

論 文

12%Cr 大型鋼塊의 偏析輕減에 關한 研究

殷鈺基,* 蔣充石*

A Study on the Reduction of Segregation in Large 12%Cr Steel Ingot

Ok-Ki Eun, and Yun-Souk Chang*

Abstract

In order to reduce segregation in 12%Cr steel ingots of 60-100tons, numerical analysis by computer was applied to simulate solidification profiles and the profiles of liquid-solid coexisting zone in accordance with the ratios of H(Height) /D(diameter) of 100-ton ingot. The result is that the ratio of L(vertical length) /D(diameter) of liquid-solid coexisting zone was reduced in proportion to the decrease of H /D ratio. With the reduced H /D ratio(0.92) of ingot, the segregation in 60-ton ingot of 12% Cr steel can be much reduced and recovery was also improved by reducing ingot weight.

1. 序 言

火力發電所用 터빈 로터 材로는 보통 1%Cr-Mo-V 鋼이 사용되고 있으나 발전소의 熱效率을 향상시키기 위해서는 스팀의 溫度와 壓力을 보다 上昇시킬 需要가 있으며, 이러한 條件에는 12% Cr 鋼이 우수하다고 발표되어 왔다. (1)(2)(3) 近來 設置되고 있는 火力發電所 容量의 高압 터빈로터는 通常으로 25ton 程度이므로 鍛造前의 鋼塊는 60-100ton 程度가 사용되었다.

이러한 大型鋼塊의 偏析은 高合金鋼일수록 甚하므로 偏析輕減을 위한 研究를 하게 되었으며, 이를 위해 凝固 樣相을 根本적으로 制御하기 위하여 鑄型模型의 制御方案을 研究하였다. 凝固 樣相 豫測에는 數値解析에 改良差分法(Developed Finite Difference Method)를 이용하였으며 既存의 鑄型에 높이를 조절함에 따른 固液共存區域을 豫測하여 偏析狀態를 確認하였다.

2. 數値解析

2.1 支配方程式

수치해석 방법에는 유한차분법(FDM), 유한요소법(FEM), 경계요소법(BEM) 등이 있으나 개량차분법(DFDM)을 이용하였다. (5)(6)(7)

강괴와 鑄型은 축대칭으로 가정하며 응고시 지배방정식은 축대칭 2차원 비정상열전도 방정식으로 고려하였다. (8)(9)(10)

강괴와 鑄型형상은 Fig.1과 같으며 열전도 지배방정식은 다음과 같다. (5)(6)

ρ(C-L · ∂f_s / ∂T) ∂T / ∂t = 1/r ∂ / ∂r (K_r ∂T / ∂r) + ∂ / ∂z (K_z ∂T / ∂z)(1)

- 여기서, ρ: 밀도(g/cm³)
Kr, Kz: 열전도도(cal/cm.s.°C)
C: 비열(cal/g.°C)
L: 잠열(cal/g)
f_s: 고상율
T, t: 온도(°C), 시간(sec)

* 한국중공업(주)기술연구소
(Research and Development Laboratory, Korea Heavy Industries and Construction Co., LTD.)
(1990년도 춘계 학술발표회에서 발표)

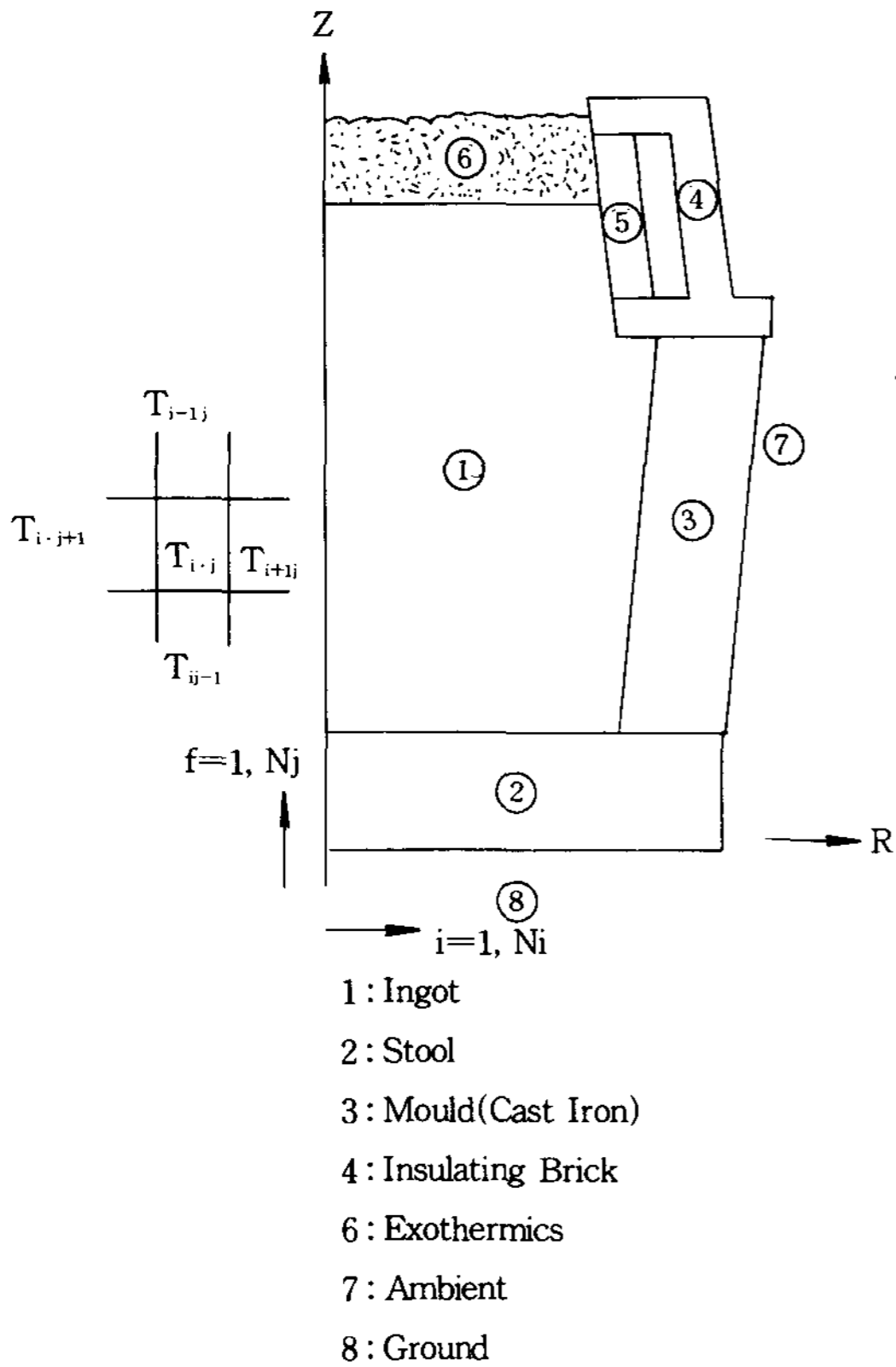


Fig. 1. Coordinate and configuration of ingot mould.

