

## 비정렬 고정격자계를 이용한 쌍롤 박판주조에서의 유동장 및 열전달 해석

이주명\* · 정재동\*\* · 이준식†

(2001년 2월 13일 접수, 2002년 3월 15일 심사완료)

### Numerical Analysis on Flow and Heat Transfer in Twin-Roll Strip Casting Using an Unstructured Fixed-Grid System

Ju Myoung Lee, Jae Dong Chung and Joon Sik Lee

**Key Words:** Twin-Roll Strip Casting(쌍롤 박판주조), Phase Change(상변화), Unstructured Fixed Grid System(비정렬 고정격자계)

#### Abstract

This paper presents a numerical analysis on the solidification characteristics in twin-roll strip casting. Unstructured fixed-grid system was employed to deal with phase change. Melting of pure gallium was analyzed to confirm the validity of present program in both structured and unstructured grid systems. An algorithm for simultaneous calculation of the temperature in the roll and the molten metal pool was developed. The flow field in the pool and heat transfer features between pool and roll were shown. The effect of process parameters was also studied. Since the geometry of the molten metal pool significantly deforms along the casting direction, unstructured grid system is more efficient. The unstructured grid system gives almost the same accuracy, even though the number of grids is only 60% of the structured one.

#### 기호설명

$a$  : 이산화 방정식의 계수  
 $c_p$  : 비열  
 $C$  : 기공도 상수, 식 (5)  
 $f$  : 질량분율  
 $h$  : 대류열전달계수, 현열 엔탈피  
 $Gr$  : Grashof수  
 $H_0$  : 롤간극의 1/2  
 $\Delta H$  : 잠열 엔탈피  
 $k$  : 열전도율  
 $L$  : 잠열

$q$  : 0으로 나누어짐을 막는 수, 식 (5)  
 $r$  : 롤의 반경방향 벡터  
 $R$  : 롤의 반경  
 $Re$  : Reynolds수  
 $S$  : 생성항  
 $t$  : 시간  
 $T$  : 온도  
 $\Delta T$  : 주입 과열도  
 $u, v$  :  $(x, y)$ 방향의 속도  
 $\vec{U}$  : 속도 벡터  
 $x, y$  : 수평, 수직방향

#### 그리스문자

$\mu$  : 점성계수  
 $\rho$  : 밀도  
 $\omega$  : 냉각롤의 각속도

\* 서울대학교 기계항공공학부  
 \*\* 회원, 서울대학교 기계항공공학부  
 † 책임저자, 회원, 서울대학교 기계항공공학부  
 E-mail : jslee@gong.snu.ac.kr  
 TEL : (02)880-7117 FAX : (02)883-0179

상첨자

- 0 : 이전값
- 하첨자
- air : 대기
- exit : 용탕 출구부분
- inlet : 용탕 주입부분
- l : 액상
- h : 엔탈피
- L : 액상선
- m : 혼합물
- n : n번째 계산단계
- pool : 용탕부
- ref : 기준값
- roll : 냉각롤
- s : 고상
- S : 고상선
- water : 냉각수

1. 서론

쌍롤 박판주조법은 용탕으로부터 판재를 직접 제조하는 정형주조법(Near-net-shape casting)의 하나로, 세계적으로 많은 주목을 받고 있는 기술이다. 목표로 하는 조성의 용강을 용해한 후 적정 과열도에 도달하면, 예열된 턴디쉬(tundish)로부터 노즐을 통해 회전하는 두 냉각롤 사이로 주입한다. 내부 수냉되는 롤의 표면에 용강이 접하게 되면 급격한 열전달에 의해 응고층(solidification shell)이 형성되기 시작한다. 성장한 두 응고층은 롤의 출구 부근에서 결합하면서 롤에 의한 열간 압연이 이루어지게 되고, 두께 2~6 mm 정도의 판재를 직접 제조할 수 있게 된다. (Fig. 1) 이러한 방법은 설비길이의 감소와 함께 설비비 및 제조 원가가 절감되는 효과를 얻을 수 있고, 빠른 냉각속도로 응고되므로 보다 미세한 조직이 형성되어 제품의 기계적 성질에도 큰 향상을 꾀할 수 있다. 하지만 안정적인 조업을 위한 공정인자들, 즉 용탕 온도, 탕면 높이, 용탕 주입법, 롤 간격, 롤 냉각법, 롤 회전속도 간의 관계가 정량적으로 규명되어 있지 않다. 특히 응고완료점의 위치는 판재 성형을 좌우하고 제품의 품질을 결정하는 중요 공정변수이다.

Miyazawa 등<sup>(1)</sup>은 처음으로 열전달과 유동현상

을 1차원으로 해석하여, 공정인자들이 좁은 범위에서 조절되어야 안정적인 조업이 가능함을 밝혔다. Saitoh 등<sup>(2)</sup>은 Sn-Pb 합금의 주조를 2차원으로 해석하여 정확한 재현을 위해서는 대류가 결합된 모델이 필요함을 밝혔으나, 롤의 표면온도를 등온으로 가정하는 한계를 보였다. 이후 Kim 등<sup>(3)</sup>은 롤의 온도분포를 고려한 SUS304 합금의 2차원 해석을 수행하여, 주조변수에 의한 응고완료점의 위치변화와 함께 롤 표면의 온도분포를 예측하였다. 용탕과 롤의 온도분포를 연결 계산한 김용희 등<sup>(4)</sup>은 특히 용강의 난류 거동을 고려하여, 주조변수에 의한 영향을 살펴보았다.

