

論 文

UDC 621.746.047 : 620.191.3

鑄片表面欠陥に関する基礎的検討と応用

川上 公成*・北川 融*²・水上 秀昭*²・内堀 秀男*³
 宮原 忍*⁴・鈴木 幹雄*⁴・白谷 勇介*⁵

Fundamental Study and Its Application of Surface Defects of Powder Cast Strands

*Kiminari KAWAKAMI, Toru KITAGAWA, Hideaki MIZUKAMI, Hideo UCHIBORI,
 Shinobu MIYAHARA, Mikio SUZUKI, and Yusuke SHIRATANI*

Synopsis :

Simulation experiments using Mould Simulator developed by the authors and plant trials have been carried out to investigate the formation mechanism of oscillation marks and the factors affecting powder consumption rate in continuous casting.

Following results were obtained through the experiments.

1) Oscillation marks are formed as a result of interaction between solidified shell and very viscous layer of mould powder at the circumference of molten steel surface in a mould.

2) Depth of oscillation marks increases as the negative strip time of the mould oscillation cycle increases.

3) Consumption rate of mould powder, q is proportional to the positive strip time.

Low frequency mould oscillation mode with decreased amplitude has been proposed to obtain shallow oscillation marks and high consumption rate of powder for a fixed powder property.

Besides the above stated proposal, several measures which were not well documented have been studied in order to produce slabs without surface defects such as slag spots, transverse corner cracks and longitudinal facial cracks.

The results obtained are listed below.

1) Proposed mould oscillation mode is effective for reducing both slag spots and transverse corner cracks.

2) Stable molten steel level in a mould during casting is very important for decreasing both slag spots and longitudinal facial cracks.

3) A suitable viscosity range of the powder exists for minimizing the frequency of longitudinal facial cracks.

1. 緒 言

連鑄鑄片の無手入圧延ならびに熱片装入を安定して行うためには縦割れ、ノロカミ、横割れに代表される表面疵の低減は不可欠である。したがってこれらの表面欠陥の成因とその対策について従来から数多くの研究が行われてきた。縦割れについては鑄型内での凝固の進行に伴って凝固殻にかかるスラブ幅方向の引張応力により凝固殻の薄い部分に微細な割れが発生し、これが二次冷却帯

において拡大したものとみられ、主として鑄型パウダー特性¹⁾、鑄型内における流動²⁾および一次³⁾・二次冷却条件⁴⁾の観点から検討されている。ノロカミについては空気酸化防止による介在物量の低減や浮上分離に好ましい浸漬ノズル形状⁵⁾⁶⁾のほか鑄型パウダーの介在物吸収能⁷⁾⁸⁾、鑄型内湯面の安定化⁹⁾等の対策がとられてきている。横割れについては矯正点における鑄片表面温度が700°C~900°Cの鋼の脆性域¹⁰⁾にある場合 oscillation mark が切り欠きとして働き oscillation mark の谷にそ

昭和 55 年 11 月 7 日受付 (Received Nov. 7, 1980)

* 日本鋼管(株)技術研究所 工博 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*² 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

*³ 日本鋼管(株)京浜製鉄所 (Keihin Works, Nippon Kokan K. K.)

*⁴ 日本鋼管(株)技術研究所福山研究所 (Fukuyama Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

*⁵ 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K. K.)

つて鑄片上面側に発生する。これに対しては主として二次冷却パターンの適正化の対策がとられ、計算機制御の導入により非定常引き抜き時においても安定した表面温度の制御がより容易に行われるようになった。したがって鑄片の面横割れはほとんど問題とされなくなつてきているが、0.1% 炭素鋼鑄片にはコーナー横割れの発生することがある。このように鑄片表面欠陥の発生に対して鑄型内における初期凝固殻およびパウダーの挙動は共通する問題として重要であるが従来これらに対する基礎的な立場からの取り組みは少なく、鑄型内の問題としては鑄型パウダーの組成、性状に主眼点を置いた対策が講じられてきた。たとえば縦割れとノロカミとでは必要とするパウダー特性が異なるように、要求するパウダー特性が場合によつては相反したり、表面欠陥の低減には有利に設計されていると考えられるパウダーが高速鑄造時における鑄型潤滑性能の低下を来たすなどの例も報告¹⁾されている。

本報告は鑄型内溶鋼表面における初期凝固殻の挙動およびパウダーに対する引き抜き速度、鑄型振動条件の影響を定量的に把握するために鑄型シミュレーターを開発し、得られた知見を基にして、鑄型振動条件を操業因子の一つにし、パウダー特性、鑄型内湯面変動の表面欠陥に対する影響を明らかにした。

2. 鑄型内における凝固殻およびパウダーの挙動

2.1 鑄型内凝固のシミュレート実験

2.1.1 実験方法

鑄型シミュレーターの概略を Fig. 1 に示す。本装置は鋼製キャップ押し込み装置、振動発生装置、鑄型部から成りこれらはすべて一つの昇降架台に組み込まれている。鑄型部は上広テーパ付水冷銅管と鋼製キャップから

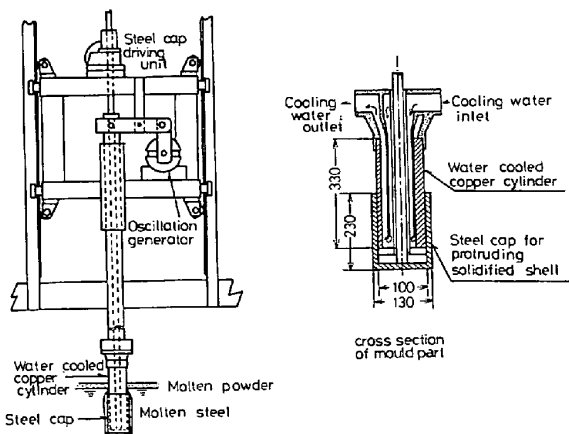


Fig. 1. Schematic diagram of C.C. Mould Simulator.

