

論 文

UDC 621.746.047 : 621.746.393.047 : 536.421.4 : 536.2 : 539.37

連鑄鑄型内凝固におよぼす操業要因の影響

木下勝雄*・北岡英就*・江見俊彦*²

Influence of Casting Conditions on the Solidification of Steel Melt in Continuous Casting Mold

Katsuo KINOSHITA, Hidenari KITAOKA, and Toshihiko EMI

Synopsis :

Effects of high withdrawal rates, fluid mold slags, and mold taper on the occurrence of breakouts or surface cracks of the strand cast slabs have been evaluated by using an elasto-plastic stress analysis model previously developed.

The model has made it possible to predict the air-gap formation, and hence hot spot formation at the corner portion of the shell/mold boundary as well as the stress mode in the shell. Choice has been made of casting conditions which can minimize the hot spot formation and yield compressive stress in the shell.

Commercial scale casting experiments carried out on a Voest type straight mold and a Mannesmann type curved mold have confirmed that the chosen conditions are effective to prevent the breakout and crack formations of the shell.

A mechanism of the formation of longitudinal corner cracks and longitudinal facial-cracks has also been discussed.

1. 結 言

連続鑄造の生産性は、異鋼種の連続鑄造や鑄造中の幅変更による稼働率の上昇、高速鑄造により著しく向上している。

当社、千葉および水島両製鉄所には、合計5基のスラブ用連続鑄造機があるが、量産製品の高効率生産を指向しているのは、垂直鑄込み逐次曲げ多点矯正型の千葉2号機(VÖEST社製、2ストランド)および円弧鑄込み2点矯正型の水島5号機(MANNESMANN社製、2ストランド)である。これらの連鑄機では、鑄込中幅変更¹⁾²⁾および異鋼種多連鑄操業¹⁾³⁾とともに鑄造の高速化⁴⁾⁵⁾を計っているため、非定常ならびに高速操業下において、鑄片の品質と操業を安定して管理することが極めて重要になつている。

そのためには、鑄型内凝固時の鑄片の割れあるいはブレイクアウトの発生機構を明らかにし、もつて最適鑄造条件を掌握することが大切である。

筆者らは前報⁶⁾において鑄型内凝固殻の熱弾塑性応力解析プログラムを開発し、凝固殻内の温度および応力分布あるいは鑄片/鑄型間のエアギャップなどを求め、実操業時の実測値と比較し、比較的よい一致を得た。本報で

は、このプログラムを用い千葉2号機および水島5号機の鑄型内凝固におよぼす操業要因の影響を解析し、割れとブレイクアウトを低減するための適正な鑄造条件を定め、それを実機操業に適用し、鑄片の品質と操業の安定性を計つた結果をまとめた。

2. 計 算 方 法

2.1 鑄造条件

千葉2号機は垂直鑄型で高さ90cm(メニスカスから鑄型下端まで80cm)、水島5号機は湾曲鑄型で高さ70cm(同60cm)である。Table 1に解析した6つの鑄造条件を示した。条件1~3は千葉2号機、条件4~6は水島5号機を対象とした場合である。

モールドフラックスは鑄型内熱抽出に著しく影響するため鑄型銅板との間にFig. 1に示す接触熱伝達係数⁶⁾、 h_0 を有する3種のフラックスA~Cについて鑄型内凝固の差を調べた。フラックスAは高粘度($\eta_{1300^\circ\text{C}}=12.8$ poise)で、 h_0 (熱抽出量に対応する)は比較的小さい。フラックスBは低粘度($\eta_{1300^\circ\text{C}}=1.6$ poise)で、 h_0 は大きく、しかも鑄型下部で増加するという特徴を有する。一方、フラックスCはさらに低粘度($\eta_{1300^\circ\text{C}}=1.2$ poise)であるが、高速鑄造用に試作したもので、 h_0 が

昭和54年4月本会講演大会にて発表 昭和55年1月31日受付 (Received Jan. 31, 1980)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*2 川崎製鉄(株)技術研究所 理博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

Table 1. Casting conditions for straight and curved mold investigated.

Case No	Cross section (cm x cm)	Mold taper (%/m)		Mold flux brand	Withdrawal rate (m/min)	Mold height (cm)
		Wide face	Narrow face			
1*	20 x 170	0.9	1.1	"A"	1.0	90
2*	20 x 170	0.9	0.8	"A"	1.0	90
3*	20 x 170	0.9	1.1	"B"	1.0	90
4**	22 x 105	0	1.1	"C"	1.2	70
5**	22 x 105	0	1.1	"C"	1.8	70
6**	22 x 105	0.9	1.1	"C"	1.8	70

* straight mold ** curved mold

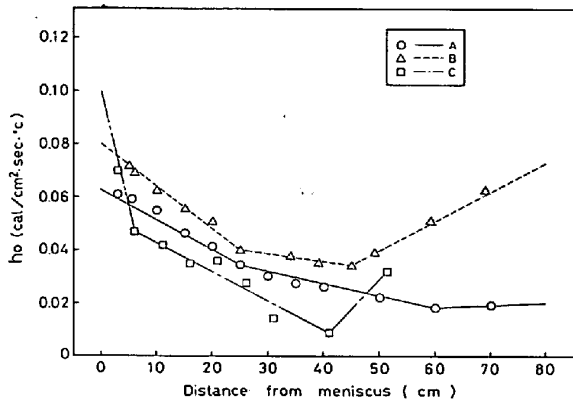


Fig. 1. Variation of coefficient of heat transfer across mold flux and mold.

