

双ロール式ストリップキャスターにより得られた SUS304鋳片の表面品質

安中 弘行*・谷口 一幸*・小北 雅彦*・井上 健*

Surface Quality of Stainless Steel Type 304 Cast by Twin-roll Type Strip Caster

Hiroyuki YASUNAKA, Kazuyuki TANIGUCHI, Masahiko KOKITA and Takeshi INOUE

Synopsis : Casting tests of stainless steel type 304 was carried out by a twin-roll type strip caster, which is one of possible technology to produce thin strips from molten metal directly.

The main problem to be solved was surface defects of strips, such as longitudinal cracks, transverse cracks and small depressions. And these defects were overcome in this study.

Uniform growth of solidified shell is most important to reduce longitudinal cracks and small depressions. By water model experiments, the best pouring conditions were obtained. They present uniform feeding rate along the width of strips and small meniscus level fluctuations by optimizing pouring position, ratio of the molten steel weight on the twin rolls to the pouring rate and fall height of molten steel from a tundish to twin rolls.

On the other hand, small reduction of the cast strips is important to reduce transverse cracks. First, in order to control this, heat transfer coefficient between rolls and solidified shell was estimated by measuring temperature of strips, rolls and cooling water of rolls. And the best casting condition, where solidification ends just at the closest point of twin rolls, was calculated by using this heat transfer coefficient.

Key words : strip caster ; stainless steel type 304 ; surface quality ; transverse crack ; longitudinal crack ; small depression ; heat transfer coefficient ; heat transfer analysis.

1. 緒言

ストリップキャスティング技術は、溶融金属から直接熱延板相当のコイルを製造することが可能であり、熱間圧延工程を完全に省略する事ができる。このため、設備コストの大幅な削減が可能であり、江本らの¹⁾試算によれば、ストリップキャスティング工程では現状の連铸-HDR工程に比べ、約80万J/tonのエネルギーが削減できる。また、鋳鉄、電磁鋼板など難加工性材料の製造²⁾や急冷凝固による新機能付与の可能性³⁾に対する期待もある。

ストリップキャスティング技術の歴史は古く、1850年代にH.Bessemerが双ロール方式により鋳造実験を行ったが⁴⁾、実用化には至らなかった。近年、各種制御技術を始めとする周辺技術も整いつつあり、また、ニアネットシェイプ化に対する要望も高まってきたため、1970年代後半より、ステンレスメーカー、鉄鋼メーカーを中心に、国内外で本技術の開発が精力的に展開されている。

熱延板相当のコイルを製造するストリップキャスティング法は、単ロール法⁵⁾、異径双ロール法⁶⁾、双ロール法^{7)~12)}に大別される。いずれの方法においても板厚は1~5mm程度であり、最終製品厚みに近いこと、非常に厳しい表面品

質が要求される。

本報告では、双ロール式ストリップキャスティング法により得られた鋳片の表面品質について述べる。

2. 実験方法

2・1 双ロール式ストリップキャスターの概要

実験に用いた双ロール式ストリップキャスターの仕様および概略 (No.1キャスター) をTable 1およびFig. 1に示す。No.1キャスター、No.2キャスターともに基本的な構造は同様である。ロールは水冷銅合金製であり、幅は300mm、径は400mmと800mmの2種類を使用した。タンディッシュは幅方向に均一な注湯が可能ないようにオーバーフロー法を採用しており、キャスターの角度が変更可能になっている。

Table 1. Specifications of strip casters.

Caster	No.1	No.2
Roll size	400mmΦ~300mmw	400mmΦ~300mmw 800mmΦ~300mmw
Roll material	Copper alloy	Copper alloy
Caster angle, θ	0~90°	0~30°

平成6年2月9日受付 平成6年6月3日受理 (Received on Feb. 9, 1994; Accepted on June 3, 1994)

* (株)神戸製鋼所鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kobe Steel, Ltd., 2222-1 Ikeda Onoe-cho Kakogawa 675)