成りそれぞれ振動発生装置および鋼製キャップ押し込み装置に同芯軸によつて連結されている。昇降架台はエアシリンダーにより駆動され、またこのエアシリンダーと並列に入っている油圧シリンダーにより任意の高さに固定することができる。実験手順を Fig. 2 に示すが 250 kg 溶解炉にて溶製した溶鋼表面に約 30 mm の厚さになるように鑄型パウダーを添加し、1 min 後に鋼製キャップの上端が溶鋼表面直下になるように昇降架台を降下させ固定する。その約 30 s 後鋼製キャップを所定の速度で押し下げ、メニスカスで生成する凝固殻を押し下げる。この間、水冷銅管は所定のサイン振動を続ける。鋼製キャップの押し下げに伴う湯面上昇はあらかじめ浴中に耐火物製ブロックを浸漬しておき、これを AC モーターによつて引き上げることにより防止した。凝固殻を約 150 mm 押し下げた時点で鋼製キャップ、水冷銅管の駆動を止め、前記エアシリンダーにより鑄型部を浴中から瞬時に引き上げる。実験中の水冷銅管、鋼製キャップおよび昇降架台の動きは差動トランスで測定し記録した。得られた凝固殻は厚さ、oscillation mark 形状などの計測のほか、凝固殻と水冷銅管の間に流入したパウダー量などの調査に供した。主な試験条件は、凝固殻の押し込み速度 $V=200\sim 800$ mm/min, oscillation サイクル $f=10\sim 150$ c/min, 振幅 $a=\pm 1.5\sim \pm 8$ mm, negative strip 時間比率 N. S. R=0~93.5% の範囲であり、使用したパウダーの物性値とともに Table 1 に示す。なお本報で用いた鑄型振動に関する諸量の定義は鉄鋼基礎

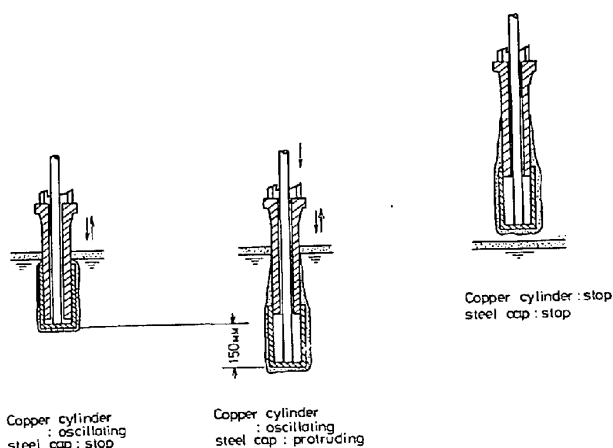


Fig. 2. Experimental procedure.

Table 1. Experimental conditions.

Protruding speed	Oscillation		Powder		
	Frequency	Amplitude	η	T_1	T_3
0.2 - 0.8 m/min	10-150 cpm	$\pm 1.5 - \pm 8$ mm	5.2 poise at 1300°C	1060°C	1170°C

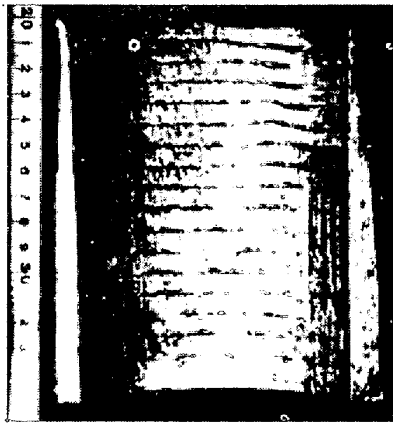
T_1 and T_3 were measured by Pyrometric Cone Equivalent
 T_1 : top bending over, T_3 : bloating temperature

共同研究会の推奨¹²⁾に従った。

2.1.2 実験結果および考察

(1) oscillation mark の形成機構

得られた凝固殻の外観を Photo. 1 に示す。連铸鋳片の表面に相当する本実験の凝固殻の内面には oscillation mark が明りように認められ、メニスカスにおいて凝固殻が溶鋼側に曲げられているのが認められる。この例においては、鋳型部の鋼浴からの引き上げは水冷銅管の振動の negative strip 期の末期に相当しており、また、oscillation mark の形成位置を水冷銅管の振動の変位と対応させると、oscillation mark は negative strip 期の末期に形成されることが明らかとなつた。oscillation mark 部の凝固組織は Photo. 2 に示すように、外観から明りような凹凸のみられる場合(A)、丸味を帯びた凹凸のみられる場合(B)および平滑な場合(C)にわけられる。いずれもその内側には“爪”¹³⁾が観察される。連铸



Inner surface

Photo. 1. Appearance of the typical solidified shell.

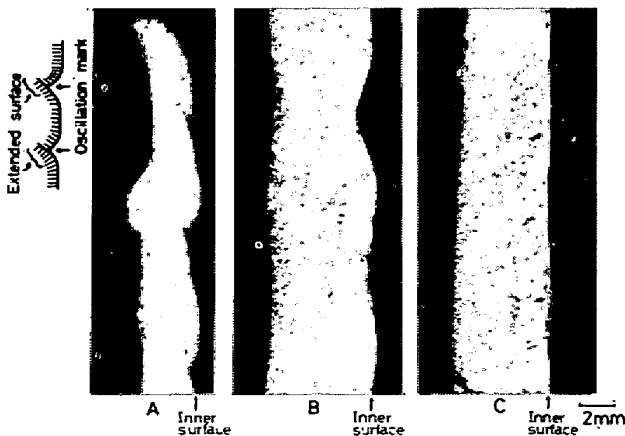


Photo. 2. Micrograph of the typical solidification structure. (NSR=80%, V=0.4 m/min) A : well developed oscillation marks B, C : oscillation marks are not fully developed but the trace of bent shell tips can be clearly observed.

