

Bloom 용 연속주조 몰드의 열거동 해석

정영진* · 김성훈** · 김영모*** · 강충길****

(2003년 9월 25일 접수)

Thermal Behavior Analysis in Continuous Bloom Casting Mold

Y. J. Jung, S. H. Kim, Y. M. Kim and C. G. Kang

Abstract

Continuous casting machine has been experienced a rapid development to increase productivity with high casting speed and to meet consumer's strict demands for high quality. However, because most of defects and cracks are initially formed in mold and grown into surface cracks during the post process, more specific and clear investigations upon heat transfer mechanism between mold and solidified shell are necessarily needed. In this study heat transfer coefficients which shows the characteristic of heat transfer mechanism are calculated with temperatures measured in bloom mold using optimal algorithm, and thermal analysis are investigated using the calculated heat transfer coefficients. Finally uniformity of solidified shell is investigated for high carbon steel, 0.187%C from thermal analysis.

Key Words : Optimal Algorithm, Thermal Analysis, Mold, Bloom, Continuous Casting

1. 서 론

연주기의 설계 및 제작 기술은 주로 일본, 유럽 등에서 1973년 에너지 파동 이후 활발히 진행되어 왔다. 국내의 경우는 지금까지 연주기를 이용하여 Slab 및 bloom 등을 제조하고 있지만 대부분 하드웨어 기술에 의존하고 있으며, 이에 관한 설계 기술은 극히 취약한 형편이다.

철강 생산설비의 설계에는 많은 노하우가 바탕이 되어야 하는데 이와 같은 노하우는 주로 실험적 연구 및 실제조업에서 측정된 데이터가 바탕이 되어야 한다. 연주공정은 기존의 연속주조법을 그 바탕으로 두고 있으며 연속주조법에 관해서는 이미 많은 연구논문들이 발표되어 있기 때문에 설비를 설계하는 기본 계획 및 방향은 설정할 수 있으나, 실제조업 데이터의 뒷받침 없는 이론적인 해석

만으로는 생산품의 품질 안정 및 수익성 증대를 위한 조업조건 확립을 위한 신뢰성 확보에는 어려울 것으로 생각된다.

수익성 증대를 위해서는 생산량 증대를 위한 고속화가 불가피하며, 고속주조 시 야기될 수 있는 Break out 이나 생산품의 품질 악화, 조업 불안정화 등을 방지하기 위해서는 1, 2차 냉각조건의 적정화가 필수적이다.

따라서 수직형 연주기의 전체 패스라인의 응고 거동현상과 냉각 패턴의 적정화를 평가하기 위해서 본 연구에서는 1차 냉각대인 몰드 내의 응고 거동현상을 수치 모사하였다. 이를 위해 우선 몰드내에 열전대를 삽입시켜 몰드의 부위별 온도를 주조 중에 측정하였으며, 이 온도를 이용하여 몰드와 용탕사이의 열전달 계수를 1차원 응고해석(유한차분법)과 최적화 알고리즘을 사용하여 계산하였으며,

* POSCO 기술연구소 후판연구그룹

** 부산대학교 정밀정형 및 급형가공 연구소(ERC/NSDM)

*** 포항산업과학 연구원(RIST)

**** 부산대학교 기계공학부

이 결과로부터 Bloom의 몰드 내 응고거동현상을 예측하였다.

2. 1 차 냉각대의 전산거동해석

2.1 1 차원 온도해석

연속 주조에 있어서 주편과 몰드 사이의 전열현상은 주편의 표면 결함, 주편 터짐 등과 밀접한 관계가 있는 품질 및 조업상의 중요한 인자이다. 따라서 Bloom의 연속주조시 몰드내에서 발생되어지는 열전달 현상을 정확히 예측하는 것이 아주 중요하다. 몰드내 열전달 현상을 모사하기 위해서 본 연구에서 30톤 수직형 연주기 몰드내에 직접 열전대를 꽂아 온도를 측정하였으며, 최적화 알고리즘을 사용하여 측정 온도로부터 Bloom과 몰드 사이의 대류 열전달 계수(h_a)를 구하였다. Fig.1은 수직형 Bloom 연속주조기의 몰드의 형상을 나타낸 것이다.

