

技術報告

UDC 621.74.047 : 536.421.4

## 鋼ビレット用同期回転式連続鑄造機の鑄型内における 鑄片の凝固

児玉 英世\*・新山 英輔\*<sup>2</sup>・堀口 穰\*  
木村 智明\*<sup>3</sup>・遠藤 宗宏\*<sup>3</sup>

### Solidification of Steel Billets in the Mold of a Synchronized Rotary Type Continuous Caster

Hideyo KODAMA, Eisuke NIYAMA, Minoru HORIGUCHI,  
Tomoaki KIMURA, and Munehiro ENDO

#### Synopsis :

A high speed continuous billet caster where casting speed matches the rolling speed has been developed. The caster consists of a copper wheel with a groove and an endless steel belt, both strongly cooled by water. There is almost no friction between mold and billet because of the mold moving simultaneously with the billet. In the course of development two studies were performed to establish the optimum casting and operating conditions. The first was to investigate the effect of casting temperature on the shell thickness. The second was with heat transfer characteristics of rotating wheel. The results are summarized as follows.

- (1) The shell thickness of belt side was smaller than that of wheel side when the molten steel with large superheat was poured.
- (2) Water modelling test revealed that downward flow with high velocity existed along belt side and upward flow along wheel side.
- (3) The allowable superheat was estimated to be 50 C by computer calculation on solidification.
- (4) Tension casting where the pinch rollers were controlled at a slightly higher rate than the wheel was effective to straighten the billets without any trouble.

From these results the optimum conditions were established and the belt wheel type continuous caster was finally practised.

## 1. 緒 言

鉄鋼業では連続鑄造機と圧延設備とを直結する直接圧延方式の実現が望まれている。しかし、従来の連続鑄造機では鑄造速度が小さいため圧延機の生産能力に適合させることは困難であり、連続鑄造機を複数個設置することによつて適合化をはかっている。この場合各鑄造機からの鑄片は、切断、分離、あるいは集合整理して圧延機に供給しなければならず、この間に鑄片の再加熱も必要になる。したがつて鑄造速度を圧延機の見合うだけ高速化することができれば、鑄造機が一基で済むだ

けでなく、鑄造と圧延とを直結した直接圧延が可能になり、さらに圧延前の再加熱が省略できる省エネルギーが可能になると考えられる。

以上のような背景から、従来連続鑄の2倍以上の鑄造速度が可能な高速連続鑄造機の開発および実用化に着手した<sup>1)2)</sup>。

従来形式の連続鑄、すなわち振動鑄型から鑄片を引き出す方法では、鑄型と凝固殻間の摺動が障害となり高速鑄造には不相当と考えられる。そこで鑄型と凝固殻の間に相対速度差のない同期回転式連続鑄造機に着目し、この分類に属する各種形式<sup>3)</sup>の中から高速化の容易さおよび

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて一部発表 昭和 56 年 1 月 6 日受付 (Received Jan. 6, 1981)

\* (株)日立製作所日立研究所勝田分室 (Katsuta Office, Hitachi Research Laboratory, Hitachi Ltd., 832 Horiguchi Katsuda 312)

\*<sup>2</sup> (株)日立製作所日立研究所勝田分室 工博 (Katsuta Office, Hitachi Research Laboratory, Hitachi Ltd.)

\*<sup>3</sup> (株)日立製作所日立工場 (Hitachi Works, Hitachi Ltd.)

構造上の簡易さを考慮しベルト回転輪式を選定した。

この形式の連鋳機では、曲率の大きい同期回転鋳型内で凝固殻が形成され、鋳片は鋳型を離脱した直後に曲げ戻し矯正を受ける。したがって開発および実用化に際して注入ノズル噴流の凝固殻成長におよぼす影響と曲げ戻し矯正を円滑に行うための鋳造条件を把握しておく必要があつた。このため試作機による鋳造実験や水モデル実験および凝固計算によつて凝固殻の成長におよぼす要因を検討し、さらに実用機の試験操業段階で凝固殻の成長および回転輪鋳型の伝熱量と鋳造条件の関係を調べ、その結果実用化の成功に至つた。本報では同期回転式連続鋳造機の装置について述べ、つぎに同連鋳機における鋳片の凝固について報告する。

