

© 1988 ISIJ

論文

連続鋳造と熱間圧延の直結化に関する
温度的考察小門純一*・八田夏夫*・宅田裕彦*・北川亮三*²Thermal Study on Possibility of Direct Rolling between
the Continuous Casting and Hot Rolling Processes

Jun-ichi KOKADO, Natsuo HATTA, Hirohiko TAKUDA and Ryojo KITAGAWA

Synopsis :

The possibility of unification between the continuous casting and hot rolling processes has been investigated from a point of view of a slab temperature. Then, we have made a numerical model to estimate the change in slab temperature from a meniscus to a crater-end as well as the growing process of shell thickness, and calculated the temperature process of slab and the position of crater-end under various conditions. Also, the effect of the thermal insulator, the casting speed and the width as well as length of the secondary cooling zone on the slab temperature has been studied to find out the optimal condition for producing slabs with a possibly high temperature. Next, we have numerically examined whether or not the slab transported directly from the continuous casting machine is permissible to be hot-rolled under such a temperature condition. The results so obtained show the possibility of direct rolling for producing hot coils thicker than 2 mm.

Key words : continuous casting ; hot rolling ; direct rolling ; meniscus ; crater-end ; temperature calculation ; solidification.

1. 緒 言

連続比率の上昇に伴い、連続鋳造技術は高度化し、鋳片の品質が向上してきた。連続鋳造設備の導入の当初とは異なり、現在では、大部分の鋳片は無手入で、そのまま次工程に搬送できるようになつてきている。連続鋳造設備で製造される鋳片は、断面が一様に固相になつた段階では、かなり高い温度状態にある。この鋳片の顕熱をそのまま利用して、直接、熱間圧延工程に鋳片を搬送し、ホット・コイルを製造するという構想が誕生しても当然のことである。

無欠陥鋳片製造技術に高温鋳片製造技術が付加され、世界に先がけて、新日鉄・堺製鉄所で連続鋳造と熱間圧延の二つの工程の直結化が行われたのは、第2次石油危機の翌々年、1981年のことである。製鉄・製鋼工程で与えられたエネルギーをそのまま利用し、その後、スラブ端部の加熱だけを行つて、直接圧延する、いわゆるCC-HDR法は、省エネルギー工程の最適化の面からのみでなく、設備の連続化と省工程化の面からも、その優位性は確固たるものである。しかし、直送圧延の実施に

は種々の問題がある。その中でも、最重要視されるのは、圧延可能な鋳片温度の確保である。

本研究は、連続鋳造と熱間圧延の両工程の直結化の可能性を、圧延可能な鋳片温度の確保という面から検討したものである。すなわち、連続鋳機のメニスカスからクレーター・エンドに至るまでの鋳片の温度推移とシェル厚の成長過程を見積もることのできる計算モデルを確立し、引抜速度、2次冷却帯の冷却長と幅、保温カバーの有無と保温帯の温度などの鋳造条件を変化させて、鋳片温度、クレーター・エンドの位置を計算し、高温鋳片確保に必要な条件を検討した。また、鋳片を熱延工程に搬送したとき、仕上圧延最終段での製品温度が Ar_3 点以上に保たれる圧延入側温度をより低くするための条件を、圧延機配列とパス・スケジュールに重点を置いて、検討した。

2. 連続鋳造過程におけるスラブの温度計算
モデル

計算モデルでは、計算を単純にするために、引抜方向の熱移動を無視し、共存域における凝固潜熱を比熱のなかに組み込んだ。スラブ断面の座標を (x, y) 、時間を t

昭和62年10月13日受付 (Received Oct. 13, 1987)

* 京都大学 工学部 工博 (Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshidahonmachi Sakyo-ku Kyoto 606)

*² 山口大学 工学部 工博 (Faculty of Engineering, Yamaguchi University)

温度を θ , 比熱を c , 熱伝導率を λ , 密度を ρ で表すと, 共存域での熱伝導方程式は,

$$\rho \frac{\partial}{\partial t} (c\theta - Hf) = \text{div}(\lambda \text{grad } \theta)$$

$$\left(\text{div} = \frac{\partial}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \right) \dots\dots\dots (1)$$

で与えられる. ここで, H は凝固潜熱で, f は固相率である. 宮沢と鞭¹⁾ の報告に準じて, 共存域内における固相率と温度の関係を,

$$f = (\theta_L - \theta) / (\theta_L - \theta_S) \quad (\theta_S < \theta < \theta_L) \quad \dots (2)$$

によつて与えた. ここで, θ_L と θ_S は液相線と固相線での温度である. よつて, (1) 式の左辺は,

$$\rho \frac{\partial}{\partial t} (c\theta - Hf)$$

$$= \rho \frac{\partial}{\partial t} \left[\theta \left(c + \frac{H}{\theta_L - \theta_S} \right) \right] = \rho \frac{\partial}{\partial t} (c_H \theta) \quad \dots\dots (3)$$

と書ける. ここで, $c_H = c + H / (\theta_L - \theta_S)$ であり, 共存域の凝固潜熱を考慮した相当比熱である.

温度 θ は独立変数 x, y および t の関数であり, c と λ は温度依存性があるが, 計算の対象とする温度域を適当な温度領域に分割すれば, 各分割内では, これらの変数を常数と置けるので, 必要とする方程式は,

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \nabla^2 \theta \quad (a = \lambda / c\rho) \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる. 共存域では c の値として c_H を用いる.

