

|||||||
論 文
|||||||

응고중 구리 주형과 알루미늄 용탕의 계면열전달계수에 미치는 용탕과열도와 도형재의 영향

김희수[†] · 신제식 · 이상목 · 문병문

Effects of Superheat and Coating Layer on Interfacial Heat Transfer Coefficient between Copper Mold and Aluminum Melt during Solidification

Hee-Soo Kim[†], Je-Sik Shin, Sang-Mok Lee, and Byung-Moon Moon

ABSTRACT

The present study focused on the estimation of the interfacial heat transfer coefficient as a function of the surface temperature of the aluminum casting at the mold/casting interface to investigate the effects of superheat and coating layer. The casting experiments of aluminum into a cylindrical copper mold were systematically conducted to obtain the thermal history during solidification. The thermal history recorded by four thermocouples embedded both in the mold and the casting was used to solve the inverse heat conduction problem using Beck's method. The effects of superheat and coating on the interfacial heat transfer coefficient in the liquid state, during the solidification, and in the solid state were comparatively discussed. In the liquid state, the interfacial heat transfer coefficient is thought to be affected by the roughness of the mold, the wettability of the casting on the mold surface, and the thermophysical properties of the coating layer. When the solidification begins, the air gap forms between the casting and the mold, and the interfacial heat transfer coefficient becomes a function of the air gap as well as surface roughness and the superheat. In the solid phase, it depends only upon the thermal conductivity and the thickness of the air gap. The coating layer reduces seriously the interfacial heat transfer coefficient in the liquid state and during the solidification.

Key words: interfacial heat transfer coefficient, inverse heat conduction problem, computer simulation, casting, solidification.

(Received August 16, 2004; Accepted October 16, 2004)

1. 서 론

주조산업에 있어서 컴퓨터를 이용한 응고해석은 제품의 건전성을 예측하고 공정 변수를 최적화하는 데에 중요한 역할을 해왔다. 좀 더 정확한 해석을 위해서는 재료의 정확한 열물성치와 공정변수의 확립이 필수불가결하다. 이중, 주형과 주물 사이의 계면열전달계수는, 주물이나 주형 재료의 고유 물성치가 아니라, 코팅층이나 공기틈 생성, 주형 표면의 거칠기, 과열, 접촉압력 등[1,2]의 수많은 변수들의 영향에 따라 크게 변

화하므로, 쉽게 측정하기 어렵다. 현재까지 응고해석 중에 사용되는 계면열전달계수는 대부분 상수로서 취급되어 왔으나, 만약 계면열전달계수가 시간 또는 온도의 함수로 좀 더 자세하게 정의된다면 주조공정에서 있어서의 응고해석의 정확도를 높이는 데에 기여할 것이다.

그 동안 주물과 주형 사이의 계면열전달계수에 관한 수많은 연구가 진행되어 왔는데, 주로 공기틈[3-5], 과열[6-8], 합금조성[6-7,9], 금형의 상태[1,7,10-11], 코팅층[1,12] 등의 영향에 관한 것이었다. 이들 대부분의

한국생산기술연구원 신소재개발본부 신소재공정팀 (New Materials Processing Team, Advanced Materials R&D Center, Korea Institute of Industrial Technology, 994-32 Dongchun-Dong, Yeonsu-Gu, Incheon, 406-130 Korea)

[†]E-mail : tuppence@kitech.re.kr

경우 계면열전달계수는 시간의 함수로서 가정하였는데, 이러한 결과는 실제 응고해석에 적용하기 어려우며, 단지 같은 형상에서의 같은 재료에만 그 적용이 가능하다. 계면열전달계수를 주물의 표면온도 등의 온도 함수로 나타내면, 쉽게 응고해석에 적용이 가능할 것이다.

본 연구에서는 이러한 필요성에 의하여 계면열전달계수를 주물의 표면온도의 함수로의 해석을 시도하였다. 원통형 구리 주형에서 순 알루미늄의 주조 실험을 실시하여, 이때의 온도 이력과 역열전도 문제(inverse heat conduction problem)[13]에 대한 수치해석을 통하여 계면열전달계수를 측정하였다. 이를 통하여 용탕의 주입온도와 코팅층이 계면에서의 열전달에 끼치는 영향을 조사하였으며, 응고와 냉각에 따른 주물의 변형과 계면열전달계수의 관계에 대하여 고찰하였다.

2. 실험 방법

본 연구에서 계면열전달계수 측정 실험에 사용된 주물 재료는 상용 순 알루미늄(99.9 wt%)이다. 주형은 구리를 재료로 하여 Fig. 1에 도식적으로 나타낸 바와 같이 원통형으로 제작하였다. 24 mm의 두께를 가진 이 주형은 주조 실험에 앞서 상온에서 유지되었으며, 주물의 지름은 76 mm이다. 주형과 주물의 상하부는,

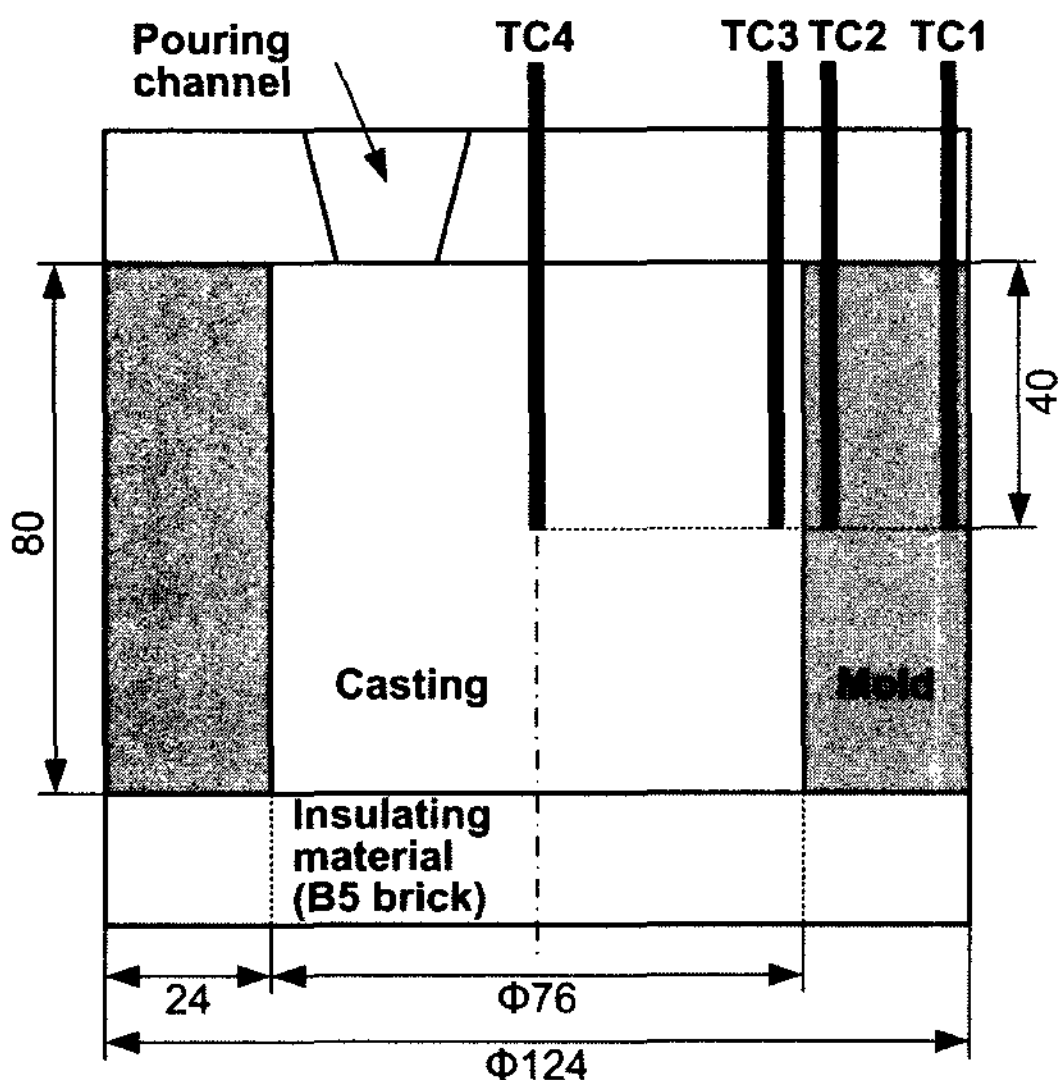


Fig. 1. Schematic of the mold system for the casting experiments.