鋳片においても上記“爪”の観察されることがあり、本実験における oscillation mark の形成機構はパウダーキャストイングをした連铸鋳片のそれと同じであると考えられる。Photo. 3にはパウダーを全く使用しないで菜種油のみを使用したときの凝固殻の断面の凝固組織を示すが表面の凹凸も爪も形成されていない。この現象はすでに I. M. D. HALLIDAY¹⁴⁾ や W. C. K. BOEMER ら¹⁵⁾ によつて指摘されている。しかし、同様にパウダーを用いないで菜種油のみを用いても鋼浴表面のスカムの除去の不完全な場合には Photo. 2 に示した凝固殻と似た形状のものが得られる。これらのことから oscillation mark はメニスカスにおける凝固殻とパウダーとの干渉によつて形成されることがわかる。

次に振動モードが oscillation mark 形状におよぼす影



Photo. 3. Micrograph of the solidification structure. (rape seed oil)

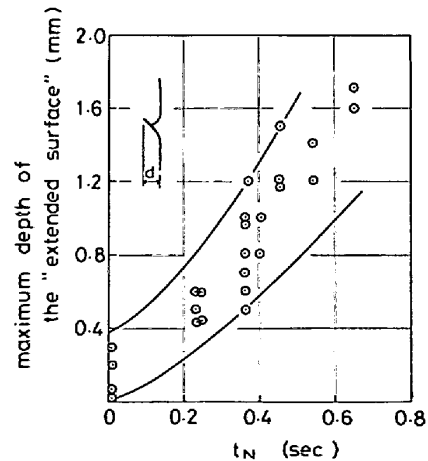


Fig. 3. Relation between t_N and maximum depth of the extended surface.

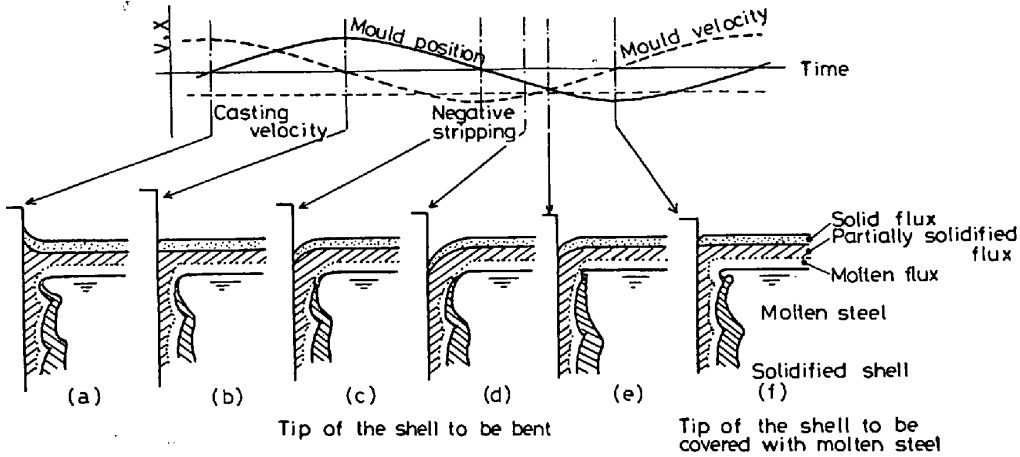


Fig. 4. Formation mechanism of oscillation marks on the surface of continuously cast strand.

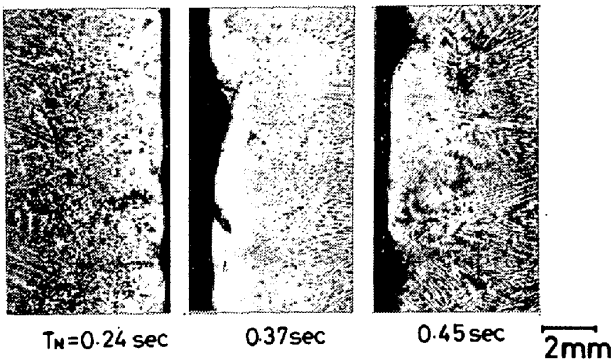


Photo. 4. Typical example of the solidification structure near the oscillation mark.

響は negative strip 時間 (以後 t_N で示す) によつてよく整理でき (Photo. 4), Fig. 3 に示すように oscillation mark 部の爪は t_N の増大とともに深くなる。またその表面の曲率および oscillation mark の深さも t_N が長くなる程大きくなることもわかつた。

oscillation mark の形成に関して、鑄型シミュレーターを用いた実験によつて明らかになつた事柄を列挙すると次のようになる。

i) 凝固殻の先端は negative strip 期の末期に溶鋼側に曲げられる。

ii) 鋼浴表面におけるパウダーあるいはスラグ状物質の存在は oscillation mark の形成の必要条件である。

iii) t_N の増大とともに oscillation mark の谷部の曲率は大きくなり、深さが深くなる。

これらの知見に基づいて Fig. 4 に示すような oscillation mark の形成機構が考えられる。すなわち、溶融パウダーの高粘性部分が negative strip 期間中、凝固殻の先端部を押し曲げる。また、この期間中は溶鋼の凝固殻先端からの溢流が阻止されている。その後 positive strip に転じた時に凝固殻の先端に溶鋼が溢流し、oscil-

lation mark が形成される。このような機構を考えることによつて上記 i)~iii) の知見は矛盾なく説明することができる。また鑄型振動モードの設定指針として操業安定性を阻害¹⁴⁾しない範囲内で t_N を短くすることは、oscillation mark を浅くすることに役立ち、鑄片の横割れ発生危険性を低下させると考えられる。

