

論 文

連続鋳造におけるタンディッシュ内溶鋼
加熱による非金属介在物の低減

© 1985 ISIJ

吉井 裕*・野崎 努*²・垣生 泰弘*³
上田 典弘*⁴・針田 彬*・桜井 美弦*⁵Decreasing Non-metallic Inclusions in Molten Steel by Use of
Tundish Heating System in Continuous CastingYutaka YOSHII, Tutomu NOZAKI, Yasuhiro HABU,
Tsunehiro UEDA, Akira HARITA and Mituru SAKURAI

Synopsis :

Tundish-heater by utilizing channel type electromagnetic induction heating method has been newly developed to prevent the temperature drop of molten steel in tundish at the start, the end of casting and the ladle change in continuous casting. The effect of tundish-heater on temperature of molten steel and qualities of cast slabs of stainless steels have been investigated.

The results obtained are as follows :

- 1) The degree of the temperature drop of molten steel in tundish without heater at the start of casting is 10~20°C, on the contrary that with tundish-heater to be 0~5°C. Temperature drops at the end of casting and the ladle change can be perfectly prevented.
- 2) Number of the subsurface inclusions in stainless steel slabs cast at such unsteady states decreases to 1/4~1/12 compared with that of slabs cast without heating. Surface and internal qualities of cold-rolled sheets are also improved to the level of the sheets cast at steady state.
- 3) The strong stirring of molten steel in tundish by electromagnetic force can be considered as one of the effect of removal of large inclusions.

1. 緒 言

連続鋳造時の鋳込初期や末期、および取鍋交換部などの非定常部鋳片は、定常鋳込部の鋳片と比較して一般的に品質が劣ることが知られている^{1)~5)}。これは非定常部特有の冶金要因に起因する。たとえば溶鋼の再酸化や耐火物の溶損、および各種スラグの混入の機会が多くなることや、非定常鋳込相当部は低温になるために介在物の浮上分離が十分に促進されないこと、およびモールドパウダーの溶融不足によつて、パウダーが鋳片表皮下に捕捉されやすくなる、などのためと考えられる。

これらの問題に対しては従来から種々の観点から防止法が検討されて、有効な対策が実施されてきた結果^{6)~8)}、非定常部鋳片の品質は著しく向上してきている。

しかしながら、品質要求水準の厳しい高級鋼の分野に

おいてははまだ非定常部の連鋳鋳片の手入れ工数比率は高く、製品への充當規制も厳しく、一段と有力な品質向上対策が要求されている。

本報告では非定常部鋳片の品質改善法として、タンディッシュ内溶鋼温度低下に着目し、溝型電磁誘導炉を用いたタンディッシュ内溶鋼の加熱方法を実生産規模のステンレス鋼鋳造に適用した結果^{9)~13)} 有益な知見が得られたので報告する。

2. 実 験 方 法

実験は千葉製鉄所、第1連鋳機(全湾曲型スラブ連鋳機、 $R=10.0$ m)の7 t容量のタンディッシュを用いて、ステンレス鋼鋳造時にタンディッシュ内溶鋼加熱を行った。加熱は主として鋳込初期、末期および取鍋交換時の溶鋼温度低下防止と、鋳込中期における目標鋳造温

昭和 58 年 4 月・59 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 59 年 12 月 27 日受付 (Received Dec. 27, 1984)

- * 川崎製鉄(株)ハイテク研究所 (High-Technology Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)
- *² 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 理博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)
- *³ 川崎製鉄(株)研究企画部 工博 (Research Planning Dept., Kawasaki Steel Corp.)
- *⁴ 川崎製鉄(株)ツバロン製鉄協力部 (Technology Co-ordination Section, Kawasaki Steel Corp.)
- *⁵ 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

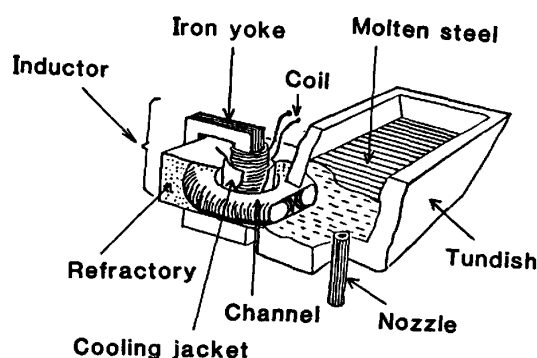


Fig. 1. Principle and construction of induction heater.

度の定温保持に適用した。

また一部のヒートでは鋳込中期に、溶鋼過熱度を任意に変化させ、鋳込温度の鋳片性状に及ぼす影響を確認する実験を行った。インダクターへの電力投入は、後述するような理由で、取鍋から注入後1 minでタンディッシュ内に溶鋼を満たし、その時点で最大電力を投入する方法をとった。

タンディッシュ内溶鋼温度の測定は、サーメット製の保護管に熱電対を挿入して連続的に行った。

2.1 加熱設備

溝型電磁誘導炉（以後インダクターと称する）をタンディッシュに接続した状態を模式的に Fig. 1 に示す。インダクターは溶鋼を保持し、かつ昇温するための耐火物から成る溝部（以後溶鋼チャンネルと称する）と、鉄心および誘導コイルから成る電気部分で構成される。インダクターに電力を供給するための主要電気設備は、受電盤、変圧器、サイリスタスイッチ、力率改善コンデンサ、開閉器、水冷ケーブル、操作盤などから構成される。本実験では後述する理由で、最大電力 1070 kW (50 Hz) のインダクターを採用した。