Table 1. Exact positions of thermocouples used in the present study.

Thermocouple	Distance from the center(mm)	Distance from the mold/casting interface(mm)
TC1	59.5	21.5
TC2	40.5	2.5
TC3	35.0	3.0
TC4	0.0	38.0

반지름 방향의 1차원 열전달이 유지되도록 내화벽돌로서 마감하였다. 코팅의 영향을 연구하기 위하여, 두 종류의 코팅, 즉, 본 연구팀이 개발한 세라믹계(Al₂O₃-SiO₂) 도형재[14]와 카본 코팅층을 실험에 앞서 주형 내벽에 약 100 μm의 두께로 도형하였고, 도형층의 두께는 자성비자성 도막 측정계를 사용하여 확인하였다. 알루미늄은 흑연도가니에서 유도가열로 용해하였으며, 과열의 영향을 조사하기 위하여 알루미늄의 용융점 660°C보다 각각 100°C, 150°C, 200°C 높은 760°C와 810°C, 860°C의 온도에서 주형에 주입하였다.

주조실험 동안 온도이력을 측정하기 위하여 4개의 K형(Chromel/Alumel) 열전대(Φ 0.3 mm)을 실험에 앞서 주형과 주물에 삽입하였는데, 이중 2개(Fig. 1의 TC1과 TC2)는 주형에 삽입하였으며, 나머지 2개(Fig. 1의 TC3과 TC4)는 주물에 삽입하였다. 열전대의 정확한 삽입 위치는 Table 1에 나타내었다. 열전대는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 A/D 컨버터를 통하여 컴퓨터에 연결한 후 실험 중의 온도 변화를 기록하였다. 이때 얻어진 온도곡선은 주물/주형 계면에서의 계면열전달계수를 예측하기 위한 수치해석에 사용되었다.

3. 수치해석 방법

주조실험 중의 열전달현상은 축대칭 1차원 열전도 문제로 가정하였는데, 이는 주물의 상하부가 내화물로 단열되었기 때문에 가능하다. 주물 내에서 응고를 고려하는 열전도 지배방정식은 다음과 같다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t} \tag{1}$$

T는 온도, t는 시간, r은 반경방향의 좌표, f_s는 고상율을 나타내며, ρ, c_p, k, L은 각각 주물재료의 밀도, 열용량, 열전도도, 응고잠열을 뜻한다. 용융금속은 매우 짧은 시간에 주형 내로 주입되었다고 가정하였다.

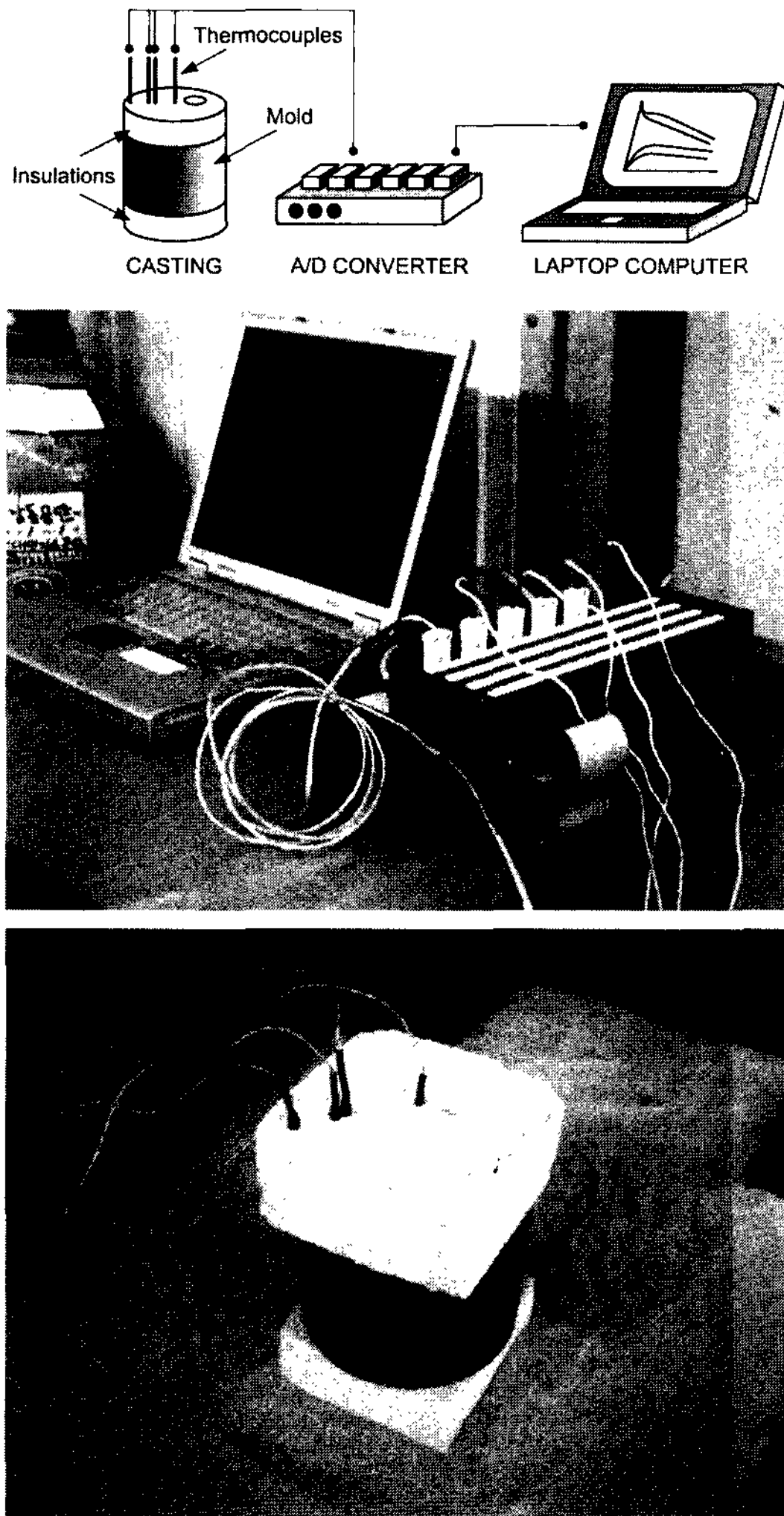


Fig. 2. Cooling curve data acquisition system for the copper cylindrical mold system.

그러므로 위의 방정식의 초기조건은 다음과 같다.

$$T = T_p \tag{2}$$

T_p 는 주입온도로서 실제로는 실험도중 주물에서의 최고 온도이다. 한편 주물/금형간의 경계조건은 다음과 같다.

$$q = h_i(T_{ci} - T_{mi}) \tag{3}$$

q 는 주물/금형간의 열유속, h_i 는 계면열전달계수를 나타내며, T_{ci} 와 T_{mi} 는 각각 계면에서의 주물과 주형의 온도를 나타낸다. 여기서 h_i 는 시간 혹은 주물재료 표면의 온도의 함수이다.

