

論 文

スラブ連铸の凝固殻形成におよぼす铸型
緩冷却化の影響中井 健*・坂下 勉*²・橋尾 守規*²
川崎 守夫*・中島 敬治*・杉谷 泰夫*Effect of Mild Cooling in Mould upon Solidified Shell Formation of
Continuously Cast SlabKen NAKAI, Tsutomu SAKASHITA, Moriki HASHIO,
Morio KAWASAKI, Keiji NAKAJIMA and Yasuo SUGITANI

Synopsis:

The effect of reducing heat flux density in continuous casting mould on the solidified shell formation has been studied in order to improve the irregularity of solidified shell thickness and to reduce longitudinal surface cracks. From theoretical considerations, mild cooling in the mould can be attained by making many grooves on the mould inner surface, since the heat transfer coefficient between the strand shell and the mould is lowered due to the air gap existence in the groove. Therefore the width of each groove should be minimized to prevent the molten powder from flowing into the groove.

Experiments using the mould with small longitudinal grooves have been carried out in the curved continuous casting machine. From results of temperature measurements in the copper mould, the local heat flux density at 15mm below the mould meniscus is lowered to about two thirds of that of the conventional smooth surface mould. Both the irregularity of shell thickness and the surface quality of slabs are considerably improved.

1. 緒 言

連続铸造において铸型メニスカス付近の初期凝固を制御することは、表面疵防止の観点から極めて重要である。縦割れ、コーナー縦割れ等は铸型内ですでに割れが発生しており^{1)~3)}、その要因としては凝固シェル厚の不均一が挙げられる。

凝固シェル厚の不均一生成に関与する因子としては、鋼の炭素濃度^{4)~6)}、パウダー物性^{7)~10)}および铸型内拔熱量の三つが考えられる。铸型内拔熱量の低減により中炭素鋼 (0.10~0.15% C) の初期凝固シェル厚の均一化が図れることは、著者らの一人がすでに報告している¹¹⁾。すなわち拔熱量を通常の数%以下とすることで不均一度が大幅に改善される。

このように铸型の緩冷却化は初期凝固改善に有効であるとされていたが、実用化手段の選定が困難であり、現在まで実操業への適用はほとんどなされていなかった。

連铸铸型表面に関する緩冷却化の方法としては、次の二つが考えられる。i) 铸型材質の低熱伝導率化あるいは铸型銅板表面への低熱伝導物質の溶射やめつき、ii) 铸型表面の凹凸化。i) の方法は問題点として溶鋼に接する面の温度上昇があり铸型と凝固シェル間の焼つきが生じやすい。溶射やめつきの場合は、剥離あるいはき裂が生じやすい。したがってこの方法は実機への適用には難点を有する。ii) の方法については、ショットブラストによる銅板表面の凹凸化¹²⁾あるいは溝を加工する方法¹³⁾が報告されている。操業安定性では、ii) の方法がすぐれていると考えられる。しかしながら適正な凹凸形状あるいは溝形状は不明であり、初期凝固現象に関しても十分な説明がなされているとはいえない。

そこで著者らは実操業への適用手段として、铸型銅板表面への微細溝加工をとりあげ検討することとした。そのためにまず铸型への熱伝達の観点から、溝加工铸型の拔熱量低減の可能性を解析した。つぎに試験連铸機によ

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 61 年 5 月 9 日受付 (Received May 9, 1986)

* 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Technical Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Oaza-Hikari Kashima-cho Kashima-gun Ibaraki pref. 314)

*² 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

り溝加工铸型を使用した铸込実験を実施し、銅板表面に1 mm以下の微細な縦溝を付与することにより抜熱量が低減することを確認した¹⁴⁾。このような基礎的な検討結果を踏まえ、溝加工した緩冷却铸型を実機で試験し、抜熱量の低減、凝固シェル厚の均一化ならびに縦割れの減少が図れることがわかった。本報では、理論的検討結果、実機における初期凝固現象調査結果について報告する。

2. 理論的検討

凝固シェル表面から铸型冷却水への熱伝達は数段階に分けられる。銅板に凹凸がある場合、Fig. 1に示すように抜熱経路は四つに分類できる。 Q_1 、 Q_4 が平滑面の場合に相当し、溝付き铸型の場合 Q_2 、 Q_3 が加わる。

