

# 액체금속의 표면형상제어를 위한 고주파 유도코일 시스템에 대한 연구

오영주 · 강경하 · 정순호 · 심재동

한국과학기술연구원 금속연구부

서울특별시 성북구 하월곡동 39-1 136-791

(1996년 11월 20일 받음, 1997년 1월 29일 최종수정본 받음)

액체금속의 표면형상제어를 위하여 철심코어를 가진 고주파 유도코일 시스템의 개발에 대한 기초연구이다. 이를 위하여 철심을 가진 고주파코일에서 발생하는 전자기력을 모사할 수 있는 수치해석 프로그램을 개발하고, 개발된 수치해석 프로그램과 실험실 규모로 제작된 장치로부터 얻은 자속밀도 분포의 결과를 비교하여 프로그램의 신뢰성 및 용융금속의 표면형상을 효율적으로 제어할 수 있는 가능성을 확인하였으며, 새로운 코일시스템 개발을 위한 자기 공정변수의 기초자료를 얻었다.

## I. 서 론

고주파(1 kHz-30 kHz) 전자기장은 오래 전부터 금속의 용해 및 세련공정에 사용되어 왔다. 근래에는 유도코일을 사용하여 금속 전도체에 인가된 교류자장과 유도된 전류가 상호작용하여 발생된 로렌츠힘을 사용하여 용융금속의 형상을 제어하는 방법에 대한 연구도 Getselev<sup>1)</sup>가 이 전자력을 연속주조에 응용한 이후 활발히 진행되어, 알루미늄의 수직식 전자주조(VEMC) 방식<sup>1)</sup>과 고용융점 활성금속의 부양용해(levitation melting)<sup>2)</sup> 등은 이미 실용화가 되어 있고, 용융금속의 박막화<sup>3)</sup> 등에 관한 연구도 이루어지고 있다. 특히, 고주파에 의한 용융금속의 형상제어는 전자력뿐만이 아니라 유도에 의한 자체발열을 이용할 수 있다는 장점이 있다.

그러나 현재까지는 발생되는 전자기력의 한계로 인하여 강력한 전자기 힘으로 액체금속의 표면형상을 제어 혹은 유지할 필요가 있는 금속제조공정, 예를 들어 twin roll continuous casting에서의 양 side 부위의 표면형상 유지 그리고 알루미늄에 비하여 더욱 큰 전자력을 요구하는 철강의 연속주조 등에는 적용되지 못하고 있다. 현재 미국의 Inland steel<sup>4)</sup>에서 교류자기장을 사용하여 twin roll continuous casting에 적용하려 하고 있으나 아직 개발의 초기단계에 머물고 있는 실정이다.

본 연구는 액체금속의 형상을 제어할 수 있는 강력한 전자력을 발생시키는 유도코일시스템을 개발하기 위한 기초연구이다. 유도코일에 의한 전자력은 코일의 모양, 인가된 전류의 세기, 대상 금속의 물성치 그리고 유도코일의 냉각장치의 모양 등에 의해 영향을 받게 된다. 따라서 이렇게 복잡한 현상을 해석하고 새로운 코일시스템 개

발의 핵심공정인자를 규명하기 위하여 수치해석방법을 개발하고, 개발된 수치해석 프로그램과 실제 실험실 규모로 제작된 장치로부터 자속밀도분포의 결과를 비교하여 프로그램의 신뢰성을 확인하며 새로운 코일시스템개발을 위한 자기 공정변수의 기초자료를 얻고자 하였다.

## II. 3차원 전자장 수치해석 프로그램

전자장 수치해석에는 자기벡터포텐셜(magnetic vector potential)을 변수로 한 유한요소법을 사용하였다.

