 논문

다결정 Si ingot 응고 시 도가니 열전도도 및 Ar 유입량 변화에 대한 열유체 해석

신상윤 · 예병준[†]

경북대학교 금속신소재공학과

Heat and Fluid Flow Analysis on the Effect of Crucible Heat Conductivity and Flow Rate of Ar to Solidification of Polycrystalline Silicon Ingot

Sang-Yun Shin and Byung-Joon Ye[†]

Department of Metallurgical Engineering Graduate School of Kyungpook National University, Daegu 702-701, Korea

Abstract

This study presents the results on the changes of crucible thermal conductivity and inflow of Ar, and constructed the mathematical model about heat transfer into furnace. As process variables, simulation model was designated thermal conductivity of crucible to $0.5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, $1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, $2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, $4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, and inflow rate of Ar to 15 L/min, 30 L/min, 60 L/min. Initial condition and boundary condition were set respectively in two terms of process. Each initial conditions were set up by the preceding simulation of heat and fluid flow. The primary goal is the application of unidirectional growth of Si ingot using the result. In the result of the change of heat conductivity of crucible, the higher thermal conductivity of crucible shows the shorter solidification time and the bigger temperature difference. And the flow patterns are changed with the inflow rate of Ar. Finally, we found that the lower crucible's thermal conductivity, the better crucible is at polycrystalline Si ingot growth. But in case of Ar inflow, it is hard to say about good condition. This data will be evaluated as useful reference used in allied study or process variable control of production facilities.

Key words: Cast, Simulation, Si ingot, HEM (Heat Exchange Method).

1. 서 론

태양광 전지의 종류는 크게 결정질 실리콘과 박막형 실리콘으로 구분할 수 있으며, 이 중 결정질 실리콘 전지가 약 90%를 차지하고 있다. 결정질은 다시 단결정과 다결정으로 나뉘며, 국내에서 생산되는 태양광 발전 용량의 경우 대부분 수~수십 MW급으로써 선진국에 비해 크게 떨어지고 있다. 또한 세계적으로 실리콘 잉곳의 공급이 매우 부족한 상황이기 때문에 기술을 개발하고 실리콘 잉곳의 양산 체계를 구축할 필요성이 있다.

우선 단결정 실리콘 잉곳을 성장시키는 방법으로는 CZ

(Czochralski)방식을 주로 사용한다. 이 방식은 고품질이면서도 직경이 큰 실리콘 결정을 생산할 수 있어 가장 많이 사용되고 있으나, 도가니 가격이 비싸며, 자주 교체가 필요하고, 결정성장속도가 느리다는 문제점이 있다.

그러나 태양광 전지에 사용되는 실리콘 잉곳은 굳이 고품질의 단결정 실리콘 잉곳을 사용할 필요가 없기 때문에 브리지먼(Bridgman)방식이나 열교환방식(HEM)을 사용하기도 한다.

그 중 열교환 방식은 도가니를 상하로 이동시켜 온도 구배를 생성, 일방향 성장시키는 것이 아니라 하부에 냉각수를 순환시켜 온도 구배를 제어한다. 이 방식은 냉각수를 이용하기 때문에 빠른 실리콘 잉곳 성장과, 지지대를 이용한 도가니의

Received: September 3, 2012 ; Accepted: November 16, 2012

[†]Corresponding author: Byung-Joon Ye

Tel: +82-53-950-5567, Fax: +82-53-950-7504

E-mail: bjye@knu.ac.kr

Journal of Korea Foundry Society

2012. Vol. 32 No. 6, pp. 276~283

<http://dx.doi.org/10.7777/jkfs.2012.32.6.276>

ISSN 1598-706X

© The Korea Foundry Society. All rights reserved.

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

이동이 없으므로 실리콘 잉곳의 크기 제한이 줄어든다. 또한 로의 크기가 작아지며, 실리콘 잉곳 생산에 필요한 전력량도 감소하는 등 여러 가지 이점이 존재한다. 그러나 정밀한 제어가 힘들며, 이에 따라 실리콘 잉곳 생산 시 수율에 대한 문제가 발생한다.