まず平滑铸型における抜熱量 Q_4 （エアー・ギャップが存在する場合）について考えてみる¹⁵⁾。 Q_4 は(1)式であらわされる。

$$Q_4 = h_T(T_s - T_w) \quad (1)$$

T_s は凝固シェル表面温度であり、 T_w は冷却水温度である。総括熱伝達係数 h_T は(2)式ようになる。

$$h_T = (1/h_p + 1/h_a + 1/h_n + 1/h_m + 1/h_w) \quad (2)$$

h_p 、 h_a 、 h_n 、 h_m 、 h_w はそれぞれパウダーフィルム、エアーギャップ、めつき層、铸型銅板、铸型-冷却水間の熱伝達係数である。 h_p 、 h_a 、 h_n 、 h_m は(3)～(6)式で示される。

$$h_p = k_p/d_p \quad (3)$$

$$h_a = k_a/d_a + 4.88/(\epsilon_n^{-1} + \epsilon_p^{-1} - 1) \cdot \{[(T_p + 273)/100]^4 - [(T_n + 273)/100]^4\} / (T_p - T_n) \quad (4)$$

$$h_n = k_n/d_n \quad (5)$$

$$h_m = k_m/d_m \quad (6)$$

パウダーと铸型が完全に接触している場合は、(2)式において、エアーギャップの項を無視すればよく、したがって(1)～(6)式から、平滑铸型における抜熱量

Q_1 、 Q_4 が算出できる。通常の铸型内では、 Q_1 、 Q_4 がある比率を有していると考えられるため¹⁶⁾、铸型-パウダー間の接触程度をあらわす、非接触面積率 Z_p と呼ぶパラメーターを導入した。Table 1に示す数値を用いて¹⁵⁾、平滑铸型における Z_p と抜熱量の関係を計算した結果をFig. 2に示す。なお凝固シェル厚は、メニスカスから50 mm下方で2 mmと仮定した。通常の抜熱量 Q_{actual} はメニスカス直下で $2.1 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ と推定されるので¹⁶⁾¹⁷⁾、Fig. 2から Z_p は0.6と求まる。

つぎに凹凸処理を施した铸型における抜熱量を求めた。ここで铸型凹部面積率 Z_m を変化させ、また $Z_p = 0.6$ 、凹部のエアーギャップは $60 \mu\text{m}$ ¹⁵⁾とした。Fig. 3に Z_m と铸型抜熱量の関係を示すが、 Z_m を0.4以上にすれば、通常の抜熱量の3/5以下に低減可能であることがわかる。

したがって溝加工铸型において、微細溝によるエアーギャップの存在が重要であり、そのため溝の幅をできるだけ小さくして、パウダーの流入を防止する必要がある。

Table 1. Values used for calculation.

h_w	23 800 kcal/m ² ·h·°C
h_b	1 000 kcal/m ² ·h·°C
d_m	0.028 m
k_m	319 kcal/m·h·°C
d_a	60 μm
k_a	0.055 kcal/m·h·°C
d_p	300 μm
k_p	3.0 kcal/m·h·°C
d_n	0.0005 m
k_n	60 kcal/m·h·°C
ϵ_m	0.3
ϵ_p	0.9

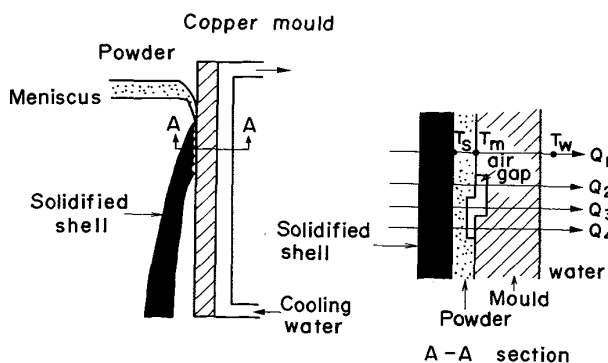


Fig. 1. Model of heat transfer in mould with grooves.

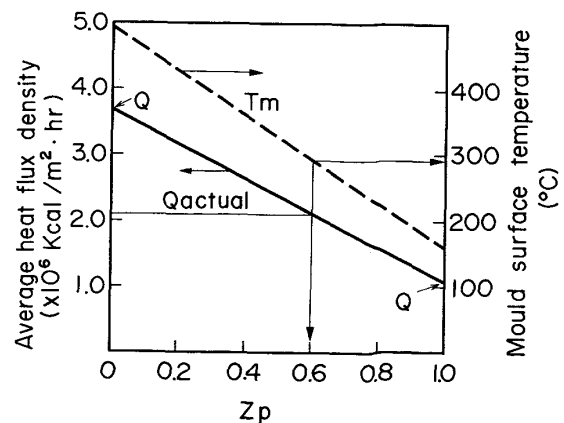


Fig. 2. Calculated result on relation between Z_p and heat flux density.