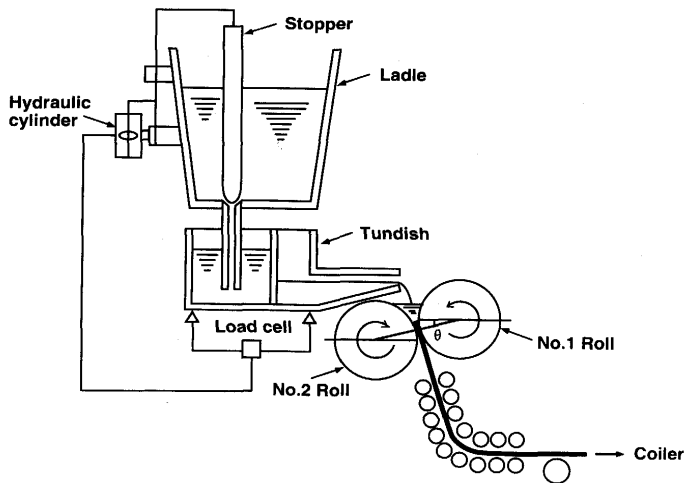


Fig. 1. Illustration of twin-roll strip caster (Caster, No.2).

また、タンディッシュ内およびロール上はAr雰囲気とした。

キャストフレームにはロードセルを設置してあり、製造中のロール反力が測定可能となっている。また、製造中のロール冷却水温度、ロール内部温度、ロール上溶鋼温度、铸片表面温度分布などを測定することが可能となっている。

2・2 铸造方法

No. 2 キャスターでの铸造方法を以下に述べる。高周波炉で溶解した3000kgの溶鋼を取鍋に受け、タンディッシュを介して双ロール上に注湯しコイラーにより自動的に巻き取った。注湯量は油圧サーボ方式のストッパーを用いて、タンディッシュ内の堰に設けたオリフィスの径とタンディッシュ内の溶鋼ヘッドとにより自動制御を行った。

主な実験条件はTable 2 に示した通りである。铸造実験に用いた鋼種はSUS304であり、铸造速度は10~50m/minである。また、ストリップの幅は300mm、厚みは1.5~3 mm、キャスト角度は0°~35°で行った。SUS304の凝固組織は10%シュウ酸溶液中で電解腐食(電圧: 5~10V, 常温)することにより求めた。

2・3 水モデル実験装置および方法

ストリップキャストイングにおいては、铸片の表面性状はロール間の溶鋼の流動に大きく影響されると考えられることから、Fig. 2 に示す水モデル実験装置を用いて主に注湯方法とメニスカス変動の関係について調査した。

自由表面近傍の挙動が系全体の流動を左右する場合にはレイノルズ数、フルード数、ウェーバー数の相似を満足さ

Table 2. Experimental conditions.

Caster	No. 1	No. 2
Steel grade	SUS304	SUS304
Melt	300kg	3000kg
Casting velocity	10~50m/min	20~50 m/min
Strip size	1~2mmt×300mmw	2~3mmt×300mmw

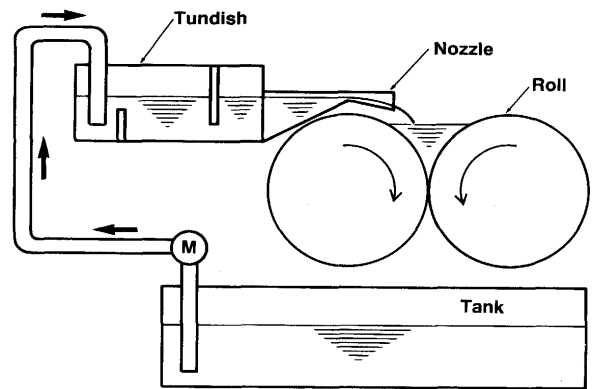


Fig. 2. Illustration of water model.