실리콘 잉곳 수율의 향상을 위해서는 실리콘 잉곳을 일방향 성장시켜야 한다. 이는 응고 계면이 평판 형태로 유지되는지가 중요하다. 그리고 도가니의 열전도도는 실리콘 잉곳에 대한 열의 유입과 유출을 직접적으로 관여하며, 아르곤은 히터에서 발생한 열을 이동시키는 매개체로서 전체적인 응고 시간을 제어하는 중요한 요소이다.

따라서 본 논문에서는 도가니 열전도도와 아르곤 유입량에 따른 응고 시간과 실리콘 잉곳 내부의 온도 변화를 통하여 실리콘 잉곳의 일방향 성장에 대한 영향을 고찰하였다. 그러나 공정 중에 실리콘 잉곳을 직접적으로 관찰하는 것은 불가능하기 때문에 열유체 해석을 이용하여 간접적으로 접근하였다.

Table 1. The properties applied for the simulation [1-3].

Material	Property	Value	Unit
Ar	Viscosity	6.087×10^{-5}	Pa·s
	Density	1.759×10^{-2}	kg/m ³
	Specific heat	520	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
	Thermal conductivity	4.752×10^{-2}	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹
Si ingot	Melting point	1414	°C
	Latent heat of fusion	1.809×10^6	J/kg ¹
	Viscosity	0.002	Pa·s
	Surface tension γ	0.0985	N/m ¹
	Coefficient of thermal expansion	4.44×10^{-6}	K ⁻¹
	Density	2525	kg/m ³
	Specific heat	1222	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
	Thermal conductivity	67	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹
	Density	2330	kg/m ³
	Specific heat	901.79	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
Crucible	Thermal conductivity	23	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹
	Density	1900	kg/m ³
	Specific heat	1301.34	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
Graphite plate	Thermal conductivity	0.5~4.0	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹
	Density	1750	kg/m ³
	Specific heat	2211.43	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
Support plate	Thermal conductivity	55	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹
	Density	1750	kg/m ³
	Specific heat	2079.93	J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹
	Thermal conductivity	55	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹

2. 실험 방법

2.1 적용 물성

열유체 해석 결과의 정확도를 확보하기 위해서는 열유체 해석에 적용된 물성의 정확도 또한 중요한 요소가 된다. 본 논문에서 사용된 물성치는 Table 1과 같으며, 기준 온도는 1000°C로 정하였다.

Table 1의 대부분은 참고문헌을 이용하였으나 흑연판(graphite plate, support plate)의 열전도도는 KIST에 의뢰하여 1000°C에서의 실측값을 적용하였다. 또한 변수가 되는 도가니의 열전도도의 경우는 현재 상용화가 되어 있는 재료의 범위 내에서 설정하였다.

그러나 아르곤의 경우, 온도에 따라 열물성치가 크게 변화하기 때문에 계산에 의한 값을 적용하였다. 계산에 사용된 식은 Chapman-Enskog 식[4]이며, 노 내 압력은 60 kPa로 유지되고 Ar이 단원자 분자이기 때문에 이 식을 선택하였다.

$$\mu = 2.6693 \times 10^{-6} \times \frac{\sqrt{M \cdot T}}{\sigma^2 \cdot \Omega_\mu} \quad (1)$$

$$k = 8.3224 \times 10^{-2} \times \frac{\sqrt{T/M}}{\sigma^2 \cdot \Omega_k} \quad (2)$$

식 (1)은 점도(Pa·s), 식 (2)는 열전도도(W·m⁻¹·K⁻¹)를 나타내는 식으로서 M은 분자량(g/mol), T는 온도(K), σ 는 분자의 충돌직경(Å)을 의미한다. 그리고 Ω_μ 와 Ω_k 는 Boltzmann 상수인 k_B 와 2개의 분자간의 인력이 극대가 될 때의 위치에너지(potential energy), ϵ 를 이용하여 $k_B \cdot T/\epsilon$ 의 함수로서 정의된다.