計算は(4)式を陽的差分方程式に直して行つた. ただし, 熱移動は鋳片の断面中心に関して対称とし, 4分の1断面だけの要素で計算を行つた. 鋳片のコーナーを原点として, 幅方向に x 軸, 厚さ方向に y 軸をとり, 格子寸法を $\Delta x = \Delta y = h$ とする. また, x 軸方向に $i = 1, 2, 3, \dots$ の, y 軸方向に $j = 1, 2, 3, \dots$ の番号を付し, (i, j) によつて格子点の位置を表示する. さらに, 時間分割を τ とし, ある時刻 $t = p\tau$ ($p = 0, 1, 2, \dots$) における格子点 (i, j) の温度を $\theta_{i,j}^p$ と書く. 内部格子点に対する差分スキームは,

$$\theta_{i,j}^{p+1} = \frac{\alpha\tau}{h^2} (\theta_{i+1,j}^p + \theta_{i-1,j}^p + \theta_{i,j+1}^p + \theta_{i,j-1}^p)$$

$$- 4 \frac{\alpha\tau}{h^2} \theta_{i,j}^p + \theta_{i,j}^p \quad \dots\dots\dots (5)$$

と書ける. 断面外周の境界格子点に対しては, 内部からの熱伝導と外部にある流体からの熱伝達の和が, 境界格子点の内部エネルギーの増加に等しいので, 鋳片のコーナー温度を決定するためのスキームは,

$$\theta_{i,1}^{p+1} = 2 \frac{\alpha\tau}{h^2} (\theta_{i,2}^p + \theta_{i,1}^p - 2\theta_{i,1}^p)$$

$$+ \frac{4\alpha\tau}{c\rho h} (\theta_a - \theta_{i,1}^p) + \theta_{i,1}^p \quad \dots\dots\dots (6)$$

幅方向と厚さ方向のスキームは,

$$\theta_{i,1}^{p+1} = \frac{\alpha\tau}{h^2} (\theta_{i+1,1}^p + \theta_{i-1,1}^p + 2\theta_{i,2}^p - 4\theta_{i,1}^p)$$

$$+ \frac{2\alpha\tau}{c\rho h} (\theta_a - \theta_{i,1}^p) + \theta_{i,1}^p \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\theta_{i,j}^{p+1} = \frac{\alpha\tau}{h^2} (\theta_{i,j+1}^p + \theta_{i,j-1}^p + 2\theta_{i,2}^p - 4\theta_{i,j}^p)$$

$$+ \frac{2\alpha\tau}{c\rho h} (\theta_a - \theta_{i,j}^p) + \theta_{i,j}^p \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる. ここで, (6)~(8)式に含まれている α は, 鋳片表面とその周辺の流体との熱伝達率であり, θ_a は周辺流体の温度である. メニスカスからクレーター・エンドに至る間にスラブの顕熱と潜熱が抜熱されるのは, スラブ表面からであり, その過程はスラブの周辺条件によつて異なる.

スラブがモールド内にあるときには, メニスカスの直下付近では, スラブとモールドはフラックスを介して完全接触しているが, 接触の程度が徐々に変化し, モールド出側付近では, 凝固殻の収縮によつて完全分離している. 松野ら²⁾ は, モールド内の熱伝達率を, 空隙率をパラメーターとして, 完全接触しているときの熱伝達率と, 完全分離しているときのそれとの1次結合で表している. しかし, 完全接触, 不完全接触および完全分離の位置や領域の決定は困難であり, 操業条件によつても変化する. モールド内の伝熱経路は, スラブ, フラックス, モールドおよび冷却水の順であるが, フラックスの膜厚を無視できる程度に小さいとすると, 総括熱伝達率 α は,

$$\frac{1}{\alpha} = \frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} + \frac{d_m}{\lambda_m} \quad \dots\dots\dots (9)$$

と書ける. ここで, α_1 はスラブ表面からモールドへの熱伝達率であり, α_2 はモールドから冷却水へのそれである. λ_m はモールドの熱伝導率であり, d_m はモールドの肉厚である. α_1 は, 完全接触しているモールド上部では 10^4 kcal/m²hK 程度, 完全分離している下部では 10^2 kcal/m²hK 程度と考え, その相乗平均をとつて, $\alpha_1 = 10^3$ kcal/m²hK (= 1 163 W/m²K) とした. α_2 は, モールド内を流れる冷却水の流速に依存し, 流速が大きくなると, α_2 は増加し, α に与える影響は小さくなるので, 本計算では(9)式右辺の第2項を無視する. モールドは銅製で, $\lambda_m = 330$ kcal/mhK および $d_m = 0.025$ m として, $\alpha = 930$ kcal/m²hK (= 1 081 W/m²K) と見積もつた. また, モールド内の冷却水の温度は $\theta_w =$

50°Cとした。これらの値を用い、モールド長が0.7 m、引抜速度1.5 m/minのときのモールド出側のシェル厚を求めると11.5 mmとなる。この値は実操業で得られている値とほぼ一致している。