せる必要があるが、本モデルでは系全体の乱流を仮定して後二者の相似を考慮した。この場合には実物の0.53倍の設備とする必要がある。将来の大径ロール化を考慮して装置はロール径を600mmとし、ロール幅はMax.750mmまで可変とした。本報告に示すデータはロール幅450mm、ロール回転数10rpmのものである。

なお、メニスカス変動量は光学式の液面変位計を用いて測定した。

3. 実験結果および考察

ストリップキャストイングにより得られる铸片に発生する、主な欠陥は縦割れ¹³⁾、横割れ⁷⁾、微小凹み疵¹³⁾である。

3・1 縦割れの発生状況

ストリップキャストイングにより铸造された铸片には、2種類の縦割れが認められた。
 タイプA—注湯流の落下位置に対応して発生する、長さ100 mm以上、深さ0.3mm程度の大きな縦割れ
 タイプB—散在する長さ数10mm、深さ0.1mm程度の小さな縦割れ

どちらの割れもデンドライト樹間に沿っており、Mn, P, Sなどの偏析を伴っている。また上面と下面で発生頻度に大きな差は認められない。タイプAの縦割れは注湯落差(タンディッシュ先端とメニスカスとの距離)が大きい場合に、铸片の端部から60~90mm程度内側の位置に連続的に発生するライン状の高温部(幅20~30mm程度)に認められる。また、タイプBは溶鋼プールが小さい場合に、铸片の高温部に散在的に発生しやすい。

ライン状の高温部と低温部の凝固組織写真をFig. 3 に示す。高温部の二次デンドライトアーム間隔(DAS)の値は1/4厚み部で約6 μmであり、低温部の4 μmに比べ大きくなっている。また、高温部の中心部にはキャビティーが発生している。これらのことから、高温部では凝固が遅れており铸片幅方向の凝固が均一でないことがわかる。縦割れを防止するためには铸片幅方向の温度を均一にし、不均一凝固を防止する必要がある。

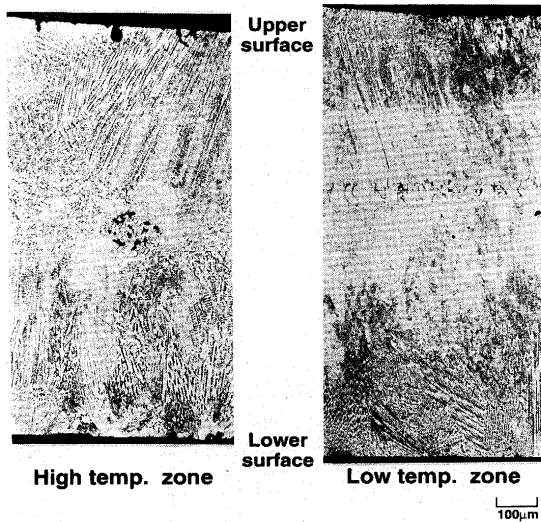


Fig. 3. Solidification structure of SUS304 strip (Cross-section).

3・2 注湯量の幅方向分布に及ぼす注湯方法の影響

タイプAの縦割れは注湯方法との関連が強いと考えられるため、透明アクリル製の水モデル実験装置を用いてオーバーフロー式注湯方法の特性について調査した。Fig. 4に水モデル実験により求めた注入流の縮流状況および水量分布を示す。水量分布は幅方向に40mmピッチで区分した容器に水を受け、中央部の水量に対する各部の水量の比として求めた。タンディッシュの先端から注入された水は落下中にその表面張力のために縮流を生じ、注入幅はかなり低減する。注入流の中央部の水量には変化がなく一定であるが、両端は注湯幅の減少に相当する分だけ水量が増加しており、その傾向はタンディッシュ先端から溶鋼プールまでの距離

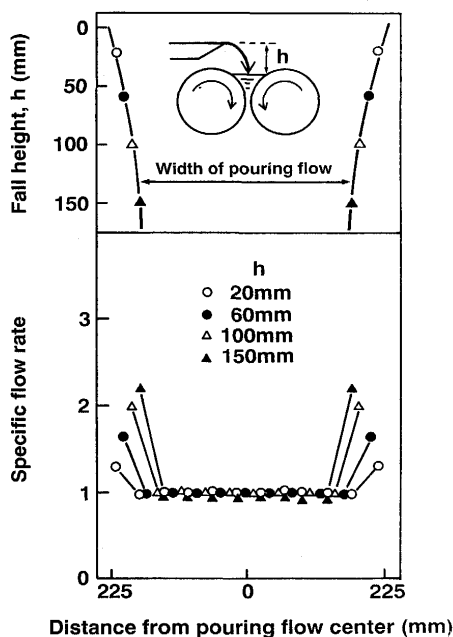


Fig. 4. Flow rate distribution along strip width (water model).