2.2 모델 설정

Fig. 1은 열교환방식 로의 단면도이다. 모델은 변수인 도가니의 열전달계수와 아르곤의 유입량에 따라 두 가지로 작성하였다. 우선 열전달계수 변화에 따른 모델에서의 계산 영역은 Fig. 1 내의 회색 사각형 부분으로서, 아르곤에 대한 영향을 제외하기 위해 도가니와 흑연판, 실리콘 잉곳만을 포함시켰다.

Fig. 2는 열유체 해석 프로그램인 Flow 3D (version 9.4)에 적용시킨 모습으로서 3차원으로 구성되어있다[5]. 해석시간의 단축을 위해 1사분면만을 이용하였으며, 격자(mesh)는 x, y, z 축 각각 50개이다. 따라서 해석상 기본 단위가 되는 칸(cell)은 총 125,000개로 구성된다.

변수가 아르곤 유입량인 모델에서는 계산영역을 로 내 단열재 안까지 확장하였다. X_{max} 면에서 아르곤이 유입되므로 하나의 사분면으로만 계산할 경우, 유동의 흐름을 정상적으로 표현하기 힘들다. 따라서 계산영역을 단열재 안의 영역을 전부 포함시켰다.

그러나 계산 영역을 확장하여 아르곤을 유동시키기 위해서는 열유체 해석에 이용되는 프로그램이나 컴퓨터 사양 및 해석 시간 등에 많은 문제점이 발생한다. 따라서 3차원 해석을 포기

Fig. 1. Cross sectional view of the HEM furnace and the calculation area for the crucible thermal conductivity dependent model.

Fig. 2. Mesh set up of the crucible thermal conductivity dependent model.

Fig. 3. Mesh set up of the Ar inflow dependent model.

하고 Y축을 제거, 2차원으로 축소하였으며, 실리콘 잉곳을 고정 상으로 고정하였다.

Fig. 3은 2차원 해석 영역을 프로그램 내에서 격자로 표현한 것이다. 이 격자는 X축으로 95개, Z축으로 91개로 나뉘어져

Fig. 4. Schematic diagram of boundary condition of the crucible thermal conductivity dependent model.

Table 2. Setting of heat inflow for simulation of the crucible thermal conductivity dependent model.

Time(h)	$q_{Top}(W)$	$q_{Bottom}(W)$	$q_{Side}(W)$
0.00	501.82	-186315.81	250.91
0.17	648.05	-8094.87	324.03
1.33	1546.99	-3925.43	773.49
10.50	1906.56	-5878.00	953.28
24.67	2120.42	-6103.12	1060.21
33.05	2027.10	-6623.73	1013.55
35.42	1772.60	-6210.74	886.30

있으며, 전체 칸(cell)의 수는 8,645개 이다.

또한 유입되는 아르곤의 유량은 독립적으로 제어할 수 있어야 한다. 따라서 X_{max} 면에서 일정한 유속(specified velocity)으로 아르곤의 유입량을 제어할 수 있도록 설정하였다. Z_{min} 은 아르곤이 유출되는 부분으로, 이는 종속적인 변화에 대응하도록 일정한 압력(specified pressure)으로 유지하도록 하였다.

2.3 초기조건 및 경계조건

Fig. 4는 도가니 열전도도 변화에 따른 열유체 해석에 대한 경계조건의 개략도로서 Fig. 2의 계산 영역을 좌우로 대칭되게 펼친 것과 동일하다. 여기에서 h 는 각 계면간의 열전달계수, q 는 계산 영역의 최외각 면에서 유입되는 열량을 의미한다. 유입되는 열량은 상부(q_{Top}), 하부(q_{Bottom}), 측면(q_{Side})의 세 방향에서 시간에 따라 선형적으로 변화하며, 그 변화는 Table 2를 따른다.