2次冷却帯では、スプレイ冷却あるいはミスト冷却が採用されているが、これらの熱伝達率は、水温、スラブ表面温度、気水比、水量、ノズル出口とスラブ表面の間隔、ノズル形状など種々の因子によって変化する。しかも、スラブ表面温度が高いので、液滴は膜沸騰を起こし、整合性のある理論解析は困難である。他方、実験による経験式がいくつか発表されており^{3)~7)}、熱伝達率は水量密度、ノズルとスラブの間隔およびスラブ表面温度の関数となつてはいるが、その値はばらついている。しかし、表面温度が高くなると、この値は主として水量密度だけに依存する。実操業における平均的な水量密度200 l/m² minに対する熱伝達率は、600~800 kcal/m² hKであり、2次冷却帯内の平均的な表面温度に対する放射による相当熱伝達率は、約110 kcal/m² hKである。これらの利として、 $\alpha = 800 \text{ kcal/m}^2 \text{ hK} (= 930 \text{ W/m}^2 \text{ hK})$ と決めた。なお、スプレイ水の温度は30°Cとした。

連铸スラブのコーナー部の温度低下は著しいため、スラブの両幅端部は水冷却しないものとした。スラブの厚さ方向全域と、水冷却されない幅端部の領域での相当熱伝達率 α は、

$$\alpha = 4.88 \varepsilon \left\{ \left(\frac{273 + \theta_0}{100} \right)^4 - \left(\frac{273 + \theta_a}{100} \right)^4 \right\} / (\theta_0 - \theta_a) \quad \dots\dots\dots (10)$$

によつて与えた。実際には、ロールの接触冷却や、ノズル飛散水の冷却によるものも考慮すべきであるが、ここでは無視する。上式で、 θ_0 はスラブ表面の温度であり、 θ_a は周辺流体(空気)の温度で30°Cとし、スラブの熱放射率 $\varepsilon = 0.8$ とした。なお、2次冷却帯はモールド出口からすぐに始まるものとした。

2次冷却帯の終端位置から矯正点までの領域での放熱は、自然放射のみを考慮する。コーナー部の温度低下を防止するために、矯正点から連铸機の機端までの領域では、耐火レンガで内張りされた保温カバーを設置するものとした。その寸法は、スラブ寸法(ここでは、1.5 m × 0.25 mのスラブを計算の対象としている)に依存するが、厚さ方向全域と幅端部の0.3 mの領域が、コの字形に両端で保温されるとする。保温カバーの影響下のない幅方向の中央部の熱伝達率は、(10)式により求めた。また、保温カバーの影響下にある幅端部の熱伝達率は、(10)式に準ずるが、 θ_a は保温カバーの温度を採用し、 ε は保温カバーとスラブ表面間の放射伝熱の放射係数

$\varepsilon_1 \varepsilon_2 / (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2)$ で与えた。ここで、 ε_1 は保温カバーの放射率で、 $\varepsilon_1 = 0.85$ とした⁸⁾。また、 ε_2 はスラブの放射率である。

以上がメニスカスからクレーター・エンドに至るまでの、スラブの温度推移を見積もるための数値モデルである。なお、メニスカスからクレーター・エンドまでの距離を35 m~40 mと想定した。モールド高さは0.7 mとし、湾曲部は曲率半径10.5 mの4分の1円の長さをもつ。Table 1は、スラブの温度計算に用いた熱定数等の数値と式を示す。

3. 連铸過程におけるスラブ温度の計算結果

引抜速度 v 、2次冷却帯の冷却幅 W_C 、冷却長 L_W および保温カバーの温度 θ_{ins} などの連铸の条件因子の中で、まず、 θ_{ins} がクレーター・エンドでのスラブ温度に及ぼす効果を検討した。Fig. 1は、 θ_{ins} の変化によ

Table 1. Thermal parameters used to calculate a slab temperature.

Pouring temperature of liquid steel	1550°C
Liquidus temperature	1528°C
Solidus temperature	1494°C
Latent heat of solidification	272 kJ/kg
Steel density [kg/m ³]	7900 - 0.4 · θ ($\theta \geq 250^\circ\text{C}$)
Heat conductivity of steel [W/(m·K)]	54.7 - 0.0342 · θ ($\theta \geq 850^\circ\text{C}$) 16.3 + 0.0109 · θ ($\theta < 850^\circ\text{C}$)
Specific heat [kJ/(kg·K)]	0.67 ($\theta \geq 1528^\circ\text{C}$) 8.67 ($1528 > \theta \geq 1494$) 0.67 ($1494 > \theta \geq 950$) 0.66 ($950 > \theta \geq 900$) 0.84 - 0.0035 · ($\theta - 850$) ($900 > \theta \geq 850$) 0.80 - 0.0007 · ($\theta - 800$) ($850 > \theta \geq 800$) 0.87 - 0.0013 · ($\theta - 750$) ($800 > \theta \geq 750$) 0.67 ($750 > \theta$)

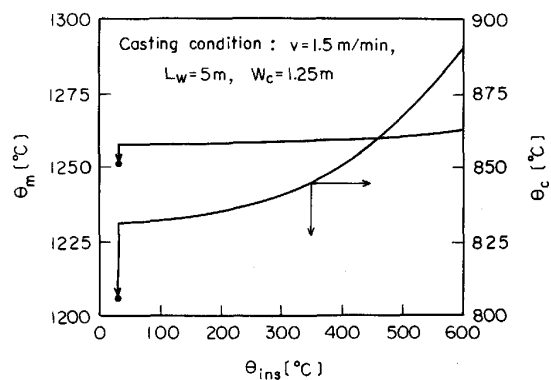


Fig. 1. Average temperature θ_m and corner temperature θ_C of slab with changing in temperature θ_{ins} of thermal insulator. Note that the points denoted by solid circle correspond to the case where the thermal insulator is not equipped.