(1)식의 해를 구하기 위해 개량차분법(DFDM)을 이용하여 미소 체적용소(Control Volume)에 대한 열평형(에너지 방정식)을 고려한 차분식을 세우고, Crank-Nicolson Scheme으로 수렴되도록 하였다.⁽¹¹⁾

즉, 체적요소의 열평형은 Fig.2에 도시한 바와 같이 다음식으로 표현된다.

Control Volum내의 내부에너지 증가율(\dot{Q}) = Control Surface를 통과하는 유입에너지(Q_T)(2)식의 \dot{Q} 와 Q_T 는 각각 다음과 같다.

$$Q = \rho C_{eq} \cdot \Delta V \cdot \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^n}{\Delta t} \dots\dots\dots(3)$$

$$Q_T = Q_E + Q_W + Q_S + Q_N$$

$$= \left[\frac{\Delta T}{R} \right]_E + \left[\frac{\Delta T}{R} \right]_W + \left[\frac{\Delta T}{R} \right]_S + \left[\frac{\Delta T}{R} \right]_N$$

여기서, $\Delta V = 2\pi r_{ci,j} \cdot \frac{1}{2} (\Delta r_{i,j} + \Delta r_{i,j+1}) \Delta Z_j$ 미소 체적 요소의 체적 $\dots\dots\dots(4)$

$T_{i,j}^{n+1}$: Δt 시간 이후의 요소온도
 C_{eq} : 등가비열(Cal/g·°C)

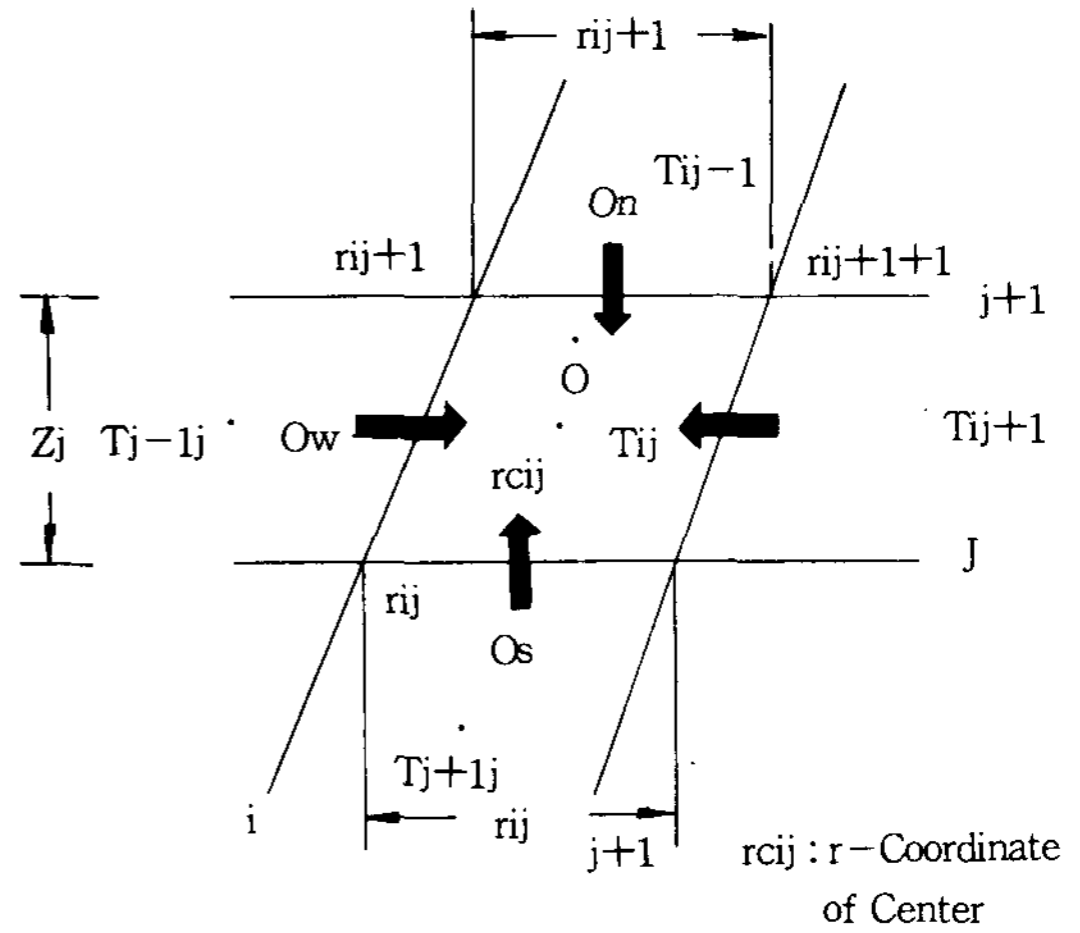


Fig. 2. Heat balance in arbitrary control volume.

(4)식의 R은 전체 열저항으로서 요소의 연속 및 불연속면에서 열저항의 합이다.⁽¹¹⁾ (3) (4)식을 식에 대입하고 Crank-Nicolson Scheme으로 차분화하여 정리하면 다음과 같다.

$$-PWT_{i-1,j}^{n+1} + (2PT + PW + PE + PS + PN) T_{i,j}^{n+1} - PEF_{i+1,j}^{n+1} = (2PT - PW - PE - PS - PN) T_{i,j}^n + PWT_{i-1,j}^n + PET_{i+1,j}^n + PS (T_{i,j-1}^{n+1} + T_{i,j-1}^n) + PN (T_{i,j+1}^{n+1} + T_{i,j+1}^n) \dots\dots\dots(5)$$

여기서 $PT = \rho C_{eq} \Delta v / \Delta t$

$PW, PE, PS, PN (= 1/RW, 1/RE, 1/RS, 1/RN)$: 전체 전열계수(Overall Heat Transfer Coefficient)

(5)식을 Matix형태로 바꾸어 이를 풀면 Δt 시간 후의 요소온도 $T_{i,j}^{n+1}$ 를 계산할 수 있으며, 강괴의 온도분포로부터 각종 응고 양상에 대한 정보를 얻을 수 있다.

2.2 初期 및 境界條件

용강의 固相 및 液相溫度는 강종의 화학조성을 아래식과 같이 계산하였다.⁽¹²⁾

$$\text{固相溫度}(T_s) = (\text{Fe-C계의 고상선온도}) - [20.5(\%Si) + 6.5(\%Mn) + 500(\%P)700(\%S) + 2(\%Cr) + 11.5(\%Ni) + 5.5(\%Al)] \dots\dots\dots(6)$$

$$\text{液相溫度}(T_L) = 1538 - [f(\%C) + 13(\%Si) + 4.8(\%Mn) + 1.5(\%Cr) + 3.1(\%Ni)] \dots\dots\dots(7)$$

단, $C < 0.5\% : f(\%C) = 55(\%C) + 80(\%C)$
 $0.5\% < C < 1\% : f(\%C) = 44 - 21(\%C) + 52(\%C)$

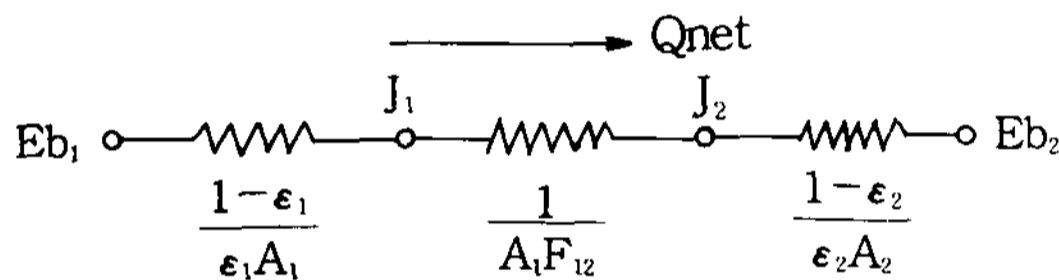
응고온도는 固液 共存구간에서 액상의 유동이 거의 없는 유동 한계 固相率($f_s=0.7$)에 도달했을 때의 온도를 사용하였다.⁽⁴⁾

$$\text{응고온도}(T_p) = T_L - 0.7(T_L - T_s)$$

경계조건은 Fig.1에 나타낸 각 부위에서 서로 다른 물질간의 불연속면에서 일어나는 열전달현상으로 Table 1과 같이 고려하였다.