Table 2는 실제 공정상에서 확보한 자료로 계산된 값이며, 상·하부 히터의 출력, 히터와 흡열판(Heat Sink)의 냉각수 온도 및 유량을 이용하였다. 열전달계수는 $h_{b1} \sim h_{b2}$, h_{s1} 은 동일하다는 가정하에 $87.15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 으로 설정하였으며, h_{s2} 는 흑연 판과 도가니 사이의 간격에 Ar의 열전도도를 이용하여 $57.6 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 으로 설정하였다. 이 조건을 이용하여 도가니의 열전

Fig. 5. Schematic diagram of boundary condition of the Ar inflow dependent model.

Table 3. Setting of temperature for simulation of the Ar inflow dependent model. (TH = Top Heater, BH = Bottom Heater, HS = Heat Sink).

Time(h)	T _{TH} (°C)	T _{BH} (°C)	T _{HS} (°C)
0.00	1500	1495	1489
0.17	1499	1313	1337
1.33	1500	1177	1209
10.5	1476	1071	1096
24.67	1435	984	1009
33.05	1415	956	981
35.17	1395	957	980

도도를 0.5, 1, 2, 4 W·m⁻²·K⁻¹로 변화시키며 해석을 반복 실행하였다.

Fig. 5는 Fig. 3과 대응되는 아르곤 유입량 변화에 대한 열유체 해석의 경계조건 개략도이다. 이 모델에서의 도가니 열전도도는 1 W·m⁻¹·K⁻¹로 고정하였다.

아르곤 유입량의 변화에 따라 아르곤 유동 형태가 바뀌며, 각 해석조건(아르곤 유입량 15, 30, 60 L/min)에 따라 초기조건도 변화한다. 따라서 초기조건을 위한 선행 열유체 해석 또한 각각 따로 실시하였으며, 온도를 고정(Table 3의 Time = 0 시점)한 상태에서 Ar의 유동이 정상상태가 될 때 까지 진행하였다.

열전도도 변화에 따른 모델과 유사하지만 계산 영역의 확대에 따라 열이 유입되는 부분에 대한 수정이 이루어졌다. 실질적인 열량의 측정이 불가능하기 때문에 각 부분에서의 온도로서 열의 유입을 제어하였으며, Table 3에 따라 각 부분의 온도를 선형적으로 변화시켰다. 유입되는 아르곤의 온도(초기온도)는 실제 열전대를 통하여 확인한 결과 흡열관의 온도와 유사하였기 때문에 T_{HS}와 동일하게 적용하였다.

마지막으로 두 가지 모델은 모두 해석 시, unsteady state로 진행하였다.

2.4 수학적 모델

본 논문은 열유체 해석에 Flow 3D라는 열유체 해석 프로그램을 이용하였다. 해석 프로그램에 사용되는 식은 컴퓨터에서 계산하기 위하여 변형되어 있으며, 그에 따른 검증이 필요하다.

일반적인 에너지 방정식은 내부에너지 U와 운동에너지(kinetic energy) K.E.의 합으로서 다음과 같이 표현된다[4].

$$(U + K.E.의 변화 속도) = (U + K.E.의 유입속도) - (U + K.E.의 유출속도) + (외부로부터 행한 일의 합) \quad (3)$$

