

は鑄鉄における球状黒鉛生成の基本条件が脱硫, 脱酸であることを裏付けているものと思う。したがって接種あるいは急冷などの操作は, 黒鉛の球状化を促進または容易ならしめるものであるが, その基本条件ではないと考えられる。

そこで鑄鉄における球状黒鉛生成の機構について考察すると, 著者らは界面エネルギー説¹³⁻¹⁴⁾を支持するのが適当と思われる。文献¹⁵⁾によつても明らかなように, Mg, Ce および Ca など, 球状化元素の添加による鑄鉄における球状黒鉛の生成機構は, その元素の添加による脱硫, 脱酸にもとずいて, 溶鉄中の晶・析出黒鉛と, それを囲む鉄との界面エネルギーが増大することによる。溶鉄の表面張力に対する硫黄, 酸素の影響は, 門間らの研究¹⁶⁻¹⁹⁾によつて明かなように, その量の増加にともなつて表面張力が低下することが知られている。したがって球状化元素でない Si の添加によつても, ある程度以上の脱硫, 脱酸が進行すれば, 溶鉄の表面張力が増大し, この機構によつて球状黒鉛が生成するものと考えられる。

V 結 言

Fe-Si 添加の鑄鉄における添加合金中の Al, Ca および酸素含有量と, その黒鉛球状化能との関係を調べた結果, その球状黒鉛の生成を支配する因子は, 添加合金中の酸素含有量であることがわかつた。

これらのことから, 鑄鉄における球状黒鉛生成の条件は, その脱硫, 脱酸に帰すると考えられる。

したがって球状黒鉛生成の機構は, 黒鉛とそれを取り囲む鉄との界面エネルギーによつて説明するのが, 当を得ているように思われる。

文 献

- 1) 音谷, 丸山, 松本, 和泉, 柏原: 鑄物, 36 (1964), 4, p. 161~162.
- 2) 音谷, 丸山, 松本, 和泉: 鑄物, 36 (1964) 4, p. 162~164.
- 3) 音谷, 丸山, 松本, 和泉, 柏原: 鑄物, 36 (1964), 4, p. 164~165.
- 4) H. MORROGH: B. C. I. R. A. J'l Resarch & Develop, 3 (1950), p. 251~298.
- 5) M. HILLERT, Y. LINDBLOM: J. Iron & Steel Inst. (U. K.), 176 (1954), April, p. 388~390.
- 6) A. L. Desy: Metal Progress, 57 (1950), p. 774~775.
- 7) A. HULTAGREN, G. ÖSTBERG: J. Iron & steel Inst. (U. K.), 176 (1954), April, p. 357~365.
- 8) J. E. Rehder: Amer. Foundrym., 21 (1952) Feb, p. 44~48.
- 9) 谷村, 松田, 和栗: 鑄物, 33 (1961), 4, p. 260~265.
- 10) 奥本, 飯島: 鑄物, 35 (1963) 12, p. 728~738.
- 11) 丸山, 土井: 鑄物, 31 (1959) 9, p. 793~799.
- 12) 丸山, 原: 鑄物, 34 (1962) 5, p. 387~395.
- 13) F. H. BUTTNER, H. F. TAYLOR, J. WULFF: Amer. Foundrym., 20 (1951) Oct. 49~50.
- 14) J. KEVERIAN, H. F. TAYLOR, J. WULFF: Amer. Foundrym., 23 (1953) June 85~91.
- 15) MILMAN, B. S.: LITEJNOJE Prciswoástwo (1958), p. 11~17.

- 16) 門間, 須藤: 学属学会誌, 24 (1960) 6, p. 374~377.
- 17) 門間, 須藤: 金属学会誌, 24 (1960) 6, p. 377~379.
- 18) 門間, 須藤: 金属学会誌, 24 (1960) 9, p. 611~614.
- 19) Pohl, D., Scheil, E: Giesserei, 43 (1956) 26, p. 833~839.