るクレーター・エンドでのスラブの平均温度 θ_m とコーナー温度 θ_c の挙動を示す。この図によると、 θ_{ins} の増加に伴って、 θ_c の上昇は著しいが、 θ_m のそれは顕著ではない。また、図中の黒丸は、保温カバーが設置されていない場合 ($\epsilon = 0.8$) の θ_m と θ_c を示す。このことから、保温カバーを設置することにより、コーナー温度の低下がかなり緩和されることがわかる。なお、以後の計算においては、 $\theta_{ins} = 600^\circ\text{C}$ とした。

Fig. 2(a), (b), (c)は、引抜速度 v とメニスカ

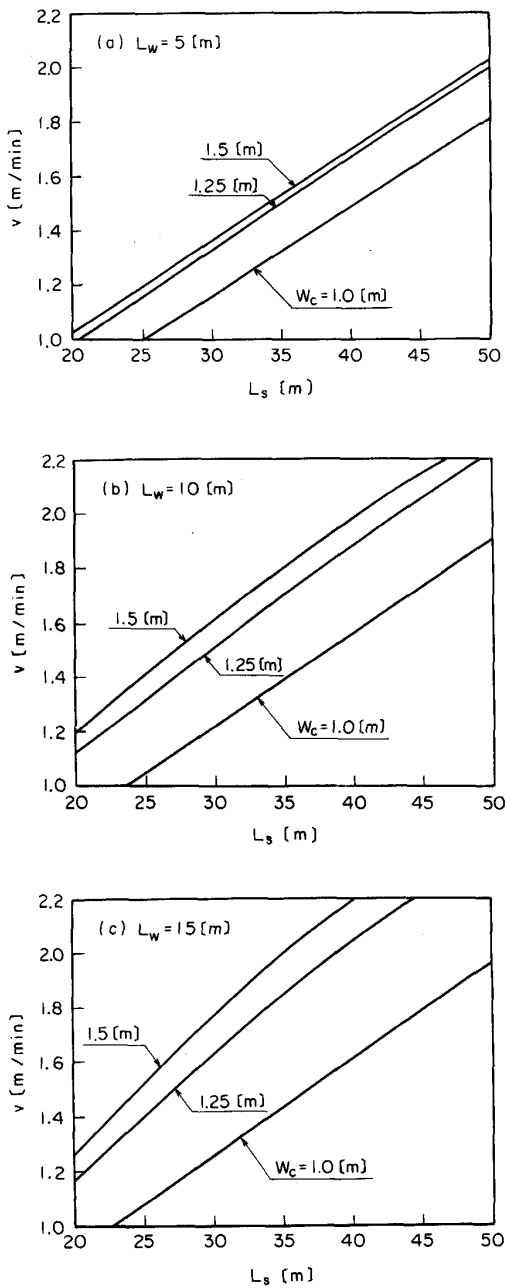


Fig. 2. Relation between the casting speed v and the distance from meniscus to crater-end L_S for the cases of three kinds of secondary cooling length L_W .

スからクレーター・エンドまでの距離 L_S の関係を、2次冷却帯の冷却幅 W_C と冷却長 L_W をパラメーターとして示す。同図(a)から、 L_W が5 mの場合、幅全体にスプレイ冷却を行っても ($W_C = 1.5$ m), L_S を40 m

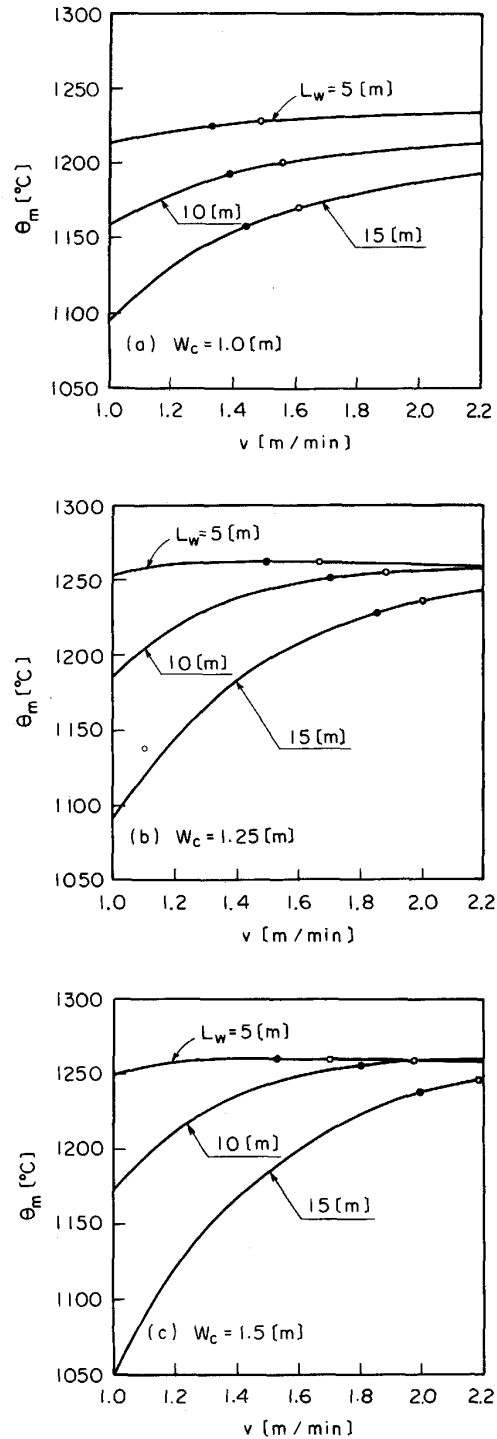


Fig. 3. Relation between θ_m at crater-end and v with L_W as a parameter for the cases of three kinds of secondary cooling width W_C . Solid and open circles represent the cases where $L_S = 35$ m and $L_S = 40$ m, respectively.