2.2 加熱原理

インダクターは、コイル（1次コイル相当）を貫通した閉回路を成す鉄心と、鉄心回路を横切る溶鋼チャンネル（2次コイル相当）から構成される^{14)~15)}。ここで1次コイルに電流を流すと溶鋼チャンネル内に誘導電流が発生する。いま、Nターンの1次コイルに E_1 [V] の電圧を加え I_1 [A] の電流が流れたとすれば、2次コイルを形成している1ターンのチャンネル内溶鋼には NI_1 [A] の電流が流れる。この2次回路を構成する溶鋼の抵抗を R [Ω] とすれば溶鋼には(1)式で示す熱量 [W] が発生する。

$$W = K \cdot (NI_1)^2 \cdot R = K \cdot E_2 \cdot I_2 \cdot \cos \phi \quad \dots \dots (1)$$

ここで K は定数、 E_2 、 I_2 はチャンネル内溶鋼にかかる

電圧、電流、 $\cos \phi$ は力率を示す。電磁誘導加熱された溶鋼は、電磁誘導のピンチ効果¹⁶⁾による溶鋼噴出、及び相反する向きに1次電流と2次電流に起因する反発力によつてチャンネル側から外方に押し出され、タンディッシュ内溶鋼と激しく衝突、混合し、タンディッシュ内温度が高められる。

2.3 実験項目

SUS-304, SUS-430 系ステンレス鋼の連続鋳造に際して、約 200 回の加熱実験を行った。

鋳造条件は、電力投入による加熱を行う以外はすべて通常の鋳込条件と等しくした。タンディッシュ内の溶鋼温度を鋳込全期間を通して一定とするために熱電対による連続測温値を指標にして投入電力を自動制御した。

調査は、先に示した非定常鋳込部に相当する 6 m 長さの鋳片を採取し、染色探傷法により大型介在物およびピンホールの表面近傍 (0~20 mm) の分布を明らかにした。定常鋳込部に相当する鋳片は、スライム抽出法、X線透過法、および酸素分析を行つて、厚み方向集積部近傍の介在物量を調べた。

次に製品コイルは、冷延仕上工程で表面に現れるヘゲや筋状欠陥、およびふくれ状欠陥の発生頻度を調査した。ここで、ヘゲおよび筋状欠陥は、鋳片表層に存在する大型介在物に起因し、また、ふくれ状欠陥は、鋳片内部の介在物集積帯に存在する大型介在物に起因して発生することをあらかじめ確認した。

3. 実験結果

3.1 溶鋼温度低下防止効果

インダクターを使用しない通常鋳込みヒートにおいて、タンディッシュ内溶鋼温度を連続的に測定した結果の代表例を Fig. 2 に示す。

鋳込初期の溶鋼温度は鋳込中期の平均温度に対して最大 10~20°C 低下し、末期は 5~10°C 低下、取鍋交換時には、次ヒートの溶鋼温度により程度が異なるが、5~8°C の低下が認められる。また、取鍋からタンディッシュへの給湯開始 1 min 後の測温値は、鋳込中期の平均温度と良く一致することから、温度降下量の表示に際しては、以後給湯 1 min 後の測温値を基準にして示す。

3.1.1 鋳込初期の溶鋼加熱効果

鋳込初期にタンディッシュ内の溶鋼を効率よく加熱して温度降下を防止するには、取鍋からタンディッシュへの給湯後できるだけ早く大きな電力を投入する必要がある。しかし鋳込みのごく早い時期、すなわちタンディッシュ内溶鋼の湯面高さがまだ低い時期に大きい電力を投入すると以下に述べるような電気的不安定現象を生じ

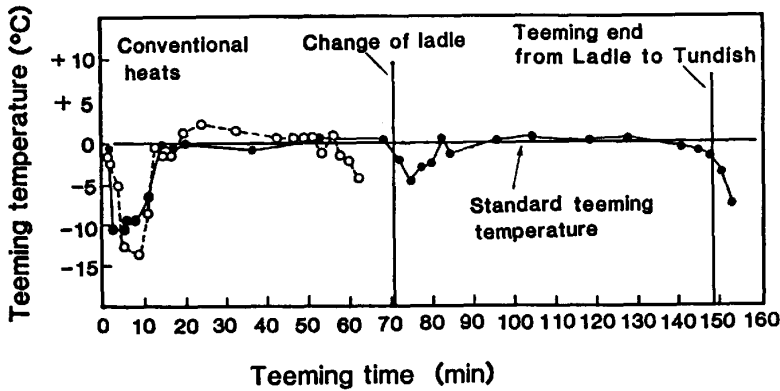


Fig. 2. Temperature change of molten steel of conventional heats in tundish.

