連続鋳造過程のシミュレーション*

(鋳造過程の熱収支と効率化の再検討)

斎藤 彬 夫^{*1}, 大河 誠 司^{*1}
金子 健 太 郎^{*2}, 金子 英 夫^{*3}

Simulation on Continuous Casting Process

(Reconsideration of Heat Balance and Improvement of Efficiency in Continuous Casting Process)

Akio SAITO, Seiji OKAWA,
Kentarou KANEKO and Hideo KANEKO

The horizontal continuous casting process was simulated. In the model, heat transfer of the whole system including the casting machine was considered. Temperature distribution and heat flux under normal operating condition were presented and the heat transfer characteristics were clarified. Conditions in the calculation, such as thermal resistance of mold section, and of carbon liner, inlet temperature of cooling water, its flow rate and withdrawal speed, were varied and the thermal effect on the forming process of steel was studied. Furthermore, a guide to optimize the size of the casting machine to improve the efficiency of manufacturing was proposed.

Key Words: Continuous Casting, Horizontal Type, Steel, Simulation, Phase Change, Solidification, Heat Conduction, Casting Machine

1. 緒 言

鋼の連続鋳造法は1950年代に実用化され、さまざまな改良を経て現在では鋳造法の主流を成すに至っている^{(1)~(8)}。

本論文の目的や研究の背景を述べる前に、まず、ここで研究の対象とする水平連続鋳造機の概要を説明する。主要部分の構成を図1に示す。タンディッシュ内の溶鋼は、図1の右方向に引き抜かれ、セラミックス製のブレイクリング(外寸法150 mm, 内寸法120 mm, 厚さ18 mm)を通過した後、モールド部、カーボンライナ部、空冷部で連続的に冷却されて凝固し、正方形断面(一辺150 mm)の角柱に成形される。モールド部は、内壁の内側端部に上述のブレイクリングがはめ込まれたCu-Be製の二重壁構造となっており、内外壁間に冷却水を流して溶鋼を外周から冷却する。内壁の形状寸法を図2(a)に示す。図2(a)に示すように内壁の外側を冷却水が軸方向に流れ、内壁の外側面で冷

却水が沸騰し、内側を移動する鋼を冷却する。次にカーボンライナ部は図2(b)に示すように黒鉛板(長さ1600 mm, 幅150 mm, 厚さ23 mm)に直径18 mmの5本の管路を設けた銅板(長さ1600 mm, 幅150 mm, 厚さ40 mm)を接触抵抗のないように接合したもので、モールド部を出た鋼の4面に黒鉛面が接するように周囲から押しつけられる。銅板の管路内を冷却水が循環し、鋼を冷却する。カーボンライナ部を出た鋼は、空冷部で周囲の空気の自然対流により冷却される。