である注湯落差hが大きくなるほど顕著になっている。

ライン状の高温部は注湯流の両端部と対応しており、常に高温の溶鋼が他の部分に比べ多量に供給されている。No. 1, No. 2 ロールのほぼ中央部の溶鋼中に、片側幅方向に4本の熱電対を浸漬し溶鋼温度を測定した結果、この部分のメニスカス下10mmの溶鋼温度はサイドダム近傍に比べ約15~20°C高くなっている。また、注湯流の衝突による凝固シェルの再溶解などにより注湯流両端部の凝固が遅れるものと考えられる。そこで、注湯落差hを設備制約上許容される範囲でできるだけ小さくすることにより縮流の低減を図った。これによりライン状の高温部は軽減されタイプAの縦割れの発生を完全に防止することができた。

3・3 メニスカスレベル変動量に及ぼす溶鋼プール重量/注湯量の影響

タイプBの割れは前述のように散在的に発生しており、湯面変動によるロールと铸片の接触時間の差や接触状況の変化に起因する凝固シェルの凝固不均一によるものと考えら

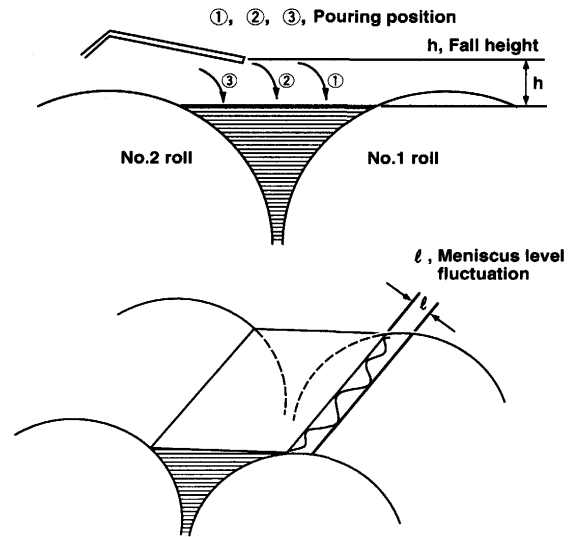


Fig. 5. Definition of meniscus level fluctuation.

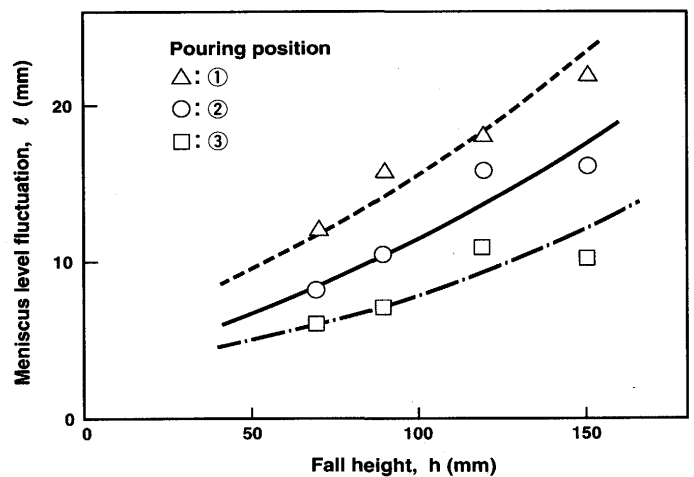


Fig. 6. Effect of fall height on meniscus level fluctuation.