이상의 기존 연구들은 용탕부의 해석에 있어 정렬 격자계를 이용하였기 때문에 출구 부근에서 과밀한 격자가 배치되어, 효율적인 해석이 힘들었다. 본 연구에서는 쌍롤 박판주조에서의 유동장과 온도장, 응고 현상을 살펴보기 위해 비정렬 격자계를 통한 해석을 수행하여 보다 효율적인 해석의 가능성을 고찰하였다. 또한 용탕과 롤의 동시해석을 통해 핵심설비인 냉각롤의 다양한 온도분포를 제시하였다. 아울러 다양한 주조변수에 의한 응고 완료점의 위치변화를 살펴보았다.

2. 상변화 모델링

상변화 과정의 수치적 구현에는 해석방법에 따라 크게 이동격자계에 의한 방법과 고정격자계에 의한 방법으로 분류된다. 본 연구에서는 수치적 구현이 용이하고 합금에서의 해석이 가능한 고정격자계 방법<sup>(5)</sup>을 이용하였다.

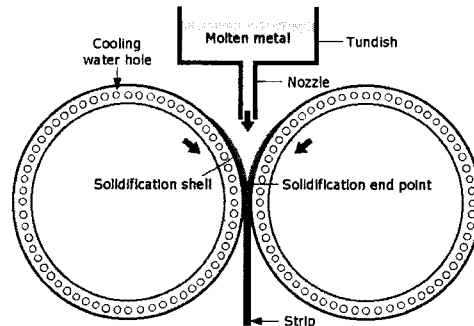


Fig. 1 Schematic representation of the twin-roll strip casting process

### 2.1 엔탈피 방법을 이용한 잠열효과의 구현

확산, 대류가 결합된 상변화 문제에서 잠열 및 온도 조건을 만족시키는 방법으로 엔탈피 식을 사용한다. 총엔탈피 식으로부터 일반적인 에너지 방정식의 생성항을 유도하면 다음과 같다.<sup>(6)</sup>

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} h) = \nabla \cdot \left( \frac{k}{c_p} \nabla h \right) + S_h \quad (1)$$

$$S_h = - \left\{ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \Delta H) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \Delta H) \right\} \quad (2)$$

잠열  $\Delta H$ 는 온도의 함수로써 다음과 같다.

$$\Delta H = \begin{cases} L & (T \geq T_L) \\ L(1 - f_s) & (T_S \leq T < T_L) \\ 0 & (T < T_S) \end{cases} \quad (3)$$

머쉬 영역에서의 액체분율은 거시적 용질의 분배와 미시적 응고모델에 근거하여 결정되어야 하나 쌍률 박판구조에서는 매우 좁은 영역에서 급속응고가 일어나기 때문에 머쉬 영역에서의 고체분율을 온도의 선형 함수라고 가정할 수 있다.<sup>(7)</sup> 따라서, 본 연구에서는

$$f_1(T) = \begin{cases} 1 & (T \geq T_L) \\ \frac{T - T_S}{T_L - T_S} & (T_S \leq T < T_L) \\ 0 & (T < T_S) \end{cases} \quad (4)$$

와 같은 선형적인 관계로 하였다.(단,  $f_s + f_1 = 1$ )

### 2.2 기공도 방법을 이용한 속도억제의 구현

고상의 속도억제는 기공도(porosity)방법<sup>(8)</sup>을 사용하였다. 일반적으로 Carman-Kozency 관계식을 사용하며, 운동량 방정식에서의 생성항을 정리하면 다음과 같다.

$$S_u = -C \frac{(1 - f_1)^2}{f_1^3 + q} u \quad (5)$$

### 2.3 잠열의 갱신

에너지 방정식에서 수렴된 해를 얻기 위해서는 엔탈피 생성항의 특별한 처리가 필요하다. Voller<sup>(8)</sup>에 의해 잠열의 갱신 방법이 제안되었는데, 에너지 방정식의 이산화식으로부터 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$[\Delta H_p]_{n+1} = [\Delta H_p]_n + \frac{a_p}{a_p} \{ [h_p]_n - c \cdot f^{-1}([\Delta H_p]_n) \} \quad (6)$$

여기서  $f$ 는 잠열의 온도에 대한 함수를 나타내는데, 식 (3)과 식 (4)를 통해 결정될 수 있다. 잠열의 값이 0보다 작거나  $L$ 보다 큰 값을 가질 수 있기 때문에 다음과 같은 처리를 하도록 한다.

$$\begin{cases} [\Delta H_p]_{n+1} = 0, & \text{if } [\Delta H_p]_{n+1} < 0 \\ [\Delta H_p]_{n+1} = L, & \text{if } [\Delta H_p]_{n+1} > L \end{cases} \quad (7)$$