水平連続鋳造機は、図1に示すようにすべての機器を水平一直線に配置することにより建設費を軽減し、メンテナンスを容易にするとともに、タンディッシュ

図1 連続鋳造モデル

* 原稿受付 平成4年12月24日。

^{*1} 正員, 東京工業大学工学部(〒152 東京都目黒区大岡山2-12-1)。

^{*2} 日本航空(株)(〒144 東京都大田区羽田空港1-6-3)。

^{*3} 川崎重工(株)産機プラント事業部(〒650-91 神戸市中央区東川崎町3-1-1)。

図2 モールド部およびカーボンライナ部の詳細

とモールド部を直結して鋳片の清浄性を高めるうえで有効であると考えられている⁽⁹⁾。

著者の一人は先に、分割式ブレイクリング、プレート形組合せモールド、アジャスタブルモールドプレートを用いてミニスラブなど薄肉広幅の材料の水平連続鋳造を試み成果を上げている⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。一方、結晶の不連続性が原因で製品表面に傷として現れる、いわゆるウィットネスマークを軽減し製品の表面組織を向上させるためにはブレイクリング近傍での初期凝固殻の形成過程、結晶の成長過程を把握することが重要であり、その観点からの研究も活発に行われている。薦らは、初期凝固殻の形成過程を軸対称熱伝導問題として解析し、ウィットネスマークの深さと操作条件との関係を検討している⁽¹²⁾。水田らは凝固組織を実験的に調べ、引抜サイクルを高め、かつブレイクリングとモールド接点近傍の温度を高めることにより組織を微細化して品質を向上できることを示している⁽¹³⁾。宮崎らは、ブレイクリング近傍の初期凝固殻の形成を二次元モデルにより解析している⁽¹⁴⁾。水地らは水平連続鋳造における鋳片表層の冷却速度が大きいことに関連して、SUS304の急冷凝固時の二次元熱応力解析を行っている⁽¹⁵⁾。松島らは、Pb-Sn系の低融点合金を用いて初期凝固部分の可視化を試みている⁽¹⁶⁾。また北条らは、SUS303Fの水平連続鋳造におけるMnSの析出挙動について実験を行っている⁽¹⁷⁾。

このように、従来の研究では初期凝固殻の形成過程が多く取扱われているが、製造過程全体の高効率化の

観点から系全体のエネルギー収支を見直し、装置の小形化、省エネルギー化をはかることも重要である。

本論文は、水平連続鋳造装置における熱収支と固相の生成過程を系全体としてとらえ、基本設計の指針を得るための三次元シミュレーションモデルを提示し、その数値計算結果に基づいて種々の運転条件の違いによる鋼生成過程への影響を検討することにより、装置を改良し、生産性を高めるための方策を明らかにするものである。

記号

- a : 温度伝導率 m^2/s
 - c : 比熱 $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
 - D_F : タンディッシュ出口から凝固が完了する位置 (液相到達位置) までの距離 m
 - h_A : 鋼と周囲空気間の熱伝達係数 $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$
 - h_p : 冷却水とカーボンライナ銅板間の熱伝達係数 $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$
 - h_M : 冷却水とモールド部の間の熱伝達係数 $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$
 - L : 凝固潜熱 J/kg
 - n : 鋼に固定され、境界面に垂直な座標 m
 - n' : 境界面に垂直な静止座標 m
 - N : n 座標上の境界位置 m
 - N' : n' 座標上の境界位置 m
 - q : 熱流束 W/m^2
 - R_{cl} : 鋼の固体とカーボンライナ黒鉛板との間の接触抵抗 $\text{m}^2\cdot\text{K}/\text{W}$
 - R_M : 鋼の固相とモールド部との間の接触抵抗 $\text{m}^2\cdot\text{K}/\text{W}$
 - T : 温度 K
 - t : 時間 s
 - V : 冷却水速度 m/s
 - V_w : 引抜速度 m/min
 - ε : ふく射率
 - λ : 熱伝導率 $\text{W}/(\text{K}\cdot\text{m})$
 - ρ : 密度 kg/m^3
 - σ : ステファン・ボルツマン定数 $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4)$
- 添字
- A : 周囲空気
 - C : カーボンライナ黒鉛板
 - CW : カーボンライナ部冷却水
 - I : タンディッシュ出口
 - L : 鋼の液相
 - M : モールド部
 - MW : モールド部冷却水

P : カーボンライナ銅板

S : 鋼の固相

2. シミュレーションモデルと計算方法

2.1 シミュレーションモデル 緒言で説明した連続鋳造機における鋼の凝固過程を数値計算するうえで以下の仮定を設ける。

(1) 溶鋼の凝固過程として熱伝導による三次元の固・液二相の相変化(凝固点 1427°C , 凝固潜熱 $260 \times 10^3 \text{ J/kg}$)を考える。

(2) 溶鋼が角柱に成形される過程で, 周囲の四つの各面での冷却の境界条件は同じとする。

(3) 鋼が引き抜かれて成形される際に, プレークリング面(タンディッシュ出口面)では一定温度の溶鋼が連続的に供給される。

(4) 溶鋼の相変化に伴う体積変化は考えない。

(5) 熱物性値 ($\lambda_s = 31.9 \text{ W/(K}\cdot\text{m)}$, $\lambda_L = 120 \text{ W/(K}\cdot\text{m)}$, $c_s = 653 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$, $c_L = 900 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$) は温度に依存しない。