小さく緩冷却型フラックスである⁷⁾。

広幅スラブについては、鋳型内凝固に及ぼす短辺テーパーの影響(条件1と2)およびモールドフラックスの熱抽出特性による影響を調べ、狭幅スラブについては、鋳型内凝固に及ぼす鋳込み速度の影響(条件4と5)および高速鋳造時の長辺テーパーの影響(条件5と6)を調べた。

2.2 解析に使用したフラックス膜厚について

溶鋼と鋳型冷却水間の総括熱伝達率, H は,

$$\frac{1}{H} = \frac{d_s}{K_s} + \frac{d_f}{K_f} + \frac{1}{h_0} + \frac{d_M}{K_M} + \frac{1}{h_w} \quad \dots (1)$$

ここで, d : 厚さ, K : 熱伝導率, h : 熱伝達率,

添字 S, f, M, W: それぞれ, 凝固殻,

フラックス, 鋳型, 冷却水を表す添字

と与えられると仮定する⁶⁾。前報(今回の条件1)および条件2, 3では, フラックスの消費量から逆算した平均流入膜厚, $d_f = 160 \mu$ を用いたが, その後, 千葉2号機の鋳型下端に設置したサンプラーから採取したフラックス膜の厚さを測定した結果⁸⁾, 平均膜厚は $\sim 200 \mu$ であることがわかった。そこで, 条件4~6では $d_f = 200 \mu$ を用いた。さらにその後, 水島5号機においてフラックスの膜厚を実測した結果⁹⁾, $\sim 300 \mu$ の平均膜厚が得られたが, フラックス膜厚が解析結果に及ぼす影響は以下の

ようになる。

(1)式の左辺は鋳型内測温⁷⁾¹⁰⁾に基づいて計算され, (1)式から求められる $1/h_0$ は Fig. 1 に示すように 14~100 ($\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}/\text{cal}$) であるのに対し, d_f/K_f は $d_f = 160 \mu$ とした場合 0.35 ($\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}/\text{cal}$), $d_f = 300 \mu$ とした場合 0.19 ($\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}/\text{cal}$) となる。したがって, 本モデルに基づく限り, d_f の値が 160μ から 300μ に変わっても鋳型内伝熱に著しい差は生じず, フラックスの特性は, 膜厚よりむしろ $1/h_0$ を介して解析結果に反映されており, また垂直あるいは湾曲による鋳型特性の影響も $1/h_0$ を介して解析結果に反映される。

3. 計算結果と考察

3.1 千葉2号機についての解析

3.1.1 凝固殻の温度および応力分布と鋳型内変形

条件1について求めた鋳型下端でのコーナーおよび長短辺中央部の凝固殻の温度と主応力分布を Fig. 2 に示す。

長辺側の温度分布はコーナーから約 10 cm を除き幅方向に均一である。長辺側はエアギャップが生じないため⁶⁾, 伝熱境界条件が幅方向に一定で, コーナー部を除く全幅方向で熱流は溶鋼から冷却水に向う一方伝熱となる。

長辺側コーナー部から短辺側にかけての温度分布は, エアギャップの影響とコーナー部から長辺および短辺への二方向伝熱のため周方向に沿って不均一となり, スラブには, コーナーから 2~4 cm 離れた短辺面とコーナーから 2~3 cm 離れた長辺面上でホットスポット⁶⁾が形成される。

長辺側の応力分布は, コーナーから 30 cm を除き, 幅方向に均一で, 表面に平行な一軸性の圧縮応力がある。コーナー近傍では主軸が長辺側の x 方向から短辺側の y 方向へ漸時変化するとともにスラブ表面付近で一部引張応力が発生する。

Fig. 3 に鋳型内の各位置における凝固殻の外表面形状を示す。メニスカスから 4 cm 下方においてスラブの表面層が全周にわたって凝固を完了すると, スラブ長辺面の冷却収縮により短辺面が幅の中心に向かって引きつけられる⁶⁾。その結果, 短辺側にエアギャップが形成され, スラブ表面は復熱する。メニスカスからの距離が大きくなると増加する静鉄圧と復熱による強度低下で短辺はバルジングする。このバルジングによりコーナー短辺は鋳型短辺に向け開こうとするが, コーナー部は比較的低温に保持され剛性が高いため, コーナーは開かず反時計回りに回転し, コーナー近傍の長辺は凹面状に変形し

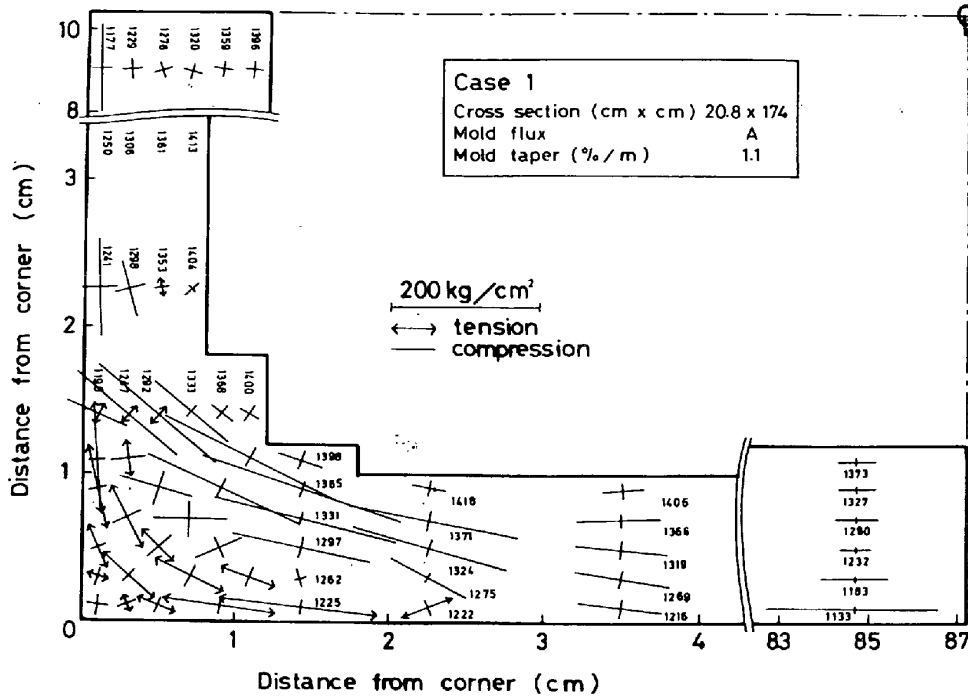


Fig. 2. Temperature and principal stress distribution in the solidifying shell at the lower end of mold.