### 2.4 이산화 과정

지배방정식은 다시 이산화과정을 거치는데, 과도항에 대해서는 완전 암시도식을 선택하였고 디류 및 확산의 결합은 명시도식을 적용하였다. 비엇갈림 격자계를 사용하여 모든 성분은 체적 중심에서 정의되었고, 운동량 보간법을 통해 체적에서의 질량플럭스를 구하였다. 압력과 속도의 보정은 SIMPLE 알고리즘을 통해 이루어진다.<sup>(9)</sup> 전술한 방법을 기초로 개발된 비직교, 비정렬 검사체적의 계산이 가능한 프로그램<sup>(10,11)</sup>을 기반으로 상변화를 구현하였다. 격자계를 구성하는 전처리 과정은, 복잡한 형상 구현의 효율성을 높이기 위하여 상용코드인 STAR-CD를 이용하여 원하는 형상 정보만을 알맞게 변환하여 사용했다.

## 3. 쌍률 박판구조법의 해석

### 3.1 해석대상 및 경계조건

수직형 쌍률 박판구조기를 대상으로 용탕이 주입되어 출구를 빠져나가기 전까지의 범위를 계산하였으며, 다음과 같은 가정을 도입하였다.

- 1) 온도장과 유동장은 중력 방향에 대하여 좌우 대칭이며 2차원적으로 진행된다.
- 2) 온도 해석에 있어 물의 열변형에 의한 용탕부의 기하학적 변형은 없다.
- 3) 주어진 조건에 대해  $Gr = 6.47 \times 10^5$ ,  $Re = 1.43 \times 10^3$ 로  $Gr / Re^2 = 0.3 < 1$ 이므로, 물에 의한 강제 대류가 지배적이고, 자연 대류에 의한 영향은 고려하지 않는다.

본 연구에서 사용한 쌍률 박판 구조기의 개요는 Fig. 2와 같다. 좌우대칭인 현상을 고려하여 전체 용탕의 1/2지역만을 계산하였다. 물의 형상

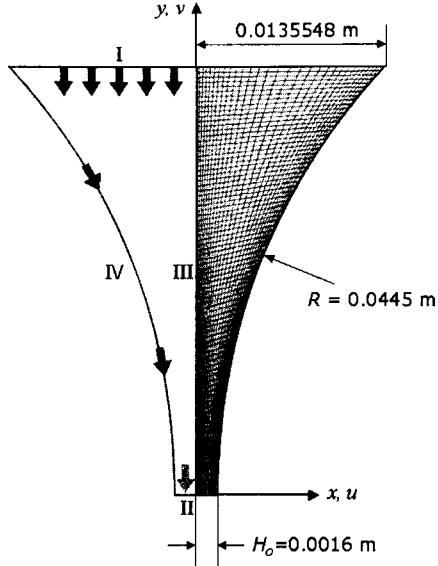


Fig. 2 Schematic diagram and boundary conditions of the twin-roll strip casting

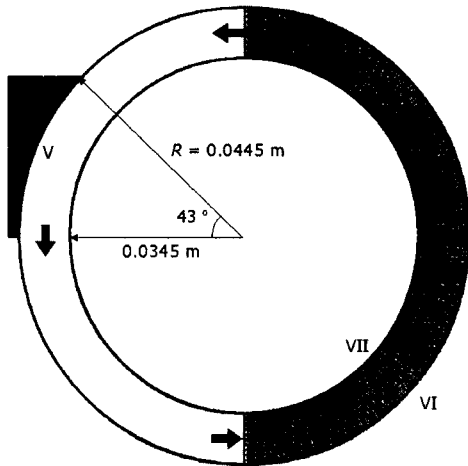


Fig. 3 Schematic diagram and boundary conditions of the cooling roll

은 기존연구<sup>(12)</sup>를 참조하여 결정하였는데, Fig. 3에서 확인할 수 있듯이 롤의 표면에서부터 냉각홀의 중심선까지를 대상으로 해석하였다. 롤 내부의 복잡한 형상을 유한체적법으로 구현하기 적합하도록, 냉각홀의 형상을 슬릿 형태로 간략화하였다. 롤의 회전은 각속도를 통해 계산된 속도 분포를 지정함으로써 구현하였다. 대상 금속으로 SUS304 스테인리스강을 사용하였으며, 롤의 재질

Table 1 Thermophysical properties of stainless steel (SUS304)

$\rho$	7,400 [kg/m <sup>3</sup> ]
$c_l$	670 [J/kg·K]
$c_s$	644 [J/kg·K]
$k_l$	20.0 [W/m·K]
$k_s$	29.3 [W/m·K]
$\mu$	$5.6 \times 10^{-3}$ [kg/m·s]
$L$	272,200 [J/kg]
$T_L$	1,460 [°C]
$T_S$	1,400 [°C]

Table 2 Thermophysical properties of cooling roll (SKD61)

$\rho$	7,850 [kg/m <sup>3</sup> ]
$c$	619 [J/kg·K]
$k$	24.6 [W/m·K]

은 SKD 61이다. 이에 대한 자세한 물성치는 Table 1과 Table 2에 정리하였다.<sup>(4,12)</sup>

계산에 사용한 경계조건은 다음과 같다.