なお λ_L については正確な実測値はなく, 本計算に用いた値は文献(18)をもとに推算したものであるが後に図4, 5(a), (b)に示すように本研究で取扱う系では液相内の温度分布は均一に近く, 温度こう配がゆるやかであるため λ_L の見積り誤差による影響は小さい。

以上の仮定のもとにシミュレーションモデルを設定した。溶鋼の凝固過程は本質的には非定常過程であるが引抜き速度や冷却条件が一定の場合, 引抜き開始後ある程度時間が経過すると静止座標上での温度分布や固・液境界面位置は変化しなくなる。モールド部を溶鋼に直接接する前半部と凝固殻に接する後半部とに分けて考え, 前半部では溶鋼とモールドの間の接触抵抗を考えない。モールド後半部およびカーボンライナ部では鋼とモールド間あるいは鋼とカーボンライナ間にそれぞれ一定の接触抵抗が存在するとして扱い, 同時にふく射による熱移動も考慮する。モールド部内壁の冷却水側では, 冷却水の平均温度および流速に対応した沸騰熱伝達を考える。カーボンライナ部の冷却管路内面および空冷部の鋼表面では対応する強制対流熱伝達および自然対流熱伝達を考える。

2.2 シミュレーションモデルの定式化 上記2.1節のモデルを式で表現すると次のようになる。

(基礎式)

鋼:

$$\nabla^2 T_s = \frac{1}{a_s} \frac{\partial T_s}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\nabla^2 T_L = \frac{1}{a_L} \frac{\partial T_L}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (2)$$

式(1), (2)のラプラス演算子 ∇^2 は鋼に固定された移動座標に関するものである。

モールド部:

$$\nabla^2 T_M = 0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

カーボンライナ部

$$\nabla^2 T_c = 0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\nabla^2 T_P = 0 \quad \dots\dots\dots (5)$$

式(3)~(5)のラプラス演算子 ∇^2 は静止座標に関するものである。

次に, 各境界面に垂直な座標を n, n' とし, 前者は鋼とともに移動し, 後者は静止しているとする。また, n, n' 座標上の各境界面位置をそれぞれ N, N' とする。

(境界条件)

図3の $\Gamma_1 \sim \Gamma_9$ の境界に対する条件式を以下に示す。鋼の固・液境界面上(境界 Γ_1):

$$-\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial n} + \lambda_L \frac{\partial T_L}{\partial n} = -L\rho \frac{dN}{dt} \quad \dots\dots\dots (6)$$

鋼のタンディッシュ出口面上(境界 Γ_2):

$$T_L = T_i \quad (\text{一定}) \quad \dots\dots\dots (7)$$

鋼(液相)とモールド部との接触面(境界 Γ_3):

$$T_M = T_L \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$-\lambda_M \frac{\partial T_M}{\partial n'} = -\lambda_L \frac{\partial T_L}{\partial n'} \quad \dots\dots\dots (9)$$

鋼(固相)とモールド部との接触面(境界 Γ_4):

$$-\lambda_M \frac{\partial T_M}{\partial n'} = \frac{1}{R_M} (T_M - T_s) + \frac{\epsilon_M \epsilon_s \sigma}{1 - (1 - \epsilon_M)(1 - \epsilon_s)} (T_M^4 - T_s^4) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$-\lambda_M \frac{\partial T_M}{\partial n'} = -\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial n'} \quad \dots\dots\dots (11)$$

式(10)の右辺第1項は接触抵抗を伴う接触面間の熱伝導による熱流束を表し, 鋼とモールド部との間の実接触面を通る熱と2面間の薄い空気層を通る熱伝導による熱とを含む。また第2項は, 薄い空気層を通して