(2) パウダー消費量におよぼす鑄型振動の影響

パウダー消費量におよぼす鑄型振動条件の影響を評価するために、パウダー消費量を表す尺度として1サイクル当たり、単位鑄型内矩当たりの消費量 q (g/cycle-cm) を用いる。この q と positive strip 時間 (以後 t_P で示す) は Fig. 5 に示すように比例関係にあることがわかつた。鑄片と鑄型間の潤滑状況を示す指標としては単位鑄造表面積当たりの消費量 Q (kg/m²) が好ましいため、上記の関係を q および Q で表すと次式が得られる。

$$q = (b/\pi \cdot f) \cos^{-1}(-V/2\pi \cdot a \cdot f) \dots\dots\dots (1)$$

$$Q = (k/V) \cos^{-1}(-V/2\pi \cdot a \cdot f) \dots\dots\dots (2)$$

ここで V は鑄造速度、 a および f はそれぞれ鑄型振動の振幅、振動数、 b および k は定数である。上式から q

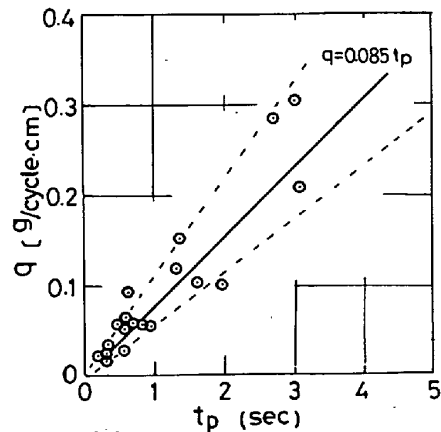


Fig. 5. Relation between t_P and powder consumption rate, q (g/cycle-cm).

ウダー消費量を増大させるためには、操業上比較的容易に変更可能な鋳型振動数 f を小さくすればよいが、同時に鋳造速度によつては t_N が長くなり、前項で示したように oscillation mark が深くなる。したがつてその鋳造速度範囲内では振幅 a も振動数とともに小さくすることが必要である。

2.2 鋳造実験

2.2.1 実験方法

鋳型シミュレーターによつて明らかにされた事柄を確認するために、スラブ連鋳機で鋳造実験を行った。鋼種は厚鋼板用鋼を主体に、一部薄鋼板用鋼での実験も行った。主な実験条件を Table 2 に示す。パウダー消費速度は定常鋳造時において計量し、oscillation mark は二次冷却帯における変形の少ない鋳片短辺面について調査した。なお、oscillation mark 部の爪は一般に不明りようなため、爪の深さの代わりに oscillation mark 深さを測定した。

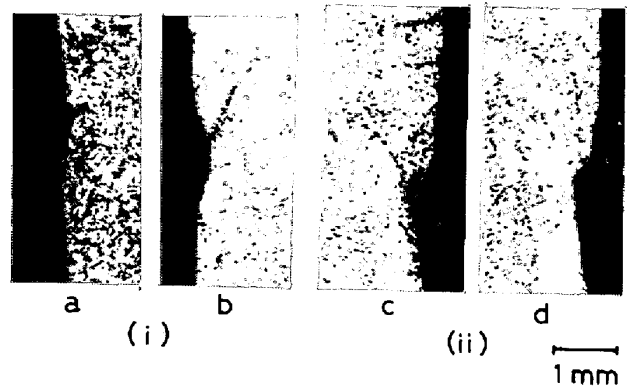
2.2.2 実験結果および考察

得られた鋳片の oscillation mark 形状を Photo. 5 に示す。Photo. 5(i)においては鋳型振幅を一定にして振動数のみをストランド間で変化させた同一ヒートの鋳片であるが、 t_N の長い b は a に比べ oscillation mark は深くなつている。一方 Photo. 5(ii) はほぼ同一 t_N になるように、ストランド間で振幅、振動数ともに変化させた同一ヒートの鋳片から得られたもので、この場合に

Table 2. Experimental conditions.

Slab size [width thickness]	Casting speed	Oscillation		Powder			
		a	f	η	T_1	T_3	
4.8-9.7 (d=250mm)	0.6-1.1 m/min	$\pm 2.8 \pm 4$ mm	54-108 cpm	A	5.2	1060	1170
				B	3.3	965	1100
				C	5.6	1080	1165

η : poise, at 1300 °C T_1, T_3 : °C



	Powder brand	V m/min	a mm	f mm	t_N sec
(i)	a	A	0.7	4.00	100
	b	A	0.7	4.00	60
(ii)	c	B	0.9	4.00	88
	d	B	0.9	3.25	54

Photo. 5. Solidification structure near the oscillation mark.

は oscillation mark 深さに顕著な差は認められない。この例から oscillation mark 深さは t_N が長くなれば深くなるというシミュレーターによる実験結果が正しいことが確認できた。

次に本実験で測定されたパウダー消費量と positive strip 時間の関係を Fig. 6 に示す。Fig. 6(i) は振幅が一定の場合におけるパウダー消費量 q と t_P の関係を示した。この場合には negative strip 時間比率の変化が小さいために同時に q と t_N の比例関係も成立する。また negative strip 時間比率が変化しない条件の下で振幅と振動数を変えた場合にも q と t_P の比例関係と同時に q と t_N の比例関係も成立する¹⁶⁾。しかしながら Fig.