(1) 입구 영역 : I

용강 주입부의 속도는 롤 각속도에 의해 정해지는 출구속도에 근거하여, 같은 유량이 주입되도록 결정하였다.

$$u = 0, v = v_{inlet}, T = T_L + \Delta T \quad (8)$$

(2) 출구 영역 : II

출구에서 주편이 빠져나가는 속도는 주어진 입구속도로부터 유량수지를 만족하도록 조절된다. 출구를 통한 주조방향으로의 열전달량은 롤표면에 비해 무시할 정도로 작기 때문에, 온도조건은 Neumann조건으로 설정한다.

$$\sum(\rho \vec{U} \cdot \vec{A})_{exit} = \sum(\rho \vec{U} \cdot \vec{A})_{inlet}, \frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (9)$$

(3) 대칭경계면 : III

$$u = 0, \frac{\partial v}{\partial x} = 0, \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (10)$$

(4) 롤과의 접촉면 : IV

롤의 표면에서 용융금속과 롤은 미끄러짐이 없

다고 가정하여 벽법칙을 적용하였다. 물과의 열전달 현상은 표면 상태의 불균일성과 가스막의 형성 등으로 인해 완전 접촉을 하지 않을 것을 고려해서 일반적으로 대류경계로 나타낸다. 주조 변수로부터 열전달 계수를 정량적으로 구할 수 있는 방법은 알려져 있지 않고, 다만 응고셀의 고체분율, 물재질 및 압하력에 따라 변하는 것으로 보여진다. 본 연구에서는 열전달 계수  $h$ 를 편의상 일정한 값으로 하고,  $T_{roll}$ 은 해당 지점의 물 표면온도를 대입하도록 한다.

$$u = -y \cdot \omega, \quad v = -(H_0 + R - x) \cdot \omega$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{roll}) \quad (11)$$

(5) 용탕과의 접촉면 : V

열전달 계수  $h$ 는 용탕에서와 동일한 값을 사용하였고,  $T_{pool}$ 은 용탕의 표면온도를 대입하였다.

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_{pool}) \quad (12)$$

(6) 대기 방열 : VI

용탕과 접하지 않는 물의 표면에서는 대기로의 열방출이 일어난다. 다음과 같은 대류경계가 주어졌고, 공기에 의한 대류 열전달계수  $h_{air} = 16.7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 이고,  $T_{air}$ 는  $30^\circ\text{C}$ 이다.

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{air}(T - T_{air}) \quad (13)$$

(7) 냉각수 접촉면 : VII

물 내부의 순환되는 냉각수는 내부면을 균일하게 냉각시키는 것으로 가정하여 열전달 계수가

일정한 것으로 하였다. 열전달계수  $h_{water}$ 는 냉각수량에 따라 결정되는데, 본 연구에서는  $h_{water} = 5,025 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 로 하였고,  $T_{water}$ 는  $30^\circ\text{C}$ 이다.<sup>(4)</sup>

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{water}(T - T_{water}) \quad (14)$$

3.2 수치해석 과정

상변화의 구현은 전술한 엔탈피-기공도 방법을 사용하였다. 물과의 연결 해석을 위하여 계산 반복단계마다 용탕의 유동장과 온도장을 먼저 해석하고, 용탕과 물 접촉면의 온도를 경계조건으로 이용하여 물의 온도장을 계산하였다. 이러한 과정으로 용탕과 물에 대한 비정상 해석을 수행하였는데, 시간 간격은 계산 초기의 수렴 여부를 고려하여 0.01초로 하였다. 초기조건으로는 용탕의 경우 용탕의 주입온도로 하였고, 물은 냉각수의 온도로 설정하였다 정렬 격자계는 용탕부의

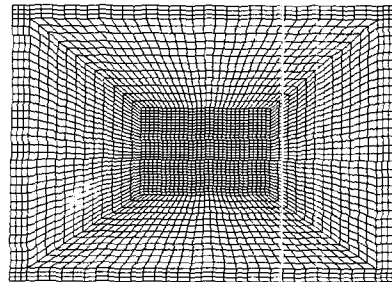


Fig. 5 Unstructured grid system for the melting of pure gallium

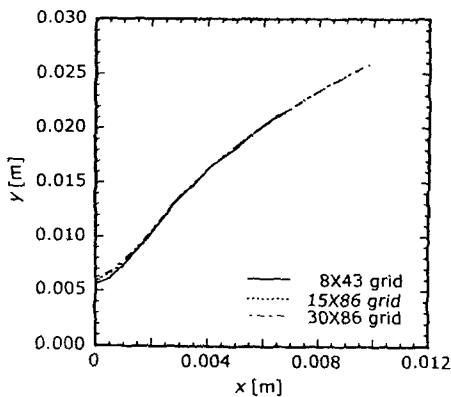


Fig. 4 Grid dependency test for structured grid

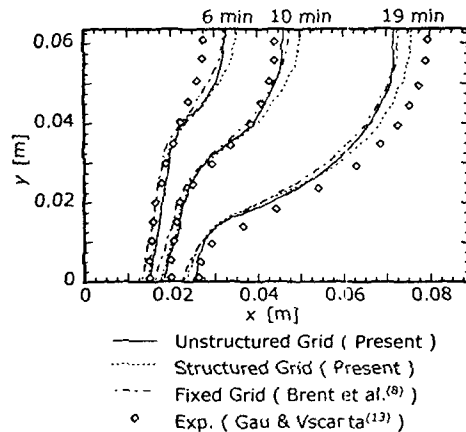


Fig. 6 Comparison of interface positions by unstructured grid with structured grid

경우 30×86으로 롤과 중심선 근처에는 조밀하게 구성하였고, 롤은 720×10으로 균일하게 구성하였다. 해석결과가 격자 정밀도에 의해 영향을 받지 않음을 격자 시험을 통해 확인할 수 있었으며, Fig. 4에 제시하였다.