図3 境界条件を与える位置

2面間で交換されるふく射熱流束を表す。

鋼とカーボンライナ黒鉛板との接触面(境界 Γ_5) :

$$-\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial n'} = \frac{1}{R_{CL}} (T_c - T_s) + \frac{\varepsilon_c \varepsilon_s \sigma}{1 - (\varepsilon_c)(1 - \varepsilon_s)} (T_c^4 - T_s^4) \quad \cdots (12)$$

$$-\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial n'} = -\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial n'} \quad \cdots (13)$$

空冷部における鋼の表面(境界 Γ_6) :

$$-\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial n'} = h_A (T_A - T_s) + \sigma \varepsilon_s (T_A^4 - T_s^4) \quad \cdots (14)$$

モールド部と冷却水との境界面(境界 Γ_7) :

$$-\lambda_M \frac{\partial T_M}{\partial n'} = h_M (T_M - T_{MW}) \quad \cdots (15)$$

カーボンライナ銅板と冷却水との境界面(境界 Γ_8) :

$$-\lambda_P \frac{\partial T_P}{\partial n'} = h_P (T_P - T_{CW}) \quad \cdots (16)$$

なお、境界 $\Gamma_4 \sim \Gamma_6$ においては鋼に向かう方向を、また Γ_7, Γ_8 においては冷却水に向かう方向をそれぞれ n' の正方向とする。

カーボンライナ黒鉛板と銅板との接合面(境界 Γ_9) :

$$T_c = T_P \quad \cdots (17)$$

$$-\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial n'} = -\lambda_P \frac{\partial T_P}{\partial n'} \quad \cdots (18)$$

2・3 計算方法 式(1)～(18)を差分式に変換し、三次元の数値計算を行った。鋼は周囲の4面から同じ条件で冷却されるため、鋼の1/8断面について計算した。差分法は、温度と固相率を連立させて計算する文献(19)の方法を移動座標系に修正したものであり、詳細の説明はここでは省略する。鋼の軸方向に比べて、軸に垂直な方向の温度分布がより急峻に変化するため、軸に垂直な方向の分割を細かくした。分割要素の寸法は、鋼について5 mm×5 mm×30 mm、モールド部について5 mm×5 mm×20 mm、カーボンライナの黒鉛部について4.75 mm×15 mm×20 mm、カーボンライナ銅板部について15 mm×20 mm×20 mm程度である。ただし、上記の寸法の数字はすべて、図1において、(図の上下方向)×(紙面に垂直方向)×(図の左右方向)の順に示している。

数値計算においては、まず実機の平均的な運転条件に近い標準条件を設定し、次に運転条件によって値の異なる各種のパラメータを個別に変化させてそれらの影響を検討した。標準条件は以下に示すとおりである。

鋼の寸法：一辺150 mm、モールド部長さ：260 mm、カーボンライナ部長さ：1 600 mm、タンディッシュ出口の溶鋼温度 T_I ：1 470°C、モールド部冷却水温度 T_{MW} ：25°C、カーボンライナ部冷却水温度 T_{CW} ：25°C、周囲空気温度 T_A ：20°C、モールド部冷却

水速度 V_{MW} ：8.2 m/s、カーボンライナ部冷却水速度 V_{CW} ：5.47 m/s、モールド部接触抵抗⁽²⁰⁾⁽²¹⁾ R_M ：1.2×10⁻³ m²·K/W、カーボンライナ部接触抵抗 R_{CL} ：2.5×10⁻³ m²·K/W、鋼表面ふく射率 ε_s ：0.6、モールド部表面ふく射率 ε_M ：0.6、カーボンライナ黒鉛板ふく射率 ε_c ：1.0、引拔速度 V_w ：1.7 m/min、空冷部の鋼表面熱伝達係数 h_A ：10.0 W/(m²·K)。なお、冷却水とモールド部との間の熱伝達係数 h_M は、冷却水速度 V_{MW} およびサブクール度から見積もられる⁽²²⁾。また、冷却水とカーボンライナ銅板との間の熱伝達係数 h_P は冷却水速度 V_{CW} から計算される。