鋼塊와 鑄型사이의 경계면은 주입초기에는 상호접촉으로 전도 열전달이 생기나, 응고가 진행됨에 따라 강괴의 수축으로 Air Gap이 생성된다.

이때의 열전달은 복사 열전달이 지배하며 다음과 같은 Network로 표시할 수 있다.⁽¹³⁾



따라서, 열전달량은

$$Q_{net} = \frac{\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{(1-\epsilon_1)/\epsilon_1 A_1 + 1/A_1 F_{12} + (1-\epsilon_2)/\epsilon_2 A_2} \dots\dots\dots(9)$$

여기서, A_1, A_2 는 강괴 및 주형의 인접요소 면적으로서 강괴와 주형은 두개의 평행한 원통으로 가정하여 강괴의 복사열이 주형으로 모두 전달된다고 보아 복사형상 계수 F_{12} 는 1이 되고, 면적비 A_1, A_2 도 1에 가까우므로,

$$Q_{net} = \frac{\sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{1/\epsilon_1 + (A_1/A_2)(1/\epsilon_2 - 1)} = \frac{\sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{1/\epsilon_1 + 1/\epsilon_2 - 1} \dots\dots\dots(10)$$

Table 1. Boundary condition used in computation.

Interface	Boundary Condition
Steel-stool	Conduction
Steel-Exthermics	Insulation
Mould-Ambient	Natural Convection+Radiation
Exothermics-Ambient	Insulation or Convection+Radiation
Steel-Mould	Conduction before Air Gap Convection+Radiation after Air Gap
Stool-Ground	Insulation

으로 된다. 여기서 ϵ_1, ϵ_2 는 각각 鋼塊와 鑄型의 放射率이며, $\epsilon_1=0.3, \epsilon_2=0.9$ 로 택하였다. 한편 鑄型과 외부공기의 접촉면에서는 輻射(Q_r)와 對流(Q_c)가 일어나며, 전체 열전달량은 다음에 표시한 Q_r 과 Q_c 의 합이 된다.

응고를 고려한 전열문제에서는 복사효과를 Newton의 냉각법칙으로 처리하는 경우가 많으며⁽⁵⁾⁽⁶⁾, 이 경우 주형이 무한히 큰 외부공기와 접촉하므로 식 (10)에서 A_1/A_2 이 0에 가깝다.

따라서, 복사열전달은 아래와 같이 표시된다.

$$Q_r = \epsilon \sigma A (T_M^4 - T_a^4) = \epsilon \sigma A (T_M^2 + T_a^2)(T_M + T_a) (T_M - T_a) = (T_M - T_a) / R_r$$

여기서, ϵ : 鑄型의 放射率

σ : Stephan-Boltzman상수($1.3542 \times 10 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{k}^4$)

T_a : Mould표면온도

T_a : 주위 공기온도

R_r : 복사 열전달에 의한 열저항

$$Q_c = (T_M - T_a) / R_c \dots\dots\dots(12)$$

여기서, $R_c = 1/hA$: 대류 열전달에 의한 열저항 (A : 면적)

(11)식의 ϵ 은 0.9로 택하였으며,⁽⁴⁾ (12)식의 R_c 에서 h 값은 자연대류에 의한 열전달 계수로 다음식에 의해 계산된다.

$$Nuf = 0.10(Grf \cdot Prf)^{1/3} \dots\dots\dots(13)$$

여기서 Nuf 는 막온도에 대한 Nusselt수이며

$$= \left(\frac{hx \cdot \chi}{K} \right) \text{ Prf는 막온도에서의 Prandtl수 } \left(\frac{\nu}{\alpha} = \frac{C_p \mu}{K} \right) \text{이다.}$$

Nuf 의 x 는 바닥으로부터의 거리이며, hx 및 K 는 거리 x 에서의 열전달 계수 ($\text{cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{C}$) 및 열전도도 ($\text{cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{C}$)이다. 또한, 막온도에서의 Grashof 수는 다음과 같이 정의된다.

$$Grf = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)x^3}{\nu^2} \dots\dots\dots(14)$$

여기서 β 는 체적팽창계수, ν 는 동점성계수, x 는 바닥으로부터의 거리이며, g 는 중력가속도, T_w 와 T_∞ 는 각각 주형벽면 및 주위공기의 온도를 나타낸다. 상기 경험식들은 Rayleigh수($Grf \cdot XPrf$)가 $10^8 - 10^9$ 의 난류자연대류에서 잘 맞는 식

으로 알려져 있다.

본 해석에서 사용된 h값은 0.0004-0.0006cal / cm².s.℃였다.

이외에 경계조건에 필요한 자료는 참고문헌 (14) (15)를 참조하였다.

2.2 物性値의 모델링

1) 응고 잠열처리⁽⁵⁻⁷⁾

용융금속이 응고할 때, 응고구간 즉 固液共存구역에서는 응고잠열이 발생하며, 단위 시간당 발생량은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \bar{\rho} \cdot V \cdot L \cdot f_s \} \dots\dots\dots (15)$$

여기서 $\bar{\rho} = \rho_s f_s + \rho_l f_l$

L: 잠열(cal / g)

f_s, f_l: 고상율, 액상율

응고잠열을 고려하여 (15)식을 (1)식에 대입하여 정리하면, C_{eq}는 아래와 같다.

$$C_{eq} = C - L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \dots\dots\dots (16)$$

응고잠열은 고상율과 온도에 의존하며, 여기서는 응고잠열이 응고구간에서 균등하게 방출하는 것으로 하여 다음식을 이용하였다.

$$-L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} = \frac{L}{T_L - T_s} \dots\dots\dots (17)$$

여기서 T_L, T_s: 금속의 액상 및 고상선 온도

따라서, 응고구간에서의 잠열방출해석은 등가비열법, 온도회복법, 엔탈피법등이 있으나, 등가비열법을 이용하여 아래식과 같이 비열의 증가로서 고려해 주었다.

$$C_{eq} = C - L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} = C + \frac{L}{T_L - T_s} \dots\dots\dots (18)$$

C값은 응고구간 이외의 비열값을 대입하고 잠열 L값은 12%Cr강의 경우 60cal / g로 적용하였다.

