

高速水膜による鋳型直下強冷却法

山中 章裕*・奥田 美夫*・中島 敬治*

Intensive Cooling Method of Slab Just After Exit of Mold by High Speed Water Film

Akihiro YAMANAKA, Mituo OKUDA and Keiji NAKAJIMA

Synopsis : In order to improve cooling and supporting of slab strand just after the exit of mold in higher casting speed, a double stage mold which consists of indirect cooling zone through copper plate and direct cooling zone by high speed water film was designed. The efficiency of the mold was tested on the experimental continuous casting machine with 0.17 mass% carbon steel. The size of slab was 240mm in width and 80mm in thickness. The solidified shell temperature of the strand was measured in casing, and then, heat transfer coefficients between the strand surface and the water film were estimated at the temperature more than 1273K.

Consequently, it was found that the cooling efficiency of high speed water film was much higher than that of conventional spray cooling.

The surface of the cast slab was smooth and has no defects, even through the intensive cooling by high speed water film.

Key words : continuous casting ; mold ; cooling ; supporting ; high speed casting ; water film cooling ; heat transfer coefficient.

1. 緒言

スラブの超高速鋳造¹⁾を想定した場合、鋳型出口での凝固シェルは薄く、鋳片表面温度も相当高くなり、従来の鋳型及び冷却方式では、鋳型直下の溶鋼静圧に対する凝固シェルサポートに対応できなくなることが予想される。従来の鋳型では、鋳片の熱収縮により鋳片と鋳型壁の間にエアギャップが形成され伝熱抵抗が増すために、鋳型出口近傍の熱流速が極端に低下することが報告²⁾されており、熱伝達係数に換算すると450~800W/m²K程度の冷却能と推定できる。間接冷却方式の鋳型を用いる限り、この現象は不可避的と考えられる。一方、既存の直接冷却方式であるスプレー冷却等を用いても高温の鋳片に対して高い冷却能を確保することは容易でないと考えられ、かつその定量的なデータもほとんどないのが実情である。

そこで、超高速鋳造時の鋳型直下鋳片強冷却を図るものとして、従来の間接冷却鋳型のまだ十分に冷却能のある上部部分を第一段の鋳型とし、その下部に高速水膜³⁾による直接冷却部を有する二段構成の鋳型を試作した。この様な思想の鋳型は、ピレット連続鋳機において、例えばWater-bearing鋳型⁴⁾として報告されている。しかし、この種の鋳型がスラブの連続鋳造において適用された例は、現在のところみあたらず、また、高速鋳造に関連して鋳片表面温度が1273Kを越えるような高温での冷却能については明らかにされてい

ない。

本研究において、スラブ試験連続鋳機で0.17mass%C鋼を用いて鋳造実験を実施し、安定な鋳造を可能とする高速水膜冷却条件を確認するとともに、鋳片表面が1573Kまでの高温領域における強冷却効果について明らかにした。

2. 実験方法

2・1 実験に用いた鋳型

本研究において試作した鋳型の概略をFig. 1に示す。上部は間接冷却方式の鋳型で、長さを400mmとした。また、鋳片断面サイズは240mm×80mmである。下部鋳型は、上部鋳型に支持フレームを介してボルトで連結されており、スラブの長辺面に3枚、短辺面に1枚ずつ鋳片を取り囲む様に配置した計8枚の銅製の高速水膜冷却板と冷却水ジャケット、その支持部、及び移動機構より構成されている。冷却板一枚当たりの詳細をFig. 2に示す。各冷却板の背面には冷却水ジャケットが連結し、さらにその背面より2本の油圧シリンダーロッドにより支持されている。上部鋳型の出口を基準とするパスラインより-0.5mm~2.0mmの間で自由に冷却板の位置設定ができ、これにより鋳片と冷却板間に形成される水膜の厚みの調整が可能となっている。冷却水は各ジャケットに独立に供給され、冷却板に設けられたスリットから鋳片表面に噴射され鋳片と冷却板の間に高速

平成7年8月14日受付 平成8年1月18日受理 (Received on Aug. 14, 1995; Accepted on Jan. 18, 1996)

* 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Corporate Research and Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-8 Fuso-cho Amagasaki 660)