621.74.047; 621.746.628; 536.21

(57) 連続鑄造における凝固過程の解析用アナログ型熱伝導シミュレーター

(連続鑄造に関する研究-I)

八幡製鉄所, 技術研究所

理博 吉田 秋登・○守末 利弥・川口 正

Analog Simulator for the Analysis of the Steel Ingot Solidification Process in the Continuous Casting Plant.

(Study on the continuous casting - I)

Dr. Akito YOSHIDA, Toshiya MORISUE and Tadashi KAWAGUCHI.

I. 緒 言

複雑な熱伝導問題を解析する方法としていろいろあるが, その一つとして熱伝導現象をこれと相似な他の物理現象に置換して解析する方法, すなわち, 電気式 analog-simulator による方法をあげ, この simulator を連続鑄造における凝固過程の解析に応用する原理について述べる。

その基本となる原理は, 熱系における熱抵抗, 熱容量, 温度をそれぞれ, 電気系の電気抵抗, 電気容量, および電圧に置換するものである。

連続鑄造の研究に対しては, これらのほかに境界条件を simulate する附加装置がある。そのおもなものは, i) Spray cooling zone をリレー回路によつて, ii) Natural cooling zone の鋼片表面からのふく射伝熱, および対流伝熱を任意関数発生器によつて境界条件を模擬する装置である。これら具体的な原理について述べる。

II Analog Simulation の原理

1) 熱伝導方程式の近似, および simulation.

一次元熱伝導方程式は周知のように, 次の偏微分方程式によつて表わされる。ここで考察する鋼片の場合は,

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} &= a \frac{\partial^2 T(x, t)}{\partial x^2}, \quad 0 \leq x \leq L \\ T(x, 0) &= \text{const.} = \text{initial condition} \\ T(0, t) &= T_0(t) = \text{boundary condition} \\ \left(\frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \right)_{x=L/2} &= 0 \end{aligned} \right\} (1)$$

ただし T = 温度

t = 時間

x = 鋼片の厚み方向の長さ

a = k/cρ = 温度伝導率

κ = 熱伝導率

c = 比熱

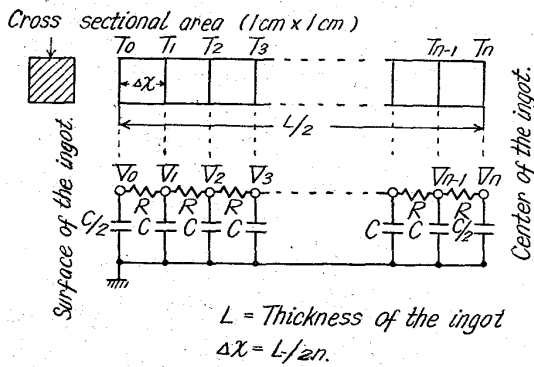


Fig. 1. Simulated ingot and electric RC-network.

ρ = 密度
 L = 鋼片の厚み

今、模擬する鋼片部分を Fig. 1 に示すように断面積 $1\text{cm} \times 1\text{cm}$ 、厚み方向に鋼片表面から中心部 ($0 \leq x \leq L/2$) までを考える。これを厚み方向に分割し集中定数系で表わすことができる。このことは (1) 式を次の常微分方程式で近似することになり、電気的な CR 回路で模擬することができる。

(1) 式を常微分方程式で近似すると次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dT_i}{dt} &= \frac{a}{\Delta x^2} (T_{i-1} + T_{i+1} - 2T_i) \\ T_0(t) &= \text{boundary condition} \\ T_i(0) &= \text{initial condition} \\ T_{n+1} &= T_{n-1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ただし T_i = node i の温度
 $i = 1, 2, \dots, n$
 $\Delta x = L/2$

この場合の熱系と電気系の対応関係は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta x / \kappa &= \alpha_R R_e \\ c \rho \Delta x &= \alpha_C C_e \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし R_e = 電気抵抗
 C_e = 電気容量
 α_R = 抵抗換算係数
 α_C = 容量換算係数

