

© 1988 ISIJ

技術報告

高温、高品質スラブ製造のための連続 casting 二次冷却技術

手嶋 俊雄*・北川 融*²・宮原 忍*
舟之川 洋*³・小沢 宏一*³・沖本 一生*³

The Secondary Cooling Technology of Continuous Casting for Production of High Temperature and High Quality Slab

Toshio TESHIMA, Tōru KITAGAWA, Shinobu MIYAHARA,
Hiroshi FUNANOKAWA, Koichi OZAWA and Kazutaka OKIMOTO

Synopsis :

Delivery of sound slabs at high temperature is one of the most important conditions for the caster to realize the direct rolling (HDR) practice. Secondary cooling system was to be modified to make plan of Fukuyama No. 5 machine for HDR practice. To improve the uniformity and the controllability of cooling intensity, an air-mist cooling nozzle was newly developed. The developed nozzle has several features such as small amount of air consumption, stable spray pattern, easy maintenance, and others. Empirical equation to describe the cooling intensity of the air-mist cooling nozzle was obtained as a function of its operational factors. Evaluation of the nozzle performance in the secondary cooling zone was carried out through plant test with existing casters prior to the installation of No. 5 machine. Improvement of surface qualities of slabs was confirmed as the results of the test. Average heat transfer coefficient of the secondary cooling zone was also determined. Based on the knowledge, the secondary cooling zone and the reheating zone of No. 5 machine was designed and operated. Sound and high temperature slabs are delivered by the caster to realize the smooth HDR operation.

Key words : continuous casting ; cooling ; low carbon steel ; process control.

1. 緒 言

熱間直送圧延の実施には、鋳片の表面および内部の欠陥防止、圧延開始時の鋳片温度確保、操業の安定が必須の条件である。以上の観点から連続 casting (以下、連铸と略記) の二次冷却では、鋳片の割れ欠陥の防止、クレーター長の制御のために、均一な冷却と自在な冷却強度制御が可能であることが望まれる。これらのニーズから二次冷却方法が見直され、従来のスプレーノズルに代わって、低空気消費型の気水ミスト (以下、ミストと略記) ノズル¹⁾ が採用され、表面割れ低減効果²⁾³⁾ や優れた冷却能^{4)~7)} に関する数多くの報告がなされている。NKK においても熱間直送圧延を指向する福山 No. 5 連铸機 (昭和 59 年 9 月稼動) にミスト冷却を適用すべく、ミストノズルの開発を昭和 55 年より開始した。

ミストノズルに関する報告には液滴の微細化が均一冷却性に寄与していると記述されている¹⁾。しかしながら液滴径の冷却能に対する寄与を定量的に評価した報告は少ない。またノズル高さの影響は従来のスプレー冷却では無視できたが⁹⁾、ミスト冷却では冷却能が液滴の衝突速度にも依存しており⁸⁾、衝突速度の減衰を考えれば、ノズル高さの冷却能への影響は大きいと推定される。しかし衝突速度と噴射距離の関係を報告した例も少ない。従って冷却能に対する液滴径の寄与や噴霧条件の影響を明確にすることは、ミストノズルの開発及び使用条件の適正化をはかる上で重要である。鋳片幅方向の均一冷却を考えるときロール間のノズル配列は適正に設定すべきであるが、その指標に関する報告はなく、設備化の際の問題点である。

そこで本報告では、NKK が開発したミストノズルの

昭和 62 年 11 月 12 日受付 (Received Nov. 12, 1987)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

*² NKK 鉄鋼研究所 工博 (Steel Research Center, NKK Corporation)

*³ NKK 福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corporation)

主な仕様と特徴、ノズル噴霧特性とミスト冷却能の関係について述べる。ついで No. 5 連鋳機への応用を想定した福山 No. 3, No. 4 スラブ連鋳機でのミストノズル実機適用試験結果について述べ、最後に No. 5 連鋳機での高速鋳造時の二次冷却技術と機内断熱帯での鋳片保温技術について記述する。

2. 開発したノズルの仕様と特徴

ミストノズルは以下の基本仕様をもとに開発した。

- 1) 流量（水、空気）が低圧力で制御できること。
- 2) 空気消費量は $0.8 \text{ Nm}^3/\text{min}\cdot\text{個}$ 以下とする。
- 3) 水量分布が流量変更に影響されないこと。
- 4) 噴霧角度が流量変更に影響されないこと。
- 5) ノズル閉塞は皆無であること。
- 6) ノズル設定高さはロール径以下とし、ノズルチップ径は 30 mm 以下とする。

以上の仕様を、ほぼ満足するミストノズルを開発することができた。以下に開発したノズルの特徴を簡単に説明する。

2.1 構造

開発したミストノズルの構造を Fig. 1 に示す。ミストノズルは水と空気の供給管、混合配管、ノズルチップから構成されている。水と空気の供給管内には、流量を制御するためのオリフィス（以下、配管オリフィスと記す）が設置されている。ノズルの噴霧特性（水量分布、衝突圧分布、液滴径分布）を決定するのはノズルチップの構造であるが、混合配管、各供給管の構造についても、ノズルの噴霧特性との関係を調査した。ミストノズルの配管構造は Fig. 1 のタイプのほかに、一方の供給管が混合配管と二重管を構成するタイプのもの¹⁾が開発され