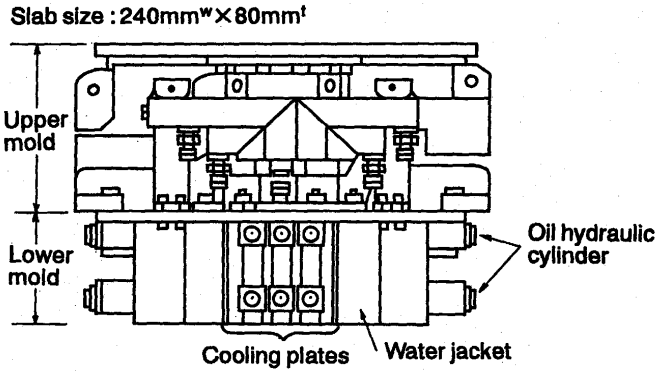


Fig. 1. Schematic diagram of double stage mold.

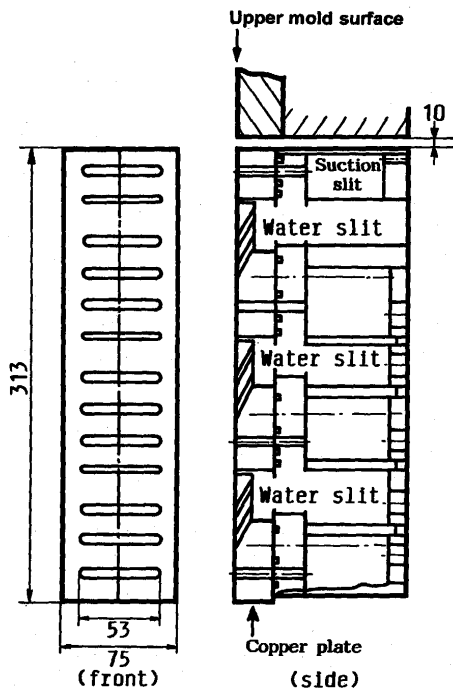


Fig. 2. Details of cooling plate.

水膜を形成して下方に流出する。また冷却水の上部鑄型への吹き上げを防止することを目的として、事前に透明アクリルの模擬鑄片を用いた水モデル実験を実施し、その知見から下向き角度を調整した孔径 2 mm の傾斜給水スリットと冷却板の最上部に冷却水吸引スリットを設けた。吸引スリットは孔径 6 mm で、その吸引能力は非通水時の空気流量で、 $10\text{Nm}^3/\text{h}$ である。水モデル実験の結果を Fig. 3 に示す。冷却板 1 枚当たりの水量が $80\text{l}/\text{min}$ 以下であれば、給水スリット構造と吸引スリット設置により冷却水の吹き上げを抑制するのが可能であることが判明した。

2.2 実験条件

上記の鑄型を試験連鑄機に設置して、実験を実施した。試験連鑄機は、全長 4.8 m の垂直型で溶鋼量は 1 t とした。上部鑄型のフレームはオッシレーションベッド上に載っており、上部鑄型と下部鑄型がリジッドに連結されていることにより、オッシレーションがそれぞれの鑄型に同期して与

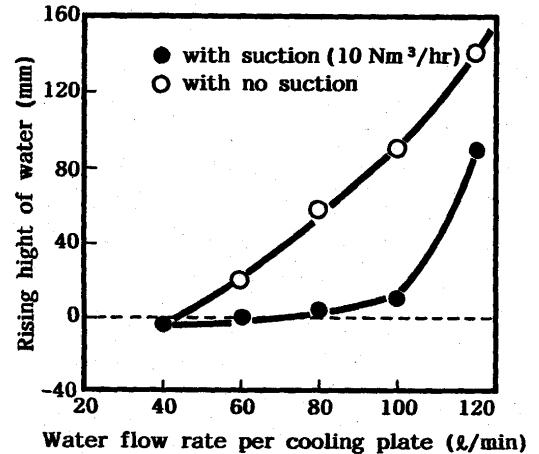


Fig. 3. Effect of suction slit. (by water model experiments)

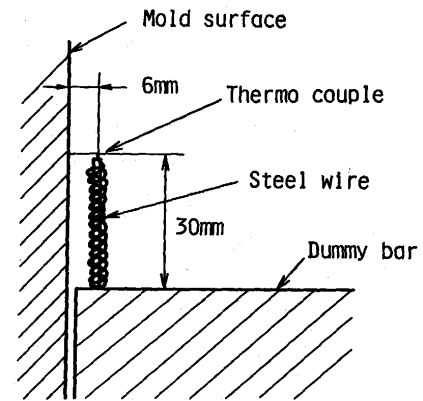


Fig. 4. Measurement of slab surface temperature.