### 2-1. 정현파 교류전자장 지배방정식

정현파 교류전자장에 대한 Faraday 유도법칙과 Ampere의 법칙, 구성방정식은 다음식으로 표시된다.

$$\nabla \times E = -j\omega B \quad (1)$$

$$\nabla \times H = J_0 + J_e + j\omega \epsilon E \quad (2)$$

$$B = \mu H \quad (3)$$

$$J_e = \sigma E \quad (4)$$

여기서

$B$  : 자속밀도 [ T ]

$E$  : 전장강도 [ V/m ]

$H$  : 자장강도 [ A/m ]

$J_0$  : coil 인가전류밀도 [ A/m<sup>2</sup> ]

$J_e$  : 유도전류밀도 [ A/m<sup>2</sup> ]

$\omega$  : 각주파수 [ sec<sup>-1</sup> ]

$\sigma$  : 전기전도도 [  $\Omega^{-1}m^{-1}$  ]

$\mu$  : 투자율 [ H/m ]

$\varepsilon$  : 유전율 [F/m]

자기벡터포텐셜의 정의식

$$B = \nabla \times A \quad (5)$$

과 Faraday 유도법칙 (식 1) 으로부터 전장강도와 자기벡터포텐셜간의 관계식이 얻어진다.

$$E = -j\omega A \quad (6)$$

Ampere의 법칙 (식 2) 에 식 (3) - (6) 을 대입하면 교류 전자장의 지배방정식 (7) 이 얻어진다.

$$\nabla \times \mu^{-1} \nabla \times A + (j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon) A = J_0 \quad (7)$$

### 2-2. 유한요소식

식 (7) 의 각 항과 벡터 시험함수  $\delta A^*$  의 내적을 취하고 체적  $V$  에 관하여 적분하고 vector 항등식  $\delta A^* \cdot (\nabla \times \mu^{-1} \nabla \times A) = \nabla \times \delta A^* \cdot \mu^{-1} \nabla \times A + \nabla \cdot (\delta A^* \times \mu^{-1} \nabla \times A)$  및 Gauss 정리를 사용하면 변분방정식 (8) 이 얻어진다.

$$\begin{aligned} & \int_v (\mu^{-1} \nabla \times \delta \vec{A}^* \cdot \mu^{-1} \nabla \times \vec{A} \, dV \\ & + \int_v (j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon) \delta \vec{A}^* \cdot \vec{A} \, dV \\ & = \int_v (\delta \vec{A}^* \cdot \vec{J} \, dV - \int_s (\delta \vec{A}^* \times \mu^{-1} \nabla \vec{A}) \cdot \vec{n} \, dS \end{aligned} \quad (8)$$

식 (8) 의 표면적분항은 대칭경계면 및 무한원 경계에서 0으로 되므로 무시한다.

$A$  를 변 형상함수  $N_i [m^{-1}]$  을 사용하여 내삽하면 (9) 식과 같다.

$$A = \sum_i N_i A_i \quad (9)$$

여기서  $A_i = A$  의 변  $i$  를 따른 선적분치이다.

Galerkin법에 따라 벡터 시험함수으로써 변 형상함수를 취하면 다음의 대수연립방정식이 얻어진다.

$$[K] \{A\} = [P] \quad (10)$$

여기서

$$\begin{aligned} K_{ij} = & \int (\mu^{-1} \nabla \times N_i \cdot \nabla \times N_j \\ & + (j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon) N_i \cdot N_j) \, dV \end{aligned} \quad (11)$$

$$P_i = \int N_i \cdot J_0 \, dV \quad (12)$$

본 연구에서 해석영역을 6면체 요소로 요소분할하고 선형 변 형상함수<sup>5)</sup> 를 사용하였다. 그리고 ICCG (incomplete Choleski conjugate gradient) 법<sup>6)</sup> 을 사용하여 식 (9) 의 해를 구하였다. 매트리스 K 의 singularity 가 크므로 shifted incomplete choleski 분해법<sup>7)</sup> 을 사용하여 수렴속도를 가속하였다. 자속밀도 및 전류밀도의 계산에 다음의 관계식 (13), (14) 을 사용하였다.

$$B = \sum_i \nabla \times N_i A_i \quad (13)$$

$$J_e = -j\omega\sigma \sum_i N_i A_i \quad (14)$$

한편, 유한요소해석을 위한 3차원 요소분할은 다음과 같이 행하였다. 유도코일은 직육면체로 근사하고 장치구성요소 (유도코일, 자성체 철심, 구리도체) 를 둘러싸는 자유공간에 유한한 외부경계면을 설정하여 이 경계면내의 해석영역을 직육면체 요소로 분할하였다. 장치구성요소 각각의 경계에 그리도 (grid) 를 설정하고, 구성요소의 내부 및 이들간의 자유공간을 적절하게 분할하였다. 특히, 구리도체의 경우에 표면으로부터 내부로 자장침투깊이의 2배가 되는 깊이까지는 최소한 4개 이상의 그리드를 설정하였다.