上記の諸条件のうち、運転条件に依存するモールド部接触抵抗 R_M 、カーボンライナ部接触抵抗 R_{CL} 、冷却水温度 T_{MW} 、 T_{CW} 、冷却水速度 V_{MW} 、 V_{CW} 、引拔速度 V_w を個別に変化させてそれらの影響を検討した。

3. シミュレーションの結果と考察

3・1 標準条件に対する計算結果 標準条件における鋼の中心軸上の断面(鋼の軸を含む鉛直断面)の温度分布(等温面)を図4に示す。図4には、固・液相変化面(1 427°Cの等温面)を同時に示した。鋼は図4の右方向に一定の速度で移動しているが、引抜き開始後ある程度の時間が経過すると先に2・1節で述べたように静止座標に対する温度分布および固・液相変化面位置は変化しなくなる。

鋼内の等温面は鋼の軸に沿って形成されるため、図4は断面を鋼の軸に垂直な方向に約67倍拡大して示している。図4より、熱はおもに鋼の軸に垂直な方向に流れていることがわかる。図4において鋼はモールド部とカーボンライナ部で急激に冷却され、空冷部に入ると冷却速度が著しく低下している様子がわかる。そのためカーボンライナ部を出た直後には、鋼の表面近傍は、中心軸近傍の高温部分の影響が強まり、引抜方向に逆に温度が上昇する、いわゆる“熱戻り現象”が現れている。また、固相はブレイクリングの直後で急激に周囲から形成され、その後、引抜方向に移動す

図4 標準条件における軸方向の温度分布

図5 軸に垂直な断面内の温度分布

るに従って徐々に厚さを増してゆくが、中心軸が完全に凝固する位置のタンディッシュ面からの距離 D_f はおよそ 9.6 m である。なお図 4 中では D_f の位置における固・液相変化面が中心軸に直交していないように見えるが、中心軸の極近傍で図 4 には表現しきれないが直行している。

次に、軸に垂直な断面内の温度分布を図 5 (a) ~ (d) に示す。図 5 の下にタンディッシュ面からの距離を記している。モールド部出口近傍 [図 5 (a)] ですでに鋼の表面に沿って厚さ約 10 mm の凝固殻が形成され、その厚さはカーボンライナ出口近傍 [図 5 (b)] で約 25 mm に発達することがわかる。また、図 5 (a), (b) において、鋼内部の温度は、固相内で急激に変化し、液相内ではゆるやかに変化することがわかる。鋼の中心軸が凝固する位置 [図 5 (c)] では、固相内の広い範囲で同心円状の等温面が形成される。さらにタンディッシュ面から約 13.85 m 離れた空冷部 [図 5 (d)] においては、固相内の温度がかなり均一化されている。

図 6 は、鋼表面各位置での冷却による熱流束の分布を示したものである。図 6 より、鋼の冷却の熱流束はモールド部とカーボンライナ部で高い値となり、これらの部分での冷却が系全体に大きい影響を与えていることがわかる。また、同一断面内では、鋼の角部(図 6 中の A)より辺部(図 6 中の C)でより効果的に冷却されることがわかる。

3.2 モールド部における接触抵抗 R_{CL} の影響

標準条件のうち、モールド部の接触抵抗を $3.0 \times 10^{-3} \sim 1.2 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ の広い範囲で変化させてその影響を検討した。

図 7 はタンディッシュ面からの距離と鋼表面の平均熱流束との関係を示したものである。図 7 より、モールド部の接触抵抗が小さくなると、モールド部での冷却熱流束は高くなるが、カーボンライナ部での冷却熱