えられる。

下部鑄型の高速水膜の冷却能を明らかにするために、Fig. 4 に示すようにダミーバー上端に、R型の熱電対を鑄片長辺面幅中央の表皮より約 6 mm の深さに、その先端が鑄ぐるまれるように設置し鑄片表面温度を測定した。熱電対先端は、ジルコニア系のコーティング剤を塗布し保護管より露出させて使用した。上部鑄型から下部鑄型内までの鑄片の表皮部の温度を連続測定し、鑄片の冷却状況を把握した。

鑄造鋼種の成分を Table 1 に、実験条件を Table 2 に示す。Table 2 中の水膜の水量は冷却板 1 枚当たりの値で示した。0.17mass% C 鋼を対象とし、オッシレーション、二次冷却条件を一定として、鑄造速度、下部鑄型冷却板水量、液膜厚を変更した。鑄造速度は 1 ~ 2 m/min とし、下部鑄型の冷却板一枚当たりの流量は、水モデル実験の知見から上部鑄型に冷却水の吹き上げの無い範囲で、最大で $551\text{l}/\text{min}$ とした。

No. 5 は、下部鑄型の冷却板一枚当たりの流量を $251\text{l}/\text{min}$ とした。また、No. 2 のみ液膜厚を 2.5 mm に変更した。また No. 1 で鑄片の凝固シェル形状を求めるために定常速度に達した時点でタンディッシュ内にフェロサルファを添加した。

なお、引き抜き長は、いずれの条件も約2.5mとした。

3. 実験結果

Table 2 の各条件のいずれも、冷却水、及び水蒸気の上部鋳型への吹き上げは完全に抑制されており、安定して鋳造を遂行することができた。これは冷却板のスリット構造、及び冷却板最上端での吸引の効果によるものである。また、下部鋳型内での急激な冷却による凝固シェル変形等の影響も全く見られなかった。Fig. 5 に鋳片の外観を示す。ほぼ完全に平坦で、高速水膜冷却に起因する割れ等の欠陥らしきものは皆無である。

Fig. 6 にNo. 1～No. 5 の各条件の鋳片表皮部の温度測定結果を示す。いずれの場合も上部鋳型出口から下部鋳型に入ってから数十mmの間で温度は一旦上昇するが、これは上部鋳型と下部鋳型の継ぎ目の10mmの間隙と下部鋳型の吸引スリット上部に非通水部があるためである。

水量が25l/minの条件と比べ、水量が55l/minの場合、下部鋳型内での温度降下が著しい。また鋳造速度が1.4m/minの場合、液膜厚1mmと2.5mmの違いによる冷却曲線の差は、ほとんど見られない。一方、同じ1mmの液膜厚であっ

ても鋳造速度の違いによる冷却曲線の違いは大きい。これは、鋳造速度の違いによる鋳片表面温度の差が冷却能の差として現れた結果であると考えられる。

Fig. 7 に、No. 1 のサルファ添加で得られた凝固シェル形状の代表例を示す。上部鋳型内での凝固シェルの成長に比較し、下部鋳型内での凝固シェルの成長は著しく、下部鋳型での冷却の効果が表れていると考えられる。

4. 高速水膜の冷却能の検討

4.1 方法

下部鋳型内の高速水膜の冷却能を明らかにするために、



Fig. 5. Appearance of slab. (Heat No.1)

Table 1. Chemical composition of the experimental steels (mass%).

C	Si	Mn	P	S	Al
0.17	0.1	0.66	0.018	0.005	0.06

Table 2. Casting conditions with the double stage mold on the experimental continuous casting machine.

Heat No.	Casting speed (m/min)	Oscillation		Water film cooling in lower mold	
		Stroke (mm)	Frequen-cy (cpm)	Film thickness (mm)	Flow rate/plate (l/min)
1	1.4	6	100	1.0	55
2	1.4	6	100	2.5	55
3	2.0	6	100	1.0	55
4	2.0	6	100	1.0	55
5	1.6	6	100	1.0	25