주형에서의 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \tag{4}$$

ρ 와 c_p , k 는 각각 주형재료의 밀도와 열용량, 열전도도이다. 이때의 초기조건은 다음과 같다.

$$T = T_R \tag{5}$$

T_R 는 상온을 나타내는데, 이는 주형이 실험에 앞서 실온에서 유지되었기 때문이다. 주물/주형 계면과 주형/대기 계면에서의 경계조건은 각각 다음 식으로 표시된다.

$$q = h_i(T_{ci} - T_{mi}) \tag{6}$$

$$q = h_o(T_{mo} - T_a) \tag{7}$$

T_{mo} 와 T_a 은 각각 주형의 외벽 온도와 대기 온도이며, h_o 는 주형/대기 계면에서의 열전달계수이다. 이 열전달계수는 다음과 같이 주형으로부터 대기로의 대류 열전달과 복사 열전달을 모두 포함한다.

$$h_o = h_{air} + \epsilon \sigma (T_{mo} + T_a)(T_{mo}^2 + T_a^2) \tag{8}$$

h_{air} 는 주형/대기 계면에서의 대류열전달계수이며, ϵ 은 방사율, σ 는 Stefan-Boltzmann 상수($5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^4$)이다. h_{air} 와 ϵ 는 각각 $15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 과 0.023으로 고정하였다.

위의 지배 방정식은 유한체적법으로 이산화(discretization)하였으며, 시간미분항은 음적해법으로 근사하였다. 이산화된 연립 방정식은 삼대각행렬법(TDMA)으로 해를 구하였다. 응고의 처리는 온도회복법[15]을 사용하였다.

주물과 주형 사이의 계면열전달계수를 측정하기 위해서는 역열전도문제 해법이 필요하다. 본 연구에서는 Beck[13]이 제시한 방법이 사용되었다. Beck의 방법은 각 시간에서 다음과 같은 식의 최소화를 이용하고 있다.

$$F(q) = \sum_{i=1}^I (Y_{\eta+i} - T_{\eta+i})^2 \tag{9}$$

$Y_{\eta+i}$ 와 $T_{\eta+i}$ 는 각각 각 시간에서의 측정된 온도와 계산된 온도를 나타내고, I 는 미래온도의 수를 나타낸

다. 본 연구에서는 계산의 안정성을 위하여 4개의 미래 온도($I=5$)가 사용되었다. 역열전도문제를 계산하기 위하여, 주물/주형 계면에서 가장 가까운 곳, 즉 TC2에서 측정된 온도가 계산에 필요한 온도이력으로 사용되었다. 여타의 온도, 즉 TC1와 TC3, TC4에서의 온도는 계산의 정확도를 입증하기 위하여 사용되었다. Beck의 방법을 통하여 계면에서의 열유속과 표면 온도를 예측한 후, 식 3을 이용하여 계면열전달계수를 계산하였다. 계산에서 사용된 주물과 주형의 열물성치를 Table 2에 나타내었다.

4. 결과 및 고찰

4.1. 측정된 온도와 계산된 온도의 비교

Fig. 3은 구리 주형 내벽에 코팅을 하지 않고 알루미늄 용탕의 주입온도가 860°C(과열 200°C)일 때의 측정된 온도곡선과 수치해석을 통하여 계산된 온도곡선을 비교한 것이다. 이 그림은 본 연구에서 실험 및 계산된 전형적인 온도이력곡선을 나타내는 것으로서, 모든 실험 조건에서 비슷한 경향이 나타났다. 그림에

Table 2. Thermophysical properties of the casting and the mold used in the present calculation [6,16].

Material	Aluminum	Copper
Density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	2702	8933
Specific heat ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	902	385
Thermal conductivity ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	236	401
Melting temperature ($^{\circ}\text{C}$)	660	-
Latent heat of fusion ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$)	385000	-

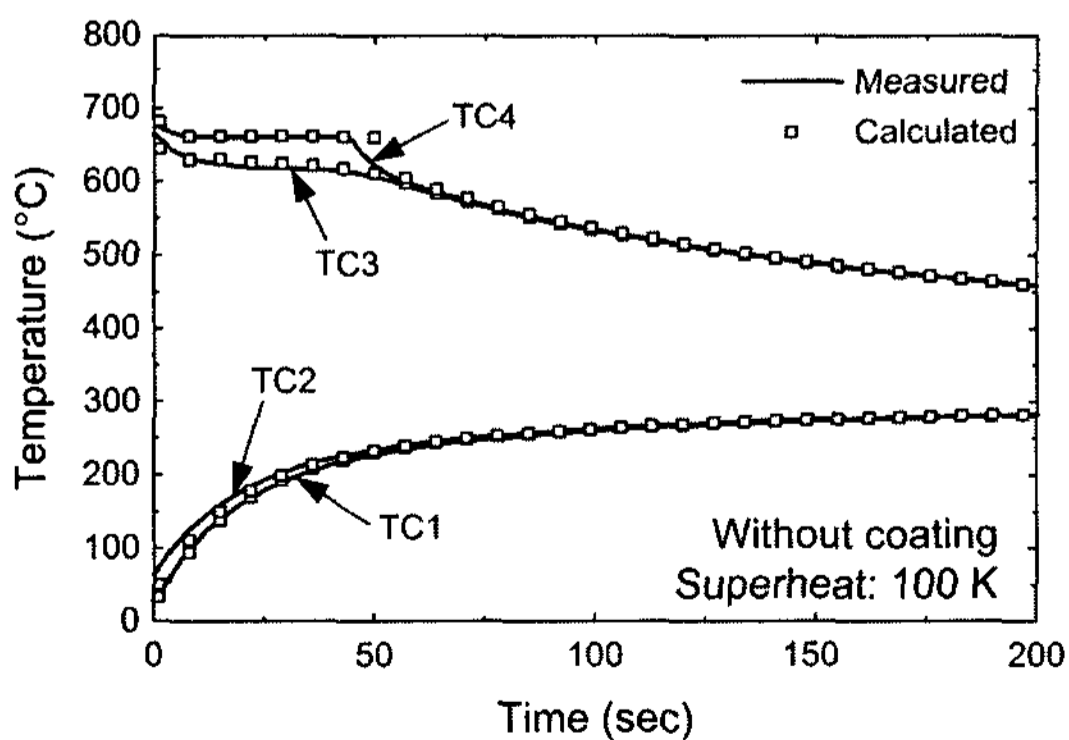


Fig. 3. Comparison of measured and calculated temperatures for casting of pure aluminum into a cylindrical copper mold with the superheat of 100 K (without coating).

서 보는 바와 같이 측정된 온도와 계산된 온도가 비교적 잘 일치하므로, 계면열전달계수를 예측함에 있어 주물 및 주형의 표면온도가 실험적으로 적절하게 얻어질 수 있음을 알 수 있다. 또한 계면열전달계수 예측의 수치해석에 대한 경계조건이 잘 설정되었다고 할 수 있다.

실험중의 온도이력을 살펴보면, TC1과 TC2는 구리 주형에서 측정된 온도이므로, 주입초기에 온도가 상승하고 시간이 지남에 따라 그 온도 상승율이 낮아지며, TC3와 TC4는 주물에서의 온도로서, 주입초기에 급격히 온도가 감소하여 응고구간을 지나 서서히 냉각된다. 이때 초기온도는 약 690°C로서, 주입온도 860°C와는 상당한 차이를 보이는데, 이는 주입시 주형에 의한 급격한 냉각이 원인이라고 사료된다. 따라서 주조현장에서 설정하는 주입온도와 실제 주형에 주입된 용탕의 온도와는 비교적 큰 차이가 있다는 것을 알 수 있고, 응고해석 등 각종 주조공정을 분석할 때 고려해야할 사항이다.

4.2. 계면열전달계수에 미치는 용탕과열도의 영향

Fig. 4(a)는 주형표면에 도형을 하지 않았을 때 주입 온도에 따른 계면열전달계수와 시간의 관계를 나타낸 것이다. 계면열전달계수 곡선은 주입온도에 관계없이 계산 시작단계에서 최고값을 나타내었다. 이 곡선은 주조 초기 단계에서 급격히 감소하다가, 응고와 냉각이 진행함에 따라 그 기울기가 감소하였다. 계산에 의해 나타난 계면열전달계수의 최고치는 주입온도 760°C와 810°C, 860°C에 대하여 각각 1,360와 1,640, 1,920 $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 였는데, 이 최고치는 주입온도가 높아짐에 따라 증가함을 알 수 있다. 냉각시간이 대략 50초 경과하기 전까지는, 계면열전달계수가 주입온도에 따라 증가하였으나, 그 이후에는 주입온도에 관계없이 모두 비슷한 수치를 나타내었다.