식 (3)에서 외부로부터 행한 일은 4가지의 항으로 표현되며, 이는 식 (4)와 같이 열전도에 의한 에너지 유출입, 압력에 의한 일량, 중력에 의한 일량, 점성력에 의한 일량으로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \left(\rho U + \frac{1}{2} \rho v^2 \right) = & - \left[\frac{\partial v_x}{\partial x} \left(\rho U + \frac{1}{2} \rho v^2 \right) + \frac{\partial v_y}{\partial y} \left(\rho U + \frac{1}{2} \rho v^2 \right) \right. \\ & \left. + \frac{\partial v_z}{\partial z} \left(\rho U + \frac{1}{2} \rho v^2 \right) \right] - \left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \right) - \left(\frac{\partial p v_x}{\partial x} + \frac{\partial p v_y}{\partial y} + \frac{\partial p v_z}{\partial z} \right) \\ & + \rho (v_x g_x + v_y g_y + v_z g_z) - \left[\frac{\partial}{\partial x} (\tau_{xx} v_x + \tau_{xy} v_y + \tau_{xz} v_z) \right. \\ & \left. + \frac{\partial}{\partial y} (\tau_{yx} v_x + \tau_{yy} v_y + \tau_{yz} v_z) + \frac{\partial}{\partial z} (\tau_{zx} v_x + \tau_{zy} v_y + \tau_{zz} v_z) \right] \quad (4) \end{aligned}$$

식 (4)에서 U는 내부에너지, v는 속도, ρ는 밀도, μ는 점도, q는 열량, g는 질량, τ는 전단응력을 의미한다. 여기에서 유체의 밀도, 점도 및 열전도도가 일정하다고 가정할 경우, 식 (5)와 같이 변형이 가능하다.

$$\begin{aligned} \rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) - k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \\ + 2\mu \left\{ \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_z}{\partial z} \right)^2 \right\} \\ + \mu \left\{ \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right)^2 \right\} \quad (5) \end{aligned}$$

식 (5)는 열전달에 관련된 에너지 방정식의 기초식이다. 하지만 실제적인 열유체 해석을 위한 계산에서는 컴퓨터를 이용하기 때문에 이에 특화된 변형식을 사용하며, 이는 식 (6)과 같다.

$$\begin{aligned} V_F \frac{\partial}{\partial t} (\rho I) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho I u A_x) + R \frac{\partial}{\partial y} (\rho I v A_y) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho I w A_z) + \xi \frac{\partial \rho I u A_x}{\partial x} = \\ - \rho \left(\frac{\partial I u A_x}{\partial x} + R \frac{\partial I v A_y}{\partial y} + \frac{\partial I w A_z}{\partial z} + \xi \frac{u A_x}{x} \right) + R I_{DIF} + T_{DIF} + R I_{SOR} \quad (6) \end{aligned}$$

식 (6)에서 I는 내부에너지, u, v, w는 각각 v_x, v_y, v_z를 의미하며, V는 계산 영역의 부피, A는 각 단위 방향에 대한

수직면의 면적을 나타낸다. 또한 T_{DIF} , RI_{DIF} , RI_{SOR} 은 각각의 모듈로서 작동하며, T_{DIF} 는 열전도도, RI_{DIF} 는 난류에서의 확산에 관련된 내부에너지, RI_{SOR} 은 점성 마찰열에 관련된 항을 의미한다. 그리고 직교좌표로 설정할 경우, $R = 1$, $\xi = 0$ 로 고정되어 식 (7)로 표현된다.

$$V_F \frac{\partial}{\partial t}(\rho I) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho I u A_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho I v A_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho I w A_z) = -p \left(\frac{\partial u A_x}{\partial x} + \frac{\partial v A_y}{\partial y} + \frac{\partial w A_z}{\partial z} \right) + RI_{DIF} + T_{DIF} + RI_{SOR} \quad (7)$$

이와 같이 열유체 해석에 사용된 식은 통상적인 에너지방정식과 거의 동일하며, 대류 및 열전도에 의한 열이동을 해석하기에 적합하다. 그러나 복사열에 의한 열전달은 포함되어 있지 않다.

실리콘 잉곳 제조 시, 로 내의 각 부분은 온도차가 크지 않으며 그에 따라 복사열전달은 대류나 열전도에 의한 열전달에 비해 영향이 극히 작다. 따라서 복사 열전달에 관한 부분은 고려대상에서 제외하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 도가니 열전도도 변화

Fig. 6은 도가니의 열전도도변화에 따른 열유체 해석에서 20 시간이 지난 후의 응고상태 및 용융된 실리콘의 유동형상을 나타낸 것이다.