## 2. 同期回転式連続鋳造機の構造

Table 1 に自社内に設置した試作機の主な仕様を、Table 2 実用機の主な仕様を示す。Fig. 1 に実用機の装置全体図を Fig. 2 に同機の鋳造装置部分を示す。この実用機は、財団法人機械システム振興協会の新機械普及促進事業（中小規模全自動高速連続鋳造圧延システム）に選定され、1979年3月に大三製鋼株式会社亀戸工場に設置されたものである。実用機につき装置の概要を述べる。

鋳型は直径3mの回転輪とベルトにより構成される。タンディッシュに保持された溶鋼は垂直に注入され、鋳型

Table 1. Specifications of test casting machine.

Casting section	100×120/140 mm
Cast metal	Plain carbon steel
Casting speed	Max 10 m/ min
Wheel	φ 2440 (AgCuB)
Belt	2.6 t × 250 B (SPCC)

Table 2. Main features of commercial casting machine.

Casting section	130×160/190 mm
Cast metal	Plain carbon steel Silicon-manganese steel
Casting speed	3 to 6 m/ min
Wheel	φ 3 000 (AgCuB)
Belt	2.6 t × 280 B (SPCC)
Production	Max. 60 t/h

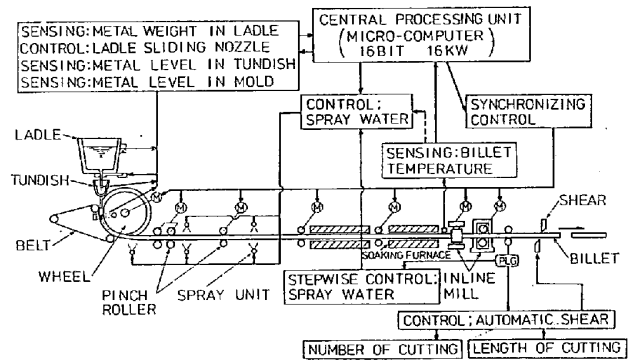


Fig. 1. General plan and control system of the commercial casting machine.

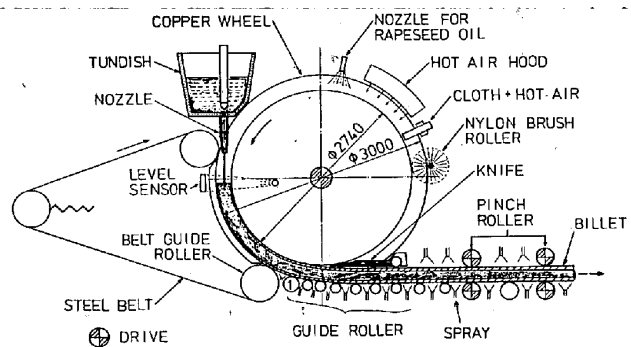


Fig. 2. Structure of the commercial casting machine.

内で凝固殻が形成されて、回転輪下端付近で矯正ののち、水平方向に引きだされる。その後、スプレー冷却帯、空冷帯、均熱帯を経て完全に中心まで凝固が完了し、垂直ミル、水平ミルによつて直接圧延されて所定長さに切断される。主な構造は次のとおりである。

ノズル：溶融シリカ質の垂直ノズルで、オープンノズル形式である。

回転輪：外周に鋳型の3面を構成する溝を有しており、3面ともスリットを貫通する高速水流により内部冷却される。

ベルト：厚さ2.6mm、幅280mmの低炭素鋼(SPCC-1)帯を溶接してベルトとし、2個のプーリで回転輪に押しつけ、第3のプーリによつて張力を与え鋳型の1面を形成する。非鉄用ベルト回転輪式連鋳機ではベルトをスプレー冷却している例がみられるが、鋼用では冷却能力が不十分である。そこで、ベルト背面に静水圧軸受方式のガイド板を設け、これとベルトとの狭い隙間に高速で冷却水を流す高速流水冷却方式を採用している。