れる。そこで、水モデル実験により水面変動量と注湯方法の関係について調査した。注湯位置およびメニスカス変動量についての説明をFig. 5に、メニスカス変動量と注湯落差および注湯位置の関係をFig. 6に示す。注湯落差が小さいほどメニスカス変動量を低減することができた。また、注湯流をプール上の中央に落下させた場合には、流れはNo. 1ロールに衝突、反転しメニスカス変動量が増大するためNo. 2ロールに近い位置に注湯する必要があることが明らかとなった。

また、自由表面を持つ容器内へ、一定流量を排出しながら注湯する場合の自由表面の波立ちは、容器内の流体の入れ替わり時間に依存する。入れ替わり時間 t (min)は次式であらわすことができる。

$$t = W/Q$$

W：容器内の流体の重量(kg)

Q：注湯量(kg/min)

すなわち、湯面変動量にはロール上のプール重量および注湯量が大きく影響するものと考えられる。そこで、水モデル実験でメニスカス変動量に及ぼすロール上プール重量 W (kg)と注湯量 Q (kg/min)の比 W/Q の関係について調査した結果、 W/Q の値を大きくすることにより、メニスカス変動量を大幅に低減できることが明らかになった。

水モデル実験の結果をもとに、注湯落差の低減、注湯位置の適正化を図って双ロールキャスターによる鑄造実験を行った。Fig. 7に鑄造実験時のメニスカス変動量と W/Q の関係を示す。注湯方法を適正に保っても、 W/Q の値が小さい場合にはメニスカス変動量は非常に大きい。ロール径の拡大(400mm→800mm)、ロール角度の減少などにより溶鋼プール重量を増大させ、 W/Q を増加させるに従いメニスカス変動量は減少し、その値を0.2min以上にするによりメニスカス変動量を2~4mmにまで低減することができた。

Fig. 8には、タイプBの縦割れ(単位長さ当たりの割れ個

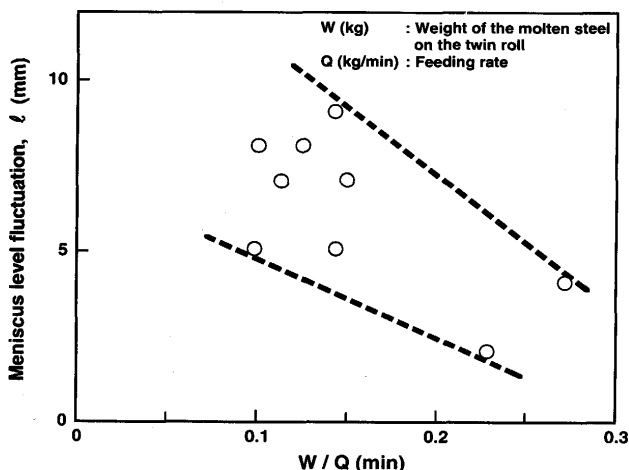


Fig. 7. Relation between the meniscus level fluctuation and W/Q .

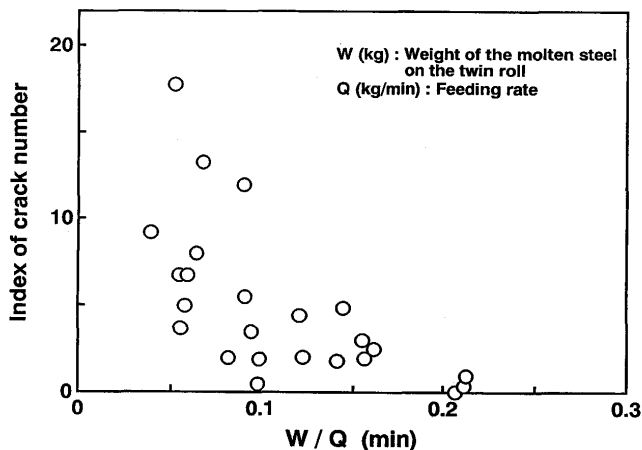


Fig. 8. Relation between the index of crack number and W/Q .