図6 鋼表面の熱流束分布

図7 R_M と鋼表面の平均熱流束分布の関係

流束は逆に低くなる傾向のあることがわかる。これは、モールド部での冷却が促進されることにより表面近傍での温度の低い鋼がカーボンライナ部に導入される結果になるためである。図 8 はモールド部の接触抵抗 R_M を変化させるときに、モールド部およびカーボンライナ部でそれぞれ奪われる総熱量とそれらの和の変化を示したものである。上記の傾向が顕著にあらわれている。図 8 において、モールド部およびカーボンライナ部で奪われる総熱量の和(■印)は $R_M = 3.0 \times 10^{-3}$

図 8 R_M とモールド部およびカーボンライナ部での冷却の総熱量との関係

図 10 R_{CL} とモールド部およびカーボンライナ部での冷却の総熱量との関係

図 9 R_{CL} と鋼表面の平均熱流束分布の関係

図 11 R_{CL} と液相到達位置 D_F との関係

$\text{m}^2 \cdot \text{K/W}$ のときに約 110 kW, $R_M = 1.0 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ のときに約 130 kW となり、モールド部での接触抵抗を大幅に小さくしても連続鋳造過程の全体での冷却効果はほとんど変わらないことがわかる。

3.3 カーボンライナ部における接触抵抗 R_{CL} の影響 標準条件のうち、カーボンライナ部の接触抵抗を $5.0 \times 10^{-3} \sim 2.5 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ の範囲で変化させてその影響を検討した。

図 9 はタンディッシュ面からの距離と鋼表面の平均熱流束との関係を示したものである。カーボンライナ部での接触抵抗を低くすると、その部分での熱流束は高くなるが、モールド部の熱流束には影響を与えない。図 10 はカーボンライナ部の接触抵抗 R_{CL} とモールド部、カーボンライナ部でそれぞれ奪われる総熱量およびそれらの和との関係を示したものであるが、先の図 8 の場合とは異なり、 R_{CL} を小さくしてもモールド部での冷却熱量は変化しない傾向を示していることがわかる。すなわち $R_{CL} > 1.0 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ の範囲で R_{CL} を小さくすることによりモールド部での冷却熱量を変化させずにカーボンライナ部での冷却熱量を顕著に増加させ、連続鋳造過程の全体での冷却効果を

向上させることができる。それに伴って、図 11 に示すように、タンディッシュ面から凝固が終了する位置までの距離 D_F を大幅に短縮することができる。

3.4 冷却水温度 T_{MW} , T_{CW} および冷却水速度 V_{MW} , V_{CW} の影響 標準条件のうち冷却水温度を $15 \sim 30^\circ\text{C}$ の範囲で、また冷却水速度を標準条件の 73 ~ 146% の範囲でそれぞれ変化させてそれらの影響を検討したが、いずれの場合にも鋼内温度分布や鋼表面熱流束分布に及ぼす影響はほとんど見られなかった。冷却水温度の影響が小さいのは、鋼の表面温度と冷却水温度の差に比べて、冷却水温度の変化範囲が小さいことによる。また、冷却水から鋼表面に至る間の各種の熱抵抗を考えると、冷却水とモールド部内壁の間および冷却水とカーボンライナの冷却管壁の間のそれぞれの熱伝達の熱抵抗は、例えば接触抵抗に比べて十分に小さい。その結果、冷却水速度の変化に伴って熱伝達係数が変化しても全体としての冷却効果はあまり変わらない。

3.5 引抜速度 V_w の影響 標準条件のうち、引抜速度を $1.4 \sim 2.0 \text{ m/min}$ の範囲で変化させてその影響を検討した。図 12 に示すように引抜速度を変化さ

図 12 V_w とモールド部およびカーボンライナ部での冷却の総熱量との関係

図 13 V_w と液相到達位置 D_f との関係

せでもモールド部およびカーボンライナ部でそれぞれ奪われる総熱量はほとんど変化しない。その結果、鋼の単位質量当たりの冷却熱量は引拔速度に大きく依存することとなる。図 13 は、引拔速度 V_w と、タンディッシュ面から凝固が終了する位置までの距離 D_f との関係を示したものである。