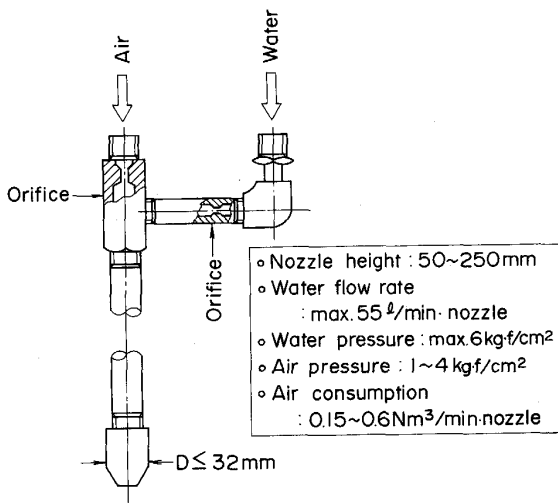


Fig. 1. Schematic diagram of newly developed mist nozzle.

ているが、共通していえることは、これら配管構造が、水量分布の対称性、液滴径分布、低水量域でのミスト間欠噴射現象に影響する点である。これらの観点から開発したミストノズルでは水と空気の供給管の混合配管への接続位置、配管オリフィス位置、ノズル開孔部と配管オリフィスの断面積比を検討しその適性化をはかった。

ノズル閉塞はノズル開孔部と水配管オリフィスに発生する。両者は上述のようにノズルの噴霧特性への影響を考え、一定の比率の寸法が設定されるが特に閉塞の可能性が高い水配管オリフィスには下限値を設定して開発に当たった。No. 5 連鋳機には $3.8\sim 7.6 \text{ mm}\phi$ の範囲の水配管オリフィスをもつ 8 種類のミストノズルを開発した。

2.2 開発したノズルの噴霧上の特徴

鋳片鋳造方向（噴霧厚み方向）と鋳片幅方向（噴霧長手方向）のミストの広がりは一冷冷却性ひいては鋳片の割れ欠陥の発生に影響する。Fig. 2 にノズル先端形状のことなる試作ミストノズル A, B の噴霧角度 θ_w （噴霧長手方向）と水量の関係を示す。図より明らかなように、低水量域で θ_w が低下する傾向があり、空気圧をあげて空気消費量を増大させても、その傾向は変わらない。 θ_w の変化はノズルチップ構造に大きく依存しており、 θ_w の変化の少ないノズルチップの構造の開発を行った。

Fig. 3 にノズル直下の流量密度を 100% とした場合の開発したノズルの水量分布の一例を示す。この場合、 $5\sim 35 \text{ l/min}$ の水量範囲で θ_w は $116\sim 118^\circ$ の範囲でしか変化しない。No. 5 連鋳機に適用した Fig. 3 以外の開発したノズルにおいても θ_w の変化量は、使用水量範

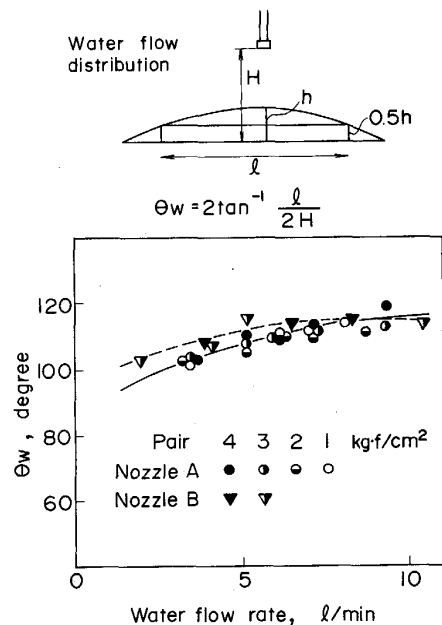


Fig. 2. Relation between water flow rate and θ_w .

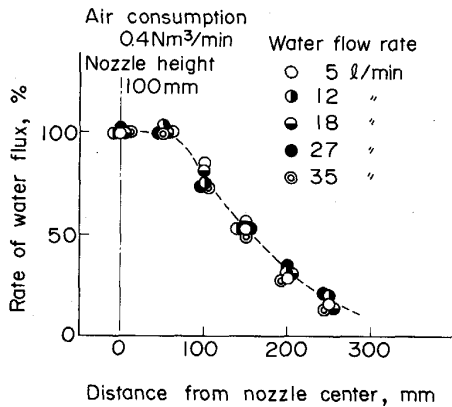


Fig. 3. Water flux distribution of newly developed mist nozzle.