## III. 실험장치 및 방법

### 3-1. 유도코일시스템의 제작

용융금속의 표면과 평행한 도선에 전류가 흐르면 표면에 수직한 방향으로 자속이 생기고, 이 자속과 용융금속내에 유도되는 전류밀도의 상호작용 (플레밍의 왼손법칙) 에 의하여 전류의 방향에 관계없이 용융금속은 전자력 (압축력) 을 받게된다. 따라서 본 연구에서는 유도코일에 의해 발생하는 전자력을 집중시키기 위하여 규소강판을 철심으로 사용하는 유도코일시스템을 Fig. 1 과 같이 제작하여 철심코어면에 수평한 자속밀도 성분을 측정하였으며, 이를 개발된 3차원 전자기장 수치해석 프로그램을 사용하여 얻은 계산결과와 비교하여 수치해석모델의 신뢰성 및 정확성을 검증하였다.

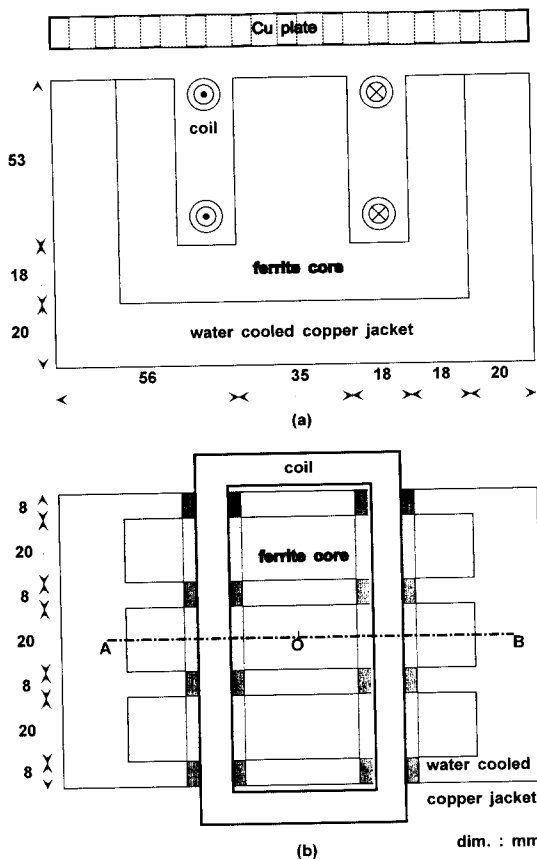


Fig. 1. Schematic diagram of inductor system (The current directions of the coil are indicated by arrow heads out of the page and arrow tails into the page, respectively.)

이때, 철심으로 사용된 규소강판은 시중에서 상용되는 두께 0.35 mm의 변압기제작용 E자형 강판으로써, 500 가우스의 자속밀도하에서 비투자율은  $10^{4(8)}$ 이다. 이 철심이 주울열로 인하여 가열되는 것을 방지하기 위하여 철심의 외부에 전기동으로 제작된 수냉냉각 덮개 (water-cooled jacket)를 부착하였다. 본 연구에서 제작된 시스템에서는 약 5 kW까지의 전력인가사까지는 철심의 온도가 변화하지 않는 것을 확인하였다. 사용된 고주파 교류 전원 공급장치는 미국 Inductotherm사 기기로서 주파수 4.6-9.6 kHz, 최대출력 15 kW의 thyristor 발전식이다. 본 실험에서는 전원공급장치의 정전용량과 철심의 규격 즉, 유도코일이 포함할 수 있는 유효체적이 각각 160  $\mu$ F 과 약 170  $cm^3$ 으로 고정되어 있으므로 유도코일의 권선