3.3 검증

상변화 구현의 검증을 위하여, 순수 갈륨의 용융 과정을 계산하였다. 격자계는 검증의 정확성을 위하여 비교대상이 되는 Brent 등<sup>(8)</sup>의 것과 같은 42×32 개로 이루어져 있으며, 비정렬 격자계는 정렬격자계와 동일한 정도의 격자 정밀도로 분할하였다. Fig. 5는 사용된 비정렬 격자계를 보여주고 있다.

시간에 따른 상경계면의 위치를 가용한 실험결과, 수치 결과와 함께 비교하였다(Fig. 6). 실선은 비정렬 격자계를 사용한 결과로 정렬 격자계와 비교해 전반적으로 타당하나 벽면 근처에서는 차이가 있다. 이는 격자 정밀도를 동일하게 유지하기 위해 벽면 근처에서 격자의 크기가 상대적으로 커지면서 생긴 오차로 보인다. 정렬 격자계에서의 결과에 비해 Gau와 Viscanta<sup>(13)</sup>의 실험값에는 근접하지 않지만, 고정격자계 방법을 이용한 다른 연구자의 결과와 비교할 때 큰 차이가 없음

을 알 수 있다.

또한, 쌍롤 박판구조법에서의 직접적인 검증을 위하여 Chang 등<sup>(12)</sup>의 해석 결과와 비교하였다. 머쉬영역이 존재하지 않고 롤의 표면온도를 대기온도로 일정하다고 가정하였을 때, 롤 각속도 0.375 rad/s에 대한 결과를 Fig. 7에서 본 연구의 결과와 비교하였다. 전반적으로 응고층이 두껍게 형성되지만, 근접한 결과를 확인할 수 있다.

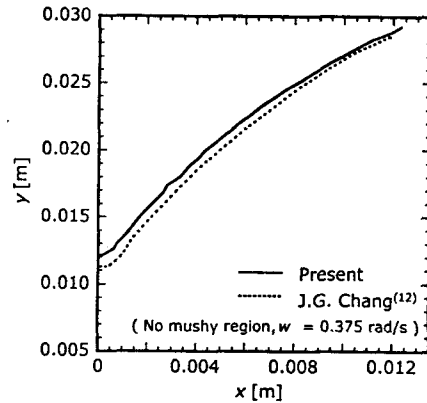


Fig. 7 Comparison of solidification shell thickness with previous work

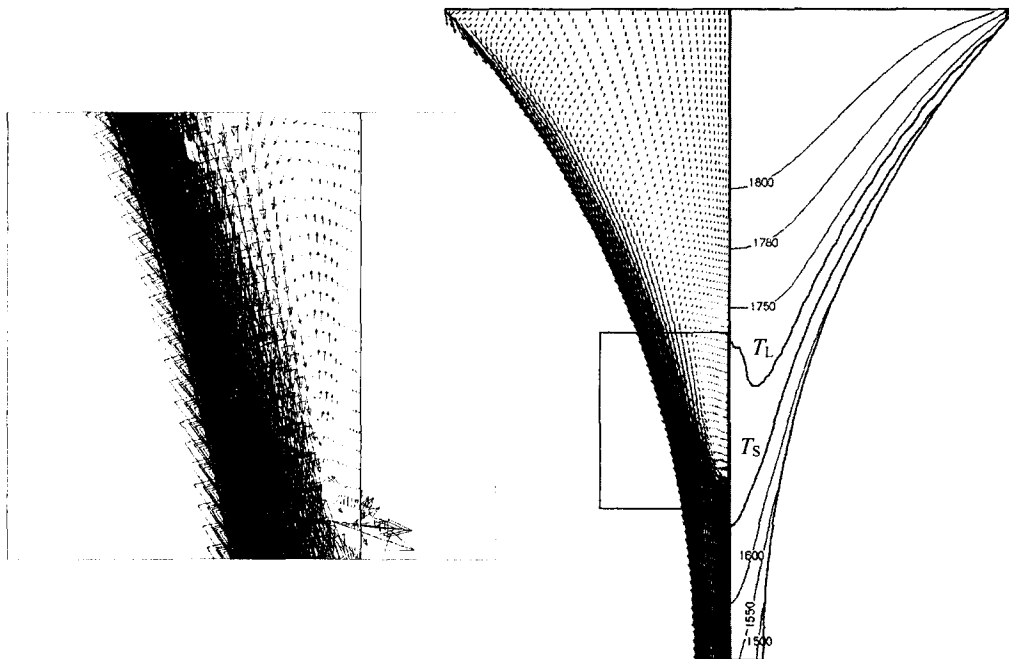


Fig. 8 The flow pattern and temperature distribution in the pool at steady state ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 80^\circ\text{C}$ )