用ですべて 5° 以内である。

更に開発したノズルの特徴は Fig. 3 に示すように気水比が体積比で 11~80 の範囲で変化してもその水量分布のパターンが変化しない点である。ミストノズルの冷却能は、水量分布だけで決まらないが、均一冷却性を維持するには流量を変更しても水量分布パターンが変化しないことが必要でありこの観点で開発したノズルは優れている。

以上の開発したノズルの特徴によつて No. 5 連鋳機では、空気消費量を増大させることなく、高速鋳造下での二次冷却を強化することが可能となつた。

3. ミストノズル噴霧特性と冷却能の関係

ミストノズルは、従来のスプレーノズルと比較すると微細液滴、広い噴霧領域、衝突圧の増大という特徴が、広い使用水量範囲で維持され、均一冷却性、冷却能に優れているとされている^{4)~7)}。しかし噴霧状況を詳細に観察すると、パターン内で液滴径に分布が見られ、水量分布と衝突圧分布とは一致しない。そこで開発したノズルのうちから、水量分布と液滴分布が異なる三種類のノズルを選び、ノズルの噴霧特性と冷却能の関係を調査した。

3.1 実験方法

背面より CA シース熱電対を埋め込んだ試片 (SS 41 相当の炭素鋼, サイズ 900 mm l × 220 mm w × 30 mm t) を 1100°C に均一加熱後、所定の高さにセットした試験ノズルにて冷却を行い、その温度変化を計測した。主な実験条件を Table 1 に、計測点を Fig. 4 に示す。実験条件は一定空気消費量条件、一定気水比条件、一定水量条件での評価ができるように設定した。また計測点は高さの影響、ノズル直下からの位置の影響が整理できるように設定した。

測温実験と並行して、各試験ノズルについて、液滴径

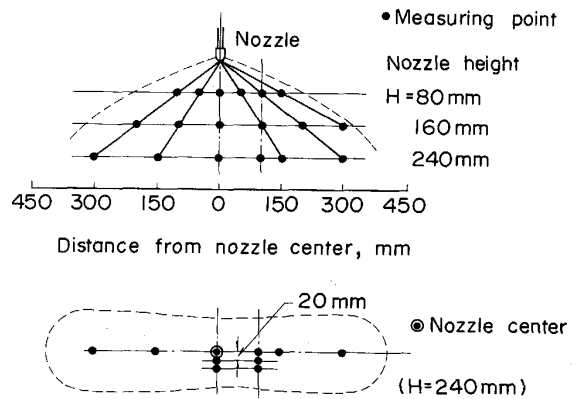


Fig. 4. Schematic diagram of measuring point.

Table 1. Experimental condition.

Q_a (Nm ³ /min)	Q_w (l/min)	Nozzle height, H (mm)		
		80	160	240
0.4	15	○	○	○
0.4	10	○	○	○
0.4	5	○	○	○
0.2	5	○	○	○
0.1	2.5	○	○	○
0.3	5	○	○	○

◎ Thermometric experiment and spray performance test
○ Spray performance test

(液浸法, ザウタ径¹⁰⁾で表示), 水量密度 (10×40 mm 升目のアクリル容器で計測), 衝突圧 (歪みゲージ, 受圧面 5 mm²) の測定を各計測点ごとに実施した。

測温結果にもとづき各表面温度での熱伝達率の瞬時値を一次元差分伝熱計算より算出した。こうして求めた局所熱伝達率とノズルの噴霧特性の関係を重回帰分析より求めた。またノズルの噴霧特性のなかの衝突圧分布, 液滴径分布については使用条件との関係を重回帰分析にて求めた。

3.2 実験結果

まず局所熱伝達率 h (kcal/m²h°C) は (1) 式で示すように衝突圧 P (kgf/m²), 水量密度 W (m³/m²·s), 鋳片表面温度 T_s (°C) で決定された。

$$h = a_1 \cdot P^{0.2673} \cdot W^{0.3738} \cdot 10^{-0.0016 \cdot T_s} \dots\dots\dots (1)$$

ここで a_1 は定数である。この式は輻射冷却分を含み、その適用可能範囲は $T_s = 500 \sim 800^\circ\text{C}$ である。

次に、衝突圧 P の分布はノズル高さ H (m), 水量密度 W および液滴径 D (m) で (2) 式のように決定された。一方液滴径 D の分布は (3) 式に示すように、空気消費量 Q_A (Nm³/s) とノズル開孔面積 A (m²) で主に決定された。

$$P = a_2 \cdot (H / \cos \alpha_i)^{-0.4235} \cdot W^{0.6356} \cdot D^{-1.317} \dots\dots\dots (2)$$

$$D = a_3 \cdot Q_A^{-0.8604} \cdot A^{1.0142} \cdot W^{0.0553} \cdot (1 / \cos \alpha_i)^{-n} \dots\dots\dots (3)$$

ここで α_i は計測点とノズルセンターがなす角度 ($^\circ$), a_2, a_3 は定数で n はノズルチップ構造で決定される定数 (通常 0.45) である。

(2)式において $(H/\cos \alpha_i)$ は噴射距離で、そのべき数は 0.5 に近い。すなわち衝突圧は距離の 1/2 乗に近い減衰をしていることを示している。

また(3)式において、 $Q_A^{0.8604}/A^{1.0142}$ のそれぞれのべき数は 1 に近く、ノズル開孔部での空気噴射速度と見なすこともできる。すなわちノズル開孔部の空気平均噴射速度が大きくなると液滴径は微細となり、一方(2)式から衝突圧は増大することになる。