수를 조정하여 인덕턴스를 조절하였다. 본 연구시스템에는 2턴의 유도코일을 사용한 경우에 약 5500-6500 Hz의 주파수가 얻어지며 최소 1.5 kW로부터 전력을 변화시킬 수 있었다. 3턴 이상의 유도코일을 사용한 경우는 최소의 입력전력이 4 kW 이상으로써 5 kW 이상의 전력 입력에서는 주울열의 발생으로 인해 장시간 실험을 수행할 수 없으므로, 전력입력의 변화에 따르는 자속밀도의 변화를 연구하기에는 적절하지 못하다고 생각되어 2턴의 유도코일을 사용하였다. 실험에 사용된 수냉 유도 코일은 외경 8 mm의 동파이프로 제작되었다. 코일전류의 추정에는 capacitor 양단간의 전압을 측정하여 다음의 식을 사용하여 계산하였다.

$$I_{coil} = \left(\frac{C}{L}\right) V_c = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C \cdot V_c \quad (15)$$

여기서  $V_c$  = capacitor 양단간의 전압 (V)

$C$  = capacitor 용량 (F)

$L$  = 코일의 inductance (H)

$f$  = 주파수 (Hz)

$I_{coil}$  = 코일 전류 (A)이다

### 3-2. 자속밀도의 측정

철심없이 유도코일만 존재하는 경우, 유도코일에 철심이 부착된 경우 그리고 모의 (模擬) 용융금속관을 유도코일시스템에 부착한 경우 (이하 시스템 1, 2 및 3으로 정의)의 자속밀도를 미국 LakeShore 사의 gaussmeter (모델 410)을 사용하여 일정한 위치에서 측정하여 비교하였다.

시스템 3에서의 자속밀도 측정을 위해서 Fig. 1 (a)의 상단부에 보인 것과 같이 모의용융금속관을 전기동으로 제작하고 직경 5 mm의 자속밀도측정용 구멍을 가공하여 센서가 코일시스템과 동판사이에 존재하는 자속밀도를 측정할 수 있도록 하였다. 센서의 길이는 1.5 mm로써 동판으로부터 1.5-5.0 mm 이내로 떨어진 곳에 센서의 하단부가 위치한 경우에는 다른 조건이 일정할 때 위치변화에 대하여 자속밀도의 값이 거의 변화가 없었으나, 5 mm 이상 떨어진 곳에서는 센서와 동판의 간격이 멀어질수록 자속밀도가 감소하다가 10 mm 이상 떨어진 곳에서는 동판이 존재하지 않는 경우의 자속밀도값과 동일한 값이 측정되었다. 따라서 본 실험에서는 센서의 하단부와 동판의 간격을 3 mm로 일정하게 하였다.

동일한 위치에서 동판의 구멍을 통하여 측정된 값과 동판의 구멍이 없는 부분의 3 mm 직하부위에서 측정된 값

의 차이는 5 % 이내이었으므로, 동판의 측정용 구멍이 존재함에 따르는 자속의 변화는 없다고 가정하였다.

특별한 언급이 없는 한 측정은 철심코어와 모의 동판이 부착된 코일시스템과 680 A의 인가전류하에서 실행되었으며 자속밀도의 측정위치는 철심평면으로부터 1.0 mm 떨어진 곳이다.

### 3-3. 용융금속 표면형상의 측정

자속이 용융금속의 표면에 집중됨에 따라 변화하는 자유표면형상은 용융주석을 사용하여 유도코일에 인가되는 전류 및 유도코일의 위치를 변수로 하여 측정하였다. 이때 고체주석은 두께 5 mm의 사각 흑연 도가니내에서 유도가열되어 용해되어 용체를 이루었다. 용융주석의 표면형상을 정량적으로 측정하기 위하여 직경 0.5 mm의 스텐리스 강선을 탐침으로 사용하여 탐침의 선단과 용융금속이 접촉할 때 전기적으로 연결되어 탐침의 전구가 점화되도록 하였으며, 이 탐침을 3차원으로 자유롭게 이동·측정할 수 있는 이동장치를 사용하였다. 용융주석을 담고 있는 흑연제 도가니의 내벽과 아주 인접한 부분을 제외하고 측정오차의 크기는  $\pm 0.5$  mm 이내 이었다.