数)の発生に対する W/Q の影響を示す。縦割れは W/Q の増大に伴ない減少し、0.2min以上にするによりタイプBの縦割れの発生を大幅に低減することができた。これは、 W/Q の増加によりメニスカス変動量が減少し、

- ①溶鋼とロールの接触時間(凝固時間)が均一化する
- ②湯面変動に伴うガスの巻き込みなどが改善され、溶鋼とロールとの接触状況が均一化する

などにより鑄片幅方向の凝固が均一化されたためと考えられる。

3・4 横割れの発生状況

横割れは長さ30~50mm、深さ0.2~0.5mm程度であり、上下面で発生状況に大きな差はない。また、横割れの発生は鑄造速度の影響を大きく受け、ロールギャップ1.5mm、湯面レベル一定の場合の横割れ(単位長さ当たりの割れ個数)の発生と鑄造速度の関係はFig. 9に示した通りである。鑄造速度の増加とともに横割れは減少し、およそ35m/min以上の鑄造速度で横割れを防止することができた。

また、同様の条件下における鑄造速度とロール反力の関係はFig.10に示した通りであり、鑄造速度の増加とともにロール反力は急激に減少する。これは、鑄造速度を大きくすることにより次第に最終凝固位置が下方に移動し、35m/min

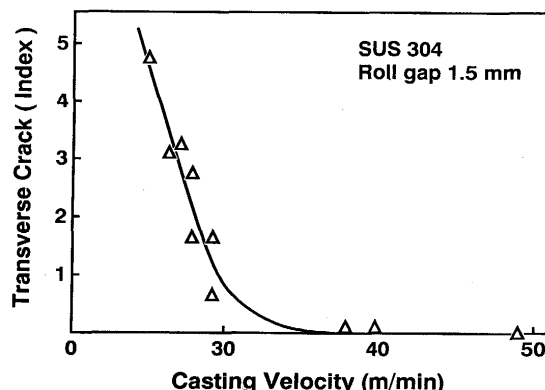


Fig. 9. Effect of casting velocity on transverse crack.

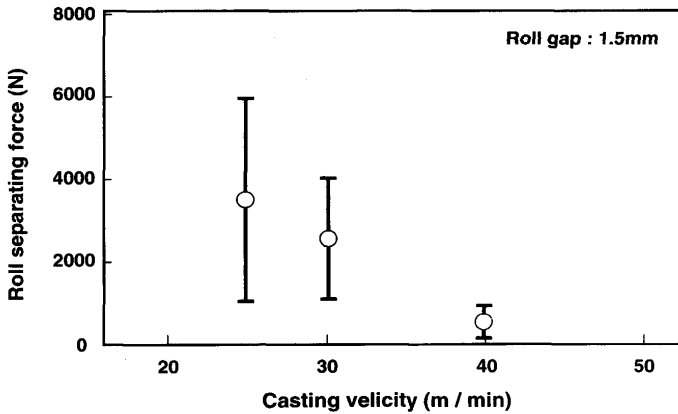


Fig. 10. Relation between casting velocity and roll separating force.

程度でロールキス点近傍で完全凝固しているものと推察される。ロールギャップ1.5mm, ロール幅300mmの場合にはロール反力を2000~3000N以下にコントロールすることにより横割れを防止できることがわかる。

3.5 ストリップキャストイングにおける伝熱挙動

前述のように、ストリップキャストイングにおいては、ロールキス点近傍で铸片を完全凝固させ、過大なロール反力が発生しないようにコントロールすることが重要である。そこで、各種铸造条件下での最終凝固位置を知るために伝熱凝固解析を行った。

ロール内の伝熱挙動は二次元の有限要素法により解析した。また、ロール上溶鋼プール内の凝固解析に関してはこれまでにいくつかの報告がなされているが¹⁴⁾¹⁵⁾、ここではロールの半径方向の熱移動が支配的であると考えられることから一次元で行った。また、ロールと铸片間の熱伝達係数は、铸造中のロール内部温度および铸片表面温度の実測値と、上記解析結果を比較して最も良く一致する値を採用した。

ロールと铸片間の熱伝達係数がおよそ21000~23000W/m²・Kの場合に実測値と計算値が一致している。この値はこれまでに報告された双ロール式ストリップキャスターにおけるいくつかの熱伝達係数の値とほぼ一致している^{16)~18)}。