2) 응고 수축량 고려

강괴가 응고될때의 체적수축은 시간의 함수이

며, 특히 Hot Top부의 수축양상은 응고과정에 영향을 줄 뿐 아니라 최종응고양상을 예측하는데 필수적으로 고려되어야 한다.

본 해석에서는 초기의 강괴중량을 계산하고, 시간에 따른 밀도차를 부피로 환산하여 Hot Top상의 요소를 제거하는 방법으로 수축량을 고려하였다.

2.3 요소분할 및 시간증분

차분방정식의 해를 구하는 경우, 정확한 해를 얻기 위해서는 안정조건을 만족시켜야 한다.

이 안정조건을 지배하는 것은 모델링의 요소형상과 시간증분이며 가능한 정사각형에 가깝도록 분할하였다.

그러나, 차분방정식의 해를 구하기 위하여 Crank-Nicolson Scheme을 사용하였기 때문에 Implicit나 Explicit Scheme과는 달리 무조건 안정된 해를 얻을 수 있으나 시간증분 Δt는 계산시간의 경제성을 고려하여 아래의 Explicit Scheme⁽⁸⁾을 사용하였다.

$$S = \frac{\alpha \Delta t}{(\Delta \ell)^2} < \frac{1}{4} \dots\dots\dots (19)$$

S: Stability Criteria

여기서, α는 열확산계수($\frac{k}{\rho c}$)이며, Δℓ, Δt는 각 요소의 크기 및 시간증분이다.

3. Simulation 方法 및 計算結果

적용한 주형은 기존의 100톤 잉곳트 제조용 주형을 사용하였으며 Hot Top부의 잉곳트 중량이 20톤이고 몸체 중량이 80톤으로 Fn80주형이라 부르고 있다. 계산은 주형 내부 바닥에 stool을 깔아서 잉곳트의 높이를 조절함에 따른 응고양상을 Simulation하였다.

계산에 적용한 강종은 스텐레스 강으로 그 화학 조성은 Table 2와 같다.

Table 2. Chemical composition of specimens(wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Nb	N	Cr eq
General Electrics	0.14	0.15	0.50	0.015	0.015	0.60	10.00	0.90	0.15	0.05	0.04	5.0
Co. Specification	0.20	0.35	0.80	Max	Max	Max	11.25	1.10	0.25	0.12	0.08	6.5
Ladle Analysis	0.18	0.23	0.68	0.012	0.002	0.59	10.85	0.97	0.21	0.057	0.057	6.04

Table 3. Thermal and physical properties used in the computation

	Steel	Mould	Brick	Exothermics	Ambient
ρ (g/cm ³)	7.0-7.3	7.1	1.6	0.371	-
C (cal/g.°C)	0.112 -0.204	0.15	0.2 -0.36	1.29	-
K (cal/cm.s.°C)	0.071 -0.124	0.08	0.00084 -0.0015	0.0013	-
L (cal/g)	60	-	-	-	-
T _{liq} (°C)	1495	-	-	-	-
T _{sol} (°C)	1395	-	-	-	-
T _o (°C)	1570	170	150	1100	120
Interface	steel-Mould		Mould-Ambient		Exothermics-Ambient
h (cal/cm ² .s.°C)	0.001		0.0005		1.423×10 ⁻³
ϵ	Steel : 0.3 Mould : 0.9		0.6		0.3

To : Initial temperature

사용된 발열재의 물성치는 탄화왕겨, 발열재, 탄화왕겨 순으로 투입할때와 별도로 시험에서 얻은 값을 사용하였으며, 기타 계산에 적용된 물성치는 Table 3과 같다.

계산결과 잉곳트의 높이(H)와 지름(D)의 비(H/D)에 따라 잉곳트 내부에서 응고 양상을 Fig4에 표시한다. 그림에서 H/D비가 적은 것이 내부 등온선의 기울기가 완만하게 변하는 것을 알 수 있고, 따라서 給湯이 원활하여 편석과 기공등의 결함이 감소될 것으로 생각된다.

給湯에 관한 Yamada⁽⁴⁾의 理論에 의하면 固相率(fs)0.3전후에서는 고상이 액상중에 유리되어 있어 급탕성을 유지하나 固相率(fs) 0.7전후에는 급탕능력이 거의 없게 되므로 편석이 발생하는 곳은 固相率 0.3과 0.7사이의 범위로 추정되고 있다.

따라서 Fig. 5에서 보는 바와 같이 임의의 凝固 시간에서 固相率(fs) 0.3에서 0.7까지의 종방향 높이(L)과 1/2위치에서 固相率 0.7의 횡방향 直徑(D)과의 비를 L/D라 하여 固液 共存구역의 形狀을 정의하고 있다.