以下にするには v を 1.7 m/min 以下にしなければならないことがわかる. 同図(b)は $L_W = 10 \text{ m}$ の場合を, 同図(c)は $L_W = 15 \text{ m}$ の場合を示す. これらからわかるように, $v \geq 2 \text{ m/min}$ で $35 \text{ m} \leq L_S \leq 40 \text{ m}$ に保つためには $L_W > 10 \text{ m}$ および $W_C > 1.25 \text{ m}$ とすることが必要である.

Fig. 3 (a), (b), (c)は, 引抜速度 v とクレーター・エンドでのスラブの平均温度 θ_m の関係を, W_C と L_W をパラメーターとして示す. 図中の黒丸と白丸は, それぞれ $L_S = 35 \text{ m}$ および 40 m のときの v と θ_m の関係を示している. これらの図から, W_C を一定とすると, L_W を短くして, より遅く引き抜くことによつて, θ_m の高い鑄片を確保できることがわかる ($\theta_m \geq 1260^\circ\text{C}$). また, 冷却幅に関しては, $W_C \geq 1.25 \text{ m}$, すなわち, 冷却幅のスラブ幅に対する比を 85% 以上にするのが望

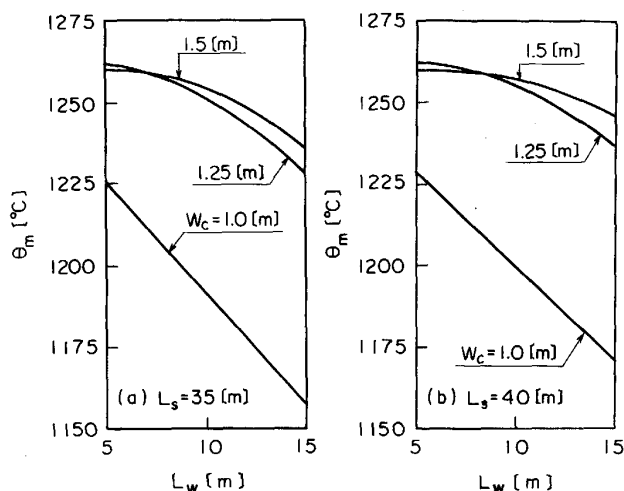


Fig. 4. Average temperature of slab at the crater-end.

ましい. 例えば, $W_C = 1.0 \text{ m}$ の場合には, クレーター・エンドでの鑄片の平均温度は高々 1230°C 程度である. Fig. 4 (a), (b)にこのことをさらに具体的に示した. 同図(a)は $L_S = 35 \text{ m}$, (b)は $L_S = 40 \text{ m}$ の場合であるが, いずれも L_W の増加とともに θ_m は低下している.

連鑄スラブはその断面内でかなりの温度差が生ずるため, とくに主要と思われる4点, すなわち, 断面の中央点(A), スラブ幅の中央で表面に位置する点(B), コーナー(C)およびスラブ厚さの中央で表面に位置する点(D)を選び, その4点での鑄造中の温度推移の様子を調べた. 対象とする鑄造条件は $L_W = 5 \text{ m}$, $W_C = 1.25 \text{ m}$ および $L_S = 40 \text{ m}$ とする. Fig. 5は, メニスカスからの距離と, 四つの主要点での温度 θ_i ($i = A, B, C, D$) と断面内平均温度の関係を示す. 同図の破線は, メニスカスからの距離とシェル厚の関係を示す. 断面内平均温度は, メニスカスから2次冷却完了点までは急激に, それ以後はゆつくり低下し, クレーター・エンドでは θ_m は 1260°C 強となっている. コーナー温度 θ_C は, モールド出口でほぼ 750°C まで低下するが, すぐに復熱し, それ以後も温度低下を示すが, 矯正点以後に設けられている保温カバーの効果により, 温度低下の程度がかなり緩和されている. ここでは, ある特定な鑄造条件の計算例を示したが, クレーター・エンドでのスラブの平均温度が 1250°C 以上の場合には, 四つの主要点の温度および断面内平均温度の履歴は Fig. 5 とよく似た傾向を示すことを付け加えておく.