주물/주형 계면에서의 주물 표면온도와 계면열전달계수의 관계를 파악하기 위하여 Fig. 4(b)과 같이 계면열전달계수를 주물표면온도의 함수로서 표현하였다. 모든 주입온도에 대하여, 계면열전달계수는 상온에서 약 610-620°C까지 서서히 증가하였는데, 이때 주입온도에 따른 계면열전달계수는 모두 비슷한 값을 보임을 알 수 있다. 이 온도 이후에는 계면열전달계수가 급격히 증가하여 순 알루미늄의 용융점(660°C)까지 비교적 일정한 값을 유지하였다. 이 유지구간에서의 계면열전달

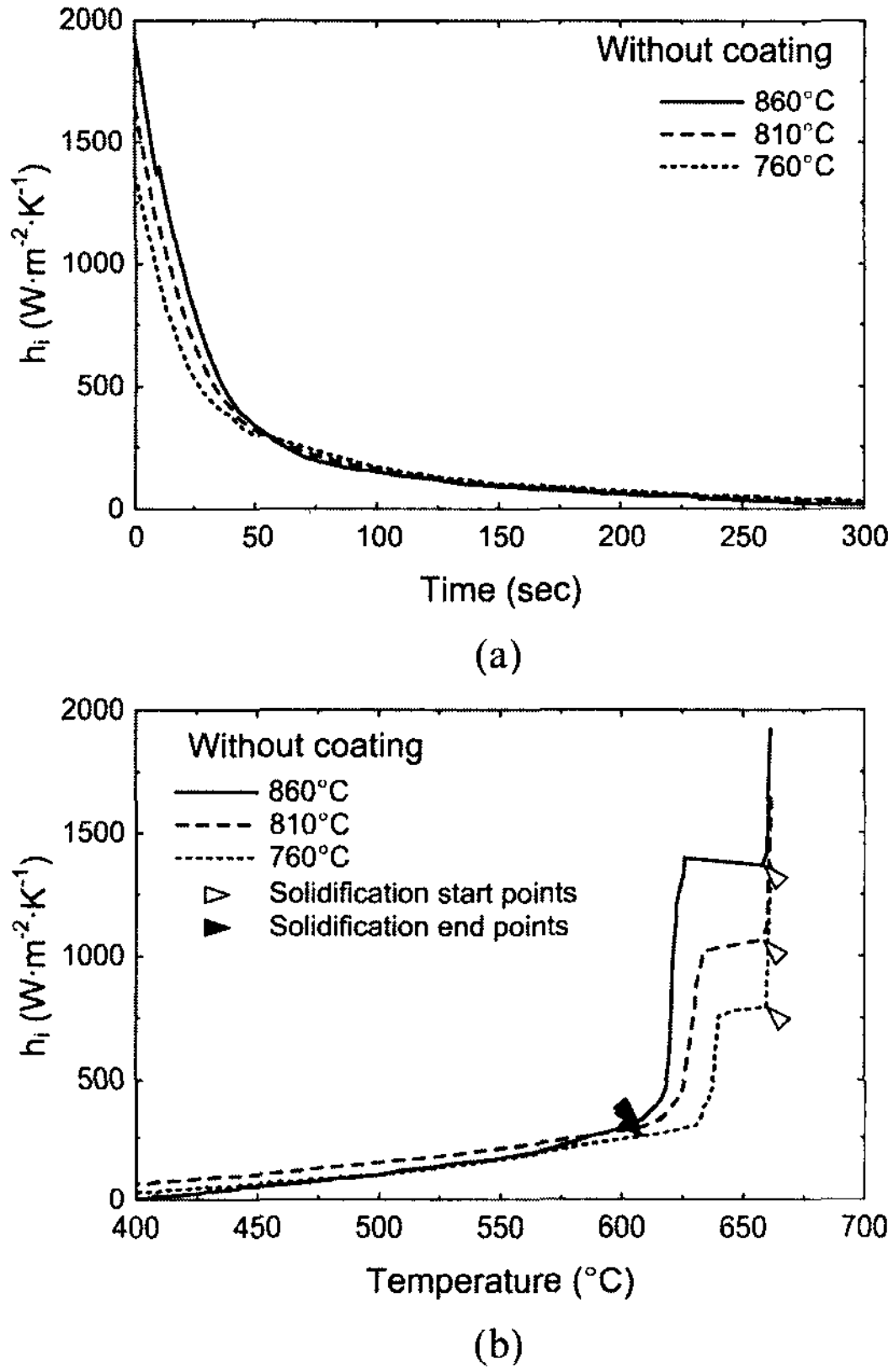


Fig. 4. Plots of calculated interfacial heat transfer coefficients (a) against time, and (b) against the temperature of the casting at the casting/mold interface, with various pouring temperatures, when no coating was applied on the copper mold surface.

계수는 주입온도 760°C와 810°C, 860°C에 대하여 각각 780와 1,040, 1,380 W·m⁻²·K⁻¹였는데, 이 수치는 주입온도에 따라 증가함을 알 수 있다. 주물표면의 온도가 알루미늄의 용융점인 660°C로 되면 계면열전달계수가 또다시 급격히 증가하였다. 흥미로운 사실은 계면열전달계수가 일정하게 유지되는 구간이 주물의 응고 초기 부분이라는 것이다. Fig. 4(b)에서 나타낸 바와 같이, 백색 삼각기호(▷)는 주물표면의 온도가 용탕 주입 후 급상승하였다가 냉각 도중 순 알루미늄의 용융점(660°C)을 통과하는 시점인데, 주물은 원통형 주형에서 표면부터 냉각이 되기 때문에 이 시점은 주물의 응고시작점이 된다. 한편 흑색 삼각기호(◀)는 주물 중심부의 온도가 용탕주입 후 계속 하강하다가 알루미늄의 용융점, 즉, 응고점에 도달했을 때의 주물 표면의 온도를 나타낸다. 주물 중심은 가장 늦게 응고되는 지

점으로, 이 시점이 응고종료시간이 된다. 즉, 응고가 완료되었을 때 주물표면부의 온도는 Fig. 4(b)의 흑색 삼각기호로 표시된 부위의 온도이고, 그 때의 주물 중심부의 온도는 막 660°C를 통과하여 하강하는 순간이 된다.

Fig. 5는 주형표면에 도형재가 없을 때 액체영역과 응고구간에서의 계면열전달계수를 주입온도의 함수로서 나타낸 것이다. 액체영역에서는 Fig. 4(b)에서와 같이 계면열전달계수가 일정한 값을 갖지 않고 급격하게 증가하고 있으므로, 그림에서는 본 연구에서 계산된 액체영역에서의 최대값으로 나타내었다. 이 수치는 실질적으로 응고구간으로부터 액체영역으로 변화하는 전이과정 도중의 값이라고 사료된다. 그러므로, 액체영역에서의 계면열전달계수를 주입온도 또는 과열도의 함수로서 표현하기는 어렵다. 그러나 Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 이 수치들은 계면열전달계수를 시간의 함수로 표시했을 때에, 실험초기에 나타나는 최대값의 의미를 갖는다. 이상적인 경우에는 평탄한 주형 표면에서는 공기틈의 개입이 없이 주물과 주형 사이에 직접적이고 완전한 접촉이 이루어진다고 가정할 수 있다. 이러한 경우에, 계면열전달계수는 무한대로 증가한다. 실제적으로는, 주형 표면의 거칠기와 주물/주형사이의 불완전한 젖음성으로 인하여 공기틈이 존재하므로, 무한대의 수치를 갖는 계면열전달계수는 얻을 수 없다. Fig. 4(b)에 나타낸 액체영역의 계면열전달계수는 응고구간에서 액체영역으로 전이하는 과정에서 측정된 수치로서, 실질적인 액체영역의 계면열전달계수라고 단정짓기는 어려우며, 그림에 나타난 수치보다는 실제값이 높으리라 사료된다. 과열이 증가함에 따라 용탕과 주형 사이의 접촉이 향상되는 것으로 알려져 있는데, 이것은, 용탕의 점성과 표면장력이 용탕온도가 증가함에 따라 감소하기 때문이다[7]. 그러므로 계면열전달계수의 정확한 측정을 위해서는 주형표면의 거칠기와 용탕/주형간의 젖음성에 대한 좀 더 자세한 연구가 요구된다. 한편, 용탕주입과 응고시작 사이의 시간간격이 15초 이하로서 매우 짧아서 액체영역에서의 계면열전달계수의 예측이 매우 어렵다. 또한 계면열전달계수의 역열전도문제의 계산에 있어서, 순간적인 용탕주입이라는 가정에서 비롯된 잘못된 초기조건과 열전대의 늦은 반응시간에 따라 오류가 발생할 수 있다는 사실도 이미 보고되어 있다[1].