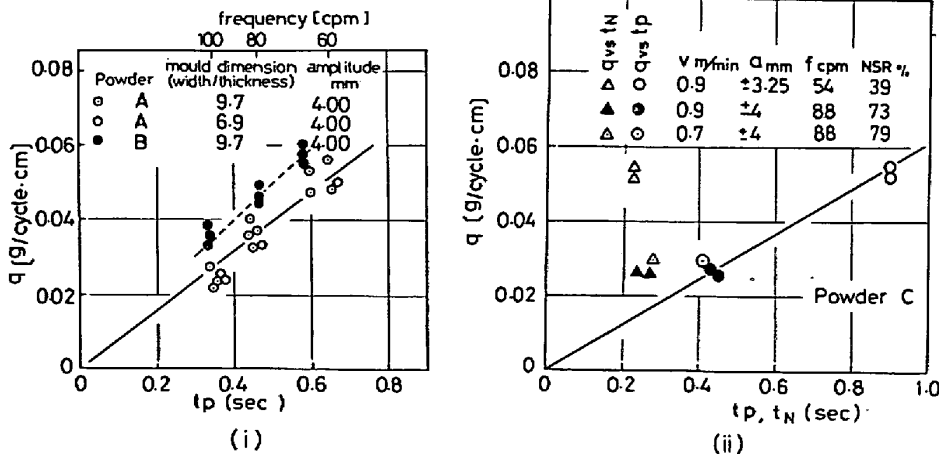


Fig. 6 Relationship between powder consumption rate, q and mould oscillation mode. (i) oscillation amplitude: constant, casting speed: 0.7 m/min (ii) oscillation amplitude: variable.

6(ii) に示すように negative strip 時間比率を大幅に変化させた場合には q と t_N の間の比例関係は成立せず、シミュレート実験で示したようにパウダー消費量 q は t_P に比例することが確認された。また Fig. 6(i) から、粘度の低いパウダー B は A に比べて消費量の多いこと、さらに鑄片寸法(鑄片幅/鑄片厚)の影響がほとんど認められないこともわかった。

このように解明された oscillation mark の形成機構およびパウダー消費量におよぼす鑄型振動の影響をベースにして他の重要な操業条件も加味した上で、スラブ連鑄片のノロカミ、横割れおよび縦割れ等の表面欠陥の改善を以下のとおり行つた。

3. 鑄片ノロカミにおよぼす操業条件の影響

鑄片のノロカミに影響する因子として溶鋼中介在物の低減のために、すでにきめの細かい諸対策¹⁷⁾¹⁸⁾がとられている。

ここではさらに鑄型内湯面変動および鑄型振動の影響について検討したい。

3.1 実験方法

鑄型内湯面の変動量は鑄造制御方式によつて大きく異なる。鑄造制御方式として手動鑄込み、熱電対式湯面計および渦流式湯面計¹⁹⁾によるタンディッシュノズルの自動開度制御に基づく定速鑄造方式を取り上げた。なおこの試験では鑄型振動条件、パウダー銘柄その他の条件はすべて同一にした。次にノロカミにおよぼす鑄型振動条件の影響を明らかにするために、渦流式湯面計による自動鑄造鑄込時期に Table 3 に示す鑄型振動条件の変更を行つた。

3.2 実験結果および考察

3.2.1 ノロカミにおよぼす鑄型内湯面変動の影響

Fig. 7 に各鑄造方式による定常鑄込時の鑄型内湯面レベルを渦流式湯面計で検出した結果を示す。手動鑄込みの場合、湯面レベルは長周期および短周期の大きな変動を起こしている。熱電対式湯面計の場合は短周期の変動は少ないが比較的長周期の大きな変動がみられる。一方、渦流式湯面計の場合には短周期の小さな変動はみられるものの非常に安定した湯面レベルが得られている。

Table 4 に各鑄造方式により鑄造したスラブを無手入圧

Table 3. Casting condition and the results of preliminary plant trials.

Oscillation mode	Casting speed	Oscillation		Consumption rate Q
		a	f	
before alteration	0.9 m/min	± 4 mm	88 cpm	0.26 kg/m ²
after alteration	0.9	± 3.25	54	0.32

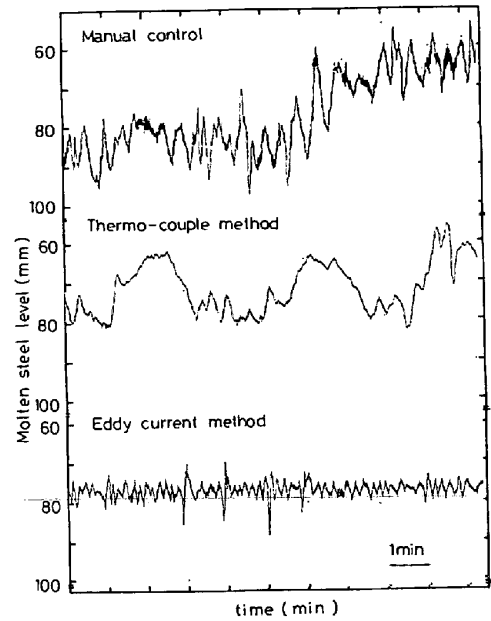


Fig. 7 Comparison of the performance of molten steel level control systems. (slab size : 250 d x 1700 W, casting speed : 0.6 m/min)

Table 4. Influence of mould meniscus level control system on surface defects of cold rolled sheets from continuously cast slabs without conditioning.

Mould meniscus level control	Index of surface defects
Manual stopper control	1.00
T. C. stopper control	0.93
E. C. D. stopper control	0.24

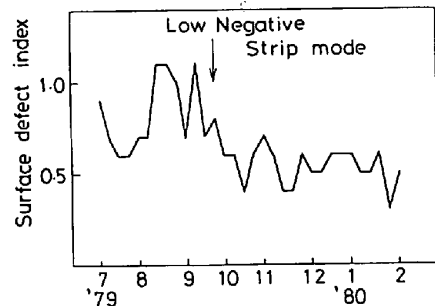


Fig. 8 Transition of surface defect index.