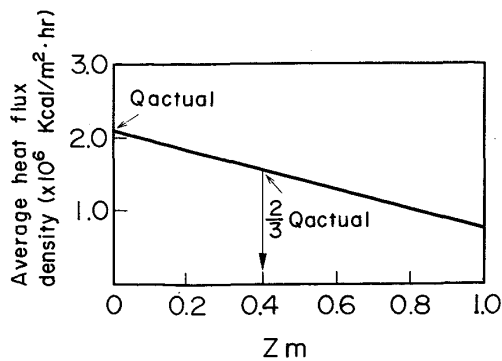


Fig. 3. Calculated result on relation between Z_m and heat flux density.

3. 試 験 方 法

緩冷却鋳型の適用試験は、鹿島製鉄所の弯曲型連鋳機で実施した。鋳型として通常の平滑表面鋳型、機械溝加工鋳型を選び両者を比較した。Fig. 4 に機械溝加工鋳型の概略図および溝の形状を示す。溝のピッチは $900\mu\text{m}$ 溝の幅は $800\mu\text{m}$ であり、パウダーが流れこみにくい形状を採用している。また溝は、鋳型長辺面銅板の両方に加工した。

試験は主に厚板向けスラブで実施したため、Table 2 に示すごとく鋳造速度は、 1.0 m/min 以下である。

Fig. 5 に示すように鋳型銅板の両長辺側に 42 点の熱電対を埋め込み、鋳型内面からほぼ 10 mm 深さの位置の温度を測定した。各点は 5 s ごとにデータレコーダーにより温度を読みこみ約 30 min データを収録した。得られた测温データは、統計処理をして、平均温度、温度変動、平均熱流束を求めた。

熱流束は测温結果から計算した。銅板の限定した領域では定常熱伝導状態と考えられるので、有限要素法により 2 次元の温度分布を (7)～(9) 式から求めた。

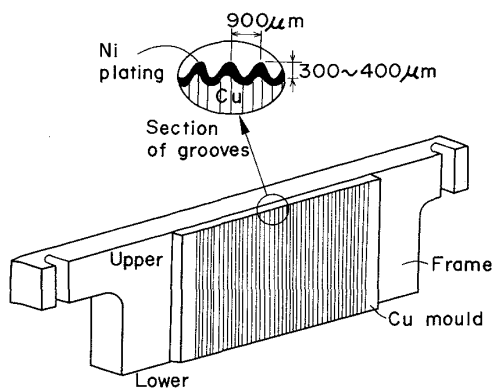


Fig. 4. Schematic illustration of mould with longitudinal grooves.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0 \quad (7)$$

$$Q = h_w(T_{mw} - T_w) \quad (8)$$

$$Q = h_b(T_{mw} - T_b) \quad (9)$$

ここで T_{mw} は鋳型水冷側の表面温度であり、 T_b はバックフレーム温度をあらわし、 h_b は鋳型とバックフレーム間の熱伝達係数である。

Table 2. Experimental condition.

Slab caster	No. 1 CC machine at Kashima (12.5 mR)
Slab size	250 mm thickness, 1 240~2 215 mm width
Steel grades	Low carbon, Middle carbon steel
Casting speed	0.50~0.95 m/min
Condition of mould inner surface	① Even ② With grooves by machining

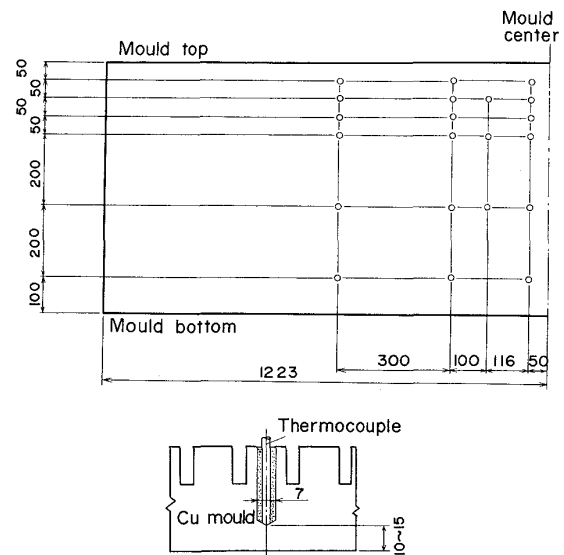


Fig. 5. Location of thermocouples in the copper mould.