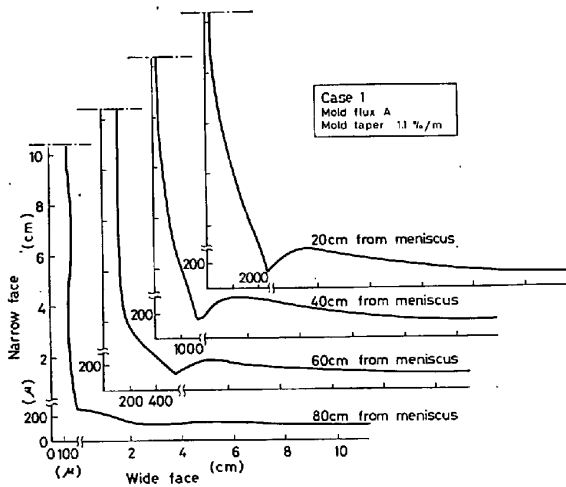


Fig. 3. Variation of peripheral shell profile in the vicinity of narrow face.

て、ここにもエアギャップが形成される。メニスカスからの距離がさらに増加すると Fig. 1 に示したように鑄型内熱抽出が低下して長辺の収縮が軽減し、短辺テーパによるスラブ幅方向への絞り込みが有効に作用して短辺および長辺側のエアギャップは軽減する。Fig. 2 において見られたコーナー表層部の引張応力は、短辺テーパによる絞り込みに際し凝固殻に働く曲げモーメントによって生じたものと考えられる。

3.1.2 短辺テーパの影響

条件 2 について、鑄型下端でのコーナーおよび長・短辺中央部凝固殻の温度と主応力分布を Fig. 4 に示す。

条件 1 と比較し短辺テーパを 1.1 から 0.8%/m に変えたただけなので、長辺の幅中央における温度分布は Fig. 2 の場合と一致する。一方、コーナー部から短辺にかけての温度は条件 1 に比較し著しく高く、特にホットスポット温度は 100°C 以上高くなる。

長辺幅中央での応力は条件 1 では表面に平行な圧縮応力であるのに対し、条件 2 では表面から 2 mm 以上の内部で引張応力となる。これはスラブの面縦割れに関係するので第 4 章で考察する。コーナー表層部の引張応力は条件 1 よりも小さくなる。

Fig. 5 に鑄型内の各位置における凝固殻の外面形状を示す。スラブ長辺の収縮量は条件 1 と等しいにもかかわらず、短辺のバルジングは短辺テーパが小さいため条件 1 より大きく、したがって、コーナー部の回転による長辺の凹面変形も大きくなる。しかも、鑄型下端においてさえ短辺テーパによるスラブ幅方向への絞り込みが十分でなく、その結果、コーナー近傍で、短辺側にはバルジングによるエアギャップが、また長辺側には凹面変形によるエアギャップがそれぞれ残留し、ホットスポット温度が高くなり、絞り込みが小さいためコーナー表層部の引張応力が小さくなると考えられる。

0.09~0.15% C のいわゆる中炭域スラブのコーナー縦割れ発生率は、Table 2 に示すように、短辺テーパが増加するほど低減する¹¹⁾。しかし、短辺テーパをあまり大きくすると鑄型の損耗が増加するほか、ブレイクア

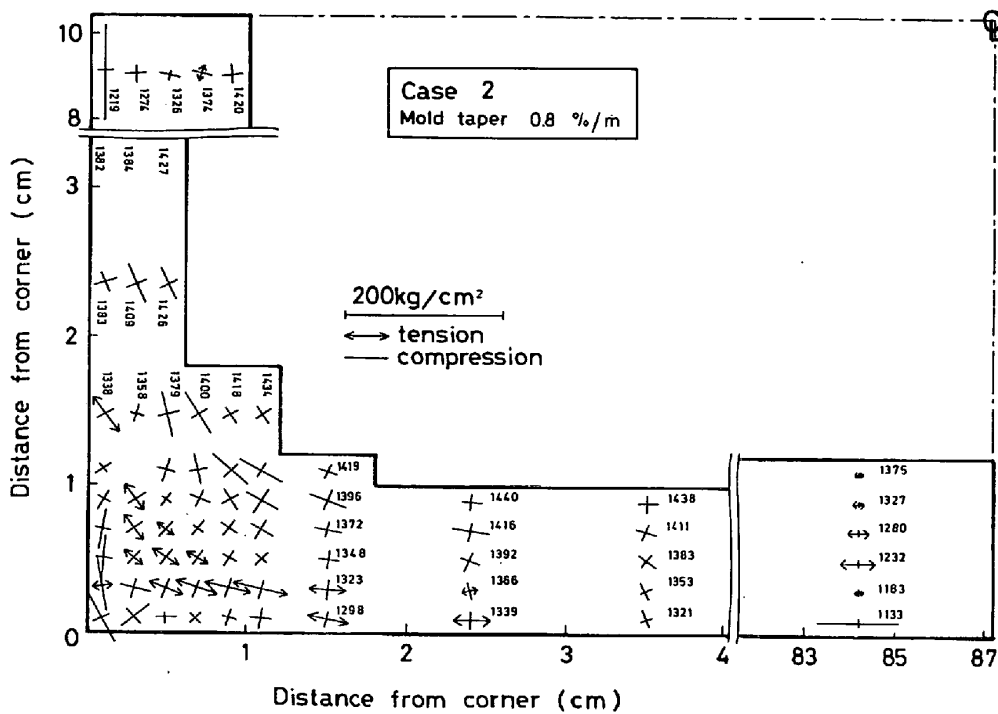


Fig. 4. Temperature and principal stress distribution in the solidifying shell at the lower end of mold.