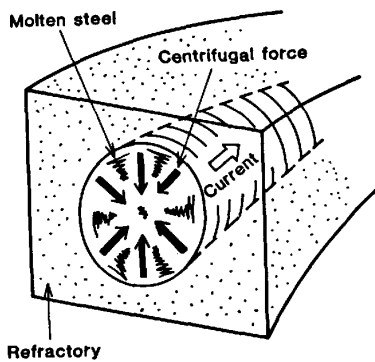


Fig. 3. Centrifugal force in the channel of tundish-heater.

て、安定した溶鋼加熱が阻害されることがある。

すなわち、チャンネル内溶鋼には通電に伴う電磁力の作用によつて、Fig. 3 に示すように向心方向への締め付け力が働く（ピンチ効果）。締め付け力は投入する電力が大きくなるに従つて大きくなり、ある限界を越えると溶鋼断面積の縮小、ひいては、溶鋼の断路状態を引き起こす。一方、溶鋼静圧は、断路に伴つて生じる負圧部への溶鋼供給を行い、溶鋼の断路状態を改善する。

鑄込初期の鋼浴レベルが小さい時期には溶鋼静圧が小さいために締め付け力に対する抑制力が小さく、電気的不安定の原因となる。

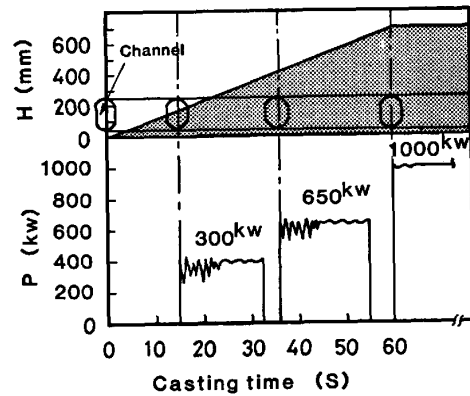


Fig. 4. Good example of put in power at the start of casting with regarding the pinch effect.

そこで、鑄込初期の種々の鋼浴深さに対する投入電力の電気的安定度をロードバランサーにかかる電流値の変化を実測することによつて求めた。電気的安定性は鋼浴深さと直線的な関係があり、深さが増すほど大きい電力が安定して供給でき、600 mm 以上では本設備最大の1000 kW が安定して投入できる。

以上の結果から、鑄込初期の最適電力投入パターンの一例として Fig. 4 が得られる。鋼浴深さに応じて投入電力を大きくし、かつ、最大電力投入時期を早くすることが効率的な加熱を行う条件である。

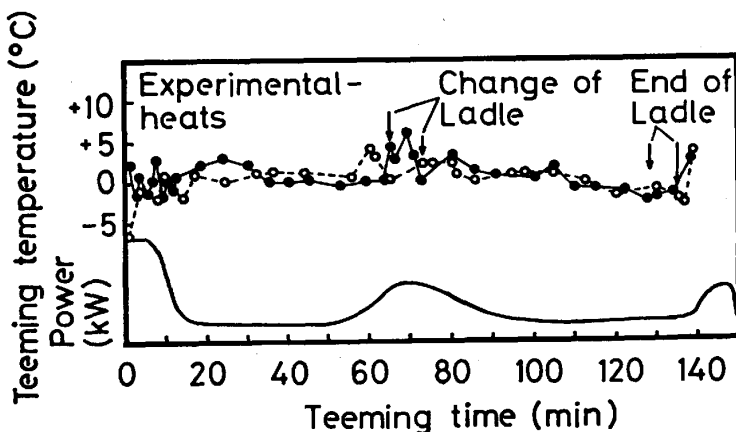
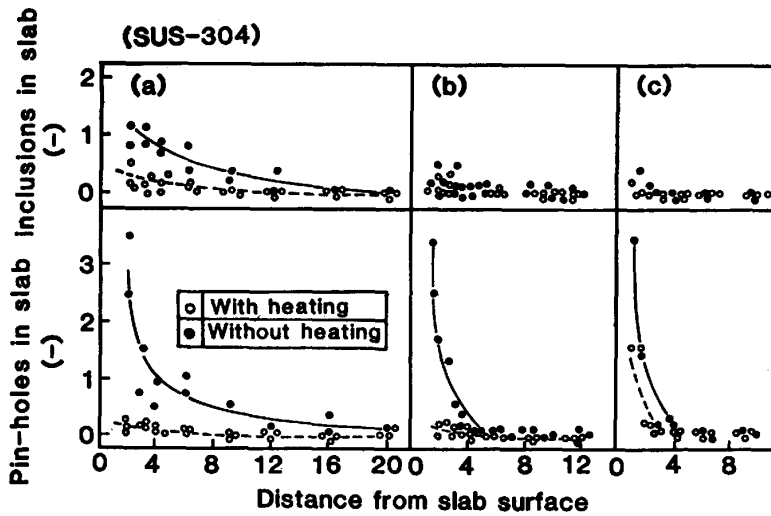


Fig. 5. Temperature change of molten steel in tundish during whole cast.



(a) First slab (b) Ladle change slab (c) End slab
Fig. 6. Distribution of inclusions and pin-holes in slab.

