비와 모재표면 온도 변화를 동시에 정확하게 예측할 수 없음을 알 수 있었다. 또한 표면결합이 존재하는 모재에 대한 용사공정을 해석하기 위하여 다양한 표면결합의 형태, 위치 및 크기와 개수에 따른 최대 스플렛 직경비의 변화를 조사하였다. 해석 결과 표면결합은 액적의 퍼짐을 방해하여 균일한 코팅물질의 부착을 어렵게 하였다. 최대 스플렛 직경은 오목한 형태의 표면결합이 있는 경우보다 볼록한 형태일 때 많이 감소함을 알 수 있었다. 또한 결합의 크기가 증가하거나 결합의 개수가 증가함에 따라 최대 스플렛 직경은 감소하였다. 다수의 오목 표면결합이 존재하는 경우, 특히 Re 수가 작은 경우에 결합의 개수는 물론 각 결합과 충돌위치와의 거리도 최대 스플렛 직경비에 영향을 미치는 중요한 요소로 나타났다. 그리고 다수의 오목 표면결합이 존재하는 경우에는 바깥쪽의 공동에서 기포가 쉽게 만들어짐을 알 수 있었다.

#### 참고문헌

- (1) Poulikakos, D. and Waldvogel, J. M., 1996, "Heat Transfer and Fluid Dynamics in the Process of Spray Deposition," *Advances in Heat Transfer*, Vol. 28, pp. 1~74.
- (2) Zhang, H., 1999, "Theoretical Analysis of Spreading and Deposition", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.42, pp. 2499~2508.
- (3) Trapaga, G., Matthys, E. F., Valencia, J. J., and Szekely, J., 1992, "Fluid Flow, Heat Transfer, and Solidification of Molten Metal Droplets Impinging on Substrate: Comparison of Numerical and Experimental Results," *Metall. Trans. B*, Vol. 23B, pp. 701~718.
- (4) Delplanque, J. P., Lavernia, E. J., and Rangel, R. H., 1996, "Multidirectional Solidification Model for the Description of Micropore Formation in Spray Deposition Processes," *Num. Heat Transfer* Vol. 30A, pp.1~18.
- (5) Pasandideh-Fard, M., Bhola, R., chandra, and S., Mostaghimi, J., 1998, "Deposition of Tin Droplets on a steel plate: Simulations and Experiments," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 41, pp. 2929~2945.
- (6) Aziz, S. D. and Chandra, S., 2000, "Impact, Recoil and Splashing of Molten Metal Droplets," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 43, pp. 2841~2857.
- (7) Tong, A. Y. and Holt, B. R., 1997, "Numerical Study on the Solidification of Liquid Metal Droplets Impacting onto a Substrate," *Num. Heat Transfer*, Vol. 31A, pp. 797~817.
- (8) Kothe, D. C., and Mjolsness R. C., 1992, "RIPPLE: A Computer Program for Incompressible Flows with Free Surfaces," *AIAA Journal*, Vol. 30, pp. 2694~2700.
- (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) Brackbill, J. U., Kothe, D. B. and Zemach, C., 1992, "A Continuum Method for Modeling Surface Tension," *J. Comput. Phys.*, Vol. 100, pp. 335~354.
- (11) Rider, W. J. and Kothe, D. B., 1998, "Reconstructing Volume Tracking," *J. Comput. Phys.*, Vol. 141, pp. 112~152.

(1) Poulikakos, D. and Waldvogel, J. M., 1996, "Heat Transfer and Fluid Dynamics in the Process