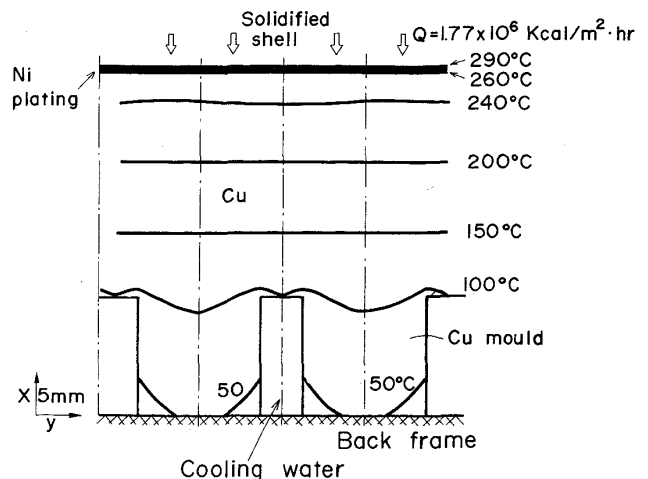
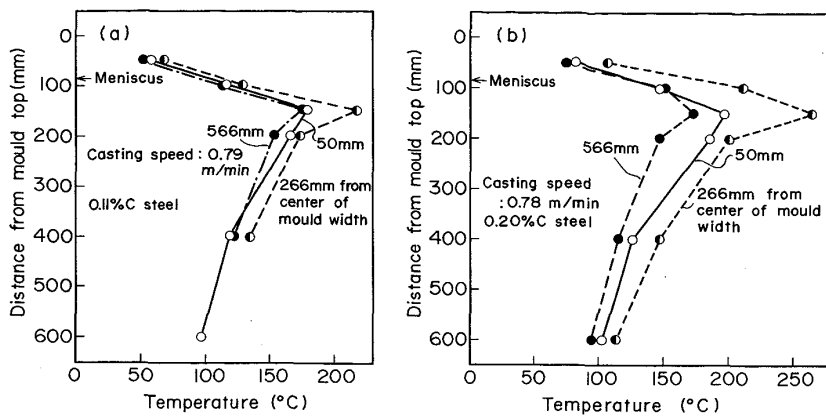


Fig. 6. Calculated temperature distribution in Cu mould.



(a) Mild cooling mould with groove
(b) Conventional mould
Fig. 7. Measured temperature distribution in the mild cooling and the conventional mould.

(8) 式, (9) 式はそれぞれ铸型と冷却水間, 铸型とバックフレーム間の境界条件である。(7) (8) (9) 式および Table 1 に示した数値を使用し, 抜熱量 Q を変化させて温度分布を求めた。 Q が 1.77×10^6 kcal/m²·h の場合について Fig. 6 に示すが, このようにして, 任意の位置における測温結果から Q を算出できる。

铸型内初期凝固シェル厚は, 铸型内に FeS を添加し, スラブの横断面のサルファープリントから測定した。微少縦割れはスラブを酸洗後, その個数を測定した。

4. 試験結果と考察

4.1 铸型銅板測温結果および抜熱量

通常铸型, 緩冷却铸型それぞれの銅板温度の铸込長さ

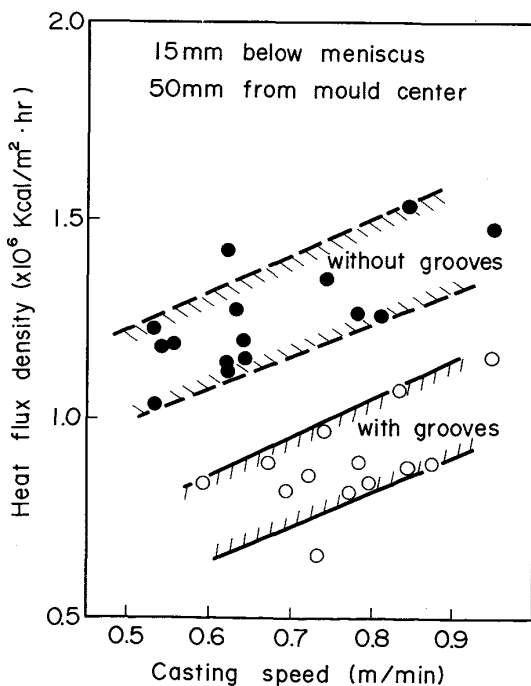


Fig. 8. Comparison of heat flux density between the mild cooling mould and the conventional mould.