鋳込初期のタンディッシュ内容鋼の温度降下量の最大値は、加熱ヒートでは 0~5°C であり、加熱のないヒートの 10~20°C に比較して著しく改善できた。同時に温度降下の回復も早く、加熱のないヒートの約 13 min に対して、約 6 min に短縮できた。

3.1.2 鋳込末期および取鍋交換時の溶鋼加熱効果

鋳込末期と取鍋交換部を含む、鋳込全期間の溶鋼温度制御例を Fig. 5 に示す。鋳込初期と比較して温度降下量が少ないこれらの時期においては、最大電力の約 1/2 負荷により温度降下をほぼ完全に防止できる。

3.2 鋳片品質改善効果

3.2.1 非定常部鋳片の表皮下介在物の低減

SUS-304 の非定常部鋳片について表皮下の大型介在物およびピンホールの測定結果を Fig. 6 に示す。これらの欠陥の個数は、加熱の実施により著しく減少し、加熱を行わないヒートからの鋳片と比較して 1/4~1/12 になり、定常部鋳片の表面品質とほぼ同程度にまで改善できた。

これらの結果をもとにして、非定常部相当鋳片の表面手入れ量は、定常部鋳片と同程度にまで軽減することができた。このような鋳片表層部の大型介在物、およびピ

ンホールの低減効果は、Table 1 に示す通常工程ヒートにおける非定常部鋳片表層の大型介在物組成から考えて、モールドパウダーの溶融状態が改善されたこと、および溶鋼の再酸化物や脱酸生成物がタンディッシュ内およびモールド内で浮上分離しやすくなった結果と推定できる。

3.2.2 製品コイルの表面品質改善

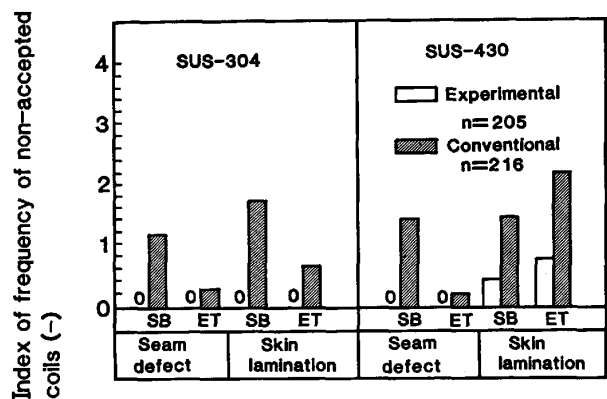
製品コイル表面に見られる欠陥のタイプは、原因となる介在物の鋳片内厚み方向における存在位置によつて二つに分類できる。表層近傍に存在する場合は、筋状またはへゲ状 (Skin-lamination)¹⁷⁾を示し、内部に存在する場合は、ふくれ状 (Seam defect)¹⁷⁾となる。

製品コイルの表面欠陥発生状況を Fig. 7 に示す。加熱を行つたヒートのコイルでは、上記いずれの欠陥も減少することが明らかになったが、大型介在物以外の要因、例えば、加熱、圧延条件の微妙な変化により発生する微小割れ、などが原因と考えられる筋状欠陥に対するよりも大型介在物のみに起因するふくれ状欠陥の方が、

Table 1. Typical composition of large inclusions in slab subsurface. (wt%)

(First slab)								
n	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MnO	FeO	Cr ₂ O ₃	Na ₂ O	Composition
1	38.3	38.2	8.6	0.95	0.63	0.84	12.2	M
2	40.2	39.0	8.2	1.26	1.26	0.73	9.2	M
3	16.6	23.1	5.8	1.14	40.0	11.2	1.9	M+R
4	8.3	29.3	2.3	13.3	32.7	10.6	3.3	M+R

M: Mold flux R: Reoxidation Products by Air



SB: First slab, ET: End slab

Fig. 7. Surface defects on the stainless steel cold rolled coils.

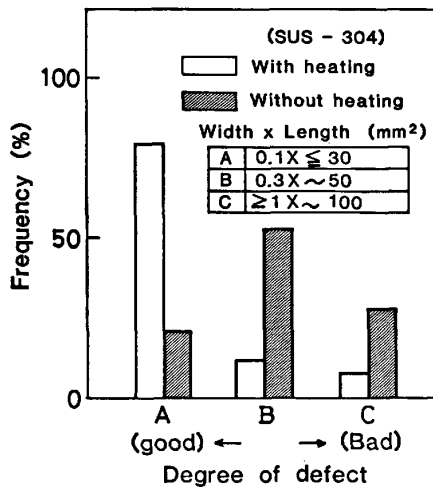


Fig. 8. Surface defect of cold sheet.

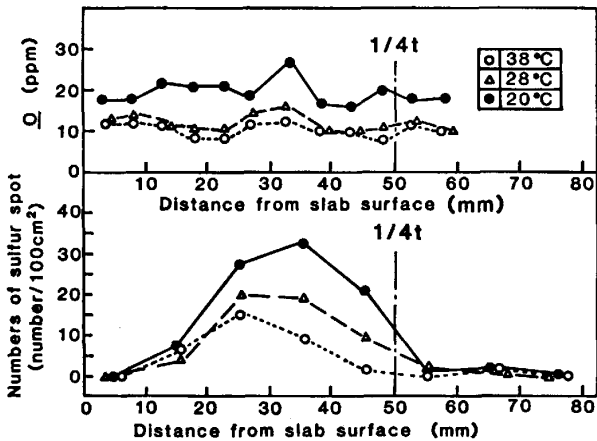


Fig. 9. Relation between the quality of slabs of 0.15%C steel and casting temperature.