鋳型断面形状：回転輪とベルトで構成される鋳型は鋳片引き抜きを容易にするため Fig. 8 に示すように台形としている。

曲げ戻し矯正：同期回転式連鋳機における鋳片の曲げ

戻し矯正は、従来型連铸機に比較して半径が小さく铸造速度が大きいため、ひずみ量、ひずみ速度とも大きい条件のもとで行われる。そこで、曲げ戻しを1点で行わず約1mの範囲でひずみ速度が等しくなるように徐々に行う。Fig. 2 に示したナイフの位置と形状および矯正ローラはこの考え方に基づいて配置されている。

直接圧延<sup>9)</sup>：凝固完了、均熱後、铸造断面 130mm×160mm/190mm がまず垂直ミル、ついで水平ミルによりたとえば 130mm×130mm に粗圧延される。高速铸造のために均熱炉内で铸片を加熱する必要はない。現状では建屋長さの関係により粗圧延までの段階で油圧式フライングシャーにより铸片を切断、冷却しているが、铸片温度と铸造速度からみてこのさきさらに連続圧延をつづけることは可能とみられる。

制御：Fig. 1 に示すように全システムが自動制御されている。ノズルストッパーは注入開始と終了時に開閉されるだけで、流量調整には用いられない。铸型内の溶鋼レベルはガンマ線レベル計によつてモニターされ、回転輪の回転速度にフィードバックされる。ピンチローラと圧延機ロールの速度は回転輪と同期されている。

### 3. 凝固殻厚さに及ぼす铸造温度の影響

#### 3.1 試作機における铸造実験

同期回転式連铸機では凝固殻厚さが小さいときに曲げ戻し矯正が行われる。铸片横断面上で凝固殻厚さに著しい差がある場合には曲げ戻し矯正が円滑に行われぬ可能性があり、できるだけ厚さを等しくするのが好ましいと考えられる。そこで铸片凝固殻厚さに及ぼす铸造温度の影響を調べるために、試作機による铸造実験を行った。铸造条件を Table 3 に示す。铸造温度はタンディッシュ内溶鋼温度である。液相線温度は成分より算出<sup>10)</sup>した。铸造途中で内部溶鋼を流出させることにより測定した铸片引き抜き方向縦断面の铸型内における凝固殻厚さを Fig. 3 に示す。条件Bの铸片ではベルト面側および回転輪面側の凝固殻厚さはほぼ同じである。これに対し

Table 3. Casting conditions.

Charge	A	B
Cast metal	0.2%C steel	0.2%C steel
Casting temp.	1 590°C	1 562°C
Liquidus temp.	1 510°C	1 510°C
Superheat	80°C	52°C
Casting speed	4.7m/min	5.0m/min

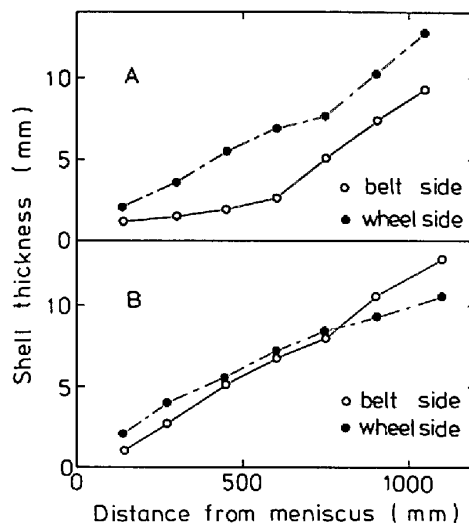


Fig. 3. Solid shell thickness measured by a bleeding test.

過熱度の大きい条件Aでは回転輪面側の凝固殻厚さは時間とともに大きくなりBと同程度の値になっているが、ベルト面側の凝固殻厚さは比較的小さく湯面から600mmの範囲でその傾向が著しい。したがって過熱度とともに溶鋼流動が凝固殻厚さに影響を及ぼすと考えられる。そこで铸型内流動状況を明らかにするために水モデル実験を行った。

#### 3.2 水モデル実験

前項で述べたように、ベルト面側の凝固は過熱度の影響を受けることが明らかになった。とくに凝固殻が薄い位置は注入ノズルからの溶鋼噴流によつて流動の程度が大きくなっている領域に相当すると考えられるので、水モデル実験を行い铸型内流動状況を観察した。