3.4 결과 및 고찰

롤 각속도 0.6 rad/s을 기준으로 주입 과열도가 80°C, 용탕과 롤의 열전달 계수가 6,700 W/m<sup>2</sup>·K 인 경우의 용탕의 유동장 분포를 Fig. 8에 제시하였다. 전반적으로 롤 회전에 의해 원주 방향으로 큰 속도분포를 가짐을 알 수 있다. 롤 표면에서부터 응고된 주편은 롤에 부착된 상태로 회전에 의한 큰 속도 성분을 가지게 되고 출구를 통해 빠져나간다. 응고가 진행되어 양쪽의 응고층이 결합하게 되면, 응고완료점 부근에서 주입방향과 반대로 역류가 발생하게 됨을 확대된 그림을 통해 알 수 있다. 오른쪽의 온도분포를 살펴보면, 액상선과 고상선 사이의 머쉬 영역은 유동의 영향으로 인해 중심선 부근에서 크게 상승된 결과를 보이는데, 응고층의 형성에 대류의 영향이 크게 미치고 있음을 확인할 수 있다. 같은 조건에서 정상 상태에 이른 롤의 온도분포를 Fig. 9에서 볼 수 있다. 용탕과의 접촉면에서는 급격한 열전달에 의해 출구부근에서 온도가 최대값을 가지고, 그 이후에는 완만히 감소한다.

시간에 따른 롤 온도분포의 변화를 살펴보면, Fig. 10에서와 같이 롤의 회전에 따라 계단식의 변화를 보여준다. 이는 롤이 회전한 후 완전히 냉각되기 전에 다시 용탕을 접하면서 온도가 다시 급상승하게 되면서 나타나는 현상이다. 용탕과 접하는 표면에서 가장 심한 온도변화를 보이고, 내부로 갈수록 냉각수의 영향으로 온도가 낮

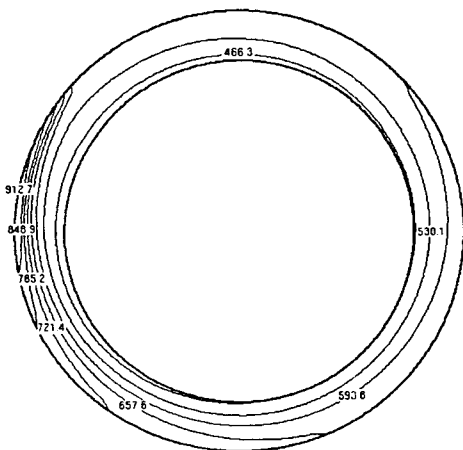


Fig. 9 Temperature distribution of the roll at steady state ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 80^\circ\text{C}$ )

아지고 변화량도 적다. 롤에 고정되어 회전하는 임의의 지점에서의 시간에 따른 온도변화를 Fig. 11에 제시하였다. 용탕과 접촉하는 시간에는 온도가 급격히 상승하고, 대기에 의해 완만히 감소하는 주기적인 변화를 보인다. 약 6회전 이후부터 정상 상태에 도달함을 확인할 수 있다.

여러 가지 구조변수들이 응고층의 형성에 미치는 영향을 알아보기 위하여 기준조건(롤 각속도 = 0.6 rad/s, 주입 과열도 = 80°C, 열전달계수 = 6,700 W/m<sup>2</sup>·K)에 대한 각각의 공정변수를 변화시킨 결과를 비교해보았다. Fig. 12(a)는 롤 각속도(0.4, 0.6, 0.8 rad/s)에 따른 변화를 보여주고 있다. 롤이 빨리 회전할수록 용탕과의 접촉시간이 단축되므로 충분한 냉각이 이루어지지 못하고, 극단적인

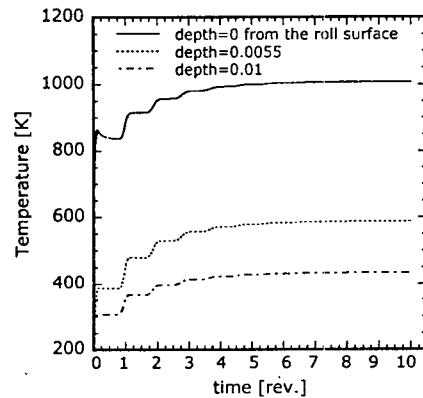


Fig. 10 The timewise variation of the roll temperature at the nip ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 80^\circ\text{C}$ )

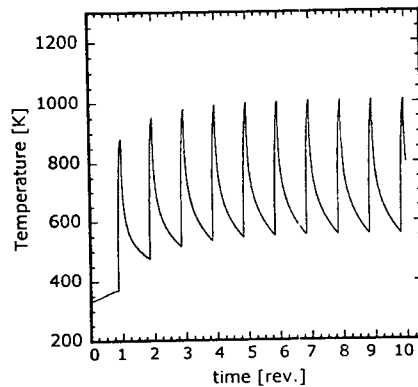


Fig. 11 The timewise variation of the roll temperature at fixed point ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 30^\circ\text{C}$ )