4. ミストノズル実機適用結果

開発したミストノズルは No. 5 連鋳機の適用に先立ち、No. 3 連鋳機での試験と No. 4 連鋳機への設備化を実施し二次冷却帯での冷却特性および鋳片表面性状に及ぼす影響を調査した。以下に No. 3, No. 4 連鋳機においてミスト冷却に関して得られた知見のいくつかを説明する。

4.1 複数ミストノズル噴霧時のミストの相互干渉

Fig. 5 に 2 本のミストノズルを同時に噴霧した時の水量分布と衝突圧分布を示す。図中水量分布はノズル直下の値との比で示している。ノズルの設定条件はノズル設定高さ 100 mm, ノズル間距離 385 mm である。両ノズルの中間には互いの噴霧が干渉しあい、水量密度の上昇の割には衝突圧が増加しない領域 (以下、干渉帯と記す) があらわれる。この現象は噴霧パターン内の気流の干渉によるものと推定され、従来のフラットノズルでは観察されないものである。

Fig. 5 の各分布をもとに(1)式を用い各位置での熱伝達率を算出しノズル直下との比率をとると Fig. 6 に

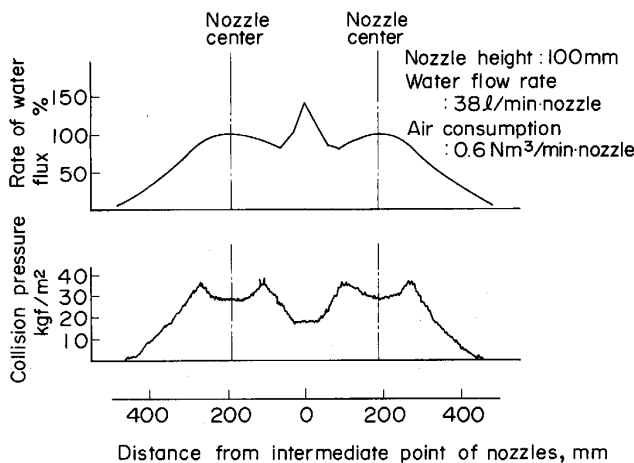


Fig. 5. Distribution of water flux and collision pressure in case of double mist spray.

示す冷却強度分布が得られる。Fig. 5に示した干渉帯では結果的に冷却強度の変化は少なく鋳片幅方向の均一冷却は十分に確保されていると推定される。以上の干渉帯の冷却能については実機测温試験で検証しその妥当性を確認している。

以上の理由から、ノズル間距離は干渉帯での水量分布、衝突圧分布をもとにその冷却能を把握した上で行うべきである。しかしながら、水量変更にとまなう噴霧角度 θ_w が大きく変化すると干渉帯での冷却強度がノズル直下と大きく異なり鋳片幅方向の不均一冷却をひき起こすことになる。この点で開発したノズルは Fig. 3 に示したように θ_w の変化が少なく有利である。

4.2 二次冷却帯での平均熱伝達率

実機ではミスト冷却による抜熱のほかに、ロールによる抜熱と輻射、対流による抜熱があり、これらを総括した平均熱伝達率の推定式が二次冷却パターンを決定するために必要である。そこで No. 3 連鋳機でのミストノズル実機試験において、モールド直下より各冷却ゾーンごとに鋳片表面温度を 2 色式测温計と溶着式熱電対を用いて測定し、その結果から伝熱計算により、二次冷却帯での平均熱伝達率 h_m の推定式を求めた。その推定式を(4)式に示す。

$$h_m = 280.56 \cdot f_a^{0.1373} \cdot f_w^{0.382} \cdot k_T \dots\dots\dots (4)$$

ここで h_m は二次冷却帯での平均熱伝達率 (kcal/m²h $^\circ$ C), f_a は空気流量密度 (NI/m²s), f_w は水量密度 (l/m²s), k_T は季節係数 (0.9~1.0) である。

4.3 鋳片表面割れ低減効果

ミスト冷却の鋳片表面割れ低減効果については、既に数多くの報告²⁾³⁾¹¹⁾がある。ここでは No. 3, No. 4 連鋳機で得られた鋳片表面割れ低減の効果の一部を紹介する。

Fig. 7 にミスト冷却の実施位置とスラブ表面の単位

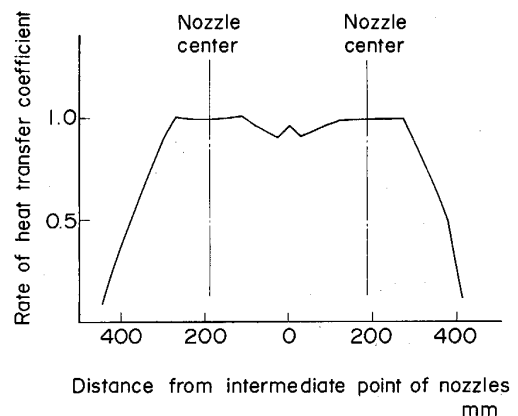


Fig. 6. Distribution of heat transfer coefficient in case of double mist spray.