鋼板の製造速度は引拔速度に比例するため、引拔速度を増すことは好ましいが、冷却条件を変えずに引拔速度だけを増すと図 13 に見られるように、凝固に要する距離が長くなり、製造ラインが大形化してしまう。しかし図 12 に示したように、引拔速度を速めてもモールド部およびカーボンライナ部からそれぞれ奪われる伝熱面熱流束はほとんど変化しないため、引拔速度を増すと同時に、モールドおよびカーボンライナの冷却部分を長くし伝熱面積を増すことにより、単位時間当たりの冷却総熱量を増加でき、凝固に要する距離をあまり変えずに引拔速度を増すことが可能であると思われる。その際、3・3 節に述べたように、カーボンライナの押付け力を増すなどの方法によりカーボンライナ部の接触抵抗を減らせば、さらに効果的である。

4. 結 言

水平連続鋳造における系全体の伝熱過程を数値計算により検討し、運転条件を変化させることによる鋼の生成過程への影響を明らかにし、装置改良のための指針を得た。おもな結論を以下に示す。

(1) 固相はカーボンライナ部を出た後も徐々に形成されるが、鋼の冷却の熱流束はモールド部とカーボンライナ部で高い値となり、それらの部分での冷却効果が鋼の生成過程に大きい影響を与えている。

(2) モールド部と鋼の間の接触抵抗を小さくすることにより、モールド部での鋼の冷却熱量は増加するが、鋼の表面温度が下がるため、カーボンライナ部で

の冷却熱量は逆に減少して、系全体としての冷却能力はあまり改良されない。

(3) カーボンライナ黒鉛板と鋼との間の接触抵抗を小さくすることにより、系全体の冷却能力を著しく向上できる。

(4) 冷却水温度および冷却水量の変化が凝固過程全体に及ぼす影響は小さい。

(5) モールド部およびカーボンライナ部を長くすると同時に、引拔速度を増加させる方法が鋼の生産性を高めるうえで有効である。

今後、生産される鋼の結晶構造が運転条件の違いによりどのように変化するかを明らかにすることが重要な課題であると思われる。

文 献

- (1) 金子・神代, 産業機械, 5(1991), 1.
- (2) 岡本・ほか 5 名, 鉄と鋼, 71-4(1985), S 274.
- (3) 宮下・ほか 5 名, 鉄と鋼, 67-6(1981), 1387.
- (4) 野崎・糸山, 鉄と鋼, 71-7(1985), 784.
- (5) 久保田・ほか 5 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 214.
- (6) 中島・ほか 5 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 215.
- (7) 河合・ほか 5 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 1308.
- (8) 沖本・ほか 4 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 1311.
- (9) 蔦・ほか 8 名, 川崎重工技報, 92号(1986), 別冊.
- (10) 金子・ほか 5 名, 鉄と鋼, 74-1(1988), 91.
- (11) 宮坂・ほか 5 名, 鉄と鋼, 71-31(1985), S1051.
- (12) 蔦・ほか 5 名, 鉄と鋼, 71-4(1985), S 275.
- (13) 水田・ほか 5 名, 鉄と鋼, 71-4(1985), S 276.
- (14) 宮壽・ほか 5 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 290.
- (15) 水地・ほか 3 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 289.
- (16) 松島・ほか 3 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 1309.
- (17) 北条・ほか 3 名, CAMP-ISIJ, 4(1991), 1310.
- (18) 日本鉄鋼協会編, 鉄鋼便覧, (1981)213, 丸善.
- (19) 日本機械学会編, 伝熱工学資料, 改訂第 4 版, (1986), 28.
- (20) 築添・久門, 機論, 37(1971), 1369.
- (21) Shlykov, Y. P. and Ganin, Y. A., *Int. J. Heat Mass Transf.*, 7(1964), 921.
- (22) 日本機械学会編, 沸騰熱伝達と冷却, (1989), 43, 日本工業出版.