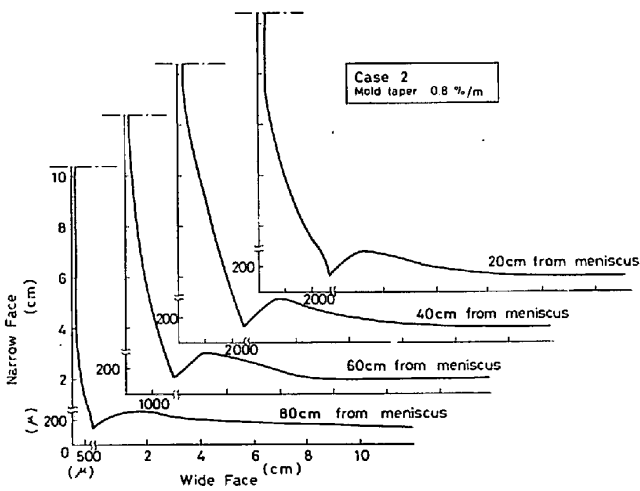


Fig. 5. Variation of peripheral shell profile in the vicinity of narrow face.

Table 2. Effect of narrow face taper on the formation of longitudinal corner cracks.

Narrow face taper, T_p (%/m)	$T_p < 1.1$	$1.1 \leq T_p < 1.2$	$1.2 \leq T_p < 1.3$	$1.3 \leq T_p$
% strand showing longitudinal corner cracks	20.3	12.5	6.1	0
(total number of strands)	(59)	(120)	(65)	(22)

ウットの発生頻度が増大する。そこで実操業は短辺テーパを 1.1%/m と設定して行っている。上述の解析結果

を Table 2 と対比すると、Case 1, Case 2 ともコーナー縦割れが発生しやすい条件と推定され、3.2.2 項に示すように、スラブ寸法、铸込速度およびモールドフラックスに対して定まる適正なテーパを設定すれば、コーナー表層部の引張応力も、ホットスポットも消滅するので、コーナー縦割れは発生しないと考えられる。1.1%/m 以下の短辺テーパで発生するコーナー縦割れは、Case 2 の解析から、残存するエアギャップによりホットスポット温度が高くなったためと推察される。

3.1.3 モールドフラックスの影響

条件 3 と条件 1 の铸型下端でのコーナーおよび長・短辺中央部凝固殻のシェル厚と温度分布を比較して Fig. 6 に示す。フラックス A および B の粘度と铸型内熱抽出量の関係は既報¹³⁾のとおりであり、Fig. 1 に示したように、条件 3 のフラックス B は条件 1 のフラックス A に比較し铸型内熱抽出量を増大させしかもその傾向は铸型下部で著しい特性をもつため、長・短辺中央部でのシェル内温度が著しく低下し、シェル厚も大きい。これに対してコーナー部温度は非常に高く、特にホットスポット温度は、長辺および短辺のそれぞれで、条件 1 の場合 1222 および 1250°C であるのに対し、条件 3 の場合 1325 および 1339°C と約 100°C 上昇する。

Fig. 7 に铸型内の各位置における凝固殻の外形状を示す。条件 1 に比較し条件 3 はフラックスによる铸型内熱抽出量が大きいので長辺シェルの成長およびシェル温

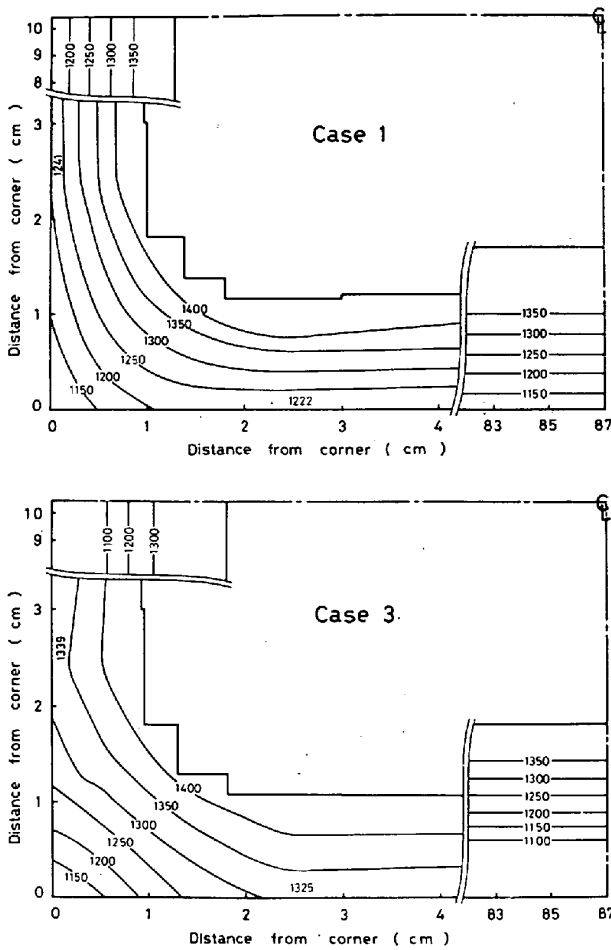


Fig. 6. Shell profile and temperature distribution in the shell at the lower end of mold.

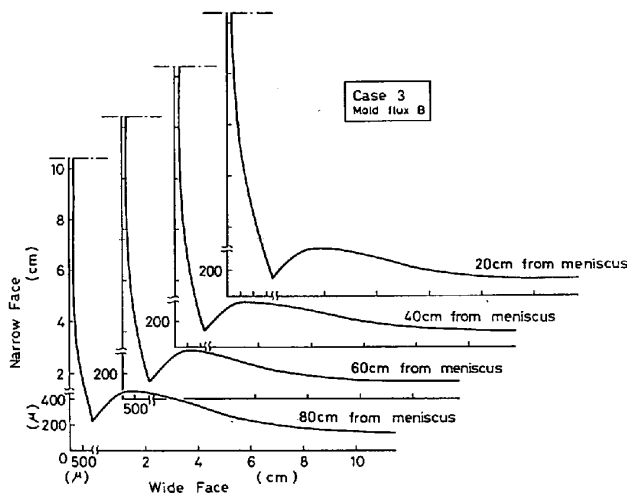


Fig. 7. Variation of peripheral shell profile in the vicinity of narrow face.