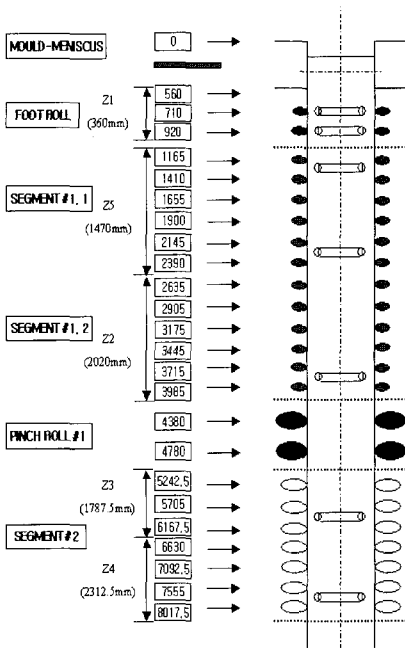


Fig. 1 Schematic illustration of vertical type continuous casting machine

몰드내의 1차원 전열해석을 위해서 유한차분법(FDM)을 이용하였다. Fig.2는 1차원 정상상태 온도 해석을 위한 개략적인 mesh 분할을 나타내었다.

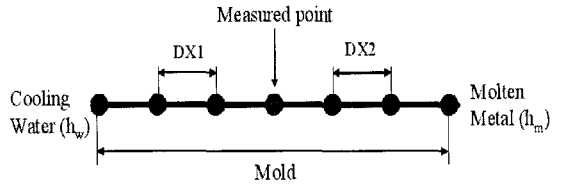


Fig. 2 Schematic illustration of mesh and position of temperature measured by thermo-couples for 1D FDM analysis

계산을 위한 물성치와 경계 조건은 각각 Table 1, 2에 나타내었다.

Table 1 Material properties of copper mold

Material property	Unit	Value
Heat capacity	J/kgK	400
Density	Kg/m ³	8920
Thermal conductivity	W/mK	390

Table 2 Boundary condition for heat transfer analysis

Conditions	0.187% C
1. Casting velocity (m/min)	0.5
2. Mold length from meniscus (mm)	560
3. Bloom width (mm)	410
4. Bloom thickness (mm)	250
5. Initial temperature of molten steel (°C)	1584
6. Heat transfer coefficient of mold/water interface (W/m ² K)	22500 ⁽¹⁾
7. Cooling water temperature (°C)	20

2.2 대류 열전달 계수 계산

Bloom과 몰드 사이의 대류 열전달 계수(h_m , W/m²K)를 구하기 위해서 다음과 같이 가정하였다.
 (1) 몰드의 열물성치는 온도에 상관없이 일정하다.
 (2) 용탕의 온도는 용탕의 초기 온도로 가정하였다.
 (3) 몰드내에서의 열전달은 용탕과 냉각수와의 온도차로 인하여 주조방향보다는 두께 방향의 열전달이 우세하다. 따라서 두께 방향의 열전달만을 고려하여 1차원으로 계산하였다.

이상의 가정을 바탕으로 최적화 알고리즘을 사용하여 대류 열전달 계수(h_m)를 구하기 위해서 열전대를 사용하여 몰드의 온도(T_m)를 측정하였으며,

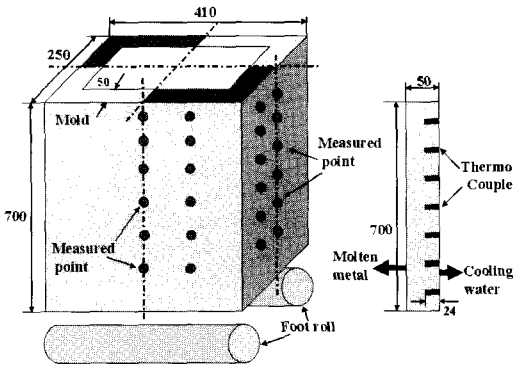


Fig. 3 Schematic illustration for measuring temperatures of the mold with thermo-couples