##### 3.2.1 実験方法

透明アクリル製樹脂を用いて Table 1 に示した試作機と同じ曲率半径を有する長さ2mの铸型、実寸法大の注入ノズルおよびタンディッシュを製作した。Fig. 4 に実験装置の概略を示す。注入ノズルの出口直径は18mmであり、ノズル先端から湯面までの距離は350mmに設定した。流量は66l/minとしたが、これは铸造速度で5.1m/minに相当する。ノズル入口で平均直径1mmの青色ポリスチレン粒子(比重1.03)をトレーサーとして添加し、その動きを目視することにより铸型内流動状況を観察するとともに、写真撮影を行いトレーサーの軌跡長さから流速を算出した。なお注入ノズルからの噴流が湯面に達する際に気泡がまきこまれたが、トレーサーの動きは気泡によつてほとんど影響を受けないことが確認された。

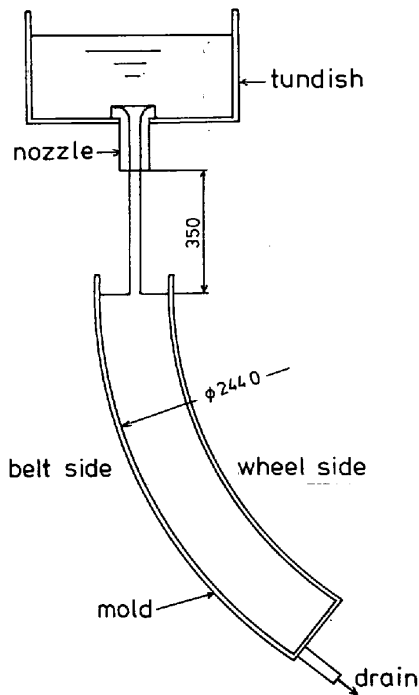


Fig. 4. Experimental apparatus for water modeling.

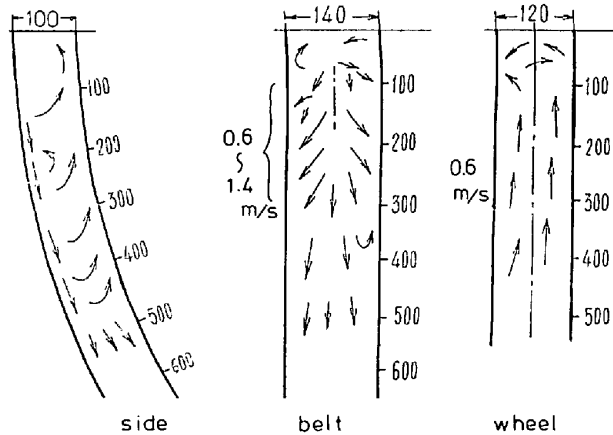


Fig. 5. An example of flow patterns in the mold.

3.2.2 実験結果

鑄型側面、ベルト面側および回転輪面側からみた流動パターンを Fig. 5 に示す。ベルト面に沿って湯面直下から約 550 mm の長さにおもに下降流になっている。回転輪面はほとんど上昇流であり、これはベルト面側下降流の一部が途中で分かれて生じたものである。ベルト面側をさらに詳しくみると、湯面から約 150 mm の距離までは複雑な流れが存在し方向が一定していない。この領域をすぎるとノズルからの噴流が扇形に拡がりベルト面に沿って約 430 mm まで流れる。その後はゆるやかな流れになり約 550 mm ではほぼ一樣な流れになる。ベルト面中央を流れる噴流の一部は鑄型コーナー付近で減速されて一部が上向き流れになる。同図にはトレーサー

の流跡から求めた流速分布も合せて示した。ベルト面に衝突して下降する注入噴流の速さは平均で 0.6 m/s から 1.4 m/s である。この値は注入ノズル噴流の湯面直上における平均流速 5.0 m/s に比較してかなり小さくなつており、注入流の運動が鑄型内でかなり減衰されていることがわかる。回転輪面に沿う上昇流の速さは 0.6 m/s でありベルト面側下降流よりも小さい。