## IV. 결과 및 고찰

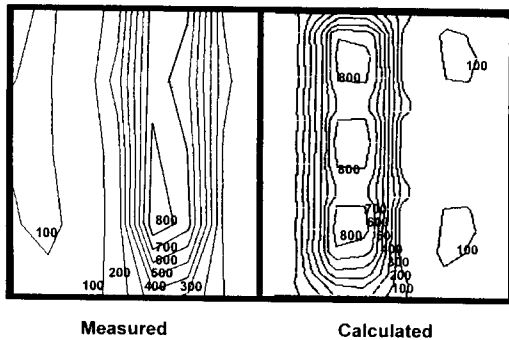


Fig. 2. The comparison of the magnetic field distribution (system 3, Input current : 680 A, Distance between sensor and core : 1 mm)

코일에 철심코어와 모의동판이 설치된 경우(시스템 3)에 Fig. 1 (b)에 나타난 위치에서 전형적인 자속밀도의 contour line을 Fig. 2에 나타내었다. 실측치와 계산치가 모두 코일이 존재하는 곳의 윗부분에서 자속밀도가 800 gauss 부근으로 상대적으로 높은 값을 나타내었으며, 측정오차 및 수치해석상의 오차를 고려한다면 실측치와 계

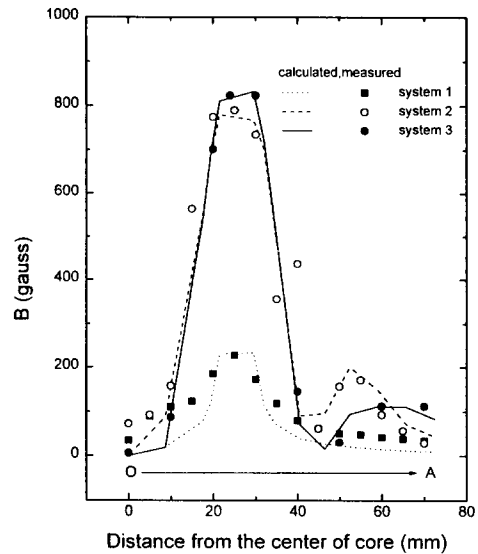


Fig. 3. Profiles of the magnetic field along the OA shown in Fig. 1(b) with different system.

산치가 비교적 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 3에 철심코어의 장축방향 중심선(Fig. 1 (b)의 OA)에서 얻은 자속밀도 분포(A방향성분)의 실측치와 계산치를 나타내었다. 이 경우에 중심으로부터 26 mm 떨어진 곳에 코일의 중심이 위치하고 있다. 코일만 존재하는 경우에는 코일 이외의 부위에서 실측치가 계산치보다 다소 큰 값을 나타내고 있으나 그 밖의 경우에는 잘 일치하였다. 모든 경우에서 코일이 존재하는 부분에서 최대의 자속밀도값을 나타내고 있으며, 철심코어가 부착된 경우에는 코어의 냉각 jacket 부위에서 자속밀도가 약간 증가하였다. 한편, 코일에 철심코어를 부착함으로써 자속밀도의 실측최고치는 약 3.4배 증가하였으며 전기도체인 모의 동판이 요크에 근접하여 존재할 때는 이보다 약 4 %가 증가하고 있다. 따라서 이러한 자속의 집중을 이용하면 용융금속의 표면형상을 효율적으로 제어할 수 있을 것으로 생각된다. 그러나 자속밀도가 집중되는 영역이 1 cm 정도로 좁으며 이는 E자형 철심의 자극간 거리가 18 mm로 짧은 것에 기인한다.

Fig. 4는 철심코어와 모의 동판이 존재하는 코일시스템에 444 A, 563A, 680 A 및 836 A를 인가하였을 때 수평방향의 자속밀도를 코일시스템의 장축방향 중심선(OA)을 따라 나타낸 것이다. 인가전류가 증가할수록 자속밀도의 최대값이 점차로 증가하여 836 A 인가시(6 kW)에는 1050 가우스에 이르는데, 자기압력( $P_m$ )과 자

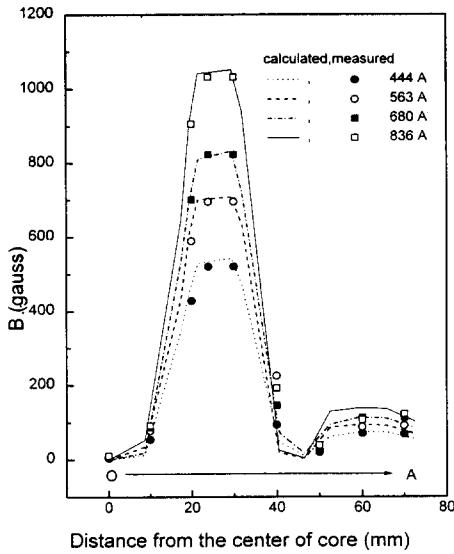


Fig. 4. Profiles of the magnetic field along the OA shown in Fig. 1(b) with different input current.