측정을 위한 위치는 Fig. 3에 나타내었다. 이렇게 측정 되어진 데이터와 1차원 유한차분법으로 계산되어진 온도와의 차의 제곱항을 최적화 알고리즘의 목적함수로 표현하였다. 본 연구에서 설정한 목적함수 F는 다음과 같다.

$$F = (\text{몰드의 측정 온도}(T_{mi}) - 1 \text{ 차원 FDM 온도 해석})^2 \quad (1)$$

이 목적함수를 최소화하기 위해서 D.F.P 법(Davidon-Fletcher-Powell Method)을 사용하였다.

대류 열전달 계수, h_m ,을 최적화 알고리즘으로 계산하기 위한 흐름도는 Fig.4에 나타내었으며 자세한 내용은 다음과 같은 과정을 밟아 수치계산을 수행하였다.⁽²⁻⁴⁾

- (1) 초기점($x_0=h_{m0}$)에서 gradients g_k 를 구한다.
 - 목적함수가 설계 변수에 대하여 미분이 불가능한 형태이므로 다음과 같은 근사해 법을 적용하여 gradients를 계산한다.

$$[\nabla F]^T = \left[\frac{\partial F}{\partial X_k} \right] \cong \left[\frac{\Delta F}{\Delta X_k} \right]$$

- (2) 초기 Hessian(H) 행렬을 단위 행렬 (I)로 만든다
- (3) Hessian 행렬과 gradients 값에 의해 최소화 방향 $d_k = -H_k \cdot g_k$ 를 계산한다.
- (4) (3)에서 구한 최소화 방향으로 3 점을 구한 다음 Quadratic fit 공식을 이용해 최소화점을 구한다.
- (5) 새로운 값(x_{k+1})에서 g_{k+1} 를 계산한다.
- (6) 원래의 목적 함수가 수렴 한계(ϵ)내에 들어왔는지를 체크 한다. 한계 이내에 값이 있으면 계산 종료

- (7) 목적함수가 수렴하지 않을 경우 새로운 값 (x_{k+1})과 gradients에 따른 Hessian 행렬 H_{k+1} 를 구한 다음 (3)번으로 가서 수행 반복한다.

$$H_{k+1} = \left(H_k - \frac{H_k q_k q_k^T H_k}{q_k^T H_k q_k} \right) \cdot \frac{P_k^T q_k}{q_k^T H_k q_k} + \frac{P_k P_k^T}{P_k^T q_k}$$

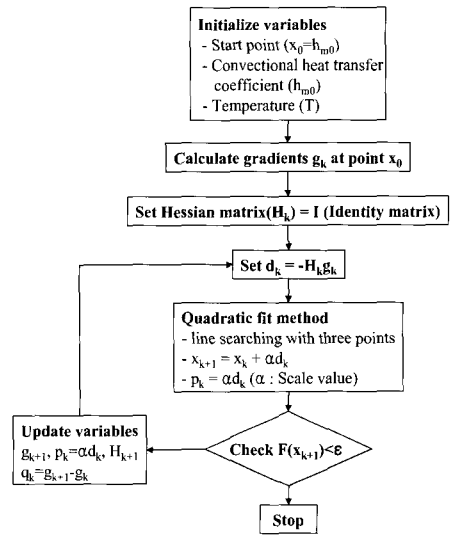


Fig. 4 Flow chart for optimal algorithm to derive convective heat transfer coefficient (h_m)

Fig. 5는 몰드와 용탕 사이의 대류 열전달 계수 (h_m)를 구하기 위해서 몰드의 온도를 측정할 열전대 위치를 나타낸 것이다. 각 열전대는 총 24개를 각 몰드의 장변(12개)과 단변(12개)에 설치하였으며 열전대의 좌표와 탄소강의 측정 온도값을 Table 3에 상세히 나타내었다.