Fig. 4(b)에서 보는 바와 같이 주물의 응고가 시작되

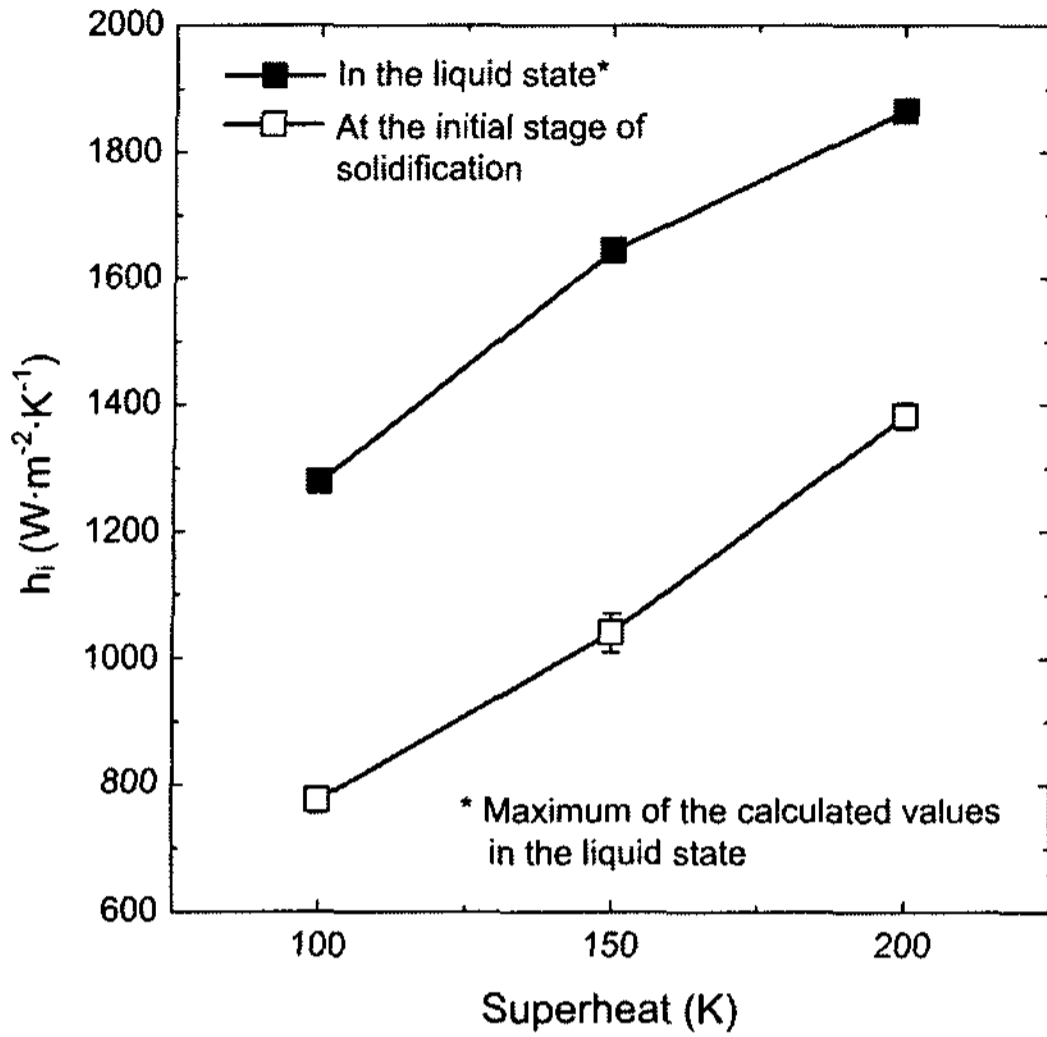


Fig. 5. Plot of calculated interfacial heat transfer coefficient versus pouring temperature in the liquid phase and at the initial stage of the solidification of pure aluminum, when no coating was applied on the mold surface. Note that the interfacial heat transfer coefficient in the liquid state is the maximum values calculated in this study.

면, 계면열전달계수는 급격히 감소하여 응고초기구간에서는 일정한 값을 나타내었다. Fig. 5에 나타난 응고초기에서의 계면열전달계수는 과열이 증가함에 따라 함께 증가하였다. 응고시에는 액체와 고체의 밀도차에 의해 주물재료가 수축하고 주물에서 방출되는 열로 인하여 주형이 팽창하게 되는데, 이러한 과정에서 주물과 주형 사이에 공기틈이 발생한다. 이로 인하여 주물/주형 간의 직접적인 접촉이 급격하게 줄어들 것이다. 그러므로 응고가 시작되는 시점에서 계면열전달계수가 급격하게 감소하는 것으로 사료된다. 과열의 증가에 따른 계면열전달계수의 증가도 전술한 바와 같이 과열에 따라 주물/주형간의 접촉이 증가하기 때문인 것으로 보이며, 응고과정 동안 주물/주형 사이의 직접적인 접촉이 유지되는 것으로 사료된다. 응고초기의 계면열전달계수가 완전고체영역에서보다 높은 수치로서 일정 기간동안 유지되는 것은, 응고시 주물 표면이 응고된 후 주물 내부에서 연속적으로 응고수축이 일어나지 않고, 응고수축을 보상하기 위하여 주물 상부로부터 액상의 유입이 발생하여, 전체적인 응고 수축을 지연시키기 때문이라고 사료된다.

주물/주형 계면에서의 열전달계수(h_i)는 공기틈의 열전도도(k_g)와 두께(d_g)로 표시되는 열전달계수(h_g)와 같다.

$$h_i = h_g = \frac{k_g}{d_g} \tag{10}$$

이 식과 함께, 공기틈의 열전도계수(550 K에서 $k_g = 0.0426 W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ [16])를 이용하여 공기틈의 크기를 역으로 계산하여, 주물 응고시 주물표면온도와와의 관계를 Fig. 6에 나타내었다. 이 그림으로부터 응고시 주물의 수축에 대한 정보를 더욱 용이하게 알 수 있다.

또한 Fig. 4(b)에서 응고구간의 열전달계수의 일정유지부분과 Fig. 6의 공기틈 두께의 일정유지부분이 과열이 증가함에 따라 더 커지게 되는 것이 관찰되었는데, 매우 흥미로운 현상이다. 용탕이 응고점까지 냉각되면서 주형을 가열시키는데, 이 가열의 정도가 응고점 이하에서 주물의 냉각속도를 결정하게 된다. 즉 Fig. 4(b)와 Fig. 6으로부터 과열이 증가함에 따라 주형의 온도가 더 높아지고, 이에 따라 응고점 이하에서 주물의 냉각속도가 작아진다는 것을 추론할 수 있다.