그는 실험 및 해석을 통하여 결함의 크기와 L/D값의 관계가 잘 일치하고 있으며, 강괴의 L/D값이 커질수록 강괴축심부에 발생하는 v편석

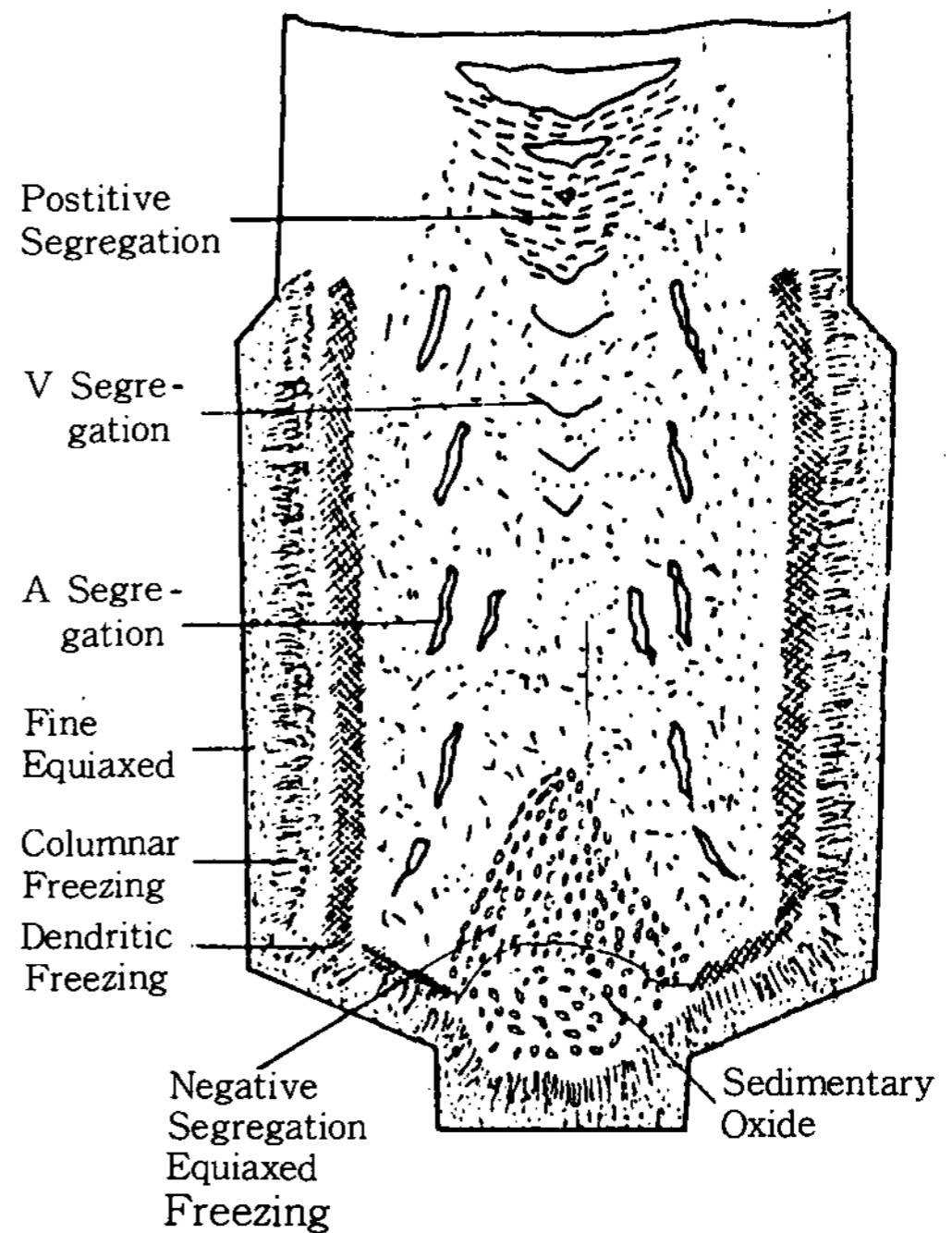


Fig. 3. Typical pattern of segregation in large ingot.

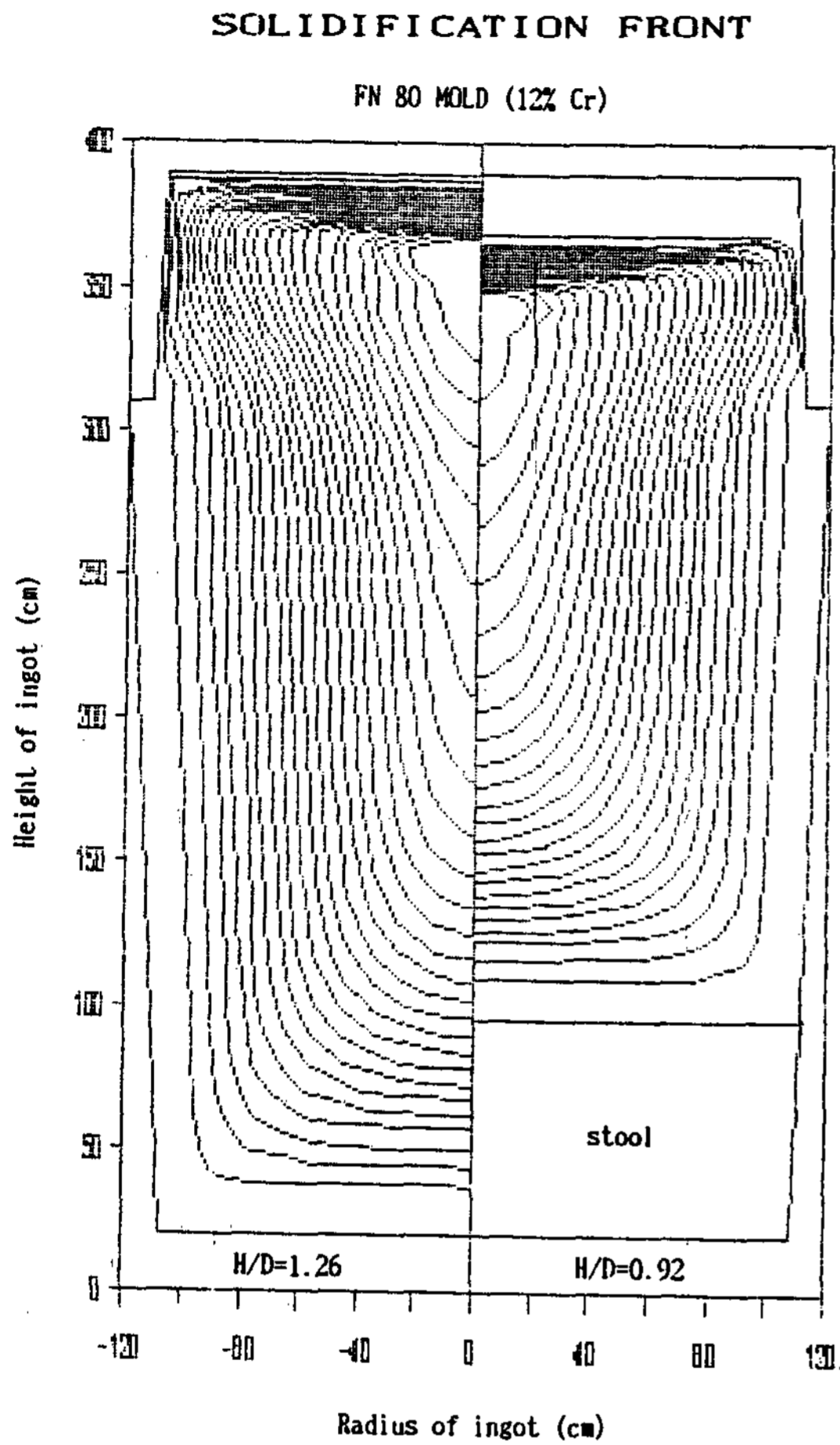


Fig. 4. Comparison of solidification patterns simulated with H/D ratios in FN 80 ingot.

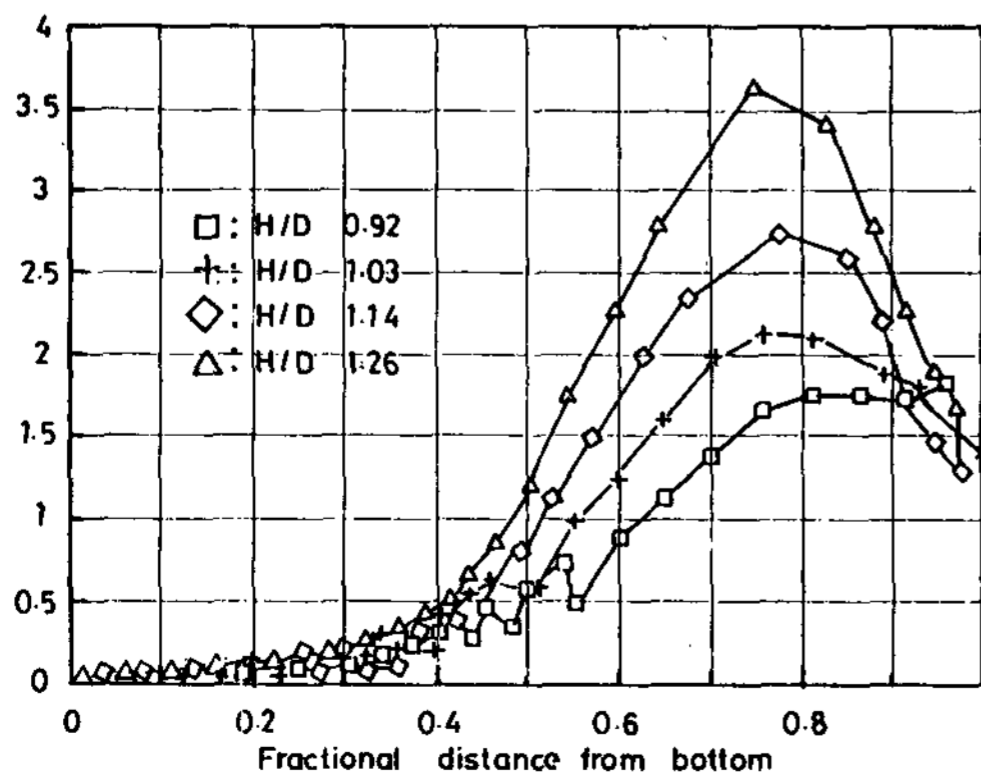


Fig. 6. Fractional distance from bottom.