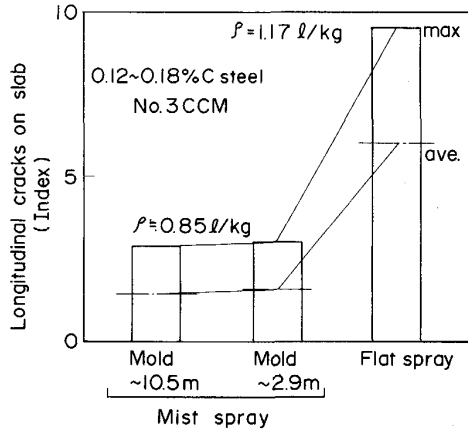


Fig. 7. Effect of mist spray on longitudinal cracks.

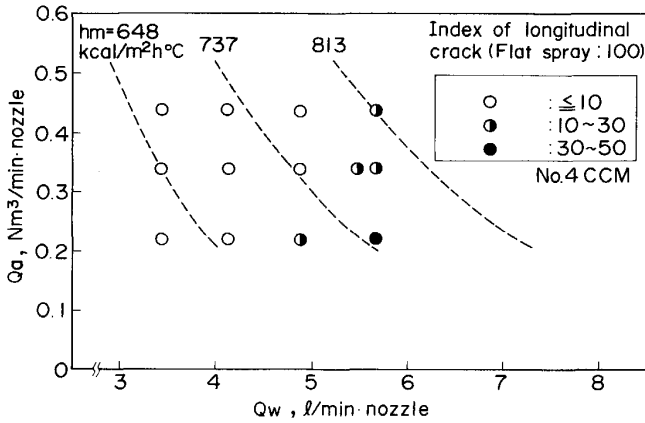


Fig. 8. Relation between flow rate of water (Q_w), air (Q_a) and longitudinal crack.

面積当たりの縦割れ発生個数を指数化したものとの関係を示す¹¹⁾。縦割れに対するミスト冷却の効果は凝固殻が薄く、強冷却する二次冷却帯上部で顕著である。

Fig. 8 にはモールド直下の冷却ゾーンでの 40 kgf/mm² 級 Si-Mn 鋼の縦割れ発生状況を示す。図中 Q_a , Q_w はノズル 1 本当たりの空気と水の流量である。また、(4)式から求めた平均熱伝達率を破線にて示す。Fig. 8 には、冷却強度が大きい場合でも空気消費量を確保することで、縦割れの発生を抑制できることが示されている。これは気流による衝突後の水滴の飛散効果のためと考えられる。

横割れについてはミスト冷却の適用だけでは、対策が不十分で鑄片コーナー過冷防止技術が必要である。

5. No. 5 連鑄機高速鑄造時の二次冷却技術

No. 5 連鑄機¹²⁾ は全長 42 m のうち、モールド直下から 25 m が二次冷却帯で残り 16 m が機内断熱帯で構成されている。二次冷却帯ではロール間に設置した開発したミストノズルを、鑄片幅に応じて高さや間隔を可変さ

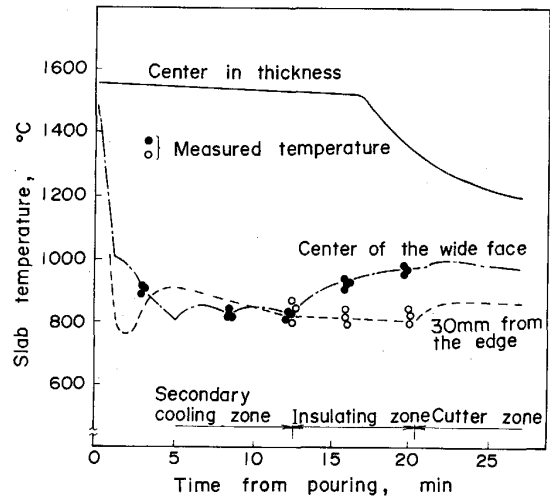


Fig. 9. Transition of the slab temperature (Calculation).

せ、鑄片エッジの過冷を防止するシステムを採用している。凝固は機内断熱帯で完了させるようにし二次冷却で低下した鑄片温度を凝固潜熱を利用し復熱させている。以下に No. 5 連鑄機の二次冷却技術と機内断熱帯での復熱効果について記述する。

5.1 二次冷却パターンの検討と検証

No. 5 連鑄機の二次冷却パターンは(4)式を用いて検討を行った。検証した冷却パターンを検証するため、No. 5 連鑄機の稼動以降、鑄造速度(以下、 V_c と略記) 1.4~2.0 m/min での鑄片表面温度を 2 色式測温計にて測定した。また $V_c=2.0$ m/min で鑄片への鋏打ち込み試験を行い、クレーター長を調査した。

Fig. 9 に $V_c=2.0$ m/min での測温結果と伝熱計算結果の比較を示す。機内断熱帯での鑄片放熱については後述するが機内断熱帯を含め機内での鑄片温度推移に関しては、伝熱計算結果と測温結果とは良く一致した。