Fig. 6은 기존 문헌에서 연구되어진 주속에 따른 몰드 위치 별 열유속 량을 나타낸 것이다. 주속이 고속일 경우는 상부에서 대부분의 열량이 몰드로 흡수되어지고 몰드 하부로 내려갈수록 열유속 량이 급속히 감소하는 것을 알 수 있다. 그러나 주속이 저속일 경우, 분포 형상은 고속과 비슷하지만 몰드 전반에 흡수되어지는 열유속량이 전반적으로 고르게 되고, 고속의 열유속 형태와는 달리 몰드 하부에서 열 유속량이 급격하게 증가하는 것을 알 수 있다. 본 연구에서는 주속이 0.5m/min로 저속인 경우에 대해서 몰드의 온도를 측정하였다. 본 연구에서 계산한 결과(Fig. 7)와 Fig. 6의 기존 문헌의 저속 데이터와 비교하면 비슷한 양상을 띄는 것을 알 수 있다.

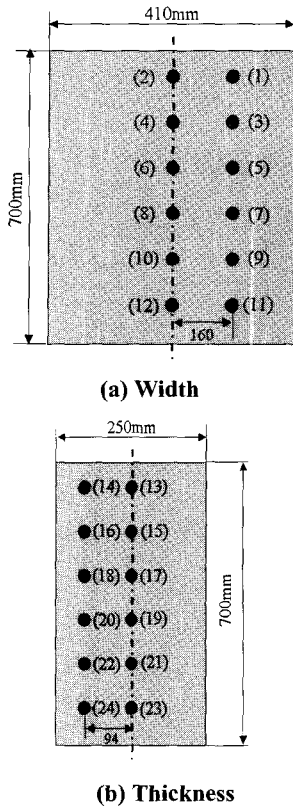


Fig. 5 Positions of thermo-couples in the mold along width and thickness direction

Table 3 Positions of thermo-couple, measured the temperature and convective heat transfer coefficients of mold

Mold width		Mold thickness	
Center (0 mm from center)	Side(160mm From center)	Center(0mm from center)	Side(94mm from center)
T/C 2 (40mm from top mold) 64.1℃, ×	T/C 1 (") 63.5℃, ×	T/C 13 (") 64.6℃, ×	T/C 14 (") 63.7℃, ×
T/C 4 (178mm from top mold) 136℃, 1313W/m ² K	T/C 3 (") 128.7℃, 1181 W/m ² K	T/C 15 (") 138.8℃, 1366W/m ² K	T/C 16 (") 122℃, 1063 W/m ² K
T/C 6 (282mm from top mold) 132.2℃, 1244W/m ² K	T/C 5 (") 123.7℃, 1093 W/m ² K	T/C 17 (") 117.2℃, 980 W/m ² K	T/C 18 (") 103.6℃, 751 W/m ² K
T/C 8 (418mm from top mold) 112.3℃, 896 W/m ² K	T/C 7 (") 102.5℃, 733 W/m ² K	T/C 19 (") 109.8℃, 854 W/m ² K	T/C 20 (") 90.4℃, 537 W/m ² K
T/C 10 (536mm from top mold) 105.3℃, 779W/m ² K	T/C 9 (") 95.8℃, 623 W/m ² K	T/C 21 (") 98.1℃, 661 W/m ² K	T/C 22 (") 84.6℃, 445 W/m ² K
T/C 12 (614mm from top mold) 117℃, 977W/m ² K	T/C 11 (") 102℃, 724 W/m ² K	T/C 23 (") 125℃, 1116W/m ² K	T/C 24 (") 97℃, 643 W/m ² K