延した際の冷延鋼板の不良率を比較して示す。この鋼種では表面欠陥の 90% はノロカミであり、これらから湯面変動の少ない渦流式湯面計による自動鑄造がノロカミの低減に大きく寄与し、ノロカミの発生が湯面変動の大きさに強く依存していることが示された。

3.2.2 鑄片ノロカミにおよぼす鑄型振動の影響

Fig. 8 に鑄型振動を変更した場合の冷延鋼板向アルミキルド鋼スラブの表面欠陥発生量の推移を示す。すな

わち 2.1.2 (2) に述べたように(2)式に従って低振動数、小振幅の振動モードを採用しパウダー消費量を増加させたことにより、ノロカミの発生が大幅に低減した。ここでは、パウダー消費量は(2)式から求められる理論増加量にほぼ等しく約 23% 増加した (Table 3)。

4. 鑄片横割れにおよぼす鑄型振動条件の影響

0.1% 炭素鋼 (%C=0.08~0.12) で発生するコーナー横割れは基準、反基準両コーナーの oscillation mark の谷に発生する深さ 5 mm 以内のデンドライト樹間の凝固割れで、鑄型内に発生要因が存在すると考えられる。そこで、鑄型テーパおよび鑄型振動条件の検討を行ったが、この種のコーナー横割れに対する鑄型テーパの影響については、すでに報告²⁰⁾されているのでここでは鑄型振動条件の影響について述べる。鑄型パウダー等の条件を同一にしてストランド間で t_N を変更し oscillation mark 深さおよびコーナー横割れ個数を測定した。その結果を Fig. 9 に示すが、鑄型シミュレーターおよびス

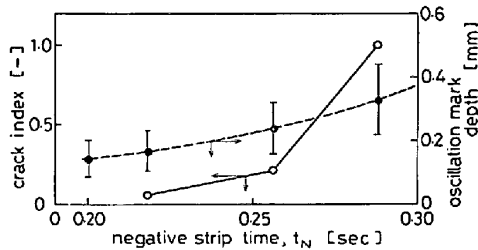


Fig. 9. Relationship among negative strip time, t_N , frequency of transverse corner cracks and oscillation mark depth of middle carbon steel slabs.

ラブ連鑄機実機での実験によつて得られたように、 t_N を減少させることにより oscillation [mark 深さが減少し、コーナー横割れ個数も著しく少なくなっている。oscillation mark の谷が浅く、曲率が小さくなり、切り欠き効果が減少したことによつて横割れが減少したものと考えられる。

5. 鑄片縦割れにおよぼす操作条件の影響

鑄型内における凝固の進行が不均一で局部的に凝固殻の薄い部分の存在することが鑄片縦割れ発生の主原因であり、不均一凝固は 0.1% 炭素鋼で発生しやすいこと²¹⁾、長/短辺の冷却強度の不均衡²⁾ およびパウダーの熔融特性²²⁾によつて影響されることはすでに報告されている。

ここでは鑄型銅板の測温実験を行い、パウダー物性、鑄型振動条件および鑄型内湯面のコントロール方式による鑄型内凝固殻の挙動変化を推定し、縦割れにおよぼすこれらの影響を明らかにした。

5.1 実験方法

鑄型銅板測温実験は半径 10.5 m の湾曲型スラブ連鑄機を用いて行つた。鑄型材料は 5 mm のニッケルめつきを施したリン脱酸銅で、鑄型長・短辺内面から 10 mm と 20 mm の位置に素線径 0.5 mmφ の銅-コンスタンタンソース熱電対を埋め込んだ。測定点数は 144 点で、データの採取、集録はパーソナルコンピュータでスキャナーを操作し、フレキブルデスクにデジタルで記憶させて行つた。試験対象鋼種は 40 kg/mm² 級厚鋼板用鋼とし主な鑄造条件を Table 5 に示す。また Table 6 には試験に供したパウダーの物性値を示す。鑄造後、冷間

Table 5. Casting conditions.

Slab size	Withdrawal rate	Temperature in TD	Oscillation mode	Level control
250 d × 1 900~2 100W	0.50 m/min } 0.75 m/min	1 535°C } 1 545°C	Frequency : 80~120 CPM Amplitude : 2.75 mm	Manual Thermo-couple Eddy current method

Table 6. Physical properties of mould powder.

Powder brand	D	E	F	G
Physical properties				
Viscosity (at 1 350°C)	1.3 poise	2.1	2.3	4.2
Melting point	1 050°C	1 070	1 100	1 120
Carbon content and prarticle size	Coarse a fine 5.0%	Coarse a fine 5.0	Coarse a fine 5.0	Coarse a fine 5.0

にて鑄片縦割れの発生位置と長さの測定を行った。

5.2 実験結果と考察

5.2.1 縦割れ発生状況

縦割れの鑄片幅方向と鑄片上下面における分布を調査した。この結果、縦割れは鑄片コーナーから 200 mm より幅中央部にかけてほぼ平均して発生することおよび鑄片上下面で発生量に差のないことが明らかとなった。この現象は鑄型内凝固殻にかかる周方向応力が鑄型短辺近傍においては解放されやすい傾向にあること、さらに鑄型長辺中央部分において基準側と反基準側で鑄型内凝固殻の挙動に有意な差のないことを意味している。

5.2.2 縦割れにおよぼすパウダー物性の影響

鑄型銅板温度は鑄型内における湯面変動、凝固殻の厚さ、凝固殻と鑄型内面に介在するパウダーフィルムの厚さおよび凝固殻の収縮・変形にもなる空隙の発生によって影響を受け、たとえ定常鑄造条件下においてもたえず変動している。したがって鑄型内における鑄片の挙動に鋭敏に反応する鑄型内面から 10 mm で鑄型反基準面の幅中央から 152 mm の測定点の定常鑄造時における 10 min 間の温度を解析対象にした。この 10 min 間での平均温度を T_A 、最高温度と最低温度の差を温度変動量 ΔT と定義し、熱電対による自動鑄造時における鑄型高さ方向それぞれの分布を各パウダーについて Fig. 10, 11 に示す。すでに報告²³⁾ されているように平均温度は鑄型内湯面から約 150 mm において最高温度となり以下順次温度が低下している。またパウダー別にみると G, D, F, E の順に平均温度が低くなっている (Fig. 10)。