No. 5 連鑄機では熱延の生産との同期化を主目的に鑄造の高速化¹²⁾をはかった。このときの冷却パターンの検討に(4)式を用いた伝熱計算が有効に用いられ次節に述べる内部割れ発生防止に効果を示した。

5.2 高速鑄造時の二次冷却制御

鑄造の高速化にともなつて鑄片の品質で問題となるものの一つとして、凝固界面に発生する内部割れがある。そこで、高速化にあつては種々の V_c 、二次冷却パターンでの鑄片内部割れ発生状況を鑄片鑄造方向のサルファープリントにて調査した。Fig. 10 に内部割れ発生状況の一例を示す。鑄造条件としては、低炭素アルミキルド鋼、 $V_c=2.5$ m/min、比水量 1.3 l/kg である。内部割れの機内での発生位置は伝熱計算より求めた凝固厚のプロファイルとサルファープリント上の内部割れの表層

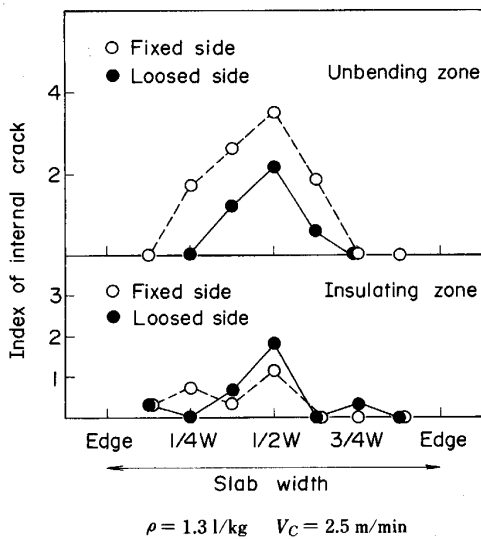


Fig. 10. Example of internal crack distribution.

からの距離の測定結果の対比から求めた。その結果、内部割れの多くは下部矯正帯で集中的に発生するが、一部機内断熱帯においても発生している。またその発生は、ほとんどの場合、鋳片の上下の面に見られた。各鋳造条件での鋳片の凝固界面にかかる総歪み量 ϵ_T を(5)~(8)式より計算した。そして各鋳造条件での内部割れの発生状況との対比から、低炭素アルミキルド鋼では総歪み量が 0.5% を超えると内部割れが発生していることが判明した。

$$\epsilon_T = \epsilon_B \epsilon + \epsilon_U + \epsilon_M \dots\dots\dots (5)$$

$$\epsilon_B = 17.5 W_j l / F x^2 \dots\dots\dots (6)$$

$$\epsilon_U = 100 (D/2 - x) \{ (1/R_i) - (1/R_{i-1}) \} \dots\dots (7)$$

$$\epsilon_M = 300 \delta_M x / l^2 \dots\dots\dots (8)$$

ここで ϵ_T , ϵ_B , ϵ_U , ϵ_M はそれぞれ総歪み量, バルジング歪み量, 矯正歪み量, ミスアライメント歪み量 (%) で W_j は溶鋼静圧 (kgf), l はロールピッチ (mm), x は凝固殻厚 (mm), F は表面から $0.3x$ 位置での鋼の塑性変形抵抗 (kgf/mm²), D は鋳片厚 (mm), R_i, R_{i-1} は連続機矯正帯での曲率半径 (mm), δ_M はミスアライメント量 (mm) である。

No. 5 連続機は多点矯正, ロールピッチの短縮化, 分割ロールの採用を行つているが, 高速鋳造化は ϵ_B を著しく増加させた。Fig. 10 に示す場合でも ϵ_T の半分以上を ϵ_B が占めている。このため(5)~(8)式と伝熱計算から ϵ_T が 0.5% 以下になる強冷却パターンを各 V_C ごとに算出し, 操業に適用した。その結果, 内部割れを完全に防止することができた。

なお高速鋳造の適正強冷却での鋳片表面割れは軽微で問題にはなつていない。鋳片表面割れについては, 鋼種構成, 使用パウダー, 振動条件¹³⁾の影響が大きく, ミ

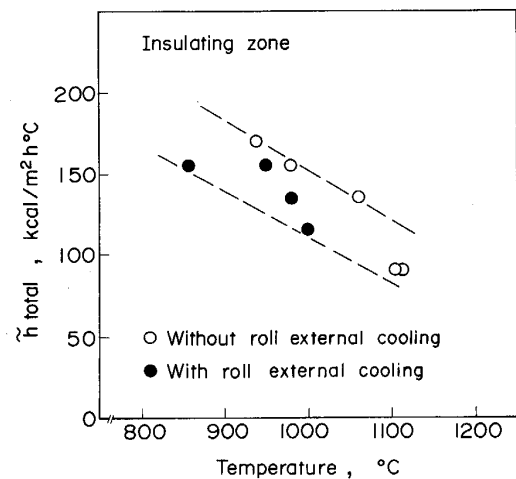


Fig. 11. Relationship between average heat transfer coefficient and slab surface temperature.