Fig.11にロールギャップが1.5mm, 熱伝達係数を23000W/m²・Kとした場合の計算による凝固シエルの生成状況を示す。铸造速度が42m/minの場合にロールキス点で凝固が完了している。铸造速度がこれよりも大きい場合にはロールキス点でも凝固が完了せず、未凝固部分がキャスター出口以降まで存在する。この場合には、横割れに関しては問題ないが、高温強度の不足により铸片が破断する等の問題が発生する。

また、たとえば铸造速度が30m/minの場合には、ロールキス点の約10mm手前で完全凝固しており、キャスターを出るまでに15%程度圧延される。圧延中には、特に板厚に不均一がある場合には局部的に圧縮力と引張力が働く部分がある。Fig.9に示したように、35m/min以下では横割れが発生しており、過度に圧下された場合には铸片表面に大きな

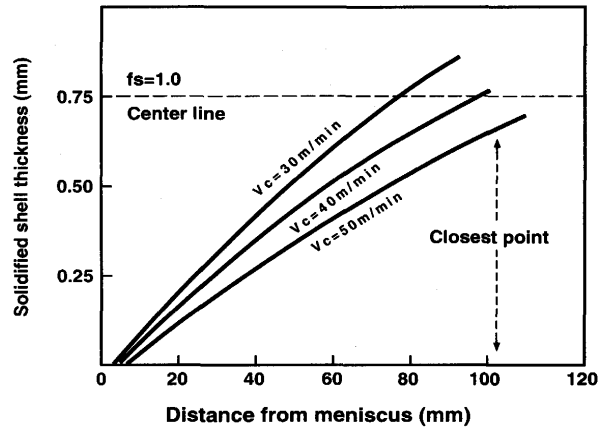


Fig. 11. Effect of casting velocity on solidified shell thickness.

引張力が生じ横割れが発生しやすくなるものと考えられる。

3.6 微小凹み疵

注湯落差の低減, 注湯位置の適正化, W/Qの増大, ロール反力の制御などにより、铸片表面の割れ欠陥はほぼ防止することができた。しかしながら、これらの改善を行っても铸造速度が小さい場合には幅2~3mm, 長さ10mm程度の微小な凹み疵が散在的に発生した。

凹み疵近傍の凝固組織をFig.12に示す。凹み部のデンドライトアーム間隔を測定した結果、凹み部は健全部に比べ約10%程度大きくなっており凝固が遅れていることがわかる。

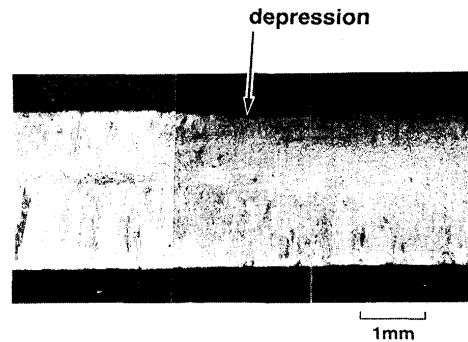


Fig. 12. Microstructure of cast strip (Cross section).

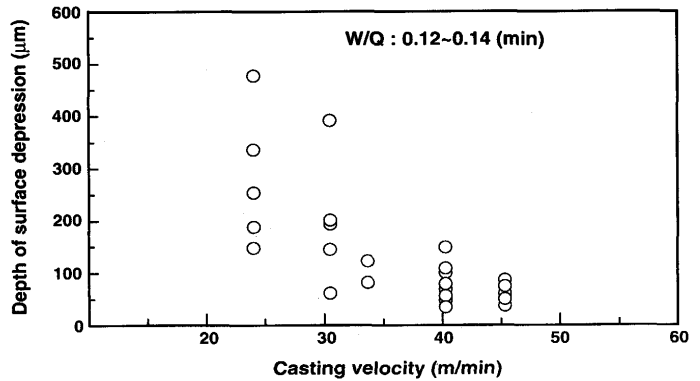


Fig. 13. Influence of casting velocity on depth of surface depression.