경우에는 응고층이 결합하기도 전에 용탕부를 빠져나간다. Fig. 12(b)는 열전달계수 (6,700, 10,050, 13,400 W/m<sup>2</sup>·K)에 따른 변화를 나타낸 것이다. 열전달계수가 증가할수록 롤과 용탕간의 열전달이 증대되므로 응고완료점이 상승함을 알 수 있다. 실제 공정에서는 노즐에서부터 응고되는 것을 막기 위하여 액상선보다 고온을 유지하여 용탕을 주입하게 되는데, 이 온도차이를 주입 과열도라고 한다. 주입 과열도 (40, 60, 80°C)에 따른 응고층의 변화는 Fig. 12(c)에서 볼 수 있듯이 그다지 큰 차이를 보여주지 못한다.

쌍롤 박판주조법에서 용탕의 형상은 입구와 출구의 형상 변화가 심하기 때문에, 입구 부근의 격자 정밀도를 고려하면 출구 부근의 격자가 과밀하게 구성될 수 밖에 없다. 본 연구에서는 이러한 격자의 과밀을 막고, 보다 적은 개수의 격자로 해석대상을 구성하기 위하여 비정렬 격자계를 이용한 해석을 수행하였다. Fig. 13은 비정렬 격자계를 이용한 격자 구성을 보여주고 있다. 출구 부근의 격자는 적절한 정밀도를 유지하도록 구성하고, 상대적으로 입구 근처에는 큰 격자를 배치하였다. 정렬 격자계에 의한 결과를 참고하여 유동의 역류가 일어나는 응고 완료점 부근과 급속한 열전달이 이루어지는 응고층 부근에 보다 집중된 격자를 구성하였다. 그 결과 정렬 격자계의 경우 전체 격자수가 2,580개임에 반해, 비정렬 격자계로 구성하였을 때는 1,625개로 약 60 %정

도로 격자 개수를 줄일 수 있었다. 고상선의 위치는 매우 잘 일치하나 액상선의 경우에는 역류에 의해 상승되는 경향이 잘 나타나지 않고 있다.(Fig. 14) 응고 완료점의 위치는 다소 낮은 경향은 있으나, 이는 격자 1개 미만의 차이이므로 큰 오차로 여겨지지 않는다. 머쉬 영역의 형상에 있어서 약간의 차이는 보이나, 보다 개선된 격자계를 구성한다면 정렬 격자계와 비교하여 보다 효율적인 해석이 가능할 것으로 보인다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 쌍롤 박판주조에서 롤과 용탕을 연계하여 유동장 및 열전달, 응고 현상을 해석하였다. 이를 위해 비정렬 고정격자계를 이용하여 상변화의 해석이 가능한 해석도구를 개발하였다. 해석의 타당성을 검증하기 위하여, 순수 갈륨의 용융 문제를 정렬, 비정렬 격자계 각 경우에 대하여 각각 해석하여 기존 연구자들의 결과와 비교하였다. 또한, 단순화된(머쉬 영역이 없고, 용탕에 대해서만 해석이 이루어진) 쌍롤 박판주조에 대한 기존 해석결과와 비교하여 양호한 결과를 얻을 수 있었다.

비정상 해석을 통해 롤이 약 6회전 이후 정상 상태에 도달함을 알 수 있었다. 롤 각속도, 용탕과의 열전달계수, 주입 과열도 등 공정 변수에 의한 응고층의 변화를 알아보았다. 롤의 각속도

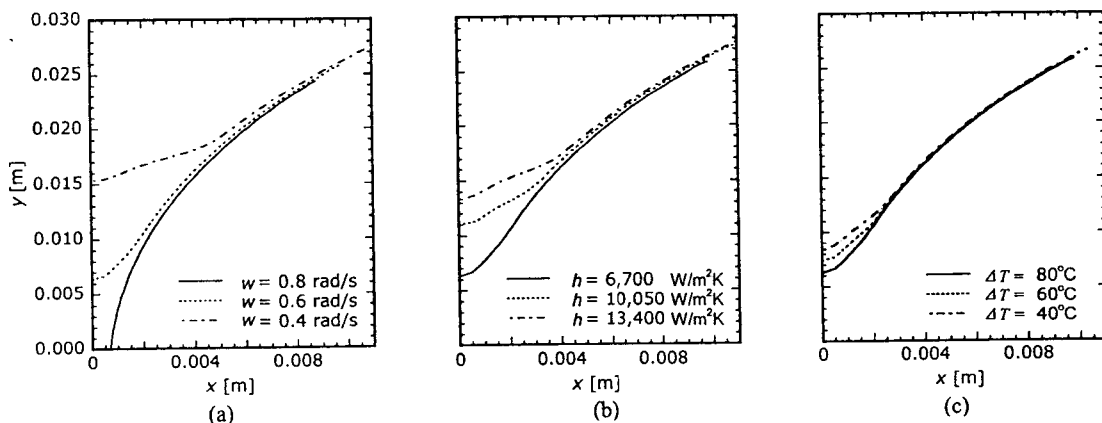


Fig. 12 The effect of process parameters on the solidification shell (a) Roll rotational speed ( $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 80^\circ \text{C}$ ), (b) Heat transfer coefficient ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $\Delta T = 80^\circ \text{C}$ ), and (c) Inlet superheat ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ )