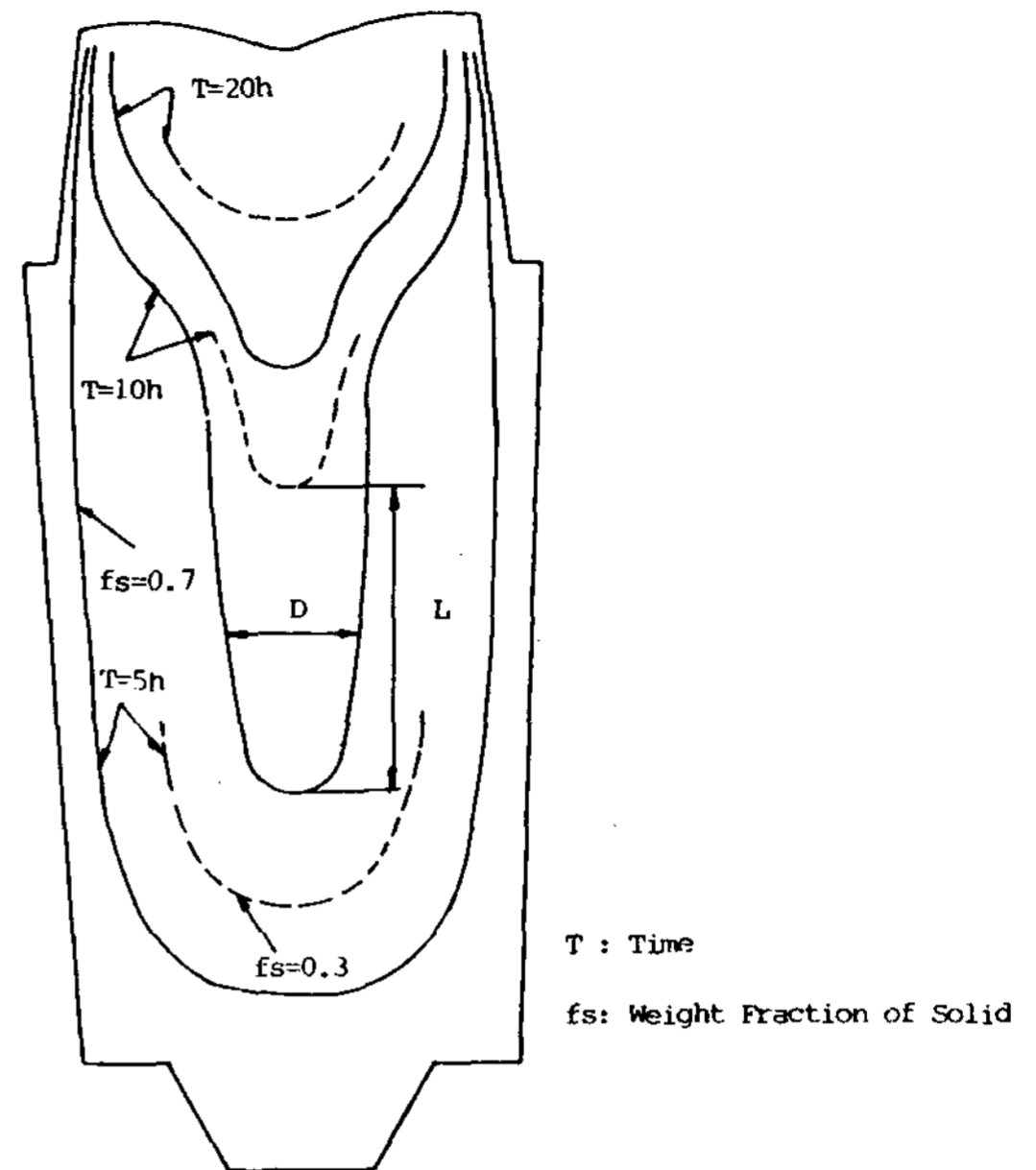


Fig. 5. Illustration of the change in the shape of solid-liquid coexisting phase.