4. 熱間圧延工程におけるスラブの温度計算

直送圧延達成に必要な不可欠な条件は, 圧延ラインの入側と出側でのスラブの温度差を最小化することである. そのための一つの考え方は, デイレイ・テーブル上の

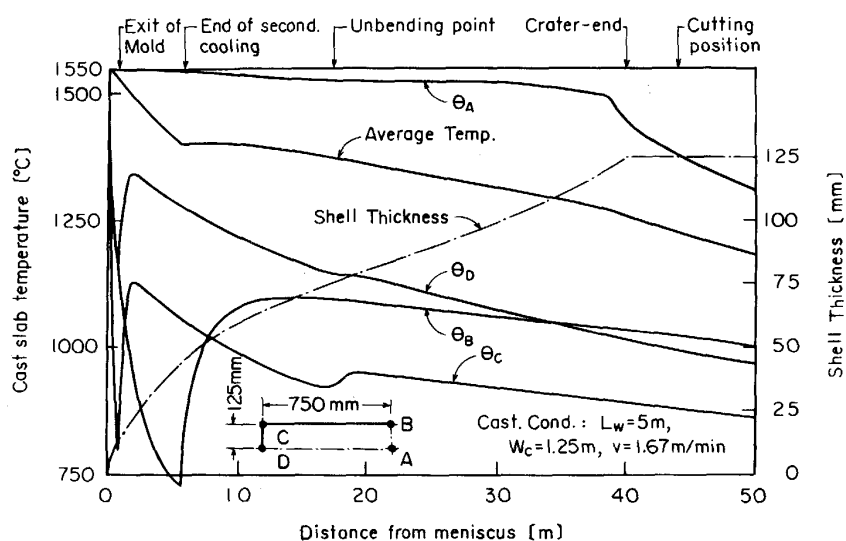


Fig. 5. Temperature at main points in slab cross section and growing process of shell thickness during casting.

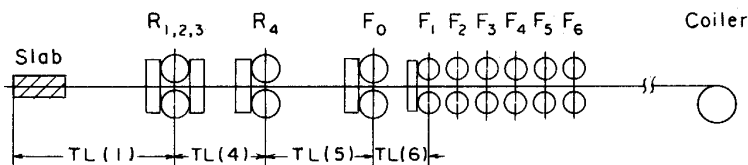


Fig. 6. Outline of mill arrangement in three quarters continuous hot strip mill.

バー厚を大きくすることである。その構想は、1978年に、新日鉄・室蘭製鉄所で初めて実施された。クロップ・シャーの直前に中間圧延機 F_0 を置き、仕上圧延機とタンデム圧延することによって、バー厚が 30 mm から 60 mm に変更された。その結果、圧延能力は増大し、また、圧延に消費される全エネルギーが減少した。その後、1981年に、新日鉄・堺製鉄所において、3段目の粗圧延機 R_3 が中間圧延機 F_0 として、クロップ・シャーの手前 7 m の位置に移設・改造された。その結果、バー厚が 30 mm から 56 mm に変更され、粗圧延機入側のスラブ所要温度は 1280°C から 1150°C まで下げることが可能となった。

また、著者らはすでにディレイ・テーブル上のバー厚と圧延機入側のスラブ温度の関係を検討し、その結果を報告している⁹⁾¹⁰⁾。これらの報告によっても、上記の実操業の結果と同様に、バー厚の増大により圧延機入側のスラブの所要温度を低下できる。

直送圧延においては、最終圧延温度が A_{r3} 点（ここでは 830°C とする）以上に確保できる圧延機入側温度が、連続機の機端でのスラブ温度よりも低くなければならない。したがって、設備面では中間圧延機 F_0 と仕上圧延機をタンデム化し、バー厚を大きくして、圧延機入側のスラブの所要温度を低く設定することが望ましい。Fig. 6 は、計算の対象とした連続スラブを直送圧延するときの圧延機配列を示す。各圧延機の機能と各スタンド間隔の決定は、文献 9) の記述に合わせているので、それを参照されたい。

計算の対象とする熱延設備の規模は、最大のスラブ単重が幅 1 m 当たり 10 t, 15 t, 20 t, 25 t および 30 t の 5 種類とした。Table 2 は、粗圧延工程でのパス・スケジュール、速度スケジュール、および設備規模の相異による $TL(1)$, $TL(4)$, $TL(5)$ と許容最大のスラブ長を示す。また、バー厚は 60 mm とし、対象とする仕上板厚は、1.2 mm, 2.0 mm および 2.5 mm とした。仕上圧延工程でのパス・スケジュールは文献 10) に示されているものと全く同じである。計算に用いる熱定数などの数値および圧延材の拘束変形抵抗も、文献 10) に準じているので、それを参照されたい。

なお、圧延中のスラブの温度計算では、その断面内の

Table 2. Draft schedule, table length TL and DL , and material length ML in the roughing train.

		$R_{1,2,3}$	$R_{1,2,3}$	$R_{1,2,3}$	R_4	F_0
Slab thickness (mm)		250.0	180.0	125.0	85.0	60.0
Entrance velocity (m/s)		1.0	1.0	1.0	1.0	—
Exit velocity (m/s)		—	1.39	1.44	1.47	1.42
30	$TL(1)=51.63$ m	$TL(4)=49.64$ m			$DL=69.37$ m	
	ML (m)	15.38	21.37	30.77	45.25	64.10
25	$TL(1)=43.93$ m	$TL(4)=42.10$ m			$DL=58.69$ m	
	ML (m)	12.82	17.81	25.64	37.71	53.42
20	$TL(1)=36.24$ m	$TL(4)=34.56$ m			$DL=48.01$ m	
	ML (m)	10.26	14.25	20.51	30.17	42.74
15	$TL(1)=28.55$ m	$TL(4)=27.02$ m			$DL=37.32$ m	
	ML (m)	7.69	10.68	15.38	22.62	32.05
10	$TL(1)=20.86$ m	$TL(4)=19.48$ m			$DL=26.64$ m	
	ML (m)	5.13	7.12	10.26	15.08	21.37