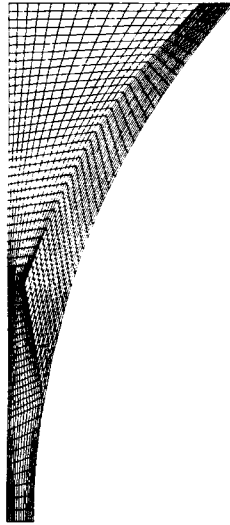


Fig. 13 Unstructured grid system for the twin-roll strip casting

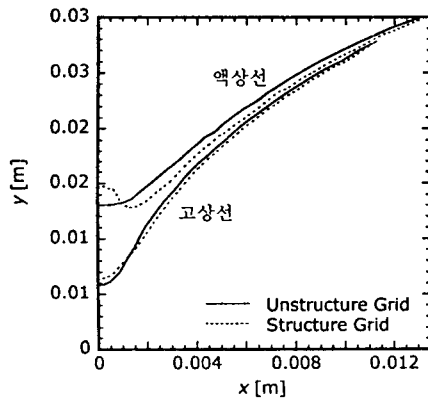


Fig. 14 Comparison of mushy region with structured grid system ( $w = 0.6 \text{ rad/s}$ ,  $h = 6,700 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\Delta T = 80^\circ\text{C}$ )

가 커질수록, 용탕과 롤의 접촉시간이 줄어들어 응고완료점이 크게 낮아지는 경향을 보인다. 열전달계수가 증가할수록 응고완료점은 상승하지만, 주입과열도에 의한 영향은 미비하였다.

쌍롤 박판주조에서는 용탕부의 형상 변화가 심하기 때문에, 비정렬 격자계를 이용하였을 경우에 보다 효율적인 해석이 가능하였다. 정렬 격자계에서와 동일한 정도의 결과를 얻는데, 격자의 개수를 크게 줄임으로써 계산 시간을 단축할 수 있었다.

## 후 기

이 논문은 한국과학기술평가원 국가지정연구실 사업에 의해 지원되었으며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) Miyazawa K. and Szekely J., 1981, "A Mathematical Model of the Splat Cooling Process Using the Twin-Roll Technique," *Metall. Trans.* 12A, pp.1047~1057.
- (2) Saitoh T., Hojo, H., Yaguchi, H. and Kang, C. G., 1989, "Two-Dimensional Model for Twin-Roll Continuous Casting," *Metall. Trans.* 20B, pp. 381~390.
- (3) Kim, Y. D., Kang, C. G. and Ha, M. Y., 1994, "A FEM/FEM Coupled Thermofluid Analysis in Twin-Roll Strip Continuous Casting Process Using Semi-Solid Materials," *Proc. 3rd Int'l Conf. on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites*, pp. 347~356.
- (4) 김용희, 이중의, 최주태, 오규환, 윤종규, 라형용, 1996, "경계밀착좌표계에 의한 쌍롤박판주조법에서의 용탕의 유동 및 열전달 해석," *대한금속학회지* 34권 10호, pp. 1353~1361.
- (5) Viswanath, R. and Jaluria, Y., 1993, "A Comparison of Different Solution Methodologies for Melting and Solidification Problems in Enclosures," *Numerical Heat Transfer, Part B*, Vol. 24, pp. 77~105.
- (6) Voller, V. R. and Prakash, C., 1987, "A Fixed Grid Numerical Modelling Methodology for Convection-Diffusion Mushy Region Phase-Change Problems," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 30, No. 8, pp. 1709~1719.
- (7) Guthrie, R. I. L. and Tavares, R. P., 1998, "Mathematical and Physical Modelling of Steel Flow and Solidification in Twin-Roll/Horizontal Belt Thin-Strip Casting Machines," *Appl. Math. Modelling*, Vol. 22, pp. 851~872.
- (8) Brent, A. D., Voller, V. R. and Reid, K. J., 1988, "Enthalpy-Porosity Technique for Modeling Convection-Diffusion Phase Change: Application to

- the Melting of a Pure Gallium," *Numerical Heat Transfer*, Vol. 13, pp. 297~318.
- (9) Patankar, S. V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publish Corporation.
- (10) 김찬중, 1995, 길잡이 전산유체역학, 문운당.
- (11) 박건중, 2000, 고에너지밀도용접 과정에서의 2차원 열유동에 대한 수치해석적 연구, 공학석사학위논문, 서울대학교.
- (12) Chang, J. G. and Weng, Cheng-I., 1997, "Numerical Modelling of Twin-Roll Casting by the Coupled Fluid Flow and Heat Transfer Model," *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, Vol. 40, pp. 493~509.
- (13) Gau, C. and Viscanta, R., 1986, "Melting and Solidification of a Pure Metal on a Vertical Wall," *J. Heat Transfer*, Vol. 108, pp. 174~181.