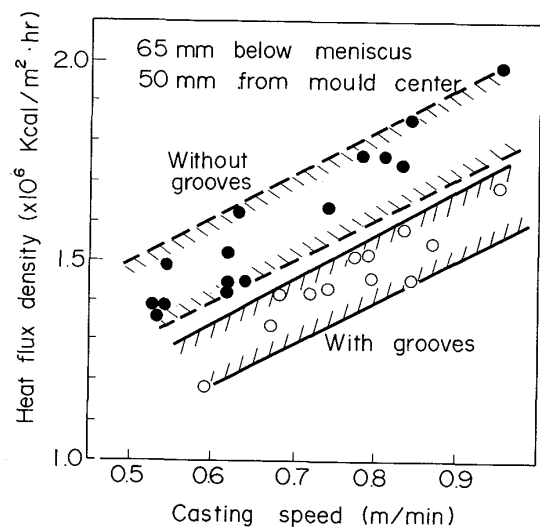


Fig. 9. Comparison of heat flux density between the mild cooling mould and the conventional mould.

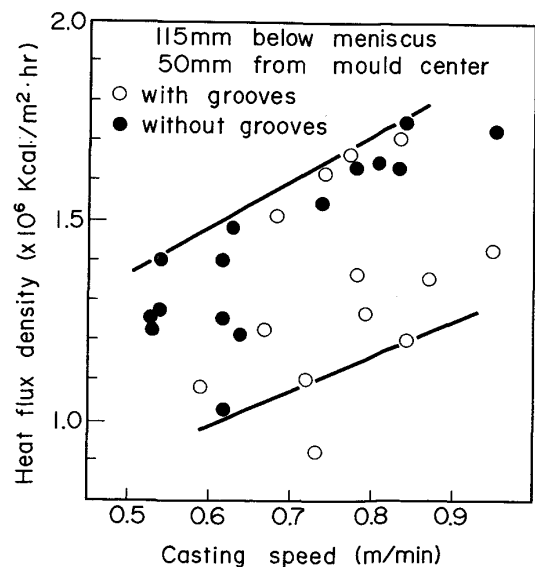
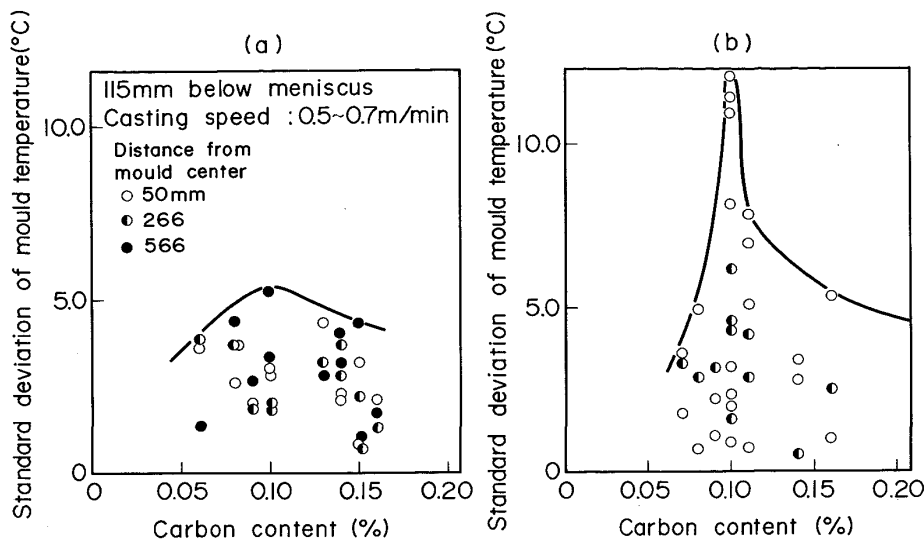


Fig. 10. Comparison of heat flux density between the mild cooling mould and the conventional mould.



(a) Mild cooling mould with grooves
(b) Conventional mould
Fig. 11. Relation between carbon content and mould temperature fluctuation in the moulds with or without grooves.

方向の分布を Fig. 7 に示す。メニスカスより 65 mm 下方で温度のピークが見られ、幅方向のばらつきは緩冷却鋳型の方が少ない。またメニスカス近傍では緩冷却鋳型の温度は低い。

30 min の測温値を平均し、鋳型への熱流束に変換した結果を Fig. 8, 9, 10 に示す。鋳型に溝がある場合と平滑表面の両者を比較すると、メニスカスから 65 mm までは、緩冷却鋳型の方が熱流束は低く、特にメニスカスから 15 mm の位置では、溝付鋳型の方が 30~40% 緩冷却となっている。Fig. 10 からメニスカス下方 115 mm の位置における両鋳型の抜熱量は、ほとんど等しくなることがわかる。したがって緩冷却鋳型はメニスカス近傍で抜熱量の低下が大きく、モールド下方ではその差は少ないことから、初期凝固シェルの均一化に対して望ましいといえる。メニスカスから遠去かるにつれて、緩冷却鋳型と通常鋳型の抜熱量の差が縮まる理由は、鋳片が収縮することによりエアーギャップが生成し、溝による断熱効果の寄与が小になるためと考えられる。