より低減効果大きい。しかし筋状欠陥も詳細に観察すると Fig. 8 に示すように、欠陥部の長さから決まる欠陥の大きさの程度は溶鋼加熱を行うことによつて軽微になる。これらの軽微な欠陥からは非金属介在物が検出されないことが多く、製鋼要因以外の原因によつて生じる種類のものである。

3.2.3 定常部铸片の内部介在物低減

铸造時に同一ヒート内で投入電力を変化させて溶鋼過熱度 (ΔT) を、加熱しない状態の 20°C から 28°C さらに 38°C まで変化させた。各温度における铸片内部介在物量を Fig. 9 に示す。大型介在物、および非金属介在物総量に対応する Q 分析値のいずれも、過熱度が大きくなるに従つて減少し、 ΔT が 20°C から 38°C に大きくなると大型介在物は 36% に減少し Q 値も 60% に低減した。

铸込中期において、しかも、ほぼ等しい介在物量を有する同一ヒートの母溶鋼によつて温度条件のみを変化さ

せることが可能となつたが、このような確性試験によつて、各鋼種に応じた最適の铸造温度が選択できるようになり連铸操業の安定化が期待される。

4. 考 察

4.1 タンディッシュ内溶鋼の熱収支

加熱設備を小規模にし、かつ操業を簡単にするために加熱を行わない通常工程ヒートにおけるタンディッシュ内溶鋼温度の推移から、タンディッシュ内溶鋼の熱収支を検討し、温度低下が铸込中最大となる铸込初期の温度低下を防止するのに必要な最適電力を見積もつた。

いま、タンディッシュ内溶鋼温度が均一であり、取鍋からタンディッシュへの給湯速度とタンディッシュからモールドへの注入速度が等しいと仮定すると、タンディッシュ内溶鋼の熱収支は(2)式¹⁸⁾で与えられる。

$$C_p \cdot W \frac{dT}{dt} = C_p \cdot Q (T_L - T) - H_L \dots\dots\dots (2)$$

- ここで、 C_p : 溶鋼比熱 [kcal/kg·°C]
- W : タンディッシュ内溶鋼重量 [kg]
- Q : 溶鋼の流入および流出速度 [kg/s]
- T : タンディッシュ内溶鋼温度 [°C]
- T_L : 取鍋内溶鋼温度 [°C]
- t : 時間 [s]
- H_L : タンディッシュからの全放熱量 [kcal/s]

いま、铸込初期の実測温度推移をパターン化して示すと Fig. 10 a のようになる。温度低下は A が最大、C は最少、B は中間である。実際には B の出現頻度が最も高い。

溶鋼温度の基準点を取鍋注入開始 1 min 後 (タンディ

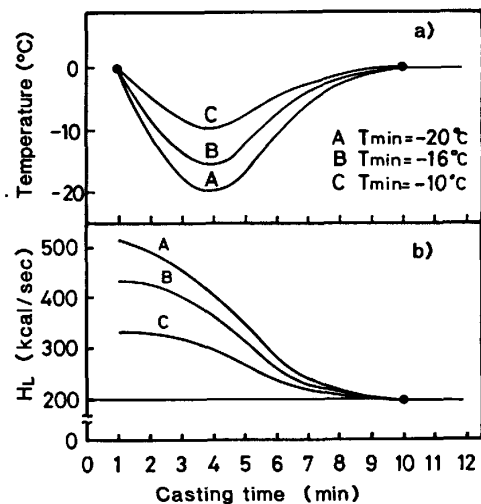


Fig. 10. Temperature change of molten steel in tundish and heat transfer rate by modeling.

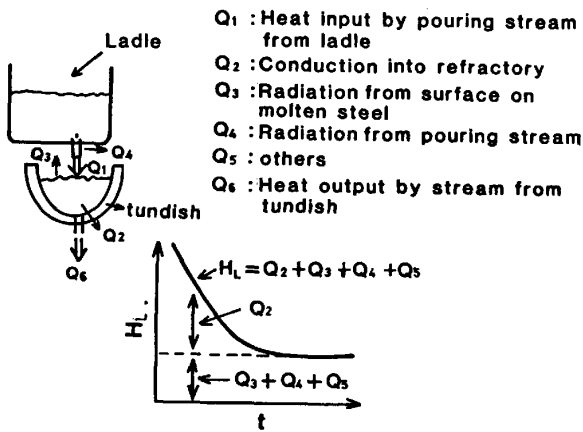


Fig. 11. Schematic diagram of heat balance from molten steel in tundish.