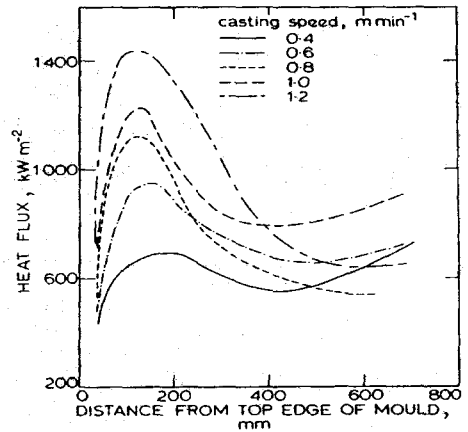


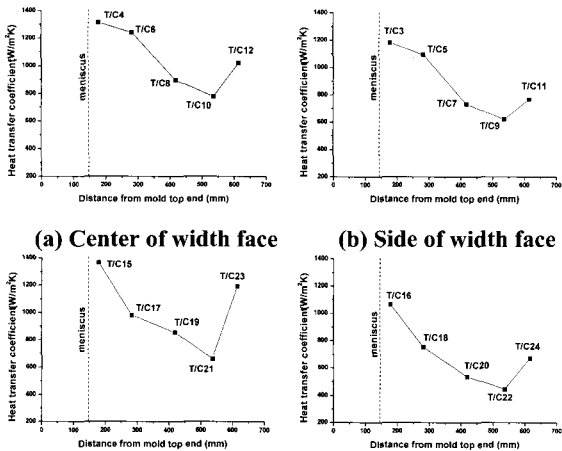
Fig. 6 Mold flux as function of distance from top of mold for different casting speeds

Fig. 7은 연주재료가 0.187% 탄소강의 몰드내 대류 열전달계수(h_m)의 값을 나타낸 것이다. Fig. 7에서 알 수 있듯이 대류 열전달 계수의 분포가 일정한 양상을 가지는 것을 알 수 있다.

Meniscus 근처에서의 온도는 63~65℃정도(Table 3)의 낮은 값을 유지한다. 이렇게 메니스커스(meniscus)에서 온도가 낮은 이유는 셸 자체의 수축현상과 더불어 용탕의 표면 장력 때문에 셸과 몰드 사이가 벌어지게 되어 열전달량이 현저하게 감소하기 때문이다.⁽⁵⁾ 그리고 셸을 수축시키는 메커니즘으로는 크게 두 가지로 압축 된다.

첫번째는 상변태($\delta \rightarrow \gamma$)에 따른 수축 현상, 두번째로는 열에 의한 열수축 현상으로 나눌 수 있다. 특히 0.1% C 탄소강의 경우에는 상변태에 따른 수축현상이 지배적이며 다른 여타 탄소강의 경우는 열수축에 의한 수축현상이 상변태에 의한 수축현상보다 더 지배적인 것으로 알려지고 있다.

메니스커스의 표면을 지나 약 2~3cm 정도 아래로 내려가면 갑자기 온도(대류열전달계수)가 증가하는 것을 알 수 있다. 이 이유는 몰드 아래로 내려갈수록 철정압이 증가하게 되는데, 이렇게 증가된 철정압은 셸의 수축으로 생긴 에어갭(air gap)을 압축하게 되고 셸이 몰드쪽으로 밀착시키는 효과를 유발한다. 이때 셸과 몰드사이에는 셸의 윤활을 위해 파우더(powder)가 존재하는데, 이 파우더가 녹아서 에어갭 발생 장소를 채우게 되고, 파우더로 채워진 에어갭의 부근의 열전도도(Thermal conductivity)가 증가하여 몰드쪽으로 열전달량이 많아지게 되고 결과적으로 몰드의 온도와 대류 열전달계수가 상승하게 된다



(c) Center of thickness face (d) Side of thickness face
Fig. 7 Convictional heat transfer coefficient profile of 0.187% carbon steel at the center and side line from top of mold, mm

그러나 몰드 하부로 내려감에 따라, 쉘의 두께가 점진적으로 증가하게 되게 되고, 이렇게 증가되어진 쉘은 열저항으로 바뀌게 된다. 늘어난 두께 만큼 증가되어진 열저항은 몰드쪽으로 빠져나가는 열흐름을 방해할 뿐만 아니라 늘어난 부피만큼 수축량은 증가하게 되지만 늘어난 쉘 두께는 철정압의 압축효과를 감소시켜 몰드와 밀착되지 못하게 됨으로써 결과적으로 몰드의 온도와 대류열전달계수가 감소하게 된다.