度の降下も大きく、長辺シェル冷却収縮も大きいはずであるが、鋳型上部でコーナーの短辺側ギャップは条件1より小さく、しかも短辺のバルジも小さい。この理由は、短辺側エアギャップの大きさが長辺シェルの冷

却収縮量から一義的に決まらず、短辺およびコーナー部も含めたシェル全体の構造の剛性にも依存するためと推察される。すなわち、鋳型上部で形成される短辺シェルは、条件1では柔らかくたわみやすいのに対し、条件3では硬くたわみにくいいため、短辺シェルにかかる静鉄圧は、条件1では短辺シェルのより大きなバルジと長辺シェルの幅方向へのより小さな引張力に、また、条件3では短辺シェルのより小さなバルジと長辺シェルのより大きな引張力に釣り合うと考えられる。

条件3では鋳型下方において熱抽出量が増加するため短辺テーパによる幅方向への絞り込みが長辺シェルの収縮に追従できず、前項で述べたと同じ機構により、コーナー近傍の長・短辺上にエアギャップが生じ、ホットスポット温度が高くなつてコーナー縦割れの発生が増加すると推察される。

橋ら¹²⁾は粘度の異なる二種のフラックスにつきコーナー縦割れの発生率を比較し、低粘度フラックスの割れ発生指数が0.02に対し、高粘度フラックスのそれは3.0で著しく高いことを明らかにしている。フラックス粘度と鋳型内熱抽出量の関係¹³⁾で述べられているように、彼らの高粘度フラックスは低粘度フラックスより熱抽出量が大きく、ゆえに、コーナー縦割れが増加したと考えられる。

HOLDEN ら¹⁴⁾はピレット連铸の鋳型内冷却水を950から1500 l/minの間で変えても鋳型内熱抽出量に変化しないことを示した。しかし、スラブ連铸の場合は、本解析結果より、フラックスの熱抽出特性によりシェルの成長と変形が影響を受け、エアギャップの形成を介してホットスポット温度が著しく変化するので、高速鋳造は熱抽出量が小さく、かつ鋳型高さ方向で均一な熱抽出となる緩冷却型のフラックスを用い、コーナー縦割れやひいてはブレイクアウトを防止することが重要と考えられる。

3.2 水島5号機についての解析

水島5号機は曲率半径12mの湾曲鋳型を用いるが、本解析は2次元解析のため湾曲の影響は無視する。解析する鋳型高さに対し曲率半径が十分大きいので、この近似は許容しうるものと考えられる。

3.2.1 鋳込速度の影響

鋳込速度1.2 m/minの条件4および1.8 m/minの条件5について、鋳型下端でのコーナーおよび長・短辺中央部凝固殻の厚さと温度分布を Fig. 8 に示す。シェル厚は全般的に千葉2号機の場合より小さい。これは鋳型高さが70 cmで千葉2号機の90 cmより短いためである。

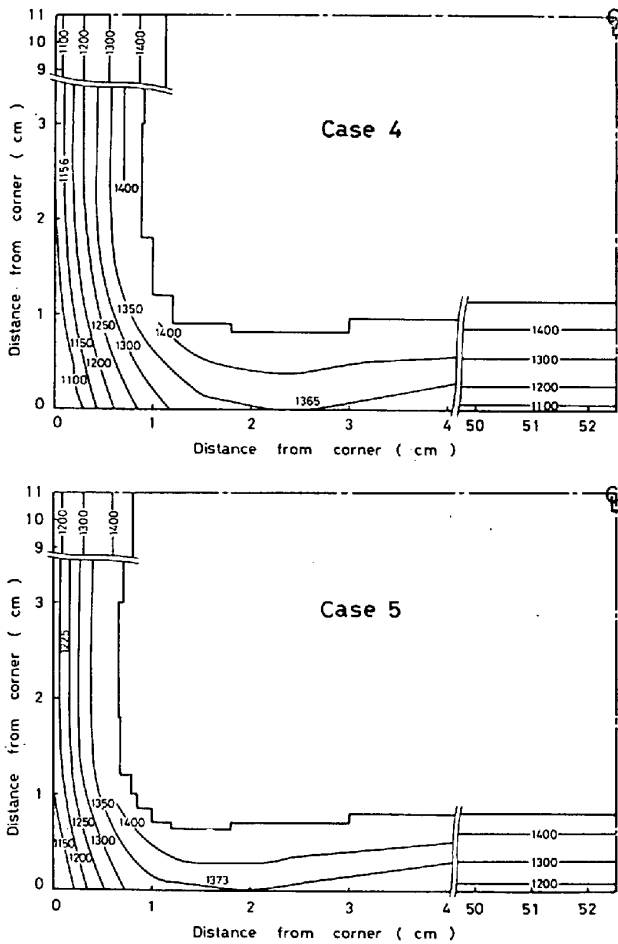


Fig. 8. Shell profile and temperature distribution in the shell at the lower end of mold.

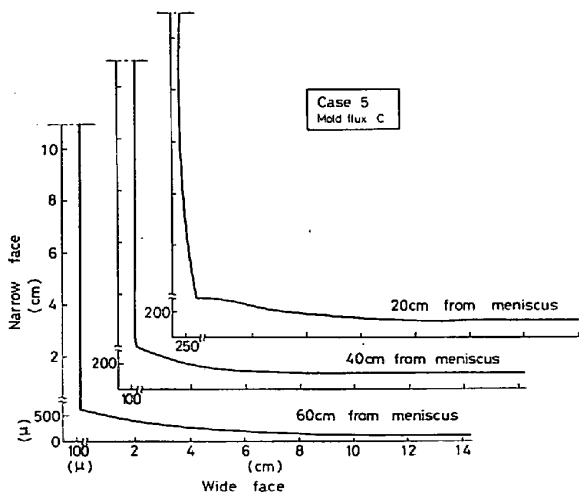


Fig. 9. Variation of peripheral shell profile in the vicinity of narrow face.