ッシュ満杯時に相当)とし、この $t=0$ において $T=0$ 、とすると(2)式からタンディッシュ内溶鋼温度は(3)式のように求まる。

$$T = \left(\Delta T_L - \frac{H_L}{C_p \cdot Q} \right) \left[1 - \exp\left(-\frac{Q}{W} t\right) \right] \dots (3)$$

ここで $\Delta T_L = T_L - T_0$ (T_0 は目標温度) である。今、 $\Delta T_L = 40^\circ\text{C}$ とし、時間 (t) と温度 (T) を代入すると各パターンにおける放熱速度 (H_L) が Fig. 10 b のように求められる。

タンディッシュ内溶鋼の放熱経路は Fig. 11 に模式図で示すように耐火物への吸熱 (Q_2)、鋼浴表面からの放熱 (Q_3)、取鍋とタンディッシュ間の注入流からの放熱 (Q_4)、その他 (Q_5) と考えられる。 Q_2 は鋳込初期で著しく大きい、その後はほぼ一定となる。 Q_3, Q_4 は鋳込中一定と考えられるので時間に依存しない項である。鋳込初期の数分間の大きな放熱は時間依存項であり、耐火物への吸熱 Q_2 が大きく影響し、その後は 200 kcal/s 一定の放熱速度を示す。

鋳込初期の温度降下を防止するためには、タンディッシュからの放熱速度 (H_L) を上回る加熱エネルギーを与える必要がある。加熱を行う場合は、(2)式の右辺に加熱エネルギー (H_h) が入熱項として加わり(4)式で示される。

$$C_p \cdot W \frac{dT_h}{dt} = C_p \cdot Q (T_L - T_h) - H_L + H_h \dots (4)$$

加熱時の熱収支と、無加熱時の熱収支との差から、加熱効果は(5)式のように求まる。

$$C_p \cdot W \frac{d\Delta T'}{dt} = -C_p \cdot Q \cdot \Delta T' + H_h \dots (5)$$

ただし、 $\Delta T' = T_h - T$ 、ここで、(5)式を、 $t=60$ s で $\Delta T' = 0$ とし解くと(6)式が得られる。

$$\Delta T' = \frac{H_h}{C_p \cdot Q} \left[1 - 1.239 \exp\left(-\frac{Q}{W} t\right) \right] \dots (6)$$

(6)式に今回の実験条件、 C_p (0.2 kcal/kg $\cdot^\circ\text{C}$)、 W (7000 kg)、 Q (25 kg/s)、 H_h として電力 P ($H_h = 0.239 P \text{ kW}$) を入れると(7)式が得られる。

$$\Delta T' = 0.048 P [1 - 1.239 \exp(-0.00357 t)]$$

.....(7)

(7)式による計算結果を Fig. 12 に示す。鋳込初期の温度低下の防止に必要な電力は 1000 kW 以上であり、これが本実験において 1000 kW のインダクターを選定した理由である。

ここで、投入電力の熱効率を次項に示すように 85% とし、鋳込初期の温度降下に及ぼす最大電力投入時期の影響を計算して Fig. 13 に示す。投入時期は早い方が良く、取鍋からタンディッシュに給湯後早期に 1000 kW を投入することによつて温度降下をほぼ 0 にできる。

4.2 加熱効率の見積もり

溝型インダクターの加熱効率は一般的に大きいと言われている^{19)~20)}。本実験のインダクターの熱効率を、(6)式により求めた $\Delta T'$ と実測値から求めて Fig. 14 に示す。加熱効率は 70~100% の範囲にあり、平均 85% と高い値を示している。

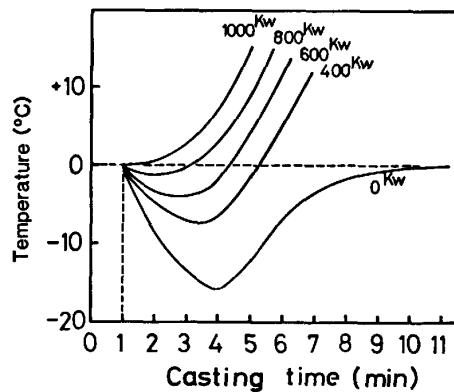


Fig. 12. Temperature change of molten steel in tundish by heating at the casting start.

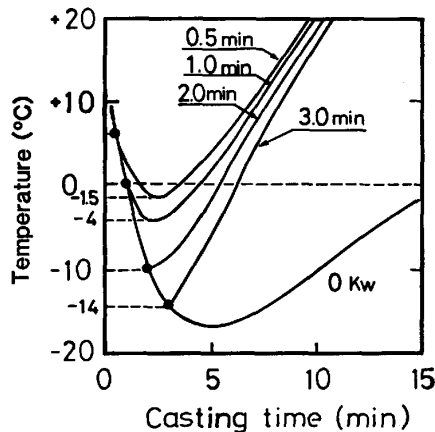


Fig. 13. Relation between time required to put in full power and temperature.

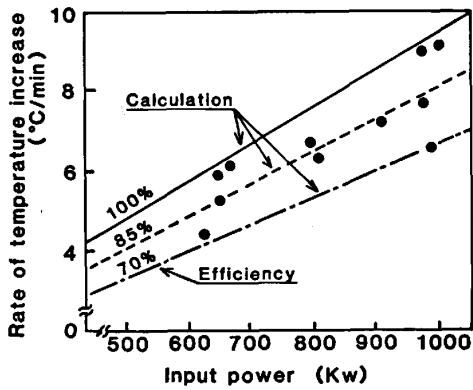


Fig. 14. Relationship between rate of temperature increase and input power.