도가니의 열전도도가 높아질수록 측면에서 유입되는 열량의 영향을 받아서 중심부분이 볼록한 형태의 응고 계면을 형성하

Fig. 7. The points of temperature measurement in Si ingot from the crucible thermal conductivity dependent model.

게 된다. 그러나 응고 시간에 있어서는 하부로 유출되는 열량 또한 증가하기 때문에 전체적인 응고 시간은 감소하게 됨을 알 수 있다.

Fig. 7은 실리콘 잉곳 내부에서의 온도차를 확인하기 위하여 온도를 수집한 위치이다. 수집 위치는 가로로는 중심부(center)와 최외각(edge), 세로로는 상부(top), 중간(middle), 하부(bottom)로 총 6군데이며, 각 높이에서 중심부와 최외각 사이의 온도차를 평균으로 산출하였다.

Fig. 8은 각 조건에 따른 응고 시간의 변화(a)와 실리콘 잉곳의 중심부와 모서리부분의 평균 온도차(b)를 나타낸 결과이다. 앞서 설명한 바와 같이 도가니의 열전도도가 높아질수록 응고 시간은 감소하였다는 것을 Fig. 8(a)에서 확인할 수 있다.

그러나 응고 시간의 감소량은 도가니의 열전도도에 비례적인 관계로 감소하지는 않는다. 이는 도가니의 열전도도가 $1 \sim 4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 로서 흑연판의 열전도도인 $55 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 에 비해 극단적으로 낮기 때문에 도가니 열전도도가 높아질수록 측면에서

Fig. 6. The results on solid fraction and vectors of Si ingot from the crucible thermal conductivity dependent model($t = 20\text{h}$). (a) $0.5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, (b) $1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, (c) $2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, and (d) $4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$.

Fig. 8. The changes of (a) solidification time of Si ingot and (b) temperature difference between center and edge from the crucible thermal conductivity dependent model.

Fig. 9. The results on temperature and vectors of Ar from the Ar inflow dependent model ($t = 20$ h), (a) 15 L/min, (b) 30 L/min, and (c) 60 L/min.

유입되는 열량이 후면판에서 도가니를 거쳐 실리콘 잉곳으로 유입되기 쉽기 때문이다. 이와 같은 이유로 도가니 열전도도가 클수록 위치별 온도차가 증가하며, 그 결과를 Fig. 8(b)에서 확인할 수 있다.

3.2 아르곤 유입량 변화

Fig. 9는 아르곤 유입량 변화 모델에서 20시간이 지난 후, 로 내의 아르곤의 온도와 유동형태에 대한 결과이다. 아르곤은 각 히터 및 흡열판과 실리콘 잉곳 간의 주요한 열전달 매체로

서 유동의 형태가 큰 영향을 가진다.

Fig. 10은 실리콘 잉곳 내부에서의 온도차를 확인하기 위하여 온도를 수집한 위치이다. 2차원 모델이기 때문에 이전 모델과는

Fig. 10. The points of temperature measurement in Si ingot from the Ar inflow dependent model.

Fig. 11. The changes of (a) solidification time of Si ingot and (b) temperature difference between center and edge from the Ar inflow dependent model.

다르게 가로로는 중심부(center)와 측면(side), 세로로는 상부(top), 중간(middle), 하부(bottom)에서 온도차를 측정하였다.

Fig. 11은 각 조건 별 응고시간(a)과 실리콘 잉곳 내부의 온도차(b)를 정리한 결과이다. 아르곤의 유입량이 증가함에 따라 최대 유속은 증가 하나 Fig. 11(a)에서 확인할 수 있듯이 응고시간은 아르곤의 유속과 비례적으로 변화하지 않는다. 특히 30 L/min의 경우에 온도차 및 응고시간이 가장 높으며, 60 L/min의 경우에 모두 가장 낮은 수치를 나타낸다. 이는 유속이 증가함에 따라 아르곤의 유동형태가 변화하며, 이에 다른 열유동의 흐름도 변화하기 때문이다.