Fig. 11 は、鑄型内湯面直下の温度変動量が最も大きく

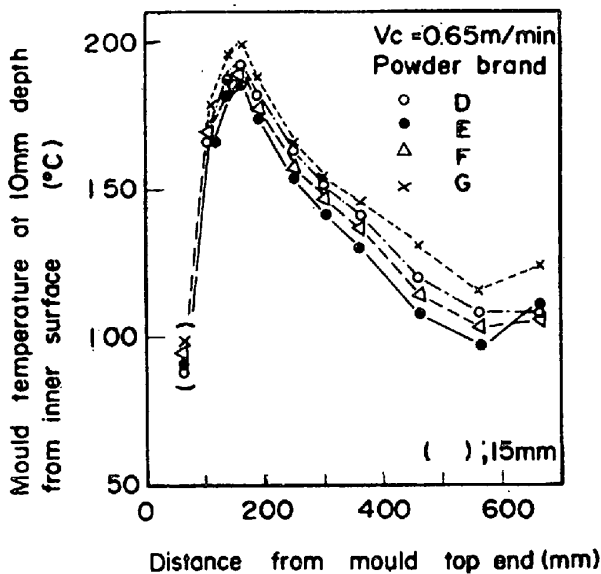


Fig. 10. Average temperature distribution in a mould with various powder brands.

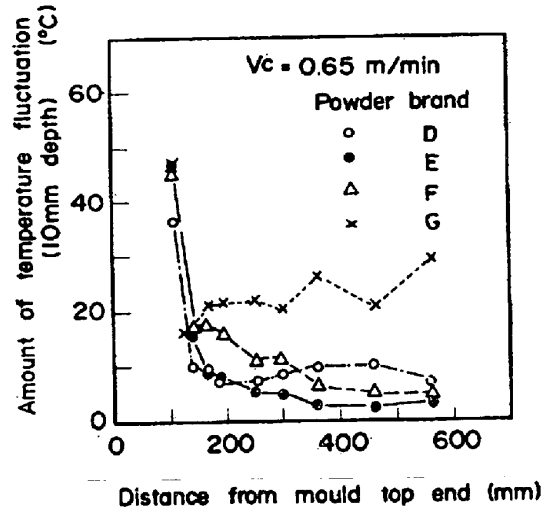


Fig. 11. Temperature fluctuation distribution in a mould with various powder brands.

以下漸次低下し鑄型上端から 250 mm 以下ではほぼ一定の値を示すがこの値はパウダーの種類によつて異なっていることを示している。鑄型内湯面直下の大きな温度変動は、この測定値が熱電対による自動鑄造時のもので、鑄型内湯面変動量が比較的大きいこと (Fig. 7) によるものである。しかし、手動鑄込みにおいても鑄型上端から 250 mm 以下においては、パウダーの種類に対応した温度変動量に落ちつく。すなわち、この領域における温度変動量は湯面変動よりはパウダー物性により強く依存しており、パウダーの不均一流れ込みとそれに付随して発生する凝固厚の不均一に基づく空隙の形成による現象ととらえることができる。鑄型の下端近傍においては鑄型直下のセグメントとのアライメントにより、鑄片と鑄型の接触状況が影響を受ける可能性がある。そのため鑄型上端から 362 mm 位置の温度変動量を取り、パウダー粘性との関係を Fig. 12-(i) に示した。Fig. 12-(i) から温度変動量が極小になる粘度の存在することが明らかである。すなわち粘性の高いパウダー G においてはパウダーの流れ込み量が相対的に少なくパウダーフィルム厚が薄くなる。このため平均温度は高くなるが小さな不均一流れ込みが生じてパウダーフィルムを通しての伝熱の不均一性が高くなり、大きな温度変動量を示すこととなる。逆にパウダー D のような低粘性パウダーの場合には局部的な過剰流れ込みを生じやすく、やはり温度変動量が大きくなると考えられ、温度変動量を極小にする粘性範囲が存在することとなる。次に温度変動量と縦割れ発生量との関係は Fig. 12-(ii) に示すようによい相関がみられ、温度変動量を低下させることが縦割れの低減に有効である。したがって温度変動量を低くするパウ

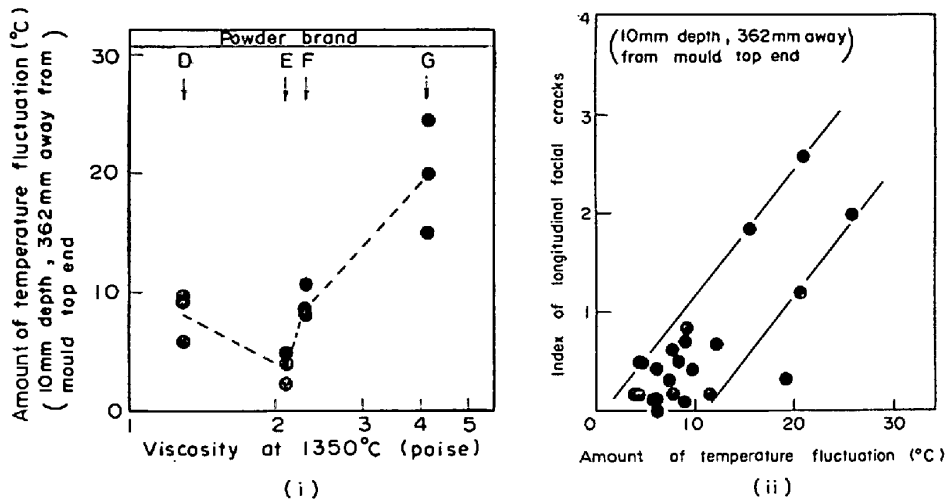


Fig. 12. Effect of powder viscosity on longitudinal facial cracks.

(i) Relationship between powder viscosity and amount of temperature fluctuation.

(ii) Relationship between amount of temperature fluctuation and longitudinal facial cracks.