응고 말기에는 Fig. 4(b)에서 보는 바와 같이 계면열전달계수가 또다시 급격하게 하락되게 되는데, 이것은 주물에서 전체적 응고 수축이 일어나서 공기틈이 커지기 때문이라도 사료된다. 한편 고체상태에서는 각 온도에서의 계면열전달계수가 주입온도와 관계없이 유사한 수치를 나타낸다. 액체와 고체 사이의 밀도차에 의하여 응고시작 시에 발생하는 주물/주형 계면에서의 공기틈은 주물의 응고완료 후에 온도가 낮아짐에 따라 일어나는 열수축에 의하여 더욱 커지게 된다. 즉, 공기틈에 기인하는 열전달계수의 영향이 절대적으로 커진다. 주물과 주형사이의 직접 접촉은 거의 모두 사라지

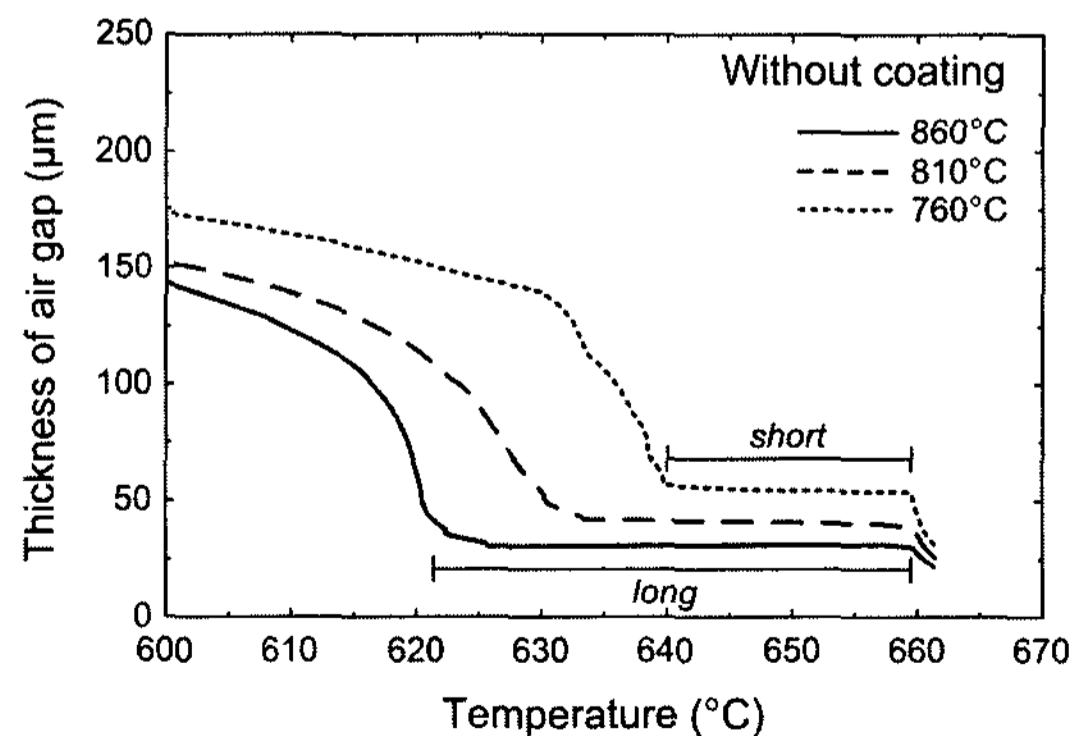


Fig. 6. Plots of calculated thickness of the air gap between casting and the mold with various pouring temperatures, when no coating was applied on the mold surface.

게 되고, 이에 따라 주물/주형 계면에 공기틈이 존재하게 된다.

4.3. 계면열전달계수에 미치는 도형재의 영향

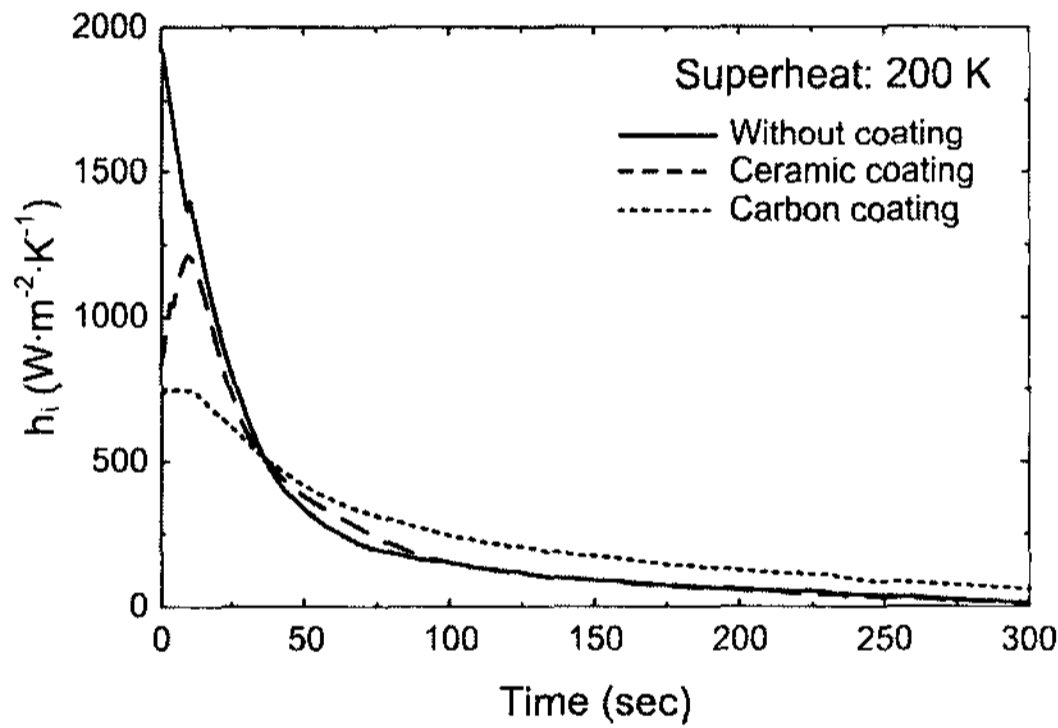
주물과 맞닿는 부분의 주형 표면에 도형재로 코팅이 되었을 때의 시간에 따른 계면열전달계수의 변화는 Fig. 7(a)에 나타나 있다. 이때 주입온도는 860°C로서 과열은 200°C이다. 코팅이 없을 때의 계면열전달계수는 냉각시간이 흐름에 따라 계산초기의 최대값으로부터 초기에는 급격히 감소하다가 그 감소율이 완만해짐을 알 수 있다. 세라믹계 코팅이 주형 표면에 도형되었을 때에는 계면열전달계수가 실험초기에 증가하여 곧 최대값을 가지며, 그 이후에는 코팅이 없는 경우와 유사하게, 급격하게 감소하다가 그 감소율이 완만해진다. 카본 코팅의 경우에는 계면열전달계수의 정점이 세라

믹계 코팅의 경우만큼 뚜렷하지는 않으며, 전반적으로 시간에 따른 계면열전달계수의 감소율이 코팅이 없는 경우나, 세라믹계 코팅의 경우보다 완만하였다. 계면열전달계수의 최대치는 코팅이 없는 경우와, 세라믹계 코팅의 경우, 카본 코팅의 경우, 각각 1,860과 1,210, 745 W·m⁻²·K⁻¹로서, 주형 표면에 도형이 되었을 경우 계면열전달계수를 크게 낮추는 것을 알 수 있다.