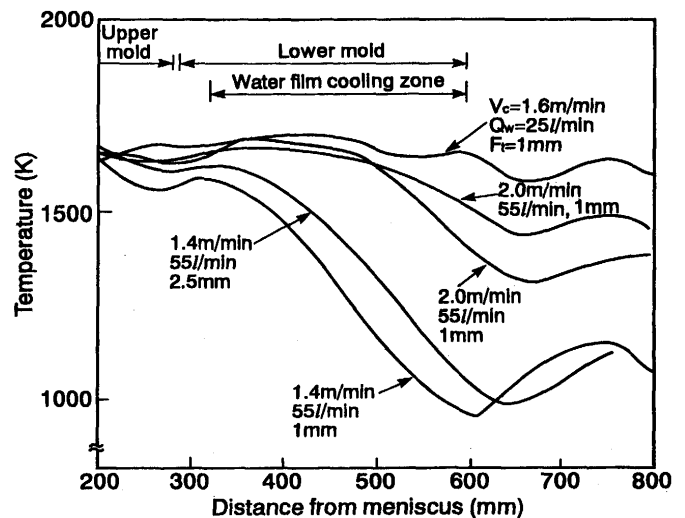


Fig. 6. Cooling curve at slab surface.
 V_c : Casting Speed
 Q_w : Water flow rate
 F_t : Water film thickness

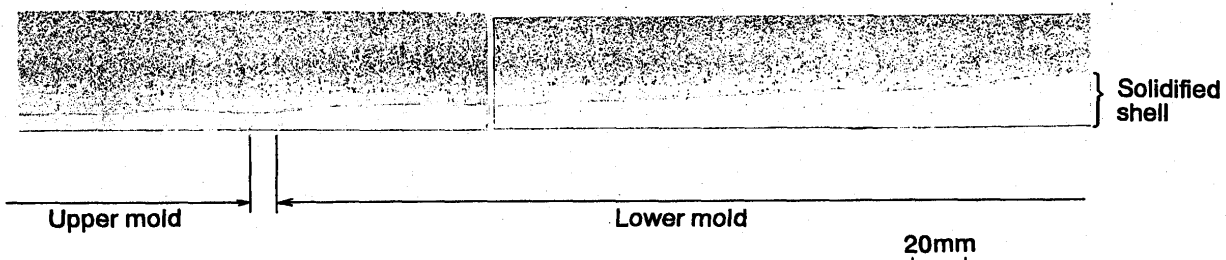


Fig. 7. Solidified shell of slab by sulfur print. (Heat No.1)

高速水膜領域の鋳片表面熱伝達係数を求めた。鋳片厚み方向の一次元非定常伝熱計算とFig. 6の表皮部の温度測定結果とから鋳片表面熱伝達係数を逆算した。これを以下に示す。

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial \theta} \right) = \frac{\partial}{\partial X} \left(k \frac{\partial T}{\partial X} \right) \dots\dots\dots (1)$$

Table 3. Data used in calculations.

Liquidus temperature (K)	1787
Solidus temperature (K)	1674
Density (kg/m ³)	7000
Latent heat of fusion (kJ/kg)	268
Emissivity (-)	0.8
Water temperature (K)	303

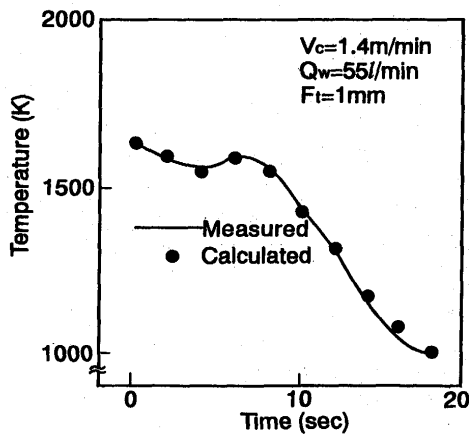
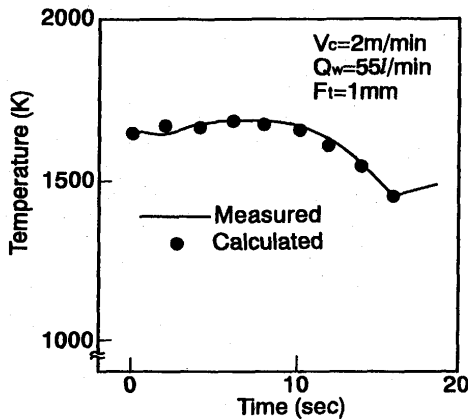


Fig. 8. Curve fit to obtain heat transfer coefficient.
 V_c : Casting Speed
 Q_w : Water flow rate
 F_t : Water film thickness

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial X} \right) = 0 \text{ (中心)} \dots\dots\dots (2)$$