となり、電気系の微分方程式は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dV_i}{d\tau} &= \frac{1}{R_e C_e} (V_{i-1} + V_{i+1} - 2V_i) \\ V_0(\tau) &= \text{boundary condition} \\ V_i(0) &= \text{initial condition} \\ V_{n+1} &= V_{n-1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

ただし V_i = node i の電圧
 τ = 電気系の模擬時間

(2) 式, (3) 式, および (4) 式から時間換算係数 $\alpha\tau$ が求まる。すなわち,

$$t = \alpha_R \cdot \alpha_C \cdot \tau \dots\dots\dots (7)$$

したがって時間換算係数 $\alpha\tau$ は

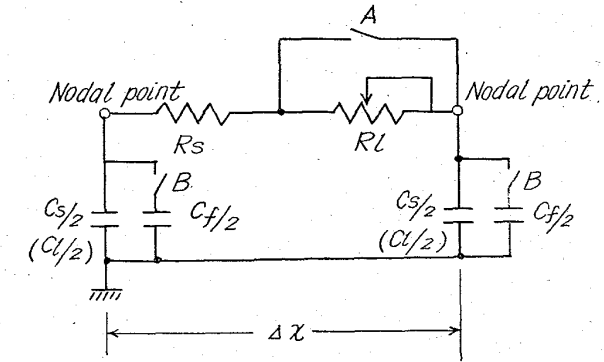
$$\alpha\tau = \alpha_R \cdot \alpha_C \dots\dots\dots (8)$$

また、温度と電圧の換算係数は α_V とすると,

$$T_i = \alpha_V V_i \dots\dots\dots (9)$$

となる。

2) 鋼の相変化, および凝固潜熱の Simulation.



R_s , $R_s + R_L$, $C_s (= C_l)$, and C_f represent solid state thermal resistance, liquid state thermal resistance, solid state thermal capacitance (= liquid state thermal capacitance), and latent heat, respectively.

Fig. 2. π type CR-network for ingot element.

Fig. 2 は鋼片素子の η 型 CR 模擬回路を示す。

Fig. 2 において, C_e , C_f , C_s はそれぞれ液相の鋼の熱容量, 固相の鋼の熱容量, 鋼の凝固潜熱に等価な熱容量を表わし, $R_e + R_s$, R_s は, それぞれ, 液相の鋼の熱抵抗, 固相の鋼の熱抵抗を表わす。鋼の凝固潜熱に等価な比熱 c_f は次式によつて表わされる。

$$c_f = Q_f / (T_{f1} - T_{f2}) \dots\dots\dots (10)$$

ただし c_f = 等価比熱
 Q_f = 凝固潜熱
 T_{f1} = 凝固開始温度
 T_{f2} = 凝固終了温度

図中の A, B リレーは各 node の電圧を検出装置で検出して自動的に動作する。

3) 境界条件の Simulation.

Mould cooling zone, spray cooling zone, および natural cooling zone の simulate は Fig. 3 に示すような方法でおこなう。

i) Mould cooling zone

Fig. 3 の, R mould は mould 内の鋼片表面と mould 円表面間の熱抵抗を表わしている。E mould と R mould の値は後述する方法で決定する。

ii) Spray cooling zone

Spray は水平な帯状をなし, 冷却は均一と考える。

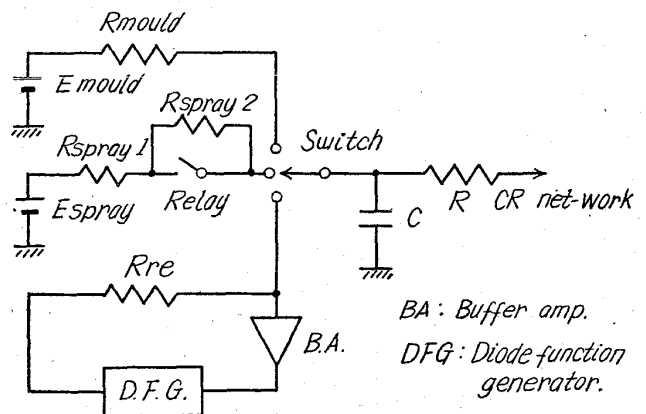
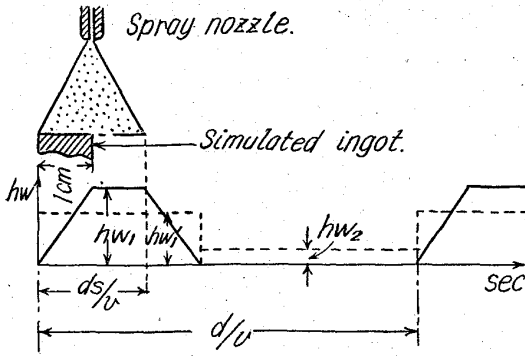