ベルト面側に沿う下降流の速さが大きい領域は凝固殻厚さが小さくなつている位置にほぼ等しい。したがつて過熱度が大きいときには溶鋼噴流の影響によつて凝固殻の成長が遅れることが推察される。そこで過熱度と流動を考慮した凝固計算を行い、鑄造実験結果と比較する。

3.3 凝固計算

3.3.1 計算方法

簡単のために純金属の一次元凝固を考える。液体側の流動状態の変化は液体から凝固殻への熱伝達係数の値を変えることにより対応させる。液体と凝固殻は同じ熱的物性値を有しその値は温度によらず一定である、などの仮定をおく。伝熱基礎式や境界条件、初期条件はそれぞれ次式のように表わされる。

$$0 \leq y \leq Y \text{ で } \frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \dots\dots\dots (1)$$

$$y = 0 \text{ で } k \frac{\partial T}{\partial y} = h_c(T - T_0) \dots\dots\dots (2)$$

$$y = Y \text{ で } T = T_s \dots\dots\dots (3)$$

$$\rho L \frac{dY}{dt} = K \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) - h_i(T_b - T_s) \dots\dots\dots (4)$$

$$t = 0 \text{ で } Y = 0 \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $T$  : 温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )、 $t$  : 時間 (s)、 $K$  : 熱伝導率 ( $\text{cal}/\text{cm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ )、 $T_0$  : 鑄型表面温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )、 $T_s$  : 凝固温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )、 $\rho$  : 密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )、 $L$  : 凝固潜熱 ( $\text{cal}/\text{g}$ )、 $T_b$  : 液体温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )、 $C$  : 比熱 ( $\text{cal}/\text{g}\cdot^{\circ}\text{C}$ )、 $\alpha$  : 熱拡散率 ( $=K/\rho C, \text{cm}^2/\text{s}$ )、 $Y$  : 凝固殻厚さ (cm)、 $y$  : 距離 (cm)、 $h_c$  : 凝固殻と鑄型表面間の熱伝達係数 ( $\text{cal}/\text{cm}^2\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ )、 $h_i$  : 液体と凝固殻間の熱伝達係数 ( $\text{cal}/\text{cm}^2\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ ) である。

(1)~(5)式の組み合わせに対して積分法による解法<sup>6)</sup>を適用する。凝固殻内の温度分布を次の二次式で表す。

$$T = A_0 + A_1(Y-y) + A_2(Y-y)^2 \dots\dots\dots (6)$$

適当な操作を行うと  $A_1, A_2$  の間に次式が成り立つ。

$$2mA_2 + A_1^2 + \theta_b = 0 \dots\dots\dots (7)$$

$$K(-A_1 - 2YA_2) = h_c[(T_s - T_0) + A_1Y + A_2Y^2] \dots\dots\dots (8)$$

(7)、(8)より  $A_1$  は次のようになる。

$$A_1 = (a_1 - a_2\theta_b) - \sqrt{(a_1 - a_2\theta_b)^2 + 4a_2h_c(T_s - T_0)}$$

$$\dots\dots\dots(9)$$

ここで,  $m=L/C$ ,  $\theta_b=h_i(T_b-T_s)/K$ ,  $a_1=K+h_cY$ ,

$$a_2=\frac{kY}{m}+\frac{h_cY^2}{2m}$$

である。(4), (9)式より凝固殻厚さ $Y$ と時間 $t$ の関係として次の(10)式が得られる。

$$\frac{dY}{dt}=\frac{1}{\rho L}[-kA_1-h_i(T_b-T_s)]\dots\dots\dots(10)$$

したがって(10)式を数値積分することにより $Y$ と $t$ の関係を求めることができる。

(10)式で $h_i$ は一定の場合は液体の流動状態が一定の条件に相当する。流動状態が変化するには $h_i$ を変えて計算する。以上に述べたアルゴリズムをもとにコンピュータプログラムを作成し計算に供した。

液体と凝固殻間の熱伝達係数 $h_i$ の値は次のようにして求めた。鋳型内における凝固は伝熱上は凝固殻に囲まれた領域を溶鋼が流動するものとみなせよう。そこで凝固殻と溶鋼との界面を管壁として、正方形断面、乱流、壁温一定における液体金属の管壁への熱伝達に対するヌッセルト数( $Nu$ )とペクレ数( $Pe$ )の関係式 $Nu=3.27+0.019Pe^{0.8}$ をもとに $h_i$ を算出した。Fig.6はこの式を溶鋼に適用したときの $h_i$ と流れの速さの関係を示したものである。