スト冷却の効果だけを見ることは No. 5 連続機では行つていないが, Fig. 8 で説明した理由からミスト冷却も, その低減に寄与していると考えられる。

5.3 機内断熱帯での鋳片放熱挙動

熱間直送圧延の場合, 機内断熱帯での凝固完了時の鋳片温度分布とその後の搬送時の保温, 搬送速度が重要である。そこで機内断熱帯における鋳片の放熱挙動を把握するため, 鋳片方向数箇所 で 2 色式測温計によりスケールを除去した状態の鋳片表面温度を測定した。またロードセルによるロール荷重の測定, 溶着式熱電対によるロール表面の測温を並行して実施しロールの抜熱量を推定した。Fig. 11 に鋳片表面測温結果にもとづき伝熱計算から求めた機内断熱帯での平均熱伝達率 \bar{h}_{total} と鋳片表面温度の関係を示す。なお \bar{h}_{total} はロールへの伝導による熱伝達率 h_{cond} , 輻射による熱伝達率 h_{rad} および対流による熱伝達率 h_{conv} の総和である。Fig. 11 では \bar{h}_{total} が鋳片表面温度と負の相関を示している。この結果は h_{cond} , h_{rad} , h_{conv} のいずれかが鋳片表面温度上昇で大きく低下することを示唆している。

3 者のうち h_{conv} は 5~10 kcal/m²h°C と見積もられており¹⁴⁾, \bar{h}_{total} への影響は小さい。次に h_{cond} はロールの設定条件が同じ場合には, 高温鋳片ほどロール接触長は大きくなるので, むしろ増大傾向にあると考えられる。実機ではロール荷重測定, ロール測温結果でもロールとの接触長が鋳片が高温になるほど増大することを示していた。従つて Fig. 11 の \bar{h}_{total} と鋳片表面温度の関係は残る h_{rad} により生じたことになる。 h_{rad} が鋳片表面温度の上昇にともなつて減少するのは, 鋳片表面に生成するスケールの影響のためと考えられる。鋳片表面のスケールは時間とともに放物線則に従つて成長し, 高温は

ど成長速度が大きい¹⁵⁾。しかしながら機内で観察されるスケールの成長厚みは、かなり薄い。従つて鑄片表面温度の上昇によつて h_{rad} が低下した理由はスケールの構造にあると考えられる。この点について森岡ら¹⁵⁾ はスケール層の鑄片近傍には多孔質の FeO 層が形成されていると報告しており、その多孔質層が断熱効果をしめすと考えられる。またスケールの除去が高温鑄片ほど容易であることから、高温鑄片では、さらにスケール層と鑄片間に局所的な巨大空隙が形成され大きな断熱効果を示したと推定される。

No. 5 連鑄機の機内断熱帯は単に輻射伝熱低減だけでなく、二次冷却の強化で低温になつた鑄片表面に断熱層をもつスケールをすみやかに形成させ鑄片の保温を強化する作用もあると考えられる。

5.4 ロール抜熱低減対策

一般にロール荷重 P_R (kgf) は以下の式で表される。

$$P_R = k_m \cdot b_m \cdot l_d \cdot Q_P \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで k_m は鑄片の平均変形抵抗 (kgf/mm²)、 b_m はロールと鑄片の接触幅 (mm)、 l_d はロールと鑄片の接触長 (mm)、 Q_P は圧下力関数である。いま $Q_P=1$ として (9) 式より、ロールと鑄片の接触長 l_d を求める (10) 式を導き、No. 5 連鑄機断熱帯でのロール荷重測定結果を用いて、そのロール位置での接触長 l_d を求めた。

$$l_d = P_R / (k_m \cdot b_m) \quad \dots\dots\dots (10)$$

結果を Fig. 12 に示す。図中破線で囲つた点は中心偏析対策でロールテーパを強化した領域におけるデータである。機内断熱帯には内部冷却型の 1 本ロールが使用されている。また図中スリットロールとは表面に溝をつけたロールで、フラットロールとは従来の平滑面をもつロールのことである。フラット 1 本ロールと高温鑄片が接触した場合には熱応力によるロールの大きな曲がりが発生する。ロールの曲がりには内部割れの発生、中心偏析の悪化といった品質上の問題をひき起こす¹⁶⁾。前述の二次冷却の強化は機内断熱帯での鑄片温度も考慮して実施されているが、ロールの熱変形対策としてロール外部冷却とスリットロールの採用試験を行った。その効果は Fig. 12 に示すように接触長の低減としてあらわれている。現在この領域はすべてスリットロール化されておりロールによる抜熱の低減に大きく寄与している。

以上のデータをもとに機内断熱帯での復熱効果を二次元差分法による伝熱計算により求めた結果を示す (Fig. 13)。この計算は実機鑄造実績データをもとに行つた。図中で機内断熱帯入側の鑄片コーナー近傍での表面温度上昇は二次冷却帯でのコーナー過冷防止技術の効果である。機内断熱帯入側でみられる鑄片中央の低温域は機内