Fig. 3. Analog simulation of boundary conditions.



v = Withdrawal rate.
 d = Spray distance.
 ds = Spray band width.
 hw_1 = Heat-transfer coefficient in the direct spray cooling section.
 hw_1' = Equivalent heat-transfer coefficient to hw_1 .
 hw_2 = Heat-transfer coefficient in the indirect spray cooling section.

Fig. 4. Periodic change of the heat-transfer coefficient in the spray cooling zone.

spray cooling zone においては、spray が直接鋼片を冷却する部分と、一度鋼片に当たったものが拡がって、その水による間接冷却部分があるものと仮定する。したがって、simulate すべき鋼片部分の表面を冷却する spray の熱伝達率 hw と、一定の引抜き速度 v で動くときの経過時間との関係は Fig. 4 によって示される。実際には実線で示すような梯形波をしているが、これを梯形と等面積の矩形波(破線)で置換する、したがって、等価的な Spray の熱伝達率 hw_1' は次式で表わされる。

$$hw_1' = hw_1 ds / (ds + 1) \dots \dots \dots (11)$$

また、間接冷却部分の熱伝達率を hw_2 で表わせば、 $R_{\text{spray}1}$, $R_{\text{spray}1} + R_{\text{spray}2}$ と hw_1 , hw_2 との間には次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned} R_{\text{spray}1} &= 1/\alpha_R hw_1' = (1+ds)/\alpha_R \cdot ds \cdot hw_1 \\ R_{\text{spray}1} + R_{\text{spray}2} &= 1/\alpha_R hw_2 \end{aligned} \right\} (12)$$

iii) Natural cooling zone

鋼片表面からのふく射伝熱、対流伝熱は次式によって表わされる。

$$qr = \sigma \epsilon_s (T_s^4 - T_a^4) + h_s (T_s - T_a) \dots \dots \dots (13)$$

- ただし qr = 単位面積の伝達熱量
- σ = Boltzmann 定数
- ϵ_s = 鋼片表面のふく射率
- h_s = 鋼片表面の対流熱伝達率
- T_s = 鋼片表面温度
- T_a = 周囲空気温度

今、鋼片表面と仮想点を考え、(13) 式を次式で表わすと、

$$qr = (T_s - T_a') / R_r \dots \dots \dots (14)$$

- ただし T_a' = 仮想点温度
- R_r = 鋼片表面と仮想点間の仮想熱抵抗 = const.

したがって、次の式が導かれる。

$$T_a' = T_s - qr R_r \dots \dots \dots (15)$$

T_a は定数であるから T_a' は T_s の関数である、これ

を simulate する場合は、 R_r に相当する定抵抗の両端に T_s , T_a' に相当する電圧を与えれば qr に相当する電流が実現できる。 T_a' は任意関数発生器によって発生させ具体的な模擬回路は Fig. 3 に示した。

III 考 察

1) Mould cooling zone

鑄造中、mould 内の mould 一鋼片間熱伝達率を知ることが困難な問題である。そこで実験的に求めた、Mould 出口の鋼片の凝固相の厚みを仮定し、この厚みになるような均等な熱伝達率で模擬する。

2) Spray cooling zone

Spray cooling zone においてはガイドロールの間を巾方向に帯状に均等に冷却しているものと仮定したが、spray nozzle の間隔と spray の拡がりをお互に合わせると上のような仮定には問題はない。また直接冷却部、間接冷却部の熱伝達率は当研究室で実験的に求めた。

3) Natural cooling zone.