속밀도(B)와의 관계식  $P_m = \frac{B^2}{2\mu}$  을 사용하여 계산한 자기압력은 4.39 kPa로서 약 6.4 cm의 용융주석 정수압력에 해당하는 값이다. 냉각 jacket의 구조 및 부착위치

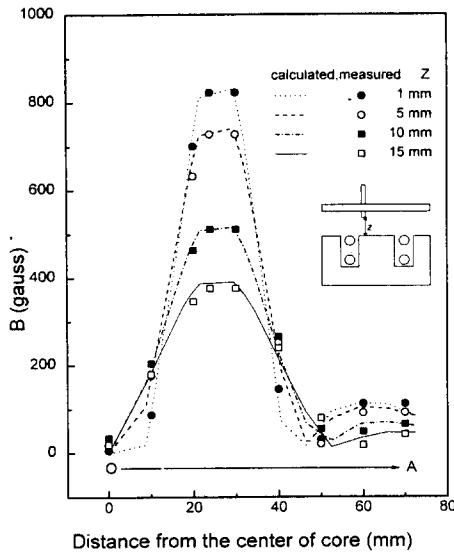


Fig. 5. Profiles of the magnetic field along the OA shown in Fig. 1(b) with the different distance between sensor and top plane of core.

등을 개선함으로써 철심코어를 효율적으로 냉각할 수 있다면 보다 큰 전류를 인가하여 실제 금속공정에 사용될 수 있는 자기압력도 얻을 수 있으리라 생각된다.

Fig. 5에는 철심코어 평면으로부터 1 mm, 5 mm, 10 mm, 15 mm 떨어진 곳에서의 자속밀도분포를 나타내었다. 거리가 멀어짐에 따라 최대값을 나타내는 영역이 약간 넓어지기는 하나 자속밀도는 감소하고 있다. 그러나 거리가 5배, 10배 그리고 15배 증가할 때 자속밀도의 최대값은 각각 71 %, 49 % 그리고 38 %로 감소하고 있다. 용융금속의 자유표면을 제어하여 안정하게 유지하기 위해서는 유도된 전자기력이 용탕의 높이에 비례하는 용융금속의 정수압과 같은 기울기를 가지면서 정수압보다 약간 큰 값이 되도록 하는 것이 이상적이므로, 수치해석을 통하여 새로운 코일시스템을 구성할 때 철심코어가 평면이 아닌 약간 경사지도록 제작하여 코어평면과 용융금속 간의 거리를 조절할 필요가 있음을 알 수 있다.

Fig. 6에 510 A의 전류를 인가하였을 때 용융주석 용탕수면의 위치변화에 따르는 용융주석 자유표면의 형상변화를 나타내었으며 초기수면위치가 변화함에 따라 형상이 큰 차이를 보이고 있다. 그림에서 높이 0 mm는 전자장이 가해지지 않는 상태에서의 용융주석의 표면높이이다.

Fig. 7에는 용탕수면의 초기위치가 2의 위치에 있을 때, 인가전류의 증가가 형상변화에 미치는 영향을 나타내었다. 인가전류가 510 A에서 630 A으로 증가함에 따라

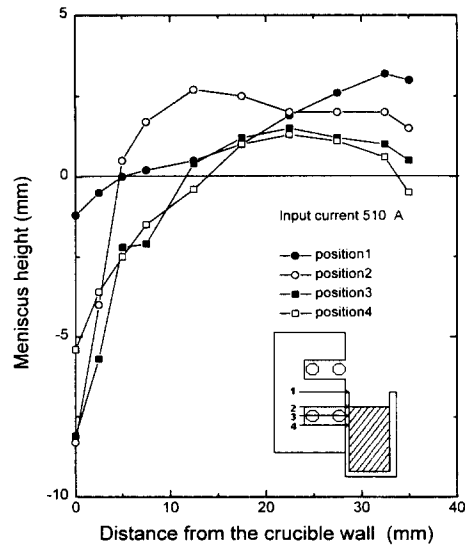


Fig. 6. Variations of the Free-surface shape of the liquid Tin with different position.