ダーが縦割れの低減に望ましいといえる。

5.2.3 縦割れにおよぼす湯面変動の影響

縦割れが鋳片幅方向に並んで発生する場合があります、この位置と湯面変動時期がよく一致することがわかった。前述したように湯面コントロール方式によつて湯面変動量は大きく変化するが、同一パウダーを用いて縦割れ発生量におよぼす湯面コントロール方式の影響を調査した。Fig. 13 に示すように渦流式湯面計を用いた自動鋳造では縦割れの発生は著しく少ない。このことは湯面変動によつてパウダーの定常的な流れ込みが阻害され、パウダーの不均一流れ込みが助長されることを意味している。

5.2.4 縦割れにおよぼす鋳型振動条件の影響

縦割れにおよぼす鋳型振動条件の影響を調査するため、他の鋳造条件を一定にして振動数を Table 5 に示した範囲で変更した実験を行った。その結果、前述のよ

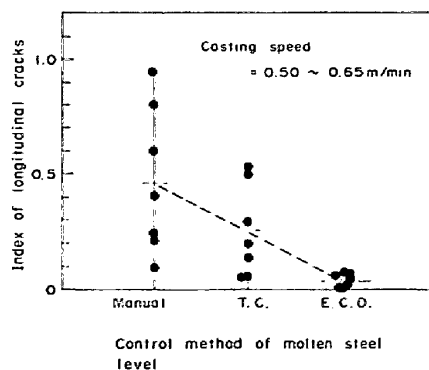


Fig. 13. Comparison of longitudinal facial crack frequency of the slabs cast by various molten steel level control systems.

うに振動数を低下させることによりパウダー流入量を増大させることはできるが、縦割れ発生量にはほとんど変化がみられなかつた²⁴⁾。このことは縦割れ防止に最適なパウダーを使用しながらも、低ネガティブストリップのオシレーションモードを採用することにより鋳造速度の高速化に伴うパウダー消費量の低減を防ぎ、高速鋳造時の鋳型-凝固殻間の潤滑性を保つことができることを意味している。

6. 結 言

連鋳鋳片の表面欠陥の発生に重要な役割をもつと考えられる鋳型内における凝固殻および鋳型パウダーの挙動に関して鋳型シミュレーターを用いて基礎的検討を加え(1) oscillation mark の形成機構、(2) oscillation mark 形状におよぼす鋳型振動条件の影響、(3) パウダー流入速度におよぼす鋳型振動条件の影響を明らかにした。

これらの知見に基づき鋳片表面欠陥におよぼす操作条件の影響を検討した。その結果、(1) ノロカミについては溶鋼の各種清浄化対策のほか、鋳型内湯面変動の影響が大きく、鋳型振動条件の最適化によりさらに軽減を図ることができる、(2) 0.1% 炭素鋼鋳片のコーナー横割れは鋳型テーパの最適化のほか、鋳型振動条件の変更により著しく改善される、(3) 鋳片縦割れに対してはパウダー物性の影響を鋳型銅板測温実験によつて評価し、縦割れ低減に最適なパウダー粘性のあることを示した。さらに湯面変動の影響を明らかにした。

文 献

- 1) たとえば江見俊彦, 中戸 参, 鈴木康治, 飯田義治, 上田典弘: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 981
- 2) 小沢三千晴, 岡野 忍, 松野淳一, 大井 浩, 橋林三, 大西正之: 鉄と鋼, 62 (1976), S86
- 3) 川崎製鉄, 水島: 第 62 回製鋼部会 (1975-11)
- 4) E. L. FOGLMANN: J. Metals, 26 (1974) 10, p. 37
- 5) 熊井 浩, 広本 健, 松永 久, 大橋徹郎, 大野唯義: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 926
- 6) 三好俊吉, 田中駿一, 伊藤雅治, 内堀秀男, 半明正之: 日本鋼管技報, No. 66, 1
- 7) 井上俊郎, 小舞忠信, 竹村洋三, 岡 賢, 加藤郁: 鉄と鋼, 61 (1975), A21
- 8) 中戸 参, 江見俊彦, 江島彬夫: 鉄と鋼, 60 (1974), A15
- 9) 石黒守幸, 中島廣久, 山田俊郎, 佐野和夫, 安藤静吾: 鉄と鋼, 65 (1979), S123
- 10) 安斉孝儀, 山上 諄, 宮下芳雄, 阪本英一, 菅克之, 角南英八郎: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 973
- 11) 反町健一, 加藤雅典, 小助川卓, 久保田和雄, 垣生泰弘, 丸山英雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S166
- 12) 鉄鋼便覧 (日本鉄鋼協会編), (1979), p. 638 [丸善]
- 13) 中戸 参, 江見俊彦: 鉄と鋼, 63 (1977), S151
- 14) I. M. D. HALLIDAY: Iron Steel Inst. Spec. Rep. 89 (1965), p. 1
- 15) W. C. K. BOEMER et al.: JISI, 208 (1970), p. 18
- 16) T. EMI et al.: Proc. 61st NOH-BOSC. (Chicago 1978), p. 350
- 17) 川和高穂, 根本秀太郎, 佐藤秀樹: 鉄と鋼, 57 (1971), S688
- 18) 日本鋼管, 福山: 第 60 回製鋼部会 (1975-3)
- 19) 佐野和夫, 山田健夫, 安藤静吾, 石黒守幸: 鉄と鋼, 65 (1979), S122
- 20) 日新製鋼, 呉: 第 54 回製鋼部会 (1973-3)
- 21) A. GRILL et. al.: Ironmaking and Steelmaking, 3 (1976) 2, p. 76
- 22) 桜谷敏和, 江見俊彦, 児玉正範, 中井一吉, 森脇三郎, 越川隆雄, 今井卓雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S238
- 23) 新日本製鉄, 八幡: 第 58 回製鋼部会 (1974-7)
- 24) 日本鋼管, 京浜: 第 74 回造鋼部会 (1979-11)