温度分布が均一であると仮定した。連続スラブの断面における温度分布は一様ではないので、この仮定は事実と反する。しかし、スラブは、熱延工程への搬送中に、その端部が加熱され、同時に機外保温により復熱が促進され、断面内の温度の不均一は大幅に改善される。したがって、上記の仮定は大きな矛盾をもたらすものではない。

Fig. 7 は、ストリップ先端の仕上出側温度 $\theta_F=830^\circ\text{C}$ を確保するのに必要な、粗圧延機入側の温度 θ_E (°C) と、その設備で取り扱える最大のスラブ単重 G (t/m) との関係を示す。Fig. 8 は、 $\theta_F=830^\circ\text{C}$ を確保したときの、ストリップ後端の最終圧延温度 θ_{FF} と G との関係を示す。両図とも仕上板厚 H_F を助変数として示しているが、 H_F を小さくするに従って、 θ_E を高めることが必要であり、直送圧延達成の温度条件は、より過酷となる。最終圧延温度は先端よりも後端の方が高くなっているが、これは、ストリップ先端がコイラーに巻き込まれると、 0.4 m/s^2 で加速され、12 m/s から 18 m/s に増速されているからである。

5. 直送圧延の可能性に対する検討

本報で計算の前提としている連続設備によって製造されるスラブの平均温度は、クレーター・エンドで

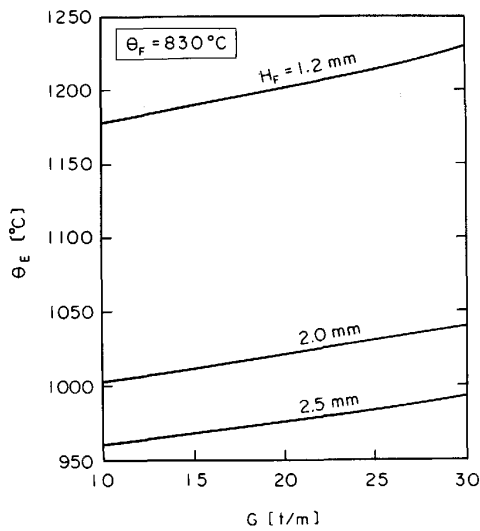


Fig. 7. Slab temperature θ_E at the entrance of rougher required to be hot-rolled with variation of acceptable maximum slab unit weight G . Note that the final rolling temperature θ_F of the slab head-end is kept at 830°C in cases of final thickness $H_F = 1.2$ mm, 2.0 mm and 2.5 mm.

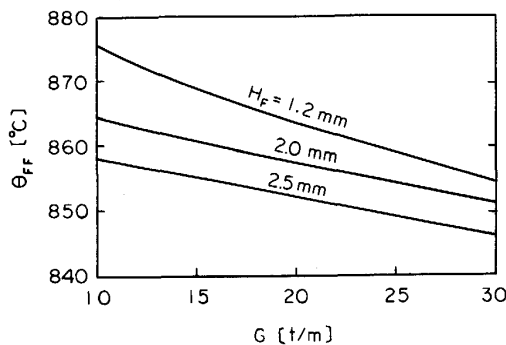


Fig. 8. Variation of final rolling temperature θ_{FF} of slab tail-end with slab unit weight G . Note that it is computed under the condition that θ_F is kept at 830°C .

1250°C以上に確保できることが、数値的に示された。しかし、この段階では、鑄片スラブ断面内の温度分布は一樣でなく、断面中央部の温度は高く、端部のそれは低い。したがって、そのままでは圧延工程に搬送することは許されない。クレーター・エンドの位置から4 m後方でスラブが切断されるとすると、Fig. 5の計算例によれば、そこでの断面中心部の温度は $\theta_A = 1380^\circ\text{C}$ 、コーナー部温度は $\theta_C = 880^\circ\text{C}$ となっている。その温度差は500°Cである。切断されたスラブは、搬送テーブルによって圧延工程に直送されるが、その間に、できる限り放熱を防止し、スラブ断面の温度分布を均一化することが必要である。これには、外部への熱伝達量を最小化し、

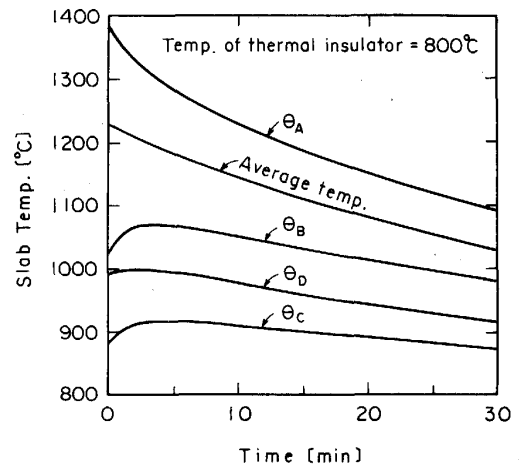


Fig. 9. Temperature change at main points in slab cross section during transportation from continuous casting machine end to the entrance of hot rolling stands when the thermal insulator covers the whole slab section.