この部分の模擬装置は、鋼片表面のふく射率、対流熱伝達率が決定され、(14) 式の T_a' を T_s の各温度に対して計算し、任意関数発生器に設定すれば、ふく射、対流伝熱量は T_s によって一義的に決められる。

4) 実験例

以上述べた Simulator を用いた実験例を Fig. 5 に示す。

IV. 結 言

連続鑄造における凝固過程の解析は、その操業条件の特殊性から境界条件が非常に複雑さをきわめている。解析の目的によつては境界条件のパラメーターをいろいろ変えなければならない、しかもかなり速やかに解が得られることが望まれる。ここで説明した analog simulator によれば、これらの要求を相当な程度に満足することができる。この simulator による凝固過程の解析結果は同研究一IIを参照されたい。

また、自動制御を行なう場合に問題になる、いろいろな変数に対する動特性の解析にも応用することが可能で

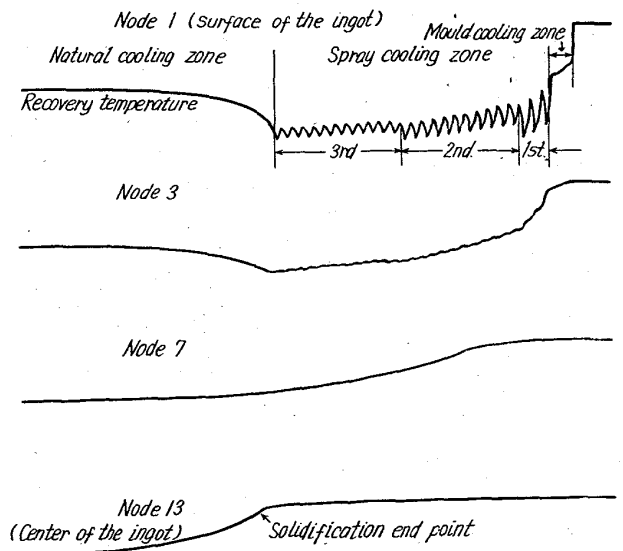


Fig. 5. Result of the analog simulation.

ある。

621.74.047:621.746.628:536.21
 (58) アナログ型熱伝導シミュレータ
 ーによる連続鋳造における凝固
 過程の解析

(連続鋳造に関する研究—II)

八幡製鉄所, 技術研究所 PP1760~1762
 理博 吉田 秋登・守末 利弥
 三塚 正志・〇川口 正

Analysis of the Steel Ingot Solidification
 Process in the Continuous Casting Plant
 by Means of the Analog Lator.

(Study on the continuous casting — I)

Dr. Akito YOSHIDA, Toshiya MORISUE,
 Masashi MITSUTSUKA and Tadashi KAWAGUCHI.

I. 緒 言

前報¹⁾に示した, 熱伝導 Analog simulator を用い
 て, 連続鋳造の凝固過程を解析した. 解析の目的は, 鋼
 片中心部の完全凝固位置を的確に把握することにある.
 これは, 設備の有効利用, 成品の品質改善, あるいは,
 生産性向上を考える上に非常に重要な要因となる.

そこで, 今回の研究目的を具体的に示すと,

- 1) 境界条件の凝固過程に与える影響,
 - i) Mould cooling zone
 - ii) Spray cooling zone
- 2) 鋼片引抜き速度の凝固に与える影響
- 3) 鋼片表面回復温度と凝固位置との関係
 がおもなものである.