Table 4 に水モデル実験で得られた流速値と, Fig.6 の関係より求めて計算に使用した $h_i$ の値, および各 $h_i$ の適用時間を示す。ベルト面側は観察した流動パターンを4ゾーンに分け, 回転輪面側は2ゾーンに分けた。一様な流れにおける流速は2 cm/sとした。鋳造速度は5 m/minとし, 溶鋼過熱度 $\Delta T(=T_b-T_s)$ は50°Cから90°Cの範囲で変化させた。計算に用いたその他の数値は次のとおりである。

$T_s=1500^\circ\text{C}$ ,  $K=0.07\text{ cal/cm}\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$ ,  $C=0.16\text{ cal/g}\cdot^\circ\text{C}$

$\rho=7.0\text{ g/cm}^3$ ,  $L=65\text{ cal/g}$ ,  $T_0=20^\circ\text{C}$ ,

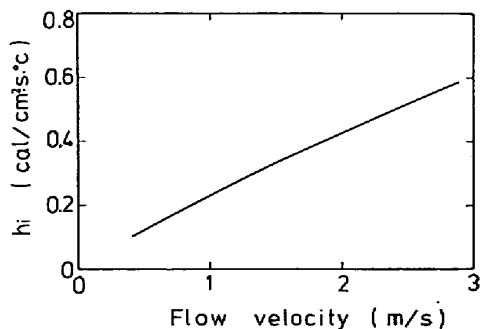


Fig. 6. Liquid/shell heat transfer coef. vs. flow velocity data used for calculation.

Table 4. Data for calculation.

Belt side			Wheel side		
V (m/s)	hi*(cal/cm²·s·°C)	Time (s)	V (m/s)	hi*(cal/cm²·s·°C)	Time (s)
0.6	0.17	0→1.7	0.6	0.17	0→
1.4	0.33	1.7→5.0	0.6	0.17	→
0.2	0.08	5.0→6.4	0.6	0.17	→6.4
0.02	0.01	6.4→	0.02	0.01	6.4→

hi\*: heat transfer coefficient between liquid and shell

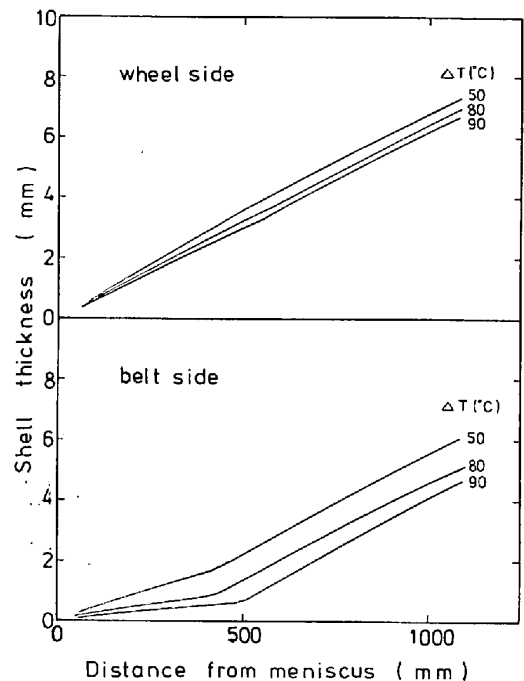


Fig. 7. Effect of superheat ( $\Delta T$ ) on shell thickness.