이렇게 점진적으로 감소되어지는 온도는 몰드 끝부분에서 다시 증가하는 양상을 보이고 있다. 이러한 현상은 기존 측정데이터나 참고문헌(Fig. 6)에서 종종 관찰되지만, 생성 메커니즘에 대해서 명확하게 확립된 이론은 기존 문헌에서 찾아 볼 수가 없다. 따라서 이러한 현상이 발생하는 원인을 규명하기 위해서 다음과 같이 두 가지 가설로 나누어 설명하였다.

(1) Bloom이 몰드 하부로 내려가면서 응고층의 두께가 증가하게 된다. 이렇게 증가된 두께는 용탕에서 몰드로 빠져나가는 열을 방해하는 역할을 함으로 부분적으로 쉘 자체를 재가열하게 된다. 이렇게 재 가열을 받은 응고셀은 성장을 멈추거나 부분적으로 다시 녹아 쉘의 두께가 감소하게 된다. 감소된 응고셀은 증가되어진 철정압에 의해서 다시 몰드와 밀착하게 되고 몰드의 온도와 열전달율이 다시 상승하게 된다. 이런 현상을 에어젯 생성 원리와 같으며 이 생성원리는 Fig. 8에 개략적으로

나타내었다.

(2) 몰드가 열을 받게 되면 몰드 자체가 변형을 받게 된다. 기존 문헌에서 연구되어진 몰드 변형 형태는 Fig.7의 대류 열전달계수 분포와 비슷한 형상을 가지는 것으로 보고 되고 있다. 이렇게 변형된 몰드는 하부에 응고셀과의 접촉율을 높이게 되고, 연주 재료의 수축으로 인한 air gap 생성 방지를 위해서 주어지는 몰드 테이퍼(taper)의 효과와 복합적으로 결합한다면 응고셀과의 열전달율은 더욱더 높아지게 된다.

본 연구에서 계산되어진 대류 열전달계수를 기존 참고 문헌(Brimacombe⁽⁵⁾)에서 제안한 값과 비교하기 위해서 평균 열전달 계수를 사용하였다. 이 평균 열전달 계수는 아래와 같이 시간의 함수로 표현되어진다.

$$h_{avg} = 1.696 - 0.0162 \cdot t_m \quad (2)$$

여기서, $h_{avg}(kW/m^2)$: 평균 열전달 계수,

$t_m(sec)$: Dwell time in mold

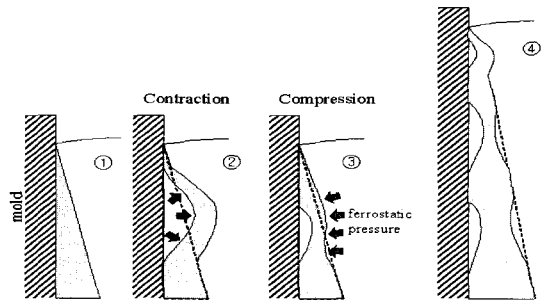


Fig. 8 Schematic illustration of air gap formation

위의 식에서 알 수 있듯이, 평균 열전달 계수 (h_{avg})가 시간의 함수로 표현되어 있기 때문에 연주 속도가 빠를수록 평균 열전달 계수가 커지는 것을 알 수 있으며, 기존 문헌에서도 연주 속도가 증가함에 따라 평균 열전달 계수도 증가하는 것으로 알려져 있다.⁽⁷⁻⁸⁾ 따라서 식 (2)를 이용하여 본 연구에서 계산 되어진 대류 열전달 값과 비교하여 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9에서 주형의 상부에서는 평균 열전달 계수보다 낮은 것으로 나타났고, 몰드 하부에서는 본 연구에서 계산되어진 대류열전달 계수의 값이 큰 것으로 나타났다. 이런 현상은 연주 재료에 따라서 평균 열전달 계수식으로는 수축량이나 에어젯 생성, 주속의 변동, 몰드 파우더의 불 균일성을 고려하지 못하는 이유에서 기인하는 것으로 생각된다.