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial X} \right) = Q \text{ (表面, 上部鋳型内)} \dots\dots\dots (3)$$

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial X} \right) = hr (T_s - T_A) \text{ (表面, 上部鋳型と下部鋳型の間)} \dots\dots\dots (4)$$

$$hr = \epsilon \sigma (T_s^4 - T_A^4) / (T_s - T_A) \dots\dots\dots (5)$$

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial X} \right) = hs (T_s - T_0) \text{ (表面, 下部鋳型高速水膜冷却域)} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、

X : 鋳片厚み方向距離, T : 鋳片内温度, T_s : 鋳片表面温度, T₀ : 冷却水温度, T_A : 雰囲気温度, θ : 時間, ρ : 密度, C_p : 比熱, k : 熱伝導度, hr : 輻射伝熱係数, ε : 熱放射率, σ : Stefan-Boltzmann定数, hs : 鋳片表面熱伝達係数, Q : 上部鋳型内抜熱速度

熱伝導度と比熱のそれぞれの温度との関係は文献⁵⁾を参照した。計算に用いたその他の物性値をTable 3に示す。

いずれも初期給湯開始から表皮部の温度が最大値を示したところを計算の初期条件とした。

Qは、上部鋳型内でのCu板の温度測定結果から概略値(2~3×10⁶W/m²)を求め、鋳片の冷却曲線の測定値と計算結果が合致するように矛盾のない範囲で修正しなおした。

鋳片内の熱電対先端部の表皮からの距離を鋳片切断後、0.2mmの精度で測定しその距離の計算温度と比較した。

以上の計算を実施し、測定した冷却曲線と計算結果が合致するようにhsを求め直した。計算結果と実測値を比較した例をFig. 8に示す。計算値と測定値の差は1273K以上の高温領域では10K以内に、1273K以下の領域では熱伝達係数の

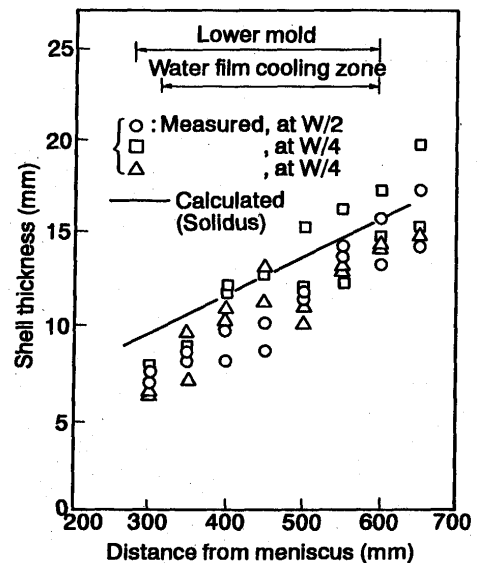


Fig. 9. Comparison between the shell thickness calculated and the measured.

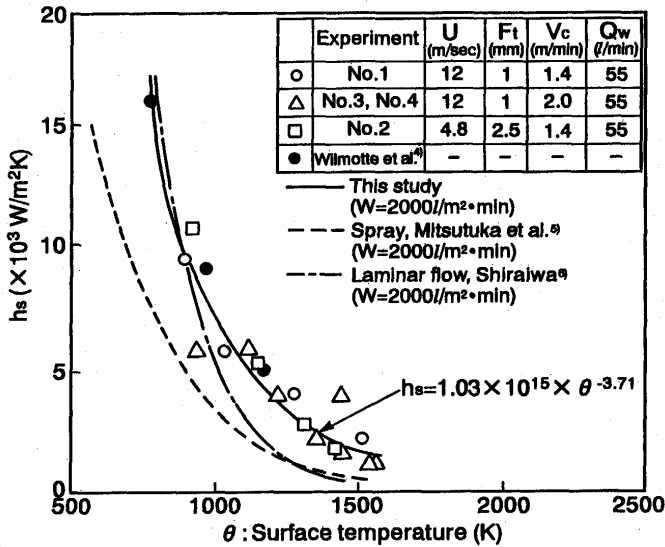


Fig. 10. Heat transfer coefficient between slab surface and water film.