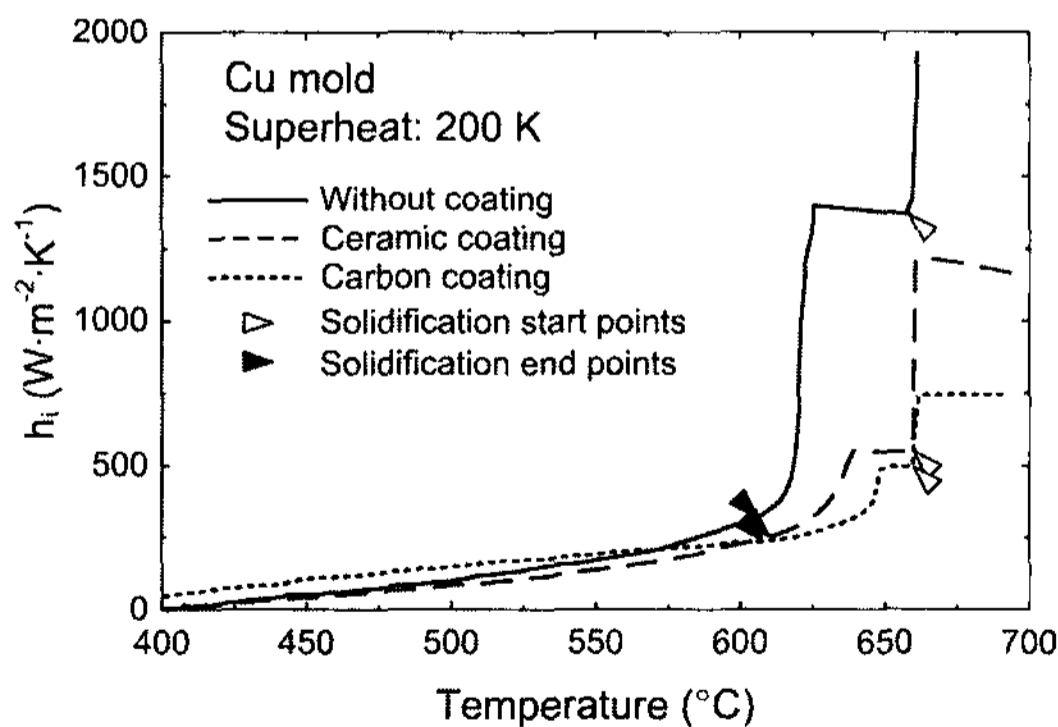
주물/주형 계면에서의 주물표면온도의 함수로 고려한 계면열전달계수는 Fig. 7(b)에 나타내었다. 계면열전달계수는 모든 경우에 상온에서 약 600-640°C까지 서서히 증가하였는데, 이때 코팅의 종류와 관계없이 모두 유사한 값을 보임을 알 수 있다. 이후 응고구간의 중간 정도에서 계면열전달계수가 급격히 증가하여 660°C까지 비교적 일정한 값을 유지하였다. 이 유지구간에서의 계면열전달계수는 코팅이 없을 경우와 세라믹계 코팅의 경우, 카본 코팅의 경우에 대하여 각각 1,380과 550, 490 W·m⁻²·K⁻¹로서, 응고초기의 계면열전달계수가 주형 표면의 코팅에 의하여 크게 감소되었음을 알 수 있다.

주형에 코팅을 했을 경우 액체상태에서의 계면열전달계수는 응고초기에서의 값보다 높은 비교적 일정한 값을 갖는다. 코팅이 없는 경우에는 액체상태에서 일정한 계면열전달계수를 관찰할 수 없었던 사실과 대조적이다. 세라믹계 코팅의 경우, 액체상태에서의 계면열전달계수는 1,200 W·m⁻²·K⁻¹였으며, 카본 코팅의 경우에는 740 W·m⁻²·K⁻¹로서, 코팅이 없을 때의 1860 W·m⁻²·K⁻¹보다 매우 낮았다. 코팅이 없을 때의 계면열전달계수는 일정한 값을 유지하지 않고, 액체상태에서 응고구간으로 전이하는 과정에서의 수치이기 때문에, 코팅의 없을 경우 액체상태의 계면열전달계수는 이보다 더 큰 수치를 갖는다고 예상된다.

Fig. 8은 주입온도가 860°C일 때 액체영역과 응고구간에서의 도형재의 종류에 따른 계면열전달계수를 나타낸 것이다. 주형 표면에 코팅이 되어 있고, 주형과 코팅층 사이와 코팅층과 주물 사이의 접촉이 공기틈 없이 완벽하다고 가정할 경우, 주물/주형 계면에서의 열전달계수는 코팅층의 열전도도(k_c)와 두께(d_c)로 표시되는 열전도계수(h_c)과 같다.



(a)



(b)

Fig. 7. Plots of calculated interfacial heat transfer coefficients (a) against time, and (b) against the temperature of the casting at the casting/mold interface, with various coatings on the mold surface, with the pouring temperature of 860°C (superheat of 200 K).

$$h_i = h_c = \frac{k_c}{d_c} \tag{11}$$

대략적인 비교를 위하여, 카본 코팅의 경우(700°C에

서 $k_c = 2.5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ [16], $d_c = 1.0 \times 10^{-3} \text{ m}$)를 계산해보면, h_i 는 $22,000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 이 된다. 본 연구에서 측정된 계면열전달계수는 $740 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 로서 위의 계산 결과와는 큰 차이를 보이는데, 이것은 주형과 코팅층 사이와 코팅층과 주물 사이의 화학적 친화도, 표면의 거칠기 등으로 인하여 유입된 공기틈의 영향이라고 사료된다. 또한 코팅층 내부에서 발생한 가스가 물리적인 막을 형성하는 효과가 나타나므로 [14], 코팅되어 있는 주형과 액체상태의 주물의 사이에서 공기틈의 영향을 배제하기 어렵다. 이러한 경우 계면열전달계수의 직접적인 이론적 평가를 위해서는 주형 표면의 거칠기와 주물, 주형, 코팅층 사이의 젖음성에 대한 정량적인 연구가 필요하다.

Fig. 7(b)에서 보는 바와 같이 코팅층이 도입되었을 경우에도 주물의 응고가 시작될 때, 계면열전달계수는 급격히 감소하여 응고 중기까지 그 수치를 유지하였다. 또한 Fig. 8에 나타낸 바와 같이 응고구간에서의 계면열전달계수는 코팅된 주형에 대하여 그 수치가 감소되었는데, 이것은 코팅층의 단열효과 때문이라고 사료된다.

응고 말기와 고체상태에서도 역시 각 온도에서의 계면열전달계수가 코팅의 종류와 관계없이 유사한 수치를 나타낸다. 이때에도 공기틈에 기인하는 열전달계수의 영향이 절대적으로 커져서 주물과 주형 사이의 직

접 접촉은 거의 모두 사라지게 된다. 계면에서의 열전달계수(h_i)는 공기틈의 열전도계수(h_g)과 코팅층의 열전달계수(h_c)의 조화평균으로 표시된다.

$$\frac{1}{h_i} = \frac{1}{h_g} + \frac{1}{h_c} \quad (12)$$

식 11과 식 12의 결과로써 계면열전달계수를 계산하면, $h_g = 131.6 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 이다. 이 결과는 공기틈에 기인한 열전달계수 $132.4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 와 거의 일치하는 값이며, 본 연구결과에서 400°C 에서의 평균값 $38.8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 이므로, 코팅층에 기인한 열전달계수 $22,000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 과 비교하면 공기틈에 기인한 열저항이 지배적임을 알 수 있다. 즉, 응고완료 후의 계면열전달계수는 코팅층의 영향을 거의 받지 않고, 오직 공기틈의 두께에 의존한다고 할 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 원통형 구리 주형에서의 순 알루미늄 용탕의 주입 및 응고 실험을 실시하였고, 이때의 온도 이력과 역열전도 문제에 대한 수치해석을 통하여 계면열전달계수를 측정하였다. 이를 통하여 용탕의 주입온도와 코팅층이 계면에서의 열전달에 끼치는 영향을 조사하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 계면열전달계수는 냉각시간의 함수보다, 주물의 표면온도의 함수로 표시하였을 때 주물의 상태에 따른 영향을 쉽게 관찰할 수 있었다.
- (2) 용탕의 과열도가 100 K에서 200 K로 증가할수록 응고초기의 계면열전달계수는 크게 나타났다.
- (3) 용탕의 과열도가 증가할수록 형성되는 공기틈의 크기는 감소하였고, 이 공기틈의 크기가 일정하게 유지되는 시간이 증가되리라 예상된다.
- (4) 응고가 완료된 후에는 계면열전달계수에 미치는 코팅층 소재의 영향보다 응고도중 발생하는 공기틈에 의한 영향이 지배적이다.
- (5) 또한 코팅층은 주물이 고체상태일 때보다는 액체상태와 응고구간 중에 계면열전달계수를 크게 감소시키는 것을 알 수 있다.