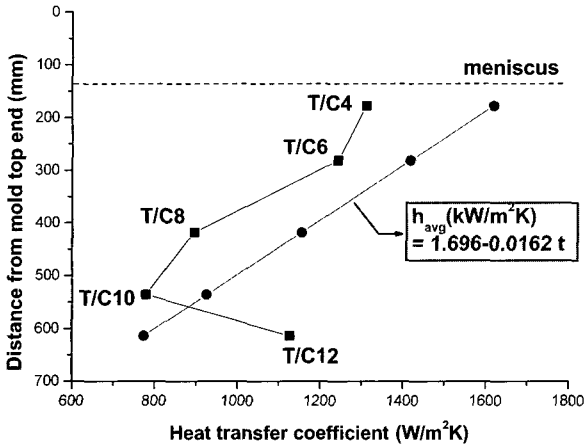


Fig. 9 Comparison of calculated heat transfer coefficient and mean heat transfer coefficient at measured points from top of mold (mm)

2.3 2 차원 Bloom 응고해석

수직형 Bloom 연주기를 대상으로 몰드 내 냉각 패턴의 타당성을 검증하기 위해서는 응고셀 및 내부 온도 변화를 정확히 예측 할 수 있어야 한다. 연주시 응고층내 미응고 용강 및 고·액공존영역에서의 열전달은 침지 노즐을 통해 주형으로 주입되는 주입용강류에 의한 난류혼합의 영향과 용강은 도구배에 의한 자연대류의 영향으로 매우 복잡하다. 이와 같이 복잡한 전열현상을 단순화하기 위해 용강의 대류에 의한 전열량을 보상하고자 유효 열전도도(Effective thermal conductivity, K_e)의 개념을 아래와 같이 도입하였다.⁽⁶⁾

$$K_e = K_b(1 + 6f_L^2) \quad (3)$$

여기서, f_L 은 용강의 액상분율, K_b 는 Bloom의 고상에서의 열전도도

응고 열전달 수치해석법으로는 유한차분법을 사용하여 2차원 비정상상태 응고해석을 수행하였으며, 상변태에 따른 응고잠열항을 고려하기 위해서 등가비열법을 사용하여 다시 표시하면 다음과 같다.

$$\rho_b \left(C_p - L \frac{\partial g_s}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = K_e \nabla^2 T + q_b \quad (4)$$

여기서 g_s 는 고상율을 나타낸다
몰드내의 응고해석을 수행하기 위해서 경계 조건식은 식 (5)에 나타내었다.

$$q = h_m (T_m - T_s) \quad (5)$$

여기서, T_s : Bloom 표면절점의 온도,
 T_m : 냉각수 온도, h_m : 대류열전달계수

Table 4 Chemical compositions of 0.187%C

C	Mn	P	S	Si
0.187	0.744	0.0017	0.014	0.27

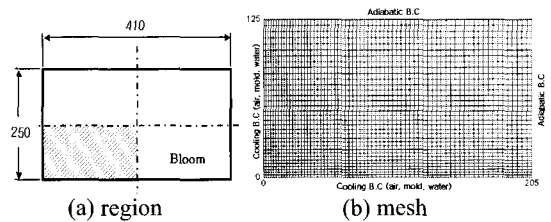


Fig. 10 Calculation region (1/4) and mesh with boundary for 2 dimensional heat transfer

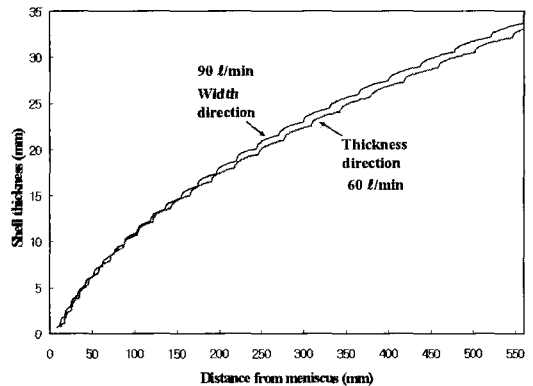


Fig. 11 Thickness variation of shell at the center of width and thickness mold faces

Table 4는 응고해석 대상인 0.187%C의 화학 조성을 나타낸 것이며, Fig. 10 (a), (b)는 2차원 응고해석을 위한 해석 모델로 1/4영역 및 격자를 나타낸 것이다.