一方、水冷ジャケットやインダクター外壁および誘導コイルの冷却水への放熱量は電力換算で 10~15% に相当することから、上記の 85% は妥当な値であると考えられる。

4.3 ピンチ力制御法の検討

インダクターチャンネル内で加熱された溶鋼は、ピンチ効果¹⁶⁾によつてチャンネル外部へ押し出されてタンディッシュ内溶鋼と混合して均一温度となる。しかし、ピンチ現象が大きくなり、溶鋼断面積に変化が生じると安定した加熱ができなくなる。さらに大きなピンチ現象が生ずると耐火物に損傷^{21)~22)}を与えることもある。そこでこのような電気的不安定を防止する方法を検討する。

電磁力により生じる溶鋼の締め付け力 $\langle P_d \rangle$ {Pa(N/㎡)} は (8) 式で与えられる

$$\langle P_d \rangle = \frac{\mu_r \cdot \mu_0 \cdot I_2^2}{8 \pi A} \dots\dots\dots (8)$$

- ここで、 μ_r : 溶鋼の比透磁率 ($\cong 1$)
- μ_0 : 真空の透磁率 ($4 \pi \times 10^{-7}$)
- I_2 : チャンネル内溶鋼を流れる電流 (A)
- A : チャンネル断面積 (㎡)

一方、締め付け力による溶鋼断面積の変化に対しては、それを抑制し、断面積を一定に保持しようとする力 (P_{st}) (Pa) は (9) 式で与えられるように溶鋼静圧である。

$$(P_{st}) = P_0 + \rho gh \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 P_0 は大気圧 (N/㎡), ρ は溶鋼の密度 (kg/㎡³), g は重力の加速度 (m/s²), h はメニスカスまでの溶鋼深さ (m) である。したがつて、電気的不安定を生じさせないためには、 $(P_{st}) > \langle P_d \rangle$ が成立せねばならない。

いま、1000 kW の電力を投入した場合の (P_{st}) および $\langle P_d \rangle$ を求めると、 $\langle P_d \rangle$ は 1.5×10^4 Pa (N/㎡) であり、(P_{st}) は 1.1×10^5 Pa ($h=10$ cm) ~ 1.5×10^5 Pa

($h=70$ cm) (N/㎡) となり、チャンネル内が溶鋼で満たされているかぎり ($P_{st}) > \langle P_d \rangle$ が成立する。

しかし、実操業で鑄込初期に安定して 1000 kW が投入できるのは鋼浴深さが 600 mm 以上においてでありと矛盾する。鑄込初期においては、チャンネル内にはタンディッシュ内の雰田気ガスや耐火物からのガスや水蒸気などの気泡が残留していると考えられるが、このようなガス気泡の存在は溶鋼断面積を小さくすることになり (8) 式の $\langle P_d \rangle$ を大きくすることになるので、これが鑄込初期に実操業と計算値の違いになつている原因と考えられる。

そこで、チャンネル内にガス気泡を残留させない対策が必要となるが、それにはチャンネル内の気泡が浮上しやすいように傾斜を設けることやチャンネル内溶鋼流速を大きくする^{23)~24)} ことが有効であると考えられる。

4.4 溶鋼清浄化のメカニズム

タンディッシュ内溶鋼加熱による溶鋼清浄化のメカニズムは、1) タンディッシュ内およびモールド内における介在物の浮上促進、2) モールドパウダーの熔融性の改善などが考えられる。上記 1) のタンディッシュ内での浮上に関しては、1) 攪拌力の増大により介在物が凝集肥大化しやすくなること、2) フローパターンの改善により介在物が浮上促進しやすくなることの二つが考えられる。そこで前記 1) のメカニズムに着眼し、溶鋼攪拌力の大きさを Cu 添加法により検討した。

タンディッシュの取鍋溶鋼落下点に Cu を投入すると、タンディッシュ出口における Cu 濃度、 C_{out} は (10) 式²⁵⁾で示される。

$$C_{out} = C_0 \cdot E(\theta) \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 C_0 は初濃度、 E は滞留時間分布関数、 θ は無次元時間である。分散の定義²⁵⁾により σ^2 は (11) 式のように求まる。

$$\sigma^2 = \frac{\int_0^\infty (\theta - 1)^2 E(\theta) d\theta}{\int_0^\infty E(\theta) d\theta} = \frac{\Sigma (\theta - 1)^2 E(\theta) \Delta\theta}{\Sigma E(\theta) \Delta\theta} = \frac{\Sigma \theta^2 E(\theta)}{\Sigma E(\theta)} - 1 \dots\dots\dots (11)$$

一方、拡散モデルによる σ^2 は (12) 式²⁶⁾で与えられる。

$$\sigma^2 = \frac{2}{Pe^2} \{Pe - 1 + \exp(-Pe)\} \dots\dots\dots (12)$$

ここで Pe はペクレ数を示す。実験により (11) 式で計算した σ^2 が (12) 式の σ^2 と等しいとして解くと Pe 数が求まる。得られた結果を Fig. 15 に示す。

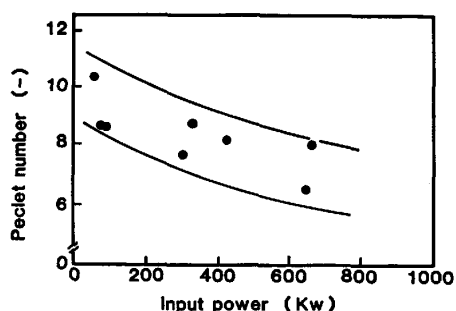


Fig. 15. Effect of input power on peclet number.