熱伝導によつてスラブ断面の温度差を小さくすることが考えられる。ここでは、切断されたスラブを 800°C の保温箱に封入して搬送したとき、時間的にスラブ断面の温度分布がどのようになるかについて計算した。

Fig. 9は、メニスカスから44 m離れた位置で切断されたスラブの温度 (Fig. 5 参照) と搬送時間の関係を示す。スラブの表面温度は、一度復熱した後、ゆるやかに低下している。それに対して、中心温度はかなり急激に下がっている。搬送時間を10 min程度にできる場合を考えると、スラブの平均温度は 1140°C 程度となり、中心温度は約 1230°C である。

つぎに、このスラブ温度で圧延工程に直送できるかについて考察した。Fig. 7に着目すると、 $H_F \geq 2.0$ mmのホット・コイルの圧延は、粗圧延機入側でのスラブ温度が 1040°C 以上なら可能である。連鑄機から直送されたスラブ温度は 1140°C であり、粗圧延機入側温度としては適当であると考えられるが、幅端部の温度は、所要温度に比べて低い (Fig. 9 参照)。幅端部は誘導加熱などの局所加熱によつて、所要温度まで温度補償を行う必要がある。

以上のことから、2.0 mm以上のホット・コイルは直送圧延が可能であると判断できる。しかし、1.2 mm程度の薄物のホット・コイルに対しては、粗圧延機入側の所要スラブ温度は、 $H_F = 2.0$ mmの場合のそれより 180°C 程度高い温度を確保しなければならない (Fig. 7 参照)。これは、2.0 mm以上のホット・コイルの場合に比べて、かなり過酷な条件である。連鑄サイドからは、

この問題を克服する改善の余地は、機内加熱を行う以外、ほとんど残されていない。一方、熱延サイドからは、文献 11) 12) 等にも見られるように、いくつかの可能性がある。まず、Fig. 7 からわかるように、圧延可能なスラブ単重 G が、20 t/m 以上の大型な熱延設備では、 $H_F = 1.2$ mm の圧延は困難であるが、 G が 15 t/m 以下の設備では、十分な幅端部加熱を行うことにより、薄物の圧延も可能であろう。スラブ製造時に生ずる長さ方向の温度分布を逆用して圧延する方法、また、仕上圧延機入側に幅端部加熱装置を設け、それを最大限に活用することも有効である。今後これらに関し、今回熱延中に無視した幅方向、厚さ方向および長さ方向の温度分布を考慮して、より厳密な検証を試みたいと考えている。

6. 結 言

本研究は、連続鑄造設備と熱間圧延設備の直結化の可能性を、スラブの温度に重点を置いて検討したものである。両工程の直結化を実現するためには、鑄造設備に対しては、クレーター・エンドでの鑄片温度が可能な限り高温であることが、熱延工程においては、仕上圧延出側の温度を A_{r3} 変態点以上に保つのに必要な、圧延入側温度を可能な限り低くすることが要求される。

連鑄工程において高温鑄片を得るためには、i) 2次冷却帯での水冷域については、スラブ幅に対する冷却幅の比を 85% 以上に設定し、冷却長を短くして引抜速度を小さくすること、ii) 矯正点以後の鑄造ラインでは、スラブコーナー部の温度を保温するために、より高温の保温カバーを設置することが望ましい。上記の条件を満たした場合、クレーター・エンドでのスラブの平均温度

は 1250°C 以上となり、コーナー温度は 900°C 程度を確保できる。

熱延工程の入側温度を低くするためには、ディレイ・テーブル上でのバー厚を大きく設定することが有効である。仕上板厚 2 mm 以上の場合には、入側所要温度は高々 1050°C であり、直送圧延は温度的に十分可能である。ただし、連鑄と熱延の両設備間の搬送工程では、保温箱に類する保温装置が備えられ、粗あるいは仕上圧延機入側で材料幅端部を加熱することが必要である。しかし、1.2 mm 程度の薄物の直送圧延は、大型熱延設備においては温度的観点からかなり難しい。両工程の搬送径路の途中に、低熱慣性・高速搬送型の加熱炉を設置し、スラブ一本ごとに温度制御が可能となるような搬送設備にすることが望まれる。

文 献

- 1) 宮沢憲一, 鞭 巖: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 1000
- 2) 松野淳一, 中戸 参, 大井 浩: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 1023
- 3) 三塚正志: 鉄と鋼, **54** (1968), p. 1457
- 4) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 川崎守夫: 鉄と鋼, **65** (1979), p. 90
- 5) 三塚正志, 福田敬爾: 鉄と鋼, **65** (1979), p. 608
- 6) J. KOKADO, N. HATTA and H. TAKUDA: Arch. Eisenhüttenwes., **55** (1984), p. 113
- 7) N. HATTA, J. KOKADO and H. TAKUDA: Arch. Eisenhüttenwes., **55** (1984), p. 143
- 8) F. A. HOLLAND, R. M. MOORES, F. A. WATSON and J. K. WILKINSON (若林嘉一郎 監訳): Heat Transfer (伝熱工学), p. 167 [培風館]
- 9) J. KOKADO and N. HATTA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **21** (1981), p. 40
- 10) N. HATTA and J. KOKADO: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **22** (1982), p. 39
- 11) 高橋秀光, 木下健太郎: 高温学会誌, **9** (1983) 2, p. 84
- 12) 杉田公義, 大井純一: 製鉄研究 (1984) 313, p. 28