つぎに不均一凝固の指標であり縦割れ発生につながると思われる鋳型銅板の温度変動¹⁷⁾を検討した。Fig. 11 は、メニスカス下 115 mm の位置における測温データから標準偏差を求め、通常鋳型と緩冷却鋳型おのこのについて比較したものである。両鋳型ともに 0.10% C 付近で温度変動が最も大きく、その傾向は通常鋳型において顕著である。緩冷却鋳型の場合、温度変動は少なく、通常鋳型の約 $\frac{1}{2}$ になっている。

4.2 初期凝固シェル厚

Fig. 12 はサルファープリントから測定したシェル厚、および Fig. 8~10 の実測熱流束の平均値から計算したシェル厚を通常鋳型、緩冷却鋳型で比較したもので

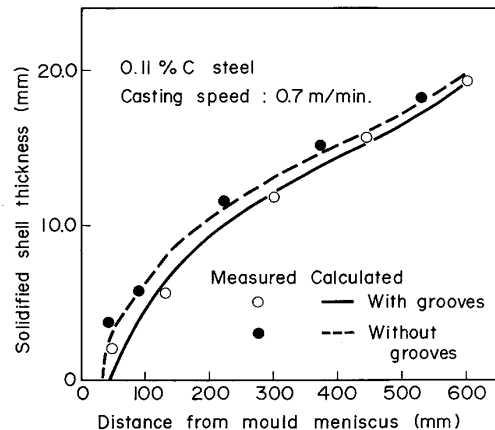


Fig. 12. Comparison of measured and calculated shell thickness within the mould length between the conventional mould and the mild cooling mould.

ある。緩冷却鋳型の場合初期は凝固シェルの発達が遅れるが、鋳型出口では両者の差は 0.5 mm となっており、ブレイクアウトを助長するおそれはないと言える。なおメニスカスから 50 mm の位置におけるシェル厚は実測値の方が高くなっているが、これはメニスカス近傍では 2 次元的な熱伝導になっており¹⁷⁾¹⁸⁾、実際の抜熱量は計算に使用した値より高くなっているためと推定される。

凝固シェル厚の均一度を評価するため、スラブ横断面幅方向に 100 mm ごとにシェル厚を測定し、その標準偏差を求めた。Fig. 13 に通常鋳型と緩冷却鋳型についての比較を示している。通常鋳型の場合鋳込長が長くなるにつれて、シェル厚の不均一度は増加するが、緩冷却鋳型の場合、不均一度は低く、しかも鋳型出側近傍においても、通常鋳型の $\frac{1}{2}$ の不均一度である。

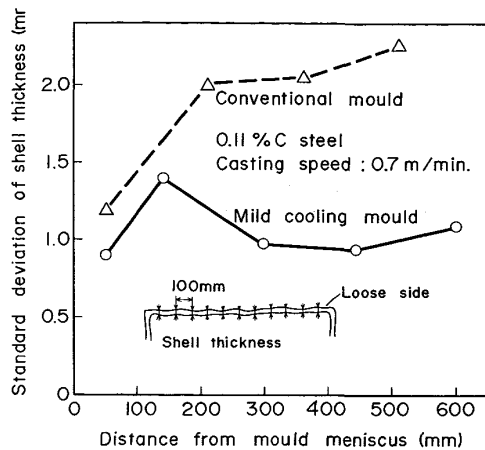


Fig. 13. Comparison of shell thickness variance in the transverse section of slabs cast by the conventional mould and the mild cooling mould.

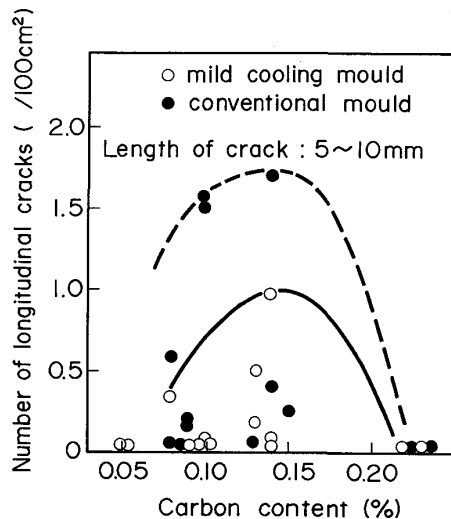


Fig. 14. Effect of mild cooling in mould on occurrence of small longitudinal cracks.