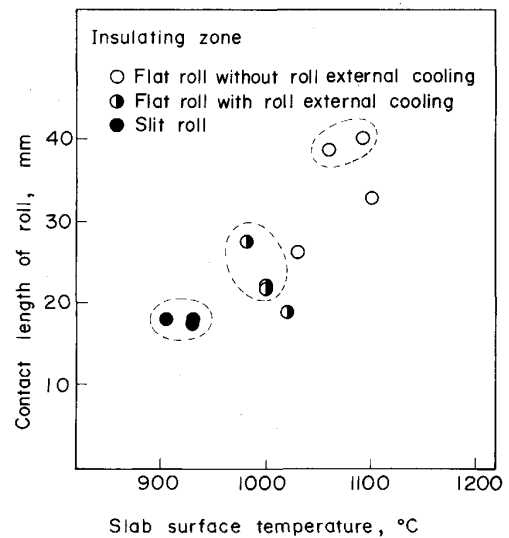


Fig. 12. Relation between contact length of roll and slab surface temperature.

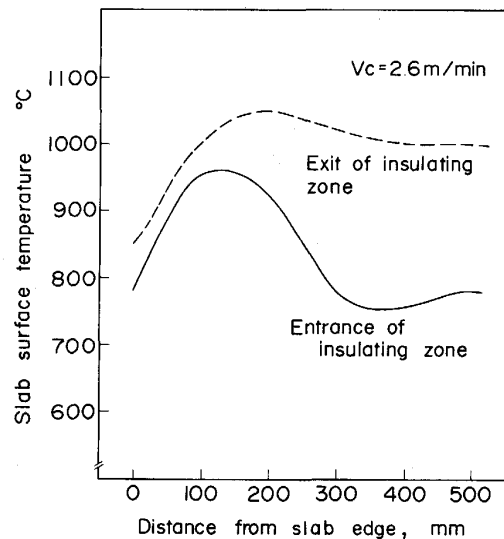


Fig. 13. Effect of insulating zone on slab surface temperature (Calculation).

断熱帯での断熱低減対策によつて、出側ではほぼ解消されていることが Fig. 13 に示されている。

6. 結 言

熱間直送圧延の必須条件の一つである高温無欠陥鑄片製造のため、ミストノズルを開発し、No. 5 連鑄機に適用し高速鑄造での二次冷却技術を確立した。その結果を以下にまとめる。

- 1) 噴霧角度と水量分布が使用水量の変更に対し、安定なミストノズルを開発した。
- 2) ミストノズルの冷却能とノズルの噴霧特性の関係と使用時の考慮すべき点を調査、整理した。
- 3) ミスト冷却の表面割れに対する効果を確認した。

4) 二次冷却の適正強化をはかり内部割れなどのない健全な鑄片の高速鑄造を可能にした。

5) 機内断熱帯での鑄片の放熱挙動を調査し、ロールによる抜熱の低減技術の効果などを確認し鑄片温度確保技術を確立した。

おわりにあたり本報告に使用したノズル噴霧特性の測定を実施していただいた株式会社「いけうち」(ミストノズル共同開発)の皆様に感謝を申し上げます。

文 献

- 1) 三塚正志, 福久陽三, 和気 誠, 岡島正樹, 宮下 永, 武田安夫: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 76
- 2) 河野拓夫, 島 孝次, 桑原達朗, 山本利樹, 和気 誠, 常岡 聡: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 118
- 3) 徳田 誠, 渡部忠男, 赤井芳弘, 川崎守夫, 中島敬治, 相馬正幸: 鉄と鋼, **69** (1983), S919
- 4) 岩佐 勝, 柴田充蔵, 工藤一郎, 大滝 明, 八塚 隆, 野口三和人: 鉄と鋼, **68** (1982), S848
- 5) 川崎守夫, 渡部忠男, 浜名孝年, 中島敬治, 高島啓行, 播木道春: 鉄と鋼, **69** (1983), S168
- 6) 檜崎誠治, 宮下 永, 土岐正弘, 安部勇一: 鉄と鋼, **69** (1983), S210
- 7) 松川敏胤, 油原 晋, 小島信司, 藤山寿郎, 宮川昌治, 馬淵昌樹: 鉄と鋼, **73** (1987), S154
- 8) 特別報告書 No. 29, 鋼材の強制冷却 (日本鉄鋼協会編) (1978), p. 58
- 9) H. MÜLLER, R. JESCHAR and C. ZELLERFELD: Arch. Eisenhüttenwes., **44** (1973), p. 589
- 10) 棚沢 泰: 機械の研究, **15** (1963), p. 9
- 11) 半明正之, 辻野雅章, 瀬良泰三, 近藤恒雄, 小沢宏一: 鉄と鋼, **69** (1983), S924
- 12) 小谷野敬, 白谷勇介, 内田繁孝, 和田 勉, 政岡俊雄: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 2233
- 13) 水上秀昭, 川上公成, 北川 融, 鈴木幹雄, 内田繁孝, 小松喜美: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 1862
- 14) 特別報告書 No. 11, 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) (1970), p. 63
- 15) 鉄鋼工学講座 11, 鉄鋼腐食科学 (1972), p. 39 [朝倉書店]
- 16) 萩林成章, 西本清治, 向井達夫, 山田 衛, 内藤俊太: 鉄と鋼, **71** (1985), S215