鑄込速度が 1.2 m/min においてもホットスポットが発生し、特に長辺上のホットスポット温度は 1365°C と高い。鑄込速度が 1.8 m/min に増加するとシェル厚が減少し、シェル内温度が高くなり、ホットスポット温度も 1373°C へと増加する。鑄込速度を増加するとシ

ェル厚が減少し、シェル内温度が上昇するので割れやブレイクアウトを発生しやすくなると考えられるが、Fig. 8 から、通常の工程鑄込み速度より低目の 1.2 m/min においても、1365°C と非常に高いホットスポット温度となるので割れやブレイクアウトの発生に対し不利である。次項においてこの点を検討する。

3.2.2 長辺テーパの影響

条件 5 について鑄型の各位置における凝固殻の外表面形状を Fig. 9 に示す。メニスカスから 20 cm 下方では、長辺の収縮に伴う短辺のバルジングが認められるが、40 cm 以下の位置では短辺テーパによるスラブ幅方向の絞り込みによつて短辺のバルジングは抑止され、鑄片短辺は全厚にわたつてフラックス固相厚を介して鑄型と密着している。その結果、鑄型下方においては、短辺の収縮によりコーナー近傍の長辺面がスラブ厚中心に向かつて引きつけられエアギャップが形成される。これが Fig. 8 に示した長辺側の著しく高いホットスポット温度の発生機構と考えられる。

湾曲鑄型に長辺テーパを付けるのは機械切削が複雑なので、実操業は通常長辺テーパを付けずに行っている。しかし、長辺テーパを付けないと、非常に高温のホットスポットが発生することが本解析結果からわかつた。そこで、条件 5 の 1.8 m/min の鑄込み速度において他の鑄造条件は一定にして長辺テーパのみを 0.9% /m とした場合の解析を条件 6 として行つた。

Fig. 10 に条件 6 について求めた鑄型下端でのコーナーおよび長・短辺中央部凝固殻の温度と主応力分布を示す。長・短辺中央部のシェル厚および温度分布は条件 5 の場合と一致する。しかし、コーナー近傍の長辺ではシェル厚が増加し、長辺幅中央のシェル厚に等しく、いわゆるコーナー近傍の凝固遅れが解消する。また条件 5 のホットスポット相当位置のスラブ表面温度が約 200°C 低下し、長辺コーナー部のスラブ表面温度は幅中央からコーナーに向かい一様に降下する分布となり、ホットスポットが消滅する。一方、短辺コーナー部については条件 5 の場合とあまり変わらない。

応力分布は Fig. 10 から明らかなようにシェル全断面内で圧縮応力のみとなり、条件 5 で認められたコーナー近傍の短辺表面に発生する表面に平行な引張応力(図は省略)は条件 6 では消滅する。

以上の結果から、湾曲鑄型についても長辺テーパを付けてスラブ厚さ方向への絞り込みを行うことが長辺コーナー部の冷却を効果的に行うことになり、殊にコーナー縦割れを低減するうえで有効であると結論される。

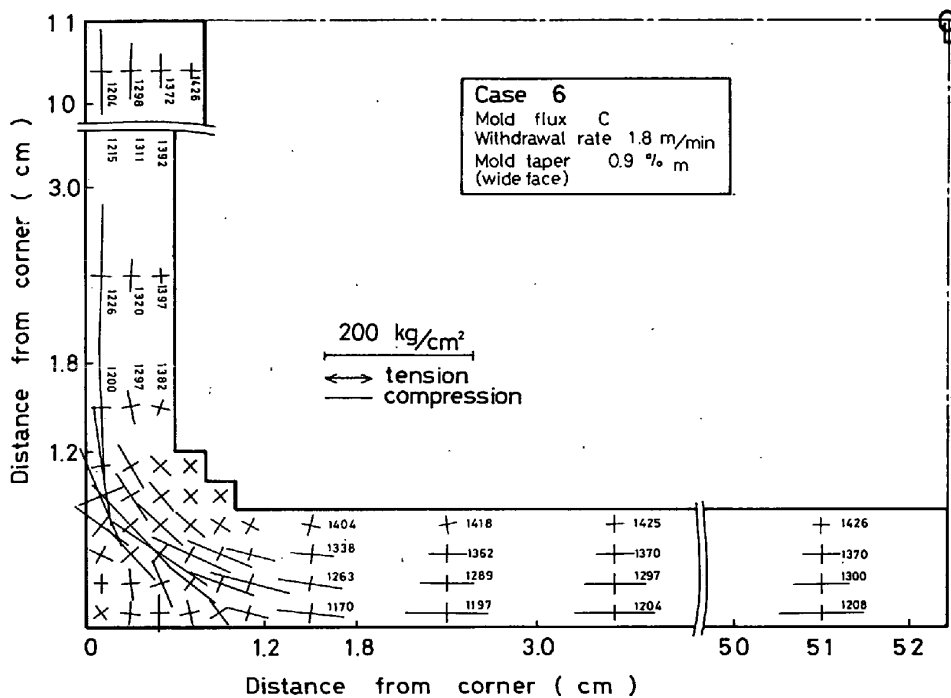


Fig. 10. Temperature and principal stress distribution in the solidifying shell at the lower end of mold.