0.187% 탄소강의 Bloom 연주시, 몰드의 장변(Width face)과 단변(Thickness face)에서의 냉각수량은 각각 90, 60l/min로 냉각되어지고 있다. 이때의 몰드내에서의 응고셀 두께 변화를 Fig. 11에 나타

낸 것이다. 장·단변의 냉각수량 차로 인하여 단변 방향의 응고셀의 두께가 작은 것을 알 수 있으며, 몰드 하부로 내려갈수록 그 차가 점차적으로 증가하는 것을 알 수 있다.

3. 결론

Bloom 타입 수직형 연주기에 대상으로 몰드내의 응고거동 현상을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Bloom 주조 중 탄소강(0.187%C)에 대해서 주형 동판의 온도를 열전대로 측정하였으며, 이 온도를 바탕으로 각 재료에 맞는 열전달 계수를 계산하여 몰드 내 Bloom 응고거동 해석의 정확도를 높였다.

(2) 주형의 온도 측정 결과 메니스커스 부분에서는 용탕의 표면 장력과 셀의 응고 수축 현상으로 인하여 온도가 낮게 측정 되었다. 그러나 메니스커스로부터 약 2~3cm 부근에 이르면 증가된 철정압이 에어갭 부근의 열전달을 증가시켜 주형의 온도가 급격하게 증가하였으나 점차 주형 하부로 내려오면 셀 두께가 점진적으로 증가되고, 이 때문에 셀의 저항 역시 증가함에 따라 주형의 온도는 점차적으로 감소하였다. 이렇게 감소되어지는 온도는 주형 하부에서 다시 상승하는데 이것은 주로 저속 연주에서 종종 관찰되는 현상으로 정확한 메커니즘은 알려지지 않았으나, 그 원인으로는 철정압과 응고셀의 불균일한 응고에 기인한 것으로 사료되어진다.

(3) 몰드 장·단변의 냉각수량 차이는 각 몰드 면에서의 응고 불균일을 이루고 있으며, 따라서 현재 설정 되어 있는 단변부의 물의 양을 조정할 필요가 있을 것으로 생각된다.

참 고 문 헌

- (1) I. V. Samarasekera, J. K. Brimacombe., 1979, "The Thermal Field in Continuous Casting Moulds", Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 18, pp. 251~266.
- (2) Ray C. Johnson, 1980, "Optimum design of mechanical elements", A Wiley-Interscience Publication.
- (3) Garret N. Vanderplaats, 1984, "Numerical optimization techniques for engineering design", McGraw-Hill Book Company.
- (4) David G. Luenberger, 1984, "Linear and Nonlinear Programming", ADDISON WESLEY PUBLISHING COMPANY.
- (5) I. V. Samarasekera, J. K. Brimacombe., 1978, "The Continuous-Casting Mould", International Metals Review, No. 6, pp. 286~300.
- (6) 정영진, 김영모, 조기현, 강충길., 2003, "Bloom type 연주기의 냉각패턴 평가를 위한 응고해석", 한국소성가공학회 추계학술대회논문집 pp. 51~54.
- (7) S. Watanabe, K. Harada, N. Fujita, Y. Tamura and K. Noro, 1972, "Heat Transfer in a Continuous Casting Mold, pt. 1. Model Experiment Using Paraffin Wax. pt. 2 Determination of Heat Transfer Coefficient in Continuous Casting Mold by Actual Measurements", Tetsu-to-Hagane, 58, (11), pp. 393~394.
- (8) A. D. Akimenko, K. P. Korotkov, K. P. Majorov, A. A. Skvortsov and L. B. Shenderov, 1962, "Continuous Casting of Steel", Part 3, "Processes Occurring in the Continuous Casting of Steel," translation, London, The Iron and Steel Institute.