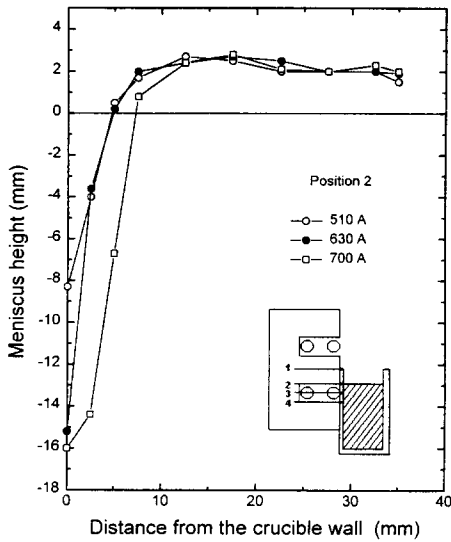


Fig. 7. Variations of the Free-surface shape of the liquid Tin with different input current at position 2.

도가니의 내부면과 접촉하지 않고 안정하게 유지되는 용융금속의 높이가 약 8 mm에서 15 mm로 증가하였으나, 인가전류가 700 A인 경우는 높이는 거의 증가하지 않고 도가니 내부면과의 거리가 2-3 mm에서 6-7 mm로 증가하였다. 이는 인가전류의 증가에 따라 자기압은 대체로 증가하였으나, E자형 철심의 자극거리가 18 mm로 작아 높이에 따라 정수압과 같은 기울기를 가지는 전자기압력을 발생하지 못하였기 때문에 충분한 용융금속의 비접촉 높이를 얻지 못한 것으로 생각된다.

### V. 결 론

사용되는 E자형 규소강판을 철심코어로 사용하고 이를

수냉하여 전류인가시 발생된 자속밀도를 측정함으로써 코어를 가진 고주파 유도코일 시스템이 금속제조공정에 사용될 수 있는 가능성이 확인되었고, 이 경우에 발생하는 전자장을 해석할 수 있는 3차원 수치해석 프로그램을 개발하였다. 측정결과와 계산결과는 잘 일치하여 본 연구에서 개발된 프로그램은 코일과 철심코어 및 코어각장치로 이루어진 시스템의 전자기장을 정확히 예측하는데 사용가능함이 확인되었다. 적절한 전자기장의 세기 및 분포를 발생시킬 수 있는 고주파 유도코일 시스템의 설계에 개발된 프로그램의 활용이 기대된다.

### 참 고 문 헌

- [1] Z. N. Getslev, US patent 3, 467, 166
- [2] T. F. Ciszek, J. Electrochem. Soc., **132**, 963 (1985)
- [3] 小塚敏之, 淺井滋生, 鐵と鋼, **73**, 828 (1987)
- [4] Kenneth E. Blazek, Howard G. Gerber and Ismael G. Saucedo, International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials, 197 (1994)
- [5] A. Kameari, IEEE Trans. Magn., **26** (2), 466 (1990)
- [6] P. S. Kershaw, J. Comp. Phys., **26**, 43 (1978)
- [7] T. A. Manteuffel, The Shifted incomplete choleski, Sandia Laboratories, Livermore 78 (1978)
- [8] R. M. Bozorth, Ferromagnetism, D. V. Nostrand Company, INC., Princeton, New Jersey, 89 (1959)

# A Study on the High Frequency Inductor for the Surface Shape Control of the Liquid Metal ( I )

Young-Joo Oh, Kyong-Ha Kang, Soon-Hyo Chung and Jae-dong Shim

*Div. of Metals, KIST*

*P. O. Box 131, Cheongryang, Seoul 130-650, Korea*

(Received 20 November 1996, in final form 29 January 1997)

This study is conducted to develop the high frequency inductor with ferro-yoke for the surface shape control. A 3-Dimensional simulation program based on the finite element method is developed for calculating electromagnetic field of the high frequency inductor. The validity of the program and the capability to control the liquid metal shape are confirmed by comparison between the results from calculation and those from measurement.