또한 응고시간이 증가할수록 실리콘 잉곳의 중심부와 측면의 온도차도 커진다. 응고시간이 길어진다는 것은 실리콘 잉곳 내로 유입되는 열량이 커진다는 것이며, 이는 측면에서 유입되는 열량도 비례해서 상승한다는 것을 의미한다.

도가니 열전도도 모델의 결과에서 응고시간과 온도차는 증가 및 감소가 서로 반대되게 나타나고 있다. 그러나 이 모델의 결과에서는 서로 동일한 형태를 나타낸다. 아르곤의 유입량 변화에 의해 응고시간이 길어질 경우, 실리콘 잉곳 상부에 유입되는 열량보다 측면으로 유입되는 열량이 상대적으로 더 많이 유입되어 실리콘 잉곳 내부의 온도차가 더 커졌다고 할 수 있다.

그러나 이 결과는 아르곤 유입량의 변화로 보기 보다는 유동형태에 의한 것으로 보아야 할 것이며 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다고 판단된다.

4. 결 론

다결정 실리콘 잉곳 제조에는 주로 열교환방식 로를 사용한다. 실리콘 잉곳의 결정화 공정 중 실리콘 잉곳 내부의 온도나 응고계면 등을 실제로 파악하는 것은 불가능하다. 그러므로 열유체 해석을 통하여 공정 변수 조절에 따른 실리콘 잉곳의 성장 변화를 고찰하기 위하여 내장재 중 도가니 열전도도 변화에 따른 실리콘 잉곳의 일방향 성장에 대한 영향과 더 넓은 영역에서의 아르곤 유입량 변화에 따른 영향력에 대하여 열유체 해석을 실시한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 도가니 열전도도가 증가할수록 응고시간이 단축되며, 온도차이는 커지지만 비례적이지 않다. 이는 이산화규소(SiO_2)로 이루어진 도가니에 비해 흑연판(side plate)의 열전도도가 $55 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 로서 큰 차이가 있으며, 그에 따라 도가니의 열전도도가 낮아질수록 측면에서 유입되는 열량이 실리콘 잉곳으로 유입되지 못하고 아래로 유출되기 때문이다.

2) 아르곤의 유입량 변화에 의해 응고시간이 길어질수록 측면으로 유입되는 열량이 상대적으로 더 많이 유입되어 실리콘 잉곳 내부의 온도차가 더 커진다. 그러나 이 결과는 아르곤 유입량의 변화에 따른 유동형태에 의한 것으로 판단된다.

3) 도가니 열전도도는 감소할수록 중심부와 외곽의 온도차가 감소하므로 실리콘 잉곳의 일방향 성장에 유리하다. 그러나 도가니 열전도도는 감소할수록 공정시간이 길어지게 되는 단점이

존재한다. 그러나 아르곤의 경우는 유입량의 변화에 따라 확정할 수 없으며, 유동형태에 대한 연구가 필요하다

참고문헌

- [1] <http://www.matweb.com/search/DataSheet.spx?MatGUID>.
- [2] Vizman D, Journal of Crystal Growth, "3D time-dependent numerical study of the influence of the melt flow on the interface shape in a silicon ingot casting process", **303** (2007) 231-235.
- [3] Ross DF, Metallic materials specification handbook. 4th ed., Springer, Heidelberg, (1991) 15-17.
- [4] Sohn HS, Transport Phenomena and Reaction Kinetics in Materials, Department of Materials Science and Metallurgical Engineering, Kyungpook national university, Korea, (2009) 12-61
- [5] Hirt CW, Flow-3D version 9.4, Flow Science Inc, New Mexico, (2009).