$h_c=0.025\text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$ (ベルト面側),  $0.03\text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$ (回転輪面側)

3.3.2 計算結果とその検討

Fig. 7 にベルト面側および回転輪面側の凝固殻厚さ計算値を示す。ベルト面側ではノズルからの注入噴流が激しく衝突する領域で厚さが比較的小さく, 過熱度が大きい程その傾向が著しいがこの領域をすぎると順調に厚みを増加している。これに対して流速がベルト面側に比較して小さい回転輪面側では凝固殻厚さはあまり過熱度の影響を受けてはいない。

$\Delta T=50^\circ\text{C}$  および  $80^\circ\text{C}$  の計算結果を Fig. 3 に示した測定値と比較すると, 実際には鋳型内で低下する $\Delta T$ のかわりにタンディッシュ内での $\Delta T$ を用いて計算したために全体的に計算値の方が測定値よりやや小さい凝固殻厚さを呈しているが, 過熱度の影響に関してその傾向が

よく一致しており、過熱度と流動を考慮した計算方法は妥当であるといえよう。

以上に述べてきたように溶鋼流動および過熱度が凝固殻厚さに影響を及ぼすことが明らかになった。計算結果から 90°C の溶鋼過熱度でも凝固殻の成長停止や再溶解は生じないと考えられるが、曲げ矯正直前で鋳片横断面の凝固殻厚さに差が生じることになり好ましくない。そこで溶鋼過熱度の基準として従来型ピレット連铸と同じく 50°C を選定した。

#### 4. 回転鋳型の伝熱特性

同期回転式連铸機では、鋳片が鋳型に同期して移動する。そこで鋳造中の回転鋳型の温度を測定し鋳型の伝熱特性と操業条件の関係を調べた。ここでは実用機の試験操業段階で行った測定について述べる。

##### 4.1 測定方法と操業条件

Fig. 8 に示すように回転鋳型底面より 11 mm の位置に側面から直径 8.5 mm の下穴をあけ、さらにその先端に直径 3 mm、長さ 60 mm の穴をあけて、外径 1 mm の CA シース熱電対をそり入し、鋳造中の回転鋳型温度を測定した。表 5 に操業条件を示す。変化させた操業因子は次の 2 つである。

1) 圧縮鋳造あるいは引張鋳造：表中の条件 C は回転鋳型に対してピンチローラの回転速度をやや小さくして鋳片を長さ方向に圧縮する傾向にした。条件 D はこれとは逆にピンチローラの回転速度をやや大きくして引張傾向

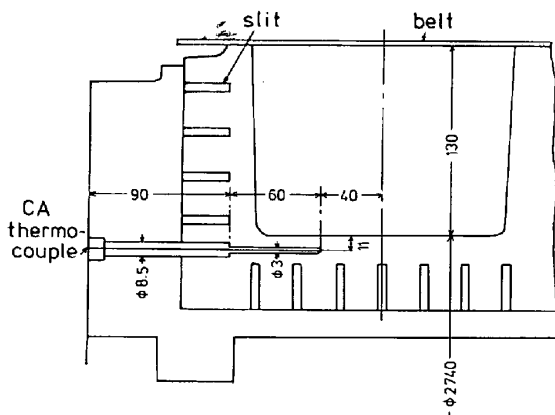


Fig. 8. Location of CA sheath thermocouple.

Table 5. Operating conditions.

Charge	Superheat	Casting speed	Compression tension	Guide roller setting
C	34°C	3.1 m/min	Compression	130 mm
D	68°C	3.1 m/min	Tension	127 mm

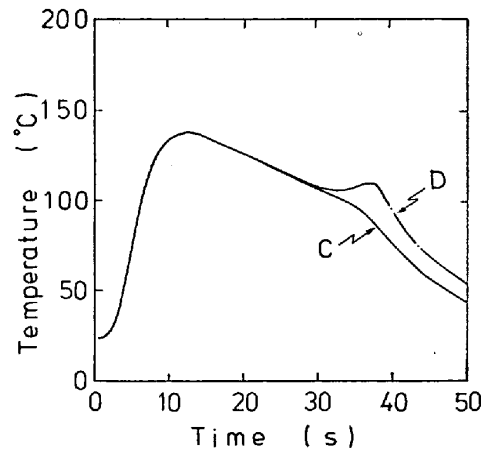


Fig. 9. Wheel temperature during casting.