4.3 微少縦割れ

铸造速度が 1.0 m/min 以下の場合大きな縦割れ発生頻度は低いので、微少縦割れ（長さ：5～10 mm）に着目して、緩冷却化の効果を調査した。Fig. 14 に炭素量と微少縦割れ個数の関係を示す。0.10～0.15% C で縦割れ発生頻度が大きくなっているが、緩冷却化により割れは約半分に減少している。

4.4 微細溝へのパウダー侵入

溝を微細に加工した緩冷却铸型において、緩冷却化のためには溝部のエアーギャップを確保することが必要である。今回採用した溝は、ピッチが 0.9 mm、溝幅が 0.8 mm であるが、パウダーが溝にどれだけ侵入しているかは不明であり、そこで伝熱計算により推定することを試みた。

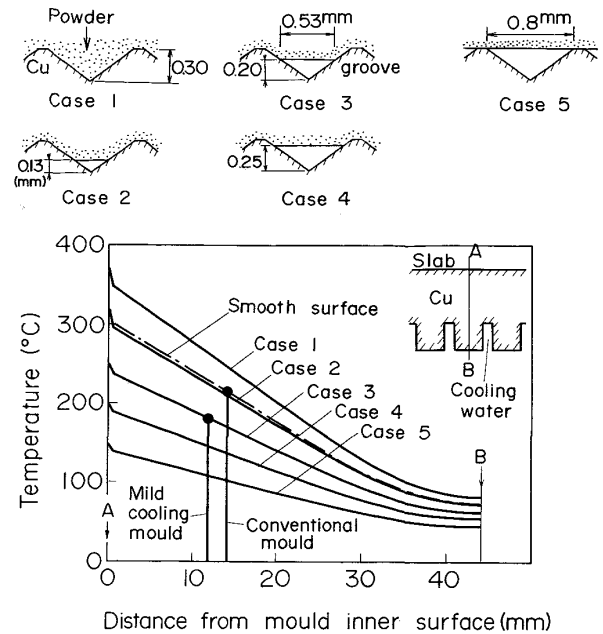


Fig. 15. Calculated result of temperature distribution in copper mould in regard to penetration of powder into groove.

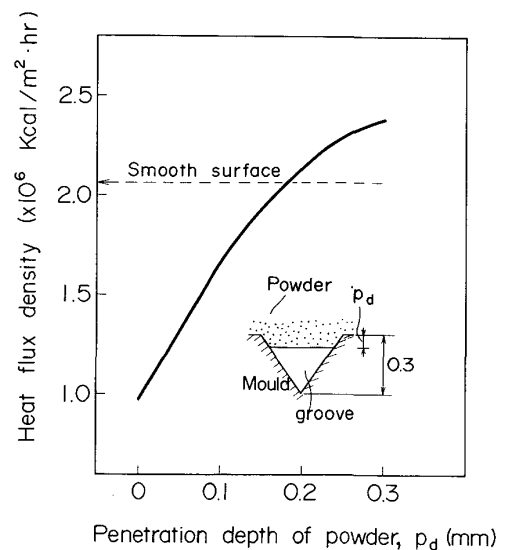


Fig. 16. Effect of powder penetration into groove on heat flux density.

Fig. 15 に示すように、パウダーが、深さ 0.3 mm の溝中に、すべて侵入している場合をケース 1、全く侵入していない場合をケース 5 とし、侵入程度を 5 段階に分けて、おのおのについて 2 次元の伝熱計算をおこなった。铸造速度 0.95 m/min、メニスカス下方 65 mm の位置における銅板温度に合致するように、まず平滑铸型において拔熱量を決定し、つぎに溝部のエアーギャップ深さを考慮して伝熱計算をおこない、銅板厚み方向の温度分布を求めた。結果を Fig. 15 に示すが、緩冷却铸型におけ

る温度実測値から判断して、パウダー侵入はケース 3 に相当する。すなわち熔融パウダーは、0.1 mm 溝内に入っており、この場合溝幅は 0.53 mm である。したがってこの結果から、パウダーがまったく侵入しない限界溝幅は、おおよそ 0.5 mm と推定される。