4. 解析結果の実機操業による検証

前章において得られた解析結果から予見される操業要因の効果を検証するため、千葉2号機および水島5号機において実機試験を行った。

4.1 铸片/铸型間のギャップ幅ないしはフラックス膜厚について

実機の铸型内で铸片と铸型間にどれほどの間隙があり、その間隙はどの程度フラックスにより充填されているか明らかでない。エアギャップもフラックス膜も、オシレーションマークの谷と平滑面とでは著しく異なるはずであるが、本稿の応力の境界条件の下ではいずれも平滑面での値を評価すべきと考えられる。

武ら⁹⁾は铸型下端とフットシューとの間隙からスラッジポンプを用いて铸型から排出されるフラックス膜を採取し、Table 3に示す膜厚分布を得た。長辺幅方向の平均膜厚は300μ以上あり、フラックス消費量から計算で求めた平均膜厚の約2倍である。また、長辺中央から1/4幅にかけての膜厚と比較しコーナー部膜厚は大きく約430μある。

一方エアギャップの铸型内あるいは铸型直下での測定も試みられてはいるが信頼に足る数値は得られていない。

GRILLら¹⁰⁾の解析結果ではエアギャップは最大470μであるが、彼らの解析は、前報⁹⁾で指摘したように、任

Table 3. Distribution of flux film thickness in continuous casting mold (1.4m/min).

Film thickness	Areal percentage of film		
	Center	1/4 thickness	Corner
~0.29	67.2 (%)	71.3 (%)	18.8 (%)
0.30~0.49	22.9	22.5	52.7
0.50~0.69	4.2	3.2	22.2
0.70	5.7	3.0	6.3
Mean value (mm)	0.309	0.275	0.435
	0.324		

意の時間きざみを用い時間きざみの初期における応力と歪みの完全緩和を仮定しているため、実際にエアギャップの最大値はさらに大きくなる可能性はある。また、FREDRIKSSONら¹⁶⁾は伝熱解析からエアギャップの最大値は200μ以上であると報告している。

以上述べた点から本解析で得られた最大2mmに及ぶ铸片と铸型との間隙の存在は検証できず、これを検証するため、現在実機試験を継続している。

4.2 短辺テーパによるスラブ面縦割れの低減

スラブの面縦割れは長辺中央を中心に幅方向に約2/3幅の範囲に発生する。この部分は、3.1.1項に述べたように幅方向に均一な応力分布となる領域に相当する。

Fig. 11に条件1および2について、長辺中央部での

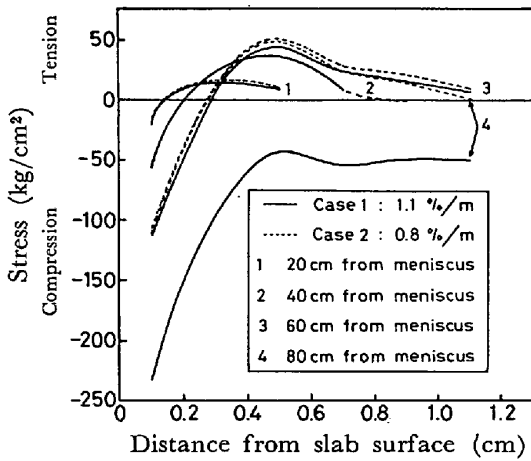


Fig. 11. Variation of stress distribution in the solidifying shell at the center of wide face.

スラブ表面に平行な応力の凝固厚方向の分布を示す。本解析法は破壊を考慮していないので割れの発生を直接論及できない。そこで応力分布から割れ発生の可能性を考察する。

Fig. 11 からスラブ表面は鋳型の全高さにわたり圧縮状態にある。しかし、表面から2mm以上離れた内部には引張応力が作用しており、この位置が凝固前面に近く、融点近傍の延性-脆性遷移温度以上になつている領域では表皮下割れが発生することがあると考えられる¹⁷⁾。表皮下割れによりシェル内部で分離が生ずれば、シェル内部が負担していた引張応力は表層部が負担することになり、表層部は圧縮状態から引張状態に変化すると予想される。なぜなら、Fig. 11 でたとえば条件2のNo. 3 (メニスカスから60cm) につきシェル全厚にわたる要素の応力を合計すると引張応力になるためである。しかるに鋳型の上部においてはスラブ表層は前報⁶⁾のFig. 12 に示したように1200°C以上あり、安定オーステナイトでの脆化域¹⁷⁾¹⁸⁾より高温になつており延性があるので塑性変形する。表皮下割れでシェル内部が分離しつつ表層部が塑性変形して伸びれば、表面は内側に向かつてくびれディプレッションを生ずるが、割れは表面まで開口せず縦割れとはならない。さらに鋳型下部で、同じく前報⁶⁾のFig. 12 から、スラブ表面温度が低下し、1200°C以下の脆化域に入つてはじめて割れは表面に開口し面縦割れになると考えられる¹⁷⁾。以上の面縦割れの発生機構において、スラグストリークや局所的なエアギャップの発生があるとスラブ表面はホットスポットとなり延性-脆性遷移温度以上となる領域がスラブ表面に向かつて拡大するので、表皮下割れを助長することも考えられる。

Fig. 11 で、条件1と2を比較すると、条件1の場合

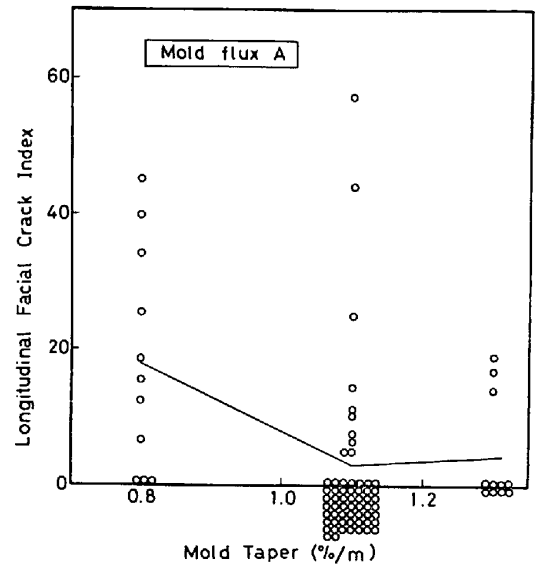


Fig. 12. Longitudinal facial crack index as a function of mold taper on narrow face.