とした。

2) ガイドローラ配置方法：条件 C は Fig. 2 に示した No. 1 ガイドローラと回転鋳型底面間の距離を鋳造断面の高さ (130 mm) と等しくした。条件 D はこの距離を 127 mm とした。

離型剤 (なたね油) 使用量、回転鋳型冷却水量、使用ノズルの設定位置などは C、D と同じである。

##### 4.2 測定結果と検討

Fig. 9 に測定結果を示す。約 30s までの回転鋳型温度が、過熱度によらず同じ値を呈した理由は明らかではない。両条件とも測定位置が湯面を通過したのち急激に上昇し約 12s でピークに達しているが 60°C 程度に下がるまでの温度変化に差がみられる。条件 C では温度がはやく降下しているのに対し、D では降下時期が約 4s ほど長時間側にずれている。張力鋳造とガイドローラによる鋳片の回転鋳型底面への押しつけによつて、鋳片と回転鋳型の接触が曲げ戻し工程直前でよくなつてることが推察される。良好な鋳片品質を呈したのは条件 D であり、曲げ戻し時に鋳片上面側に均一な引張変形を起こさせるためには鋳片と鋳型の接触を良好にし、できるだけ均一で厚さの大きい凝固殻を形成させることが必要と考えられる。

Fig. 9 に示した温度変化から回転鋳型への熱流束  $q$  を計算により推定すると時間  $t$  (S) に対して

$$q = (\text{kcal/m}^2\text{h}) = (2.31 - 0.257\sqrt{t}) \times 10^6$$

となる。この式の右辺第 2 項の係数値は、従来型ピレット連铸での振動鋳型におけるデータ<sup>8)</sup>に比較して約 10% 小さくなつており、オシレーションのない同期鋳型の方が鋳片と鋳型間の接触状態が良好であるといえよう。

以上に述べた回転鋳型の伝熱特性測定をもとにガイドローラの最適配置方法を選定し、さらに張力鋳造を操業条件のひとつとした。

## 5. 結 言

高速鋳造が可能な鋼ピレット用同期回転式連続鋳造機の開発および実用化段階において、鋳片の凝固におよぼす鋳造条件や回転輪鋳型の伝熱特性と操業条件との関係を調査し、次の結果を得た。

(1) 溶鋼過熱度が大きい場合、湯面から 600 mm までの凝固殻厚さはベルト面側と回転輪面側で異なり、ベルト面側の方が小さい。

(2) ホモデル実験により鋳型内における流動状況を観察した。鋳型前半部ではベルト面側に沿って流速の大きい下降流が、回転輪面側で流速の小さい上昇流が存在する。

(3) 流動を考慮した凝固計算を行った。凝固殻厚さの計算値と測定値は、過熱度の影響に関してほぼ一致した。

(4) 引張鋳造とガイドローラによる鋳片の回転輪鋳型への押しつけにより、鋳片と鋳型間の接触が良好になると推定される。

以上のような調査結果により、同期回転式連続鋳造機に適した鋳造条件および操業条件を把握し実用化に至った。

終わりに、本連鋳機の完成に当たって財団法人機械シ

ステム振興協会・高速連続鋳造圧延システム分科会の早稲田大学教授草川隆次委員長、金属材料技術研究所工業化研究部長中川龍一委員、東京大学教授木村康夫委員各位、東京大学梅田高照助教授および大三製鋼株式会社の関係各位から多大な御指導と御協力をいただいた。ここに深甚なる謝意を表する。

## 文 献

- 1) 山本美佐夫, 香取英俊, 木村智明, 遠藤宗宏, 矢葺 隆, 新山英輔: 日立評論, 62(1980) 6, p. 433
- 2) 児玉英世, 新山英輔, 堀口 稔, 木村智明, 遠藤宗宏, 山本美佐夫, 香取英俊: 学振 19 委, 凝固-288, 凝固現象協議会資料 (1980)
- 3) 木村智明: 特殊連鋳機, 西山記念技術講座「ブルーム・ピレット連続鋳造技術の最近の進歩」, (1980), p. 351
- 4) H. KODAMA, E. NIYAMA, T. KIMURA, and M. ENDO: International Conf. on Steel Rolling (1980, Tokyo)
- 5) 宮下芳雄: 鉄鋼の凝固 付13, 鉄鋼基共研凝固部会報告 (1977)
- 6) 宮沢憲一, 鞭 巖: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, p. 1000
- 7) 日本機械学会編: 伝熱工学資料, (1975), p. 73
- 8) 矢葺 隆, 木村智明: 未発表