Pe 数は投入電力が大きくなるに従って小さくなる。すなわち、インダクターへの投入電力が大きくなるほど溶鋼の攪拌力が大きくなることを示しており、前記の1)のメカニズムである介在物凝集肥大化によつて溶鋼の清浄化が計られる可能性が大きいことが明らかになった。

しかし、前記の他の要因の寄与も十分に考えられ、この点の定量的解明が今後の課題である。

なお、本実験のインダクターを用いることによりタンディッシュ内溶鋼の温度制御が可能となるので、各鋼種に応じて最適温度の設定が可能となり、また、中心偏析防止を目的とした低温鋳造など、連続鋳造の安定化に広く適用できる利点がある。

5. 結 言

連続鋳造時の鋳込初期や末期、および取鍋交換時などの非正常部スラブの品質を改善するための新しい試みとして、溝型電磁誘導方式のヒーターを開発して、ステンレス鋼鋳造時のタンディッシュ内溶鋼を加熱する実験を行い、以下の結論が得られた。

1) 鋳込初期のタンディッシュ内溶鋼温度低下は $0\sim 5^{\circ}\text{C}$ であり、加熱を行わないヒートの $10\sim 20^{\circ}\text{C}$ に比べて著しく改善できた。熱効率は $70\sim 100\%$ 、平均 85% であった。

2) 鋳片表皮下の大型介在物量は、加熱を行わないヒートの場合に比較して $1/4\sim 1/12$ に減少することができた。

3) 製品コイル表面の筋状およびふくれ状欠陥は大幅に低減できた。このような溶鋼清浄化のメカニズムの一つとして、タンディッシュ内溶鋼の強攪拌が有効であることを示した。

文 献

1) 川上公成: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1080

- 2) 友野 宏, 尾崎孝三郎, 浦 知, 岩田勝吉, 鈴木俊明: 鉄と鋼, 69 (1983), S 914
- 3) 森 隆資: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1101
- 4) 吉井 裕, 垣生泰弘, 江見俊彦, 森脇三郎, 越川隆雄, 今井卓雄: 鉄と鋼, 64 (1978), S 626
- 5) 吉田基樹, 石飛精助, 脇田淳一, 溝口庄三: 鉄と鋼, 66 (1980), S 863
- 6) 小舞忠信, 宮村 紘, 大崎真弘, 草野昭彦, 山田哲, 島津 勲, 佐藤憲夫, 山本和文: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1152
- 7) 塗 嘉夫, 梅沢一誠, 大橋徹郎, 伊藤 良, 溝口良平, 横井真一: 鉄と鋼, 69 (1983), S 989
- 8) 駒村宏一, 久口湊英雄, 小嶋英明, 越川隆雄, 上杉浩之, 児玉正範, 吉井 裕, 垣生泰弘, 江見俊彦: 鉄と鋼, 67 (1981), A 133
- 9) 小原昭彦, 桜井美弦, 徳繁次郎, 越川隆雄, 針田彬, 垣生泰弘, 吉井 裕: 鉄と鋼, 69 (1983), S 208
- 10) 吉井 裕, 垣生泰弘, 内村良治, 木下勝雄, 山中啓充, 上田典弘, 針田 彬: 鉄と鋼, 69 (1983), S 209
- 11) 吉井 裕, 野崎 努, 垣生泰弘, 上田典弘, 垣内博之, 内藤雅夫: 鉄と鋼, 69 (1983), S 931
- 12) 佐藤哲雄, 上田典弘, 桜井美弦, 木下勝雄: 鉄と鋼, 70 (1984), S 265
- 13) 馬淵昌樹, 吉井 裕, 野崎 努, 垣生泰弘, 柿原節雄, 上田典弘: 鉄と鋼, 70 (1984), S 840
- 14) 電気工学ハンドブック (電気学会編) (1978), p. 1586
- 15) D. P. KANICKI: Modern Casting (1981) April, p. 52 [American Foundrymen's Society]
- 16) 日本電気炉工業会誘導炉部会標準化専門委員会編: 工業加熱, 2 (1965) 4, p. 159
- 17) A. R. OBMAN, W. T. GERMANOSKI and R. C. SUSSMAN: Steelmaking Proceeding, 64 (1981), p. 254
- 18) 藤井徹也, 垣生泰弘, 大井 浩: 鉄と鋼, 57 (1971), p. 1648
- 19) 鉄鋼便覧(II) (日本鉄鋼協会編) (1979), p. 567 [丸善]
- 20) 畠山忠之: 電気加熱技術情報, (1981) No. 5, p. 18
- 21) 工業炉ハンドブック (日本工業炉協会編) (1978), p. 171
- 22) R. E. HAMMARLUND: Foundry trade journal, January 13 (1966), p. 21
- 23) R. D. LANGMAN: Br Foundryman, 74 (1981) 9, p. 178
- 24) D. SCHLUCKEBIER: 私信
- 25) M. A. SHAH and D. ROBERTS: Chemical Reaction Engineering Second Edition (1972), p. 263
- 26) 鞭 巖, 森山 昭: 冶金反応工学 (1972), p. 113 [養賢堂]