同様の計算から、パウダー侵入深さ P_d と抜熱量の関係を求めたのが Fig. 16 である。平滑表面鑄型の場合、抜熱量は $2.05 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ であり、溝加工鑄型において $P_d = 0.1 \text{ mm}$ では $1.66 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ となる。また溝中にすべてパウダーが侵入すると、伝熱の界面積が増え、平滑表面鑄型の抜熱量以上の値が得られ、強冷却効果を有することがわかる。

したがって緩冷却化のためには、溝幅を 0.5 mm 以下としてパウダーを侵入させないようにするか、あるいは溝幅が 0.5 mm 以上であつても溝の深さを大きくして、パウダーが侵入しても、十分なエアーギャップを確保する必要がある。

5. 結 言

連続鑄造スラブの表面縦割れの原因となる鑄型内初期凝固シェル不均一度を改善するため、緩冷却鑄型を検討した。

1) 理論的検討により鑄型内表面に凹凸処理をすれば、凹部のエアーギャップの断熱効果により緩冷却化が可能であることが判明した。

2) 実用的には、鑄型銅板内面に、溝幅 800 μm の微細縦溝を機械加工し、厚板用スラブ連鑄機での試験をおこない、抜熱量、銅板の温度変動、凝固シェル厚および微少縦割れについて、通常の平滑表面鑄型と比較した。その結果、抜熱量は特にメニスカス近傍において、30~40% 減少することを確認した。メニスカスから 115 mm 以上下方では、両鑄型の抜熱量はほとんど差はみられなかった。

3) 銅板の温度変動、および凝固シェル厚の不均一度は、ともに通常鑄型の約 $\frac{1}{2}$ であつた。

4) 微少縦割れも減少傾向を示し、品質改善効果を有する。

5) パウダーが侵入しない限界溝幅は、約 0.5 mm であると推定される。

記 号

- d_a : エアーギャップ厚さ (m)
- d_m : 鑄型銅板厚さ (m)
- d_n : めつき厚さ (m)
- d_p : パウダーフィルム厚さ (m)
- h : 熱伝達係数 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$)
- k : 熱伝導率 ($\text{kcal/m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$)
- Q : 抜熱量 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h}$)
- T : 温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_n : 鑄型表面温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_p : パウダーフィルムの鑄型側温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_B : バックフレーム温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_{mw} : 銅板背面温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_w : 冷却水温度 ($^\circ\text{C}$)
- Z_m : 凹凸処理鑄型表面における凹面率
- Z_p : 平滑鑄型におけるエアーギャップ面積率
- ε_n : 鑄型表面の放射率
- ε_p : パウダー表面の放射率

文 献

- 1) 佐伯 毅, 大口 滋, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 1773
- 2) 河野拓夫, 島 孝次, 桑原達朗, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 1764
- 3) J. K. BRIMACOMBE, F. WEINBERG and E. B. HAWBOLT: Metall. Trans., **10B** (1979), p. 279
- 4) S. N. SINGH and K. E. BLAZEK: J. Met., **26** (1974), p. 17
- 5) A. GRILL and J. K. BRIMACOMBE: Ironmaking Steelmaking, **3** (1976), p. 76
- 6) 杉谷泰夫, 中村正宣: 鉄と鋼, **65** (1979), p. 1702
- 7) 中戸 参, 小沢三千晴, 木下勝雄, 垣生泰弘, 江見俊彦: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1200
- 8) 中野武人, 藤 雅雄, 永野恭一, 溝口庄三, 山本利樹, 浅野敬輔: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1210
- 9) 川上公成, 北川 融, 水上秀昭, 内堀秀男, 宮原 忍, 鈴木幹夫, 白谷勇介: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1190
- 10) 桜谷敏和, 江見俊彦, 今井卓雄, 江本寛治, 児玉正範: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1220
- 11) 杉谷泰夫, 中村正宣, 渡部忠男: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1508
- 12) 田中俊一, 塗 嘉夫, 江頭武二, 有馬良二, 大橋徹郎: 鉄と鋼, **68** (1982), S159
- 13) 永井 潤, 大西正之, 山本武美, 平山勝久, 大岡秀志, 藤山寿郎: 鉄と鋼, **69** (1983), S158
- 14) 杉谷泰夫, 中村正宣, 奥田美夫, 川崎守夫, 中島敬治: 鉄と鋼, **70** (1984), S921
- 15) 井上俊朗, 秋田靖博, 野呂克彦, 片野征夫: 製鉄研究, **293** (1978), p. 34
- 16) 松野淳一, 中戸 参, 大井 浩: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 1023
- 17) E. TAKEUCHI and J. K. BRIMACOMBE: Metall. Trans., **15B** (1984), p. 493
- 18) 中戸 参, 鞭 巖: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 33