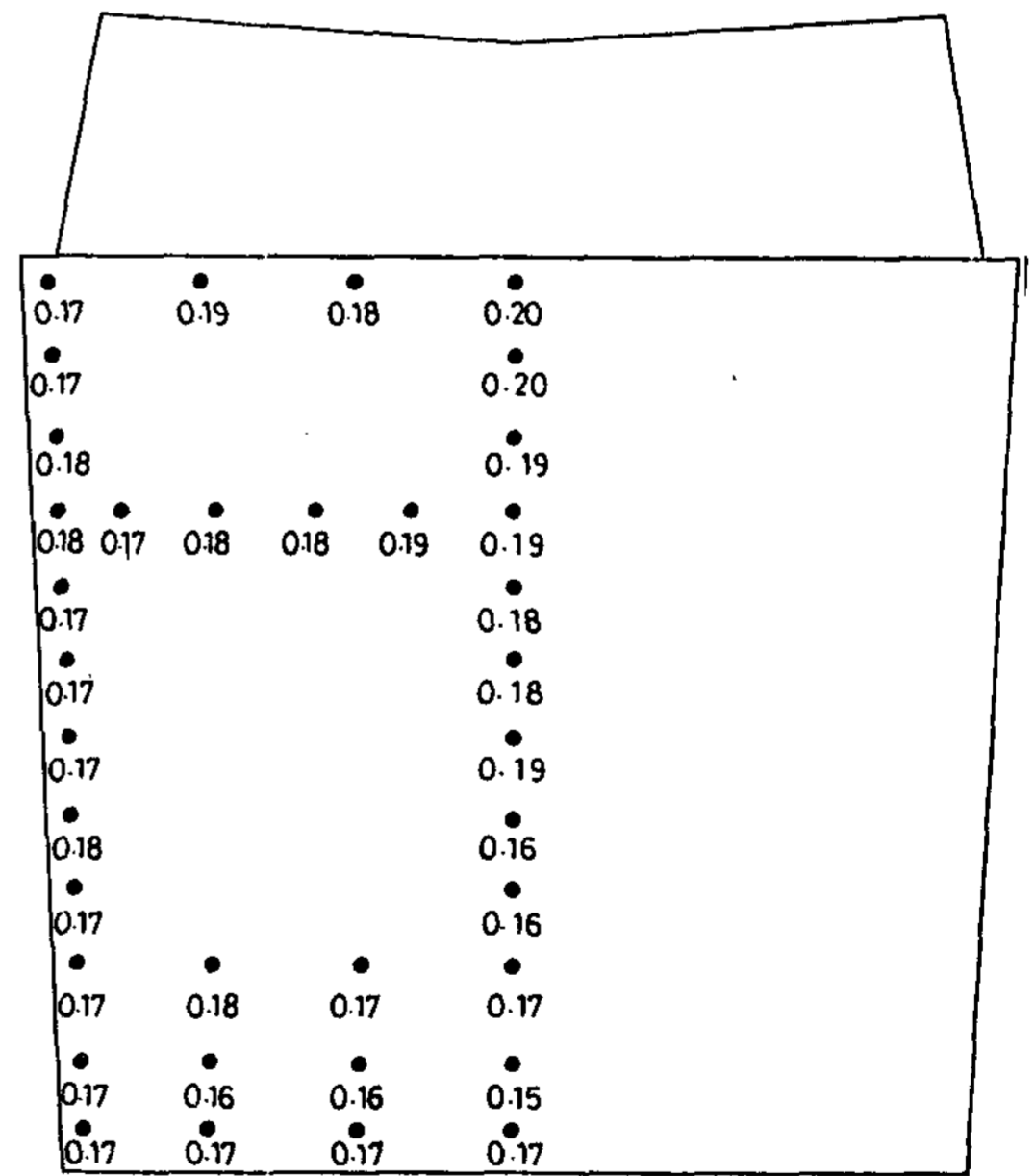


Fig. 7. Distribution of carbon in 12% Cr steel 85-ton ingot with the H/D ratio of 0.92 mean carbon content in ladle : 0.18%.

을 수반한 결함의 크기도 증가한다고 하였다.

Fig. 6에 잉곳트 높이에 따른 L/D 樣狀을 표시한다. 잉곳트의 H/D 比가 감소할수록 固液 共

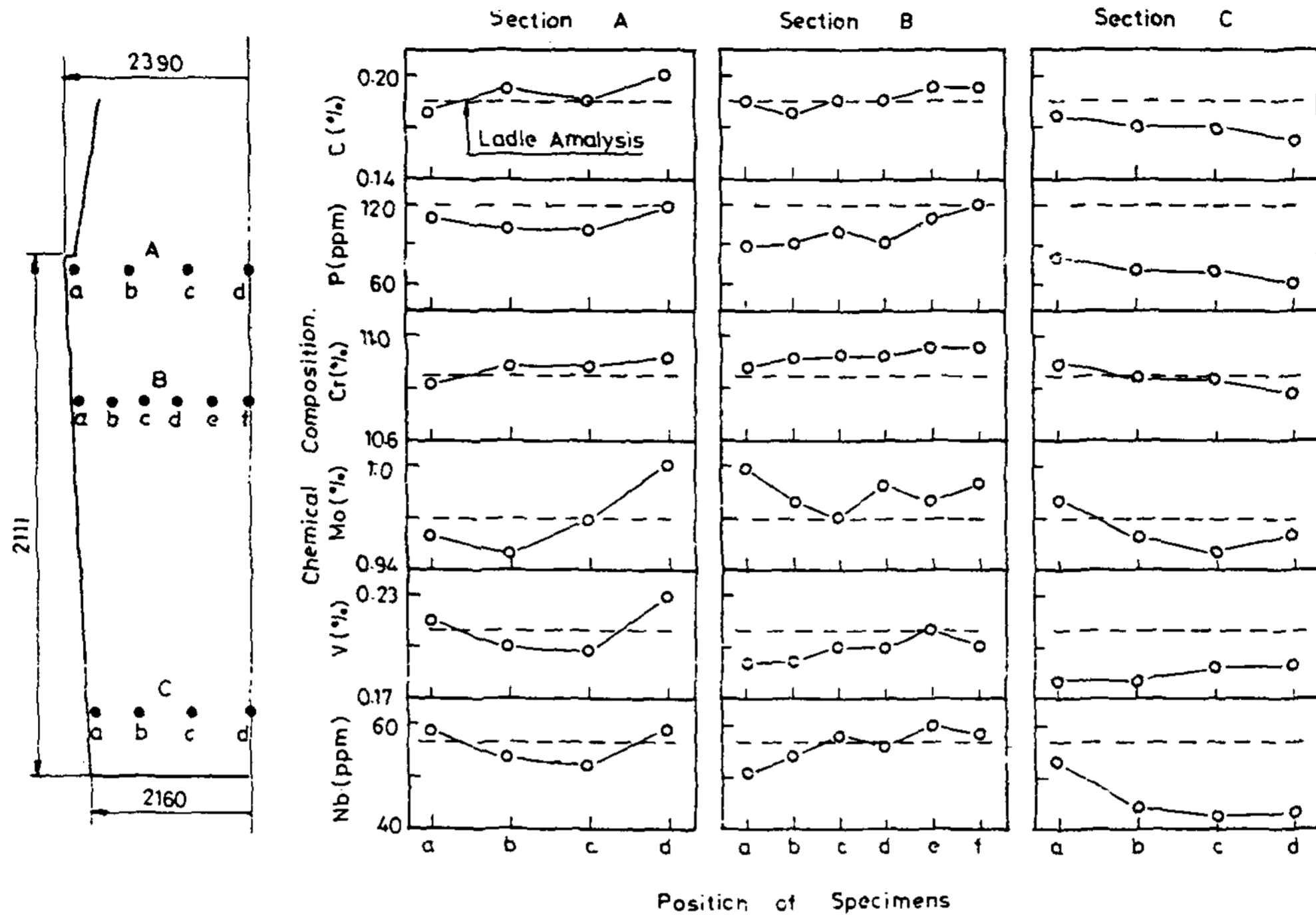


Fig 8. Transverse bisribution of chemical conposits in the top and bottom parts of 12% Cr steel in got.

存구역의 L/D比는 감소되는 것을 표시하고 있으며, Oshima⁽¹⁶⁾ 등의 研究에 의하면 H/D比의 감소에 따라 급탕능력이 向上됨을 보였다. 따라서, L/D비의 감소에 따라 급탕능력이 向上됨을 알 수 있다.

4. 實驗 및 偏析 狀態

Fig. 9는 각종과 잉곳트의 크기에 관계없이 H/D比에 따른 탄소편석비를 실제 분석하여 표시하였으며, 강괴의 H/D비가 감소할수록 탄소편석비가 감소함을 나타내고 있다. 이는 강괴의 H/D비가 감소할수록 고액공존구역의 L/D비가 감소하여 급탕능력이 향상되고 편석이 감소한다는 계산 결과와 잘 일치하고 있다.

따라서, 실험용 강괴는 Fig. 6의 계산결과에서 가장 편석이 경감될 것으로 예상되는 H/D비를 0.92로 하여 제조하였으며, Fig7과 8에 각각 잉곳트 내부 위치의 炭素의 분포 상태 및 각 원소의 분포상태를 분석하여 나타내었다.

그림에서 보듯이 모든성분이 Table 2의 G.E. Co의 규격내에 충분히 만족되고 있어, 강괴 H/D比가 작을 수록 편석이 경감되리라 사료된다.