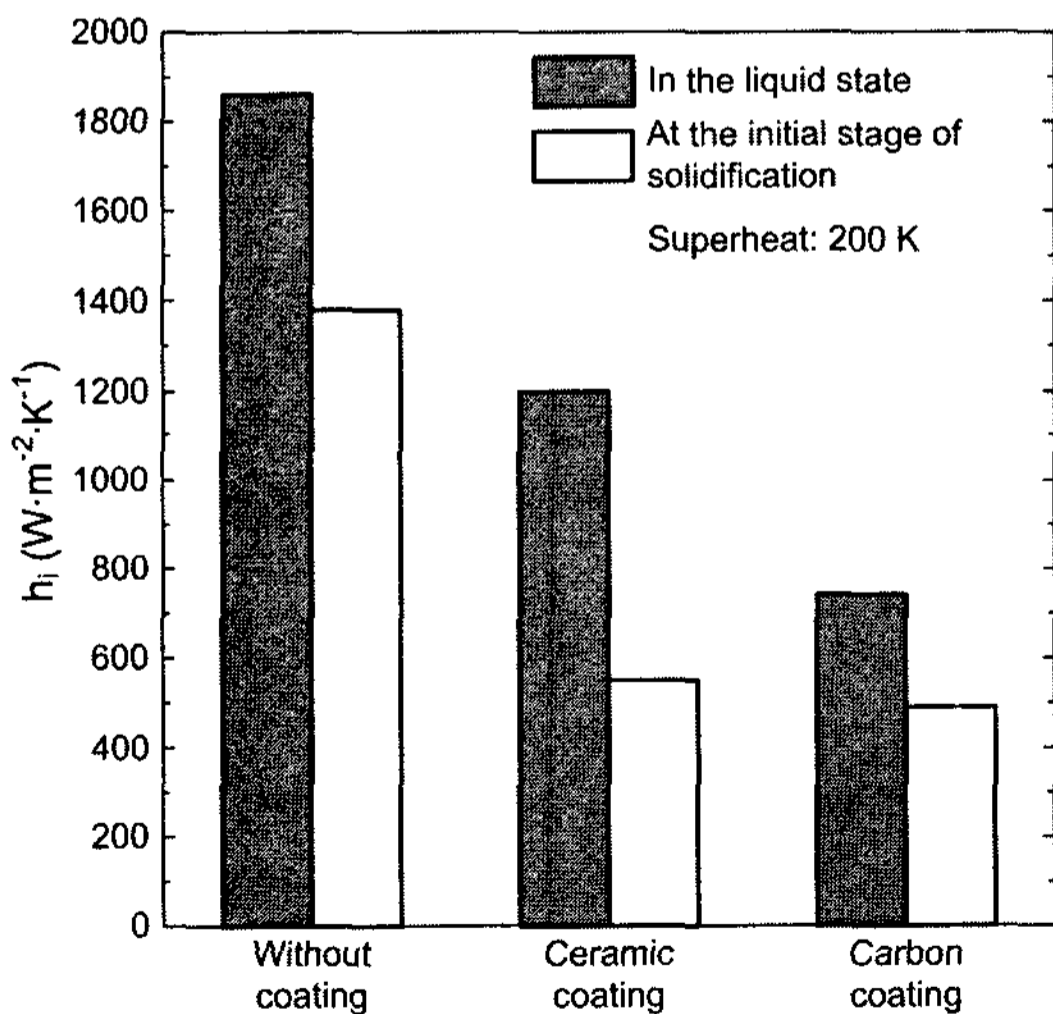


Fig. 8. Calculated interfacial heat transfer coefficient in the liquid state and at the initial stage of solidification of pure aluminum for various coatings on the mold surface.

참 고 문 헌

[1] T.-G. Kim and Z.-H. Lee: Int. J. Heat Mass Transfer, "Time-

- Varying Heat Transfer Coefficients between Tube-Shaped Casting and Metal Mold", 40 (1997) 3513-3525.
- [2] K. N. Prabhu and B. N. Ravishankar: Mater. Sci. Eng., "Effect of Modification Melt Treatment on Casting/Chill Interfacial Heat Transfer and Electrical Conductivity of Al-13%Si Alloy", A360 (2003) 293-298.
- [3] M. Trovant and S. A. Argyropoulos: Canadian Metall. Quarterly, "The Implementation of a Mathematical Model to Characterize Mold Metal Interface Effects in Metal Casting", 37 (1998) 185-196.
- [4] J.-H. Kuo, J.-C. Hwang, H.-T. Chung, S.-H. Jong, and W.-S. Hwang: Modeling of Casting and Solidification Processes IV, "Measurement of Heat Transfer Coefficient at Metal-Mold Interface during Casting", ed. by C. P. Hong, J. K. Choi, and D. H. Kim, TMS, Seoul (1999) 223-232.
- [5] R. W. Lewis and R. S. Ransing: Finite Elements in Analysis and Design, "The Optimal Design of Interfacial Heat Transfer Coefficients via a Thermal Stress Model", 34 (2000) 193-209.
- [6] C. A. Santos, J. M. V. Quaresma, and A. Garcia: J. Alloys Compounds, "Determination of Transient Interfacial Heat Transfer Coefficients in Chill Mold Casting", 319 (2001) 174-186.
- [7] G. -X. Wang and E. F. Matthys: Int. J. Heat Mass Transfer, "Experimental Determination of the Interfacial Heat Transfer during Cooling and Solidification of Molten Metal Droplets Impacting on a Metallic Substrate: Effect of Roughness and Superheat", 45 (2002) 4967-4981.
- [8] M. A. Gafur, M. N. Haque, K. N. Prabhu: J. Mater. Proc. Tech., "Effect of Chill Thickness and Superheat on Casting/Chill Interfacial Heat Transfer during Solidification of Commercially Pure Aluminium", 133 (2003) 257-265.
- [9] F. Lau, W.B. Lee, S. M. Xiong, and B.C. Liu: J. Mater. Proc. Tech., "A Study of the Interfacial Heat Transfer between an Iron Casting and a Metallic Mould", 79 (1998) 25-20.
- [10] C. A. Muojekwu, I. V. Samarasekera, and J. K. Brimacombe: Metall. Mater. Trans. B, "Heat Transfer and Microstructure during the Early Stages of Metal Solidification", 26B (1995) 361-382.
- [11] P. A. Kobryn and S. L. Semiatin: Metall. Mater. Trans. B, "Determination of Interface Heat-Transfer Coefficients for Permanent-Mold Casting of Ti-6Al-4V", 32B (2001) 685-695.
- [12] S. Broucaret, A. Muchrafy, and G. Dour: J. Mater. Proc. Tech., "Heat Transfer and Thermo-Mechanical Stresses in a Gravity Casting Die: Influence of Process Parameters", 110 (2001) 211-217.
- [13] J. V. Beck: Int. J. Heat Mass Transfer, "Estimation Applied to the Nonlinear Inverse Heat Conduction Problem", 13 (1970) 703-716.
- [14] B. M. Moon: Internal report, Kitech, 2003.
- [15] C. P. Hong, T. Umeda, and Y. Kimura: Metall. Trans. B, "Numerical Models for Casting Solidification: Part II. Application of the Boundary Element Method to Solidification Problems", 15B (1984) 101-107.
- [16] F. M. White: "Heat and Mass Transfer", Addison-Wesley (1988)