鋼片中心部完全凝固位置を推定する方法, あるいは,

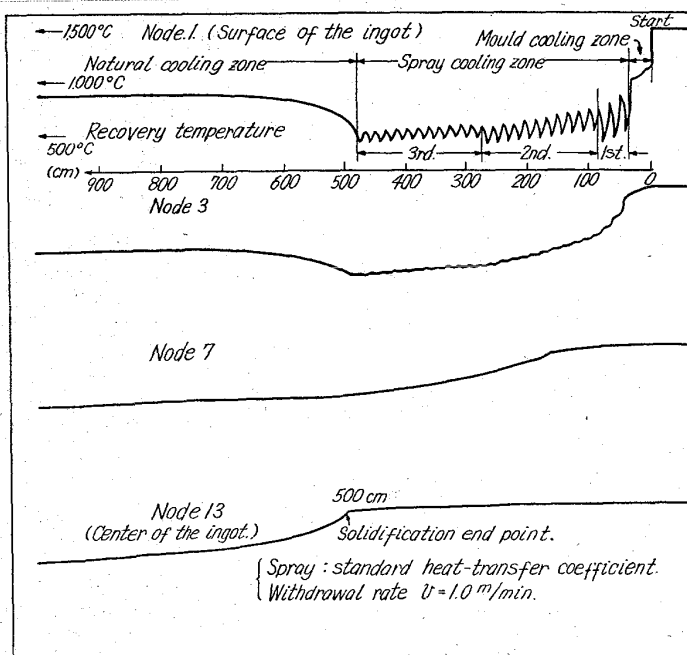


Fig. 1. Result of the analog simulation.

推定基準についてはすでいくつか発表されているが,
 これらはいずれもその応用性からいつて, 実際と結びつ
 く可能性がうすい. 実際問題としては, 先ず, 測定可能
 なものを推定基準に選ぶことが先決問題となる. 3) は,
 その点, 重要な関係があるものと考えられる. これらの
 観点から本研究を進めた.

II. 諸 特 性 値

Analog simulator に与える熱的性質, 設備につい
 て記述する.

鋼 種	18Ni-8Cr鋼	
	固相	液相
熱伝導率	0.064	0.032(cal/cm·sec·°C)
比 熱	0.167	0.171(cal/g·°C)
密 度	7.31	6.91 (g/cm ³)
注入温度	1,500(°C)	
凝固開始(液相線)温度	1,470(°C)	
凝固終了(固相線)温度	1,420(°C)	
凝固潜熱	64(cal/g)	
鋼片厚み	13.0(cm)	
Mould 内湯面高さ	40(cm)	
Mould 下端における凝固相厚み	1.0(cm)	

Spray cooling zone

区間	段数	基準熱伝率	
		直接冷却	間接冷却
1st	6段	7850(kcal/m ² ·h·°C)	840(kcal/m ² ·h·°C)
2nd	23"	4280	720
3rd	23"	2940	715
Spray 間隔		8.5(cm)	
Spray band の巾		2.0(cm)	

Natural cooling zone

鋼片表面のふく射率 ϵ_s	0.8
片表面の対流熱伝達率 h_s	$=1.57(T_s - T_a)^{1/4}$ (kcal/m ² ·h·°C)

Boltzmann 定数 σ 4.88×10^{-8} (kcal/m²·h·°C⁴)

鋼片引抜き速度 V 1.0(m/min)

III. 実 験 結 果

1) Spray の熱伝達率が基準熱伝達率の場合,
 Analog simulator による測定例.

Spray の熱伝達率は現状のものを基準値とす
 る. 各 node 温度の時間的变化と凝固過程の進
 行状況を Fig. 1 に示す.

2) Spray の熱伝達率が凝固過程に与える影
 響.

Spray cooling zone は mould の出口から,
 1st, 2nd, および 3rd に分割して計算し, 次
 の場合について解析した.

- i) Spray 全体の熱伝達率が一定の比で変わ
 る場合.
- ii) 1st 基準値に対する 1st spray の熱伝達
 率の比が変わった場合
- iii) 2nd 基準値に対する 2nd spray の熱伝
 達率の比が変わった場合
- iv) 3rd 基準値に対する 3rd spray の熱伝
 達率の比が変わった場合,

のそれぞれの場合の凝固過程に与える影響を an-