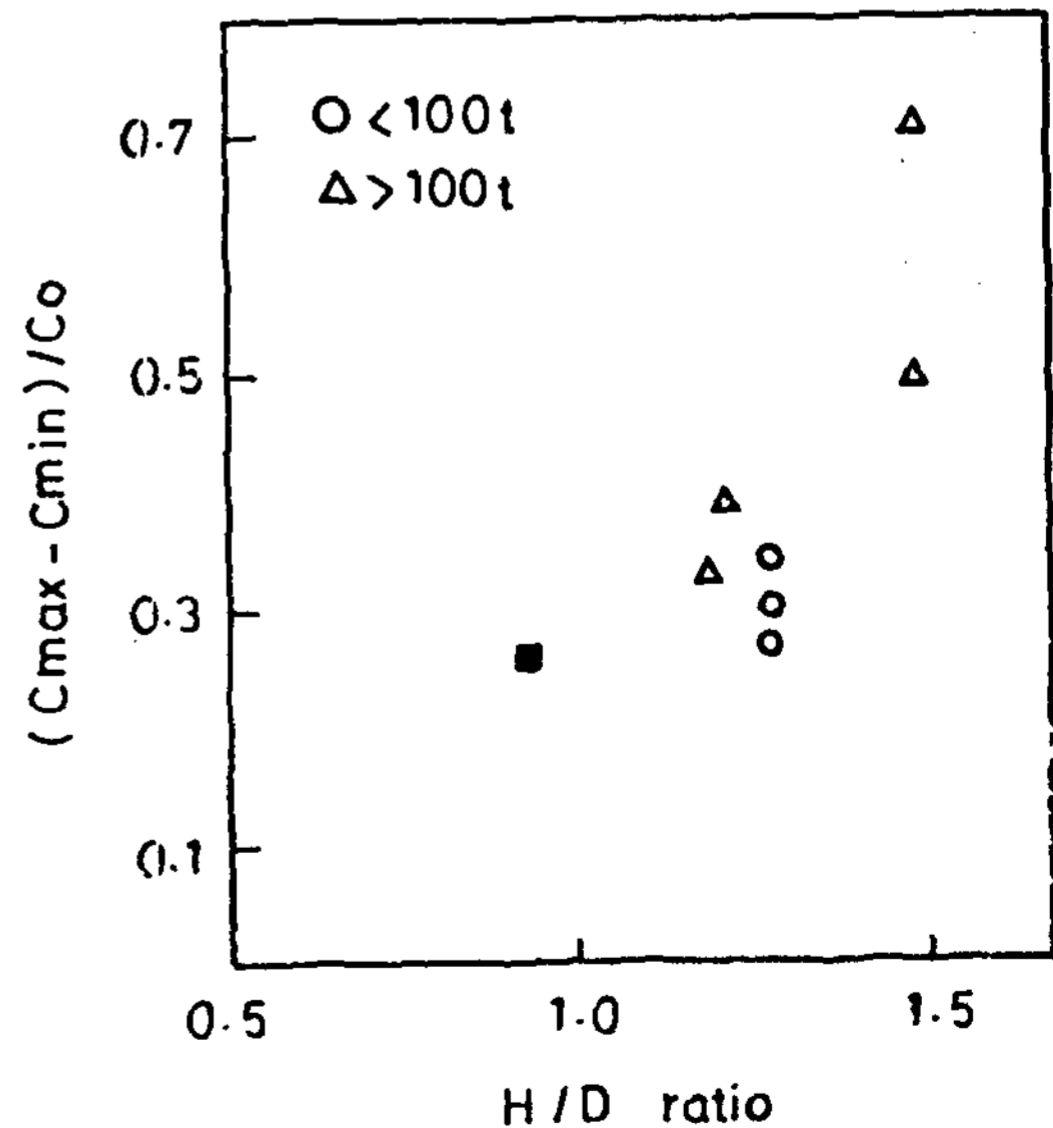


Fig. 9. The relations of carbon segregation versus H/D ratio.

5. 結 論

대형 12% Cr강 로터를 제조시에 우려되는 편석을 경감시키기 위하여 주형 높이에 따른 잉곳트 내부의 固液共存구역의 양상을 계산하여 그 결과를 검토하고, 실제 잉곳트를 제조하여 실험한 결과는 다음과 같다.

1. 잉곳트의 H/D比 0.92-1.26 범위에서 잉곳트 내부의 固液共存구역의 L/D比를 계산한 결과 L/D가 감소할수록 L/D가 감소하여 給湯이 원활하므로 偏析이 감소 될 것으로 사료된다.
2. 따라서, H/D 0.92로 잉곳트를 제조한 후 편석을 確認한 결과 예상과 같이 强皮전면의 각 성분분포가 규격내에 만족되므로 偏析이 경감되었다고 사료되었다.

참 고 문 헌

- 1) Newhous. D.L., Boyle, C.J., Curran. R.M., "A Modified 12% Chromium Steel for Large High Temperature Steam Turbine Rotors" ASTM 68th Meeting, June13-18. 1965.
- 2) Curran. R.M. Newhouse, D.L., Newman, J. C., "The Development of Improved Rotor Forgings for Modern Large Steam Turbines." 82-JPGC-Pwr-25, 1982.
- 3) Fumi Ito et al, "Improved 12% Cr Rotor Forings for Advanced Steam Turbines", JPGC, 1986.
- 4) H.Yamada et al. "Estimation of Forming Condition of Center Porosity in Forging Ingot", Testu do Hegane, Vol73, No. 14 (1987) pp.1706-1713.

- 5) 大中逸雄, コンピュータ傳熱・凝固解析入門, 丸善株式會社, 1984.
- 6) 梅田高照, 鑄造品 凝固解析 の基礎, 東京大學 工學部. 1984.
- 7) 大中逸雄, コンピュータ各鍾, 凝固解析法の原理と特性, 大阪大學工學部 1984.
- 8) J. P. Hollman, "Heat Trasnfer(4th de.)", McGraw-Hill, New York, 1972.
- 9) E.R.G.Eckert and R.M.Drake J.r., "Analysis of Heat and Mass Transfer", McGraw-Hill, 1972.
- 10) H.S.Carslaw and J.C.Jaeger, "Conduction of Heat in Solids(2nd ed)", Oxford Univ. Press, 1959.
- 11) 조종래외 2인, "수치해석에 의한 대형 강피의 응고양상 연구" 한중기술보고문집(1987), pp310-324.
- 12) 平居, 金丸: 學振 19委, 第5會 凝固現象協議會資料, 凝固 46, 1968.
- 13) 은옥기외 3인, "단조용 Ingot의 Hot Top부 열특성을 고려한 응고양상 연구" 한중기술 보고문집(1988) .309-324.
- 14) S.Spencer et al., "Mathematical Model for Simulation of Solidification and Cooling of Cast Rolls", Ironmaking and Steelmaking, No.3(1981), pp.129-136.
- 15) J.Ohnaka and T. Fukusako, "Solidfication Analysis of Steel Ingots with Consideration on Fluid Flow", Trans. ISIJ, VOL.21 (1981), PP.4885-494.
- 16) Toshihiko Oshima etal., "Prediction of the formation region of eutectic NbC in a large 12Cr-Mo-V-Nb steel ingot", Trans. ISIJ, Vol.1(1985) pp.78-84.