触針式の形状測定装置により求めた凹み深さと鑄造速度の関係を図13に示す。鑄造速度の増大と共に凹み疵の深さは減少しており、45m/minでは100 μ m以下とすることができた。この原因については明確でないが、溝口¹⁹⁾らも述べているように鑄造速度の増大に伴い溶鋼がロールにより、より強く下方に引き込まれるようになると考えられる。これによりメニスカスの波動が制御され、溶鋼とロールとの接触状況が安定化し、ロール-溶鋼間への局部的なガス等の巻き込みが低減したためと推察される。

4. 結言

1) 注湯落差の低減などによる幅方向の均一注湯化や注湯位置の適正化について水モデル実験により求め、ライン状の温度不均一を解消する事により、タイプAの縦割れの発生を防止した。

2) ロール径の拡大、ロール角度の減少などにより、溶鋼プール重量W (kg) と注湯量Q (kg/min) の比W/Qを0.2min以上に増大させることにより、湯面レベル変動量の低減を図った。この結果鑄片表面温度の均一化が図れ、タイプBの微細な縦割れを防止できた。

3) ロール-鑄片間の熱伝達係数の値が $23000\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ の場合に実測値と計算値が最も良く一致した。この値を用いて伝熱凝固解析を行いロールキス点で凝固が完了する鑄造条件を求め、ロール反力が $2000\sim 3000\text{N}$ 以下になるように制御することにより横割れをほぼ防止することができた。

4) 上記注湯方法の適正化及び鑄造速度の増大を図り、メニスカス波動を抑制することにより微小凹み疵を低減できた。

文 献

- 1) K.Emoto, T.Nozaki and T.Yanazawa: Restructuring Steel Plant for Nineties, The Institute of Metals, London, (1986), p.151
- 2) C.Yoshida, K.Taniguchi, T.Nakagawa, M.Sudo and T.Nozaki: Steelmaking Proceedings, Fifth International Iron and Steel Congress, Vol.69 (1986), p.286
- 3) 松本正人, 谷口一幸, 安中弘行, 十代田哲夫: 材料とプロセス, 4 (1991), p.1002
- 4) H.Bessemer: Stahl und Eisen, 11 (1881), p.921
- 5) D.B.Love and J.D.Nauman: TMS Proceedings of an International Symposium on Casting of Near Net Shape Products, (1988), p.597
- 6) K.Ohno, H.Tanaka, T.Sasaki, M.dubke and H.Funk: Proceedings of International Conference on New Smelting and Near Net Shape Casting Technologies for Steel, (1990), p.682
- 7) H.Yasunaka, K.Taniguchi, M.Kokita, S.Koyama and C.Yoshida: 同上, (1990), p.570
- 8) A.Kasama, S.Tanaka, Y.Itou, H.Kajioka, K.Yanagi and K.Sasaki: 同上, (1990), p.643
- 9) K.Yokota, K.Ebato, M.Kase, T.Toge, K.Amano and T.Maryama: 同上, (1990), p.667
- 10) P.Tolve, M.Gherzi and R.Capotosti: 同上, (1990), p.653
- 11) 山根浩志, 行本正雄, 三宅 苞, 小沢三千晴: 材料とプロセス, 4 (1991), p.51
- 12) 山内 隆, 森川 広, 長谷川守弘: 材料とプロセス, 4 (1991), p.55
- 13) 安中弘行, 谷口一幸, 井上 健: 材料とプロセス, 5 (1992), p.1213
- 14) K.Miyazawa and J.Szekely: Metallurgical Transaction A, 12A (1981), p.1047
- 15) K.Kawakami, I.Inagaki, S.Nishioka, H.Sato and S.Ohtsuka: Steelmaking Proceedings, vol.69 (1986), p.861
- 16) B.P.Bewlay and B.Cantor: International Journal of Rapid Solidification, (1986), p.107
- 17) J.P.Birat, P.blin, J.L.Jacquot, P.V.Riboud and B.Thomas: Proceedings of International Symposium on Casting of Near Net Shape Products, Vol.11 (1988), p.737
- 18) 小沢三千晴, 山根浩志, 三宅 苞, 行本正雄, 菅 孝宏: 川崎製鉄技報, 21 (1989), p.187
- 19) 溝口利明, 宮沢憲一, 上島良之: 鉄と鋼, 80 (1994), p.36