U: Water velocity, Ft: Water film thickness, Qw: Water flow rate, W: Water flow density, Vc: Casting speed

値が大きくなるために20K以内とした。また、参考として得られた熱伝達係数を用いて凝固シェル形状を伝熱計算から求め、Fig. 7のサルファプリントから測定したものと比較して、Fig. 9に示した。計算結果はサルファプリントの結果と大略合致している。

4・2 表面熱伝達係数推算結果

得られた高速水膜冷却領域内の熱伝達係数を、横軸に同じく計算によって得られた鋳片表面温度をとってFig.10に示す。参考としてビレットを対象としたwater-bearing鋳型のモデル実験結果⁴⁾、及び冷却水流れの挙動が最も近いラミナーフロー冷却の実験結果⁶⁾を比較して示す。また、比較のために同一水量密度のスプレー冷却の熱伝達係数⁷⁾の値も示した。なおラミナーフロー冷却、スプレー冷却においては実験式^{6,7)}を高温領域まで外挿して示した。

本実験以外のいずれも、1273K以下のデータであり本手法によって初めて1573Kまでの熱伝達係数のデータが得られた。

高速水膜の熱伝達係数は、従来の鋳型出口近傍における値より明らかに大きくなっており、また同一水量密度のスプレーのものに較べ、約2～3倍の値となっている。参考として、高速水膜冷却と形態に近いラミナーフローの結果も同時に示したが、その値に較べても高温になるほど高速水膜の冷却能が高い結果となった。特に1573Kの温度でも、約1200W/m²Kもあり高温域での冷却効果が大きいのが特徴的である。また1273Kまでのデータはwater-bearing鋳型のモデル実験結果と、ほぼ合致している。

hsは他の冷却方式と同様、温度と負の相関関係があり、遷移沸騰曲線⁸⁾となっている。Fig. 6で示したように、鋳造速度によって鋳片の冷却曲線に差が生じるのは、hsの温度依存性によるものと考えられる。また、本実験での液膜厚の変更範囲であれば、hsにほとんど差は生じず温度依存性の方が大きい結果となった。Fig.10に示したデータから高速水膜の熱伝達係数(hs)と鋳片表面温度(θ)の関係は回帰的に $hs=1.03 \times 10^{15} \times \theta^{-3.71}$ と求まった。

高速水膜によって熱伝達が著しく大きくなる理由については、厳密には液膜内の沸騰伝熱の水蒸気膜の形成と冷却水の運動量によるその剝離という複雑な現象を明らかにする必要があり、現在のところその詳細は明確ではない。しかし、少なくとも、高速水膜冷却法は他のどの冷却手段よりも冷却水の運動量が圧倒的に大きく、鋳片と液体バルク間に形成される水蒸気膜を除去する能力が高いと考えられる。また、2.5mmの液膜厚でもほとんどhsの低下がみられないのは、2.5mmでも十分に液膜の運動量は大きく水蒸気膜の除去という点で飽和状態にあるものと考えられる。

5. 結論

高速鋳造時の鋳型直下凝固シェルの強冷却とサポートを目的として、上部に間接冷却部、下部に高速水膜の直接冷却部を有する上下2段構成の240mm×80mm断面サイズの鋳型を試作し、垂直型試験連鋳機で0.17mass% C鋼を用いて鋳造実験を行った。その結果、以下の知見が得られた。

(1) 傾斜スリット構造と上部に吸引孔を有する冷却板の採用により、上部鋳型への冷却水の吹き上げが完全に防止され、安定した鋳造が可能であった。

(2) 高速水膜の熱伝達係数の1573Kまでの値が得られ、同一水量密度のスプレーの2～3倍の冷却能があることが判明した。

(3) 高速水膜の強冷却による鋳片の変形、割れ等の欠陥の発生は皆無であった。

文 献

- 1) 中井 健, 金沢 敬, 中島敬治, 山田恒夫, 丸川雄浄, 吉田克磨, 田中哲三, 井上雄次: 材料とプロセス, 4 (1991), 1283.
- 2) 鈴木幹雄, 宮原 忍, 和田 努, 白谷勇介: 鉄と鋼, 66 (1980), 853.
- 3) 越川隆雄, 安川 登, 別所永康, 野崎 努, 木村智明, 児玉英世: 材料とプロセス, 1 (1988), 291.
- 4) S.Wilmotte, P.Naveau, F.Knaff and M.Biver: Institute of Metals, 5 (1989), 41.
- 5) 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1971), 80.
- 6) 鋼材の強制冷却, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1978), 4.
- 7) 鋼材の強制冷却, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1978), 20.
- 8) J.R.Holman: 伝熱工学・下, 丸善, 東京, (1982), 366.