は、鋳型下端において、鋳型短辺テーパが適正で、シェル短辺に負荷される静鉄圧を鋳型が支えるため長辺は全厚にわたつて圧縮状態になり、それまで成長してきた表皮下割れは修復されて面縦割れは防止されると考えられる。

一方、条件2の場合は、短辺テーパが不適正で、鋳型下端において、長辺シェル内部には引張応力が作用しており、スラブ表層温度もFig. 4に示したように1133°Cで、脆化域に入るため、それまで成長してきた表皮下割れは表面まで開口して面縦割れが発生すると考えられる。すなわち、わずかの短辺テーパの違いにより、スラブ内の応力分布に及ぼす影響が異なり、その結果面縦割れの発生率に著しく影響すると推察される。

以上の考察に基づき、千葉2号機において、Al-Siキルド厚板用鋼について短辺テーパを変えて面縦割れの発生率を調べた。Fig. 12に短辺テーパに対して面縦割れの発生指数を示す。条件2に相当する0.8%/mの短辺テーパの場合に比較し、条件1に相当する1.1%/mの短辺テーパの場合は面縦割れの発生率が約1/6に激減し、本節での解析結果を実証することができる。

4-3 浸漬ノズルの変更によるブレイクアウトの低減

千葉2号機では拘束性ブレイクアウト¹⁹⁾のほかにはコーナー縦割れに起因するブレイクアウトが発生することがあり、その防止策が種々検討されていた。浸漬ノズルには、介在物が鋳型内容鋼中に侵入しシェル内面に捕捉されるのを軽減するため、逆Y15°を用いていた。本解析による短辺でのエアギャップ形成領域とノズル吐出口からの注人流噴流の幾何学的位置関係を比較するとFig.

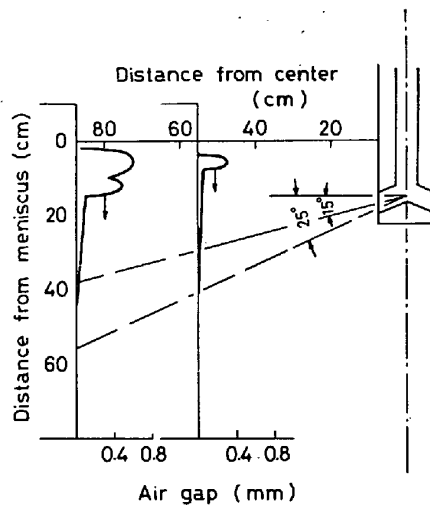


Fig. 13. Schematic view showing the relation between the location of air gap and stream injecting from submerged entry tube.

13 のようになる。すなわち、吐出口からの噴流が直進するならば、メニスカス下 40 cm で注入流は短辺シェルに衝突する。この場合、短辺シェル外面にエアギャップが存在するため注入流によるシェルの再溶解が促進される。同時に、コーナー部では、Fig. 3 に示したように、1 mm 以上のエアギャップがあり短辺はバルジングしているが、注入流による動圧はこのバルジングをさらに助長すると考えられる。メニスカス下 40 cm の断面ではコーナーから 1.2 cm 以内の長辺シェルには表面から 3 mm の位置で引張応力が生じており（図は省略）、この引張応力は注入流の動圧でさらに大きくなり表皮下割れを生じ、先に述べた面縦割れと同様の機構から、コーナー縦割れにまで進展すると推察される。

上田⁹⁾は、この際逆 Y 25° ノズルを用いるならば上述の問題は解消すると指摘した。すなわち、Fig. 13 に示したように注入流の衝突位置は短辺中央でのエアギャップが消滅するメニスカス下 60 cm の位置に移動して再溶解が軽減される。また、Fig. 3 から明らかなように、短辺シェルはコーナーから 2 cm を除きフラックス固相膜を介して鑄型に密着しているので、注入流の動圧によりバルジングが促進されることもないと推察した。そこで、2号機において 40 キロ級厚鋼板用鋼の鑄造を逆 Y 25° ノズルに変え、約 2 ヶ月の操業を行い Table 4 の結果を得た⁹⁾。すなわち、逆 Y 25° ノズルの採用によりコーナー縦割れ起因のブレイクアウトを低減することができた。

4.4 湾曲鑄型へ長辺テーパの導入によるコーナー縦割れの低減

すでに 3.2.2 項で述べたように、長辺テーパが零だ

Table 4. Effect of deflection angle of bifurcated submerged entry tube on the occurrence of breakout resulting from longitudinal corner cracks.

Type of tube	Occurrence of breakout (times/month)
15° downward tube	2
25° downward tube	0

Table 5. Effect of wide face taper on the formation of longitudinal corner cracks.

Wide face taper (%/m)	0	0.9
Total number of slabs	332	248
Number of slabs with cracks	44	13
% slabs with cracks	13.3	5.2

と鑄込み速度を比較的小さくしても長辺コーナー部のホットスポット温度は高くなり、コーナー縦割れが生じやすい。しかし、長辺テーパを 0.9%/m にするとコーナー部の冷却効果が改善されるため、鑄込み速度を大きくしてもホットスポット温度は高くない。

実操業では組み立て鑄型の長辺を構成する銅板を厚さの異なるスラブを鑄込む鑄型に転用することがある。湾曲鑄型には長辺テーパをつけないのが普通であるから、長辺銅板の湾曲度が厚いスラブに合せてあれば、薄いスラブに転用する場合には鑄型の下半分は下広となり負のテーパが生じる。これは上述の理由によりホットスポットに起因する割れを発生させやすく、好ましくない。長辺に正のテーパをつければ、このような不都合が防げるはずである。そこで水島 5 号機において長辺テーパが 0.9%/m となるような鑄型短辺を製作し、熱延コイル用スラブの生産に試用した。鑄造されたスラブのコーナー縦割れを調べ、工程鑄型（テーパ零）使用スラブと比較した結果を Table 5 に示す。長辺テーパ 0.9%/m の導入により、コーナー縦割れの発生率を従来の 13.3% に対し、5.2% へと著しく軽減することができた。

5. 結 言

千葉 2 号機および水島 5 号機での高速鑄造において、操業の安定と鑄片表面品質向上を計るための鑄造条件を確立するため、先に開発した熱弾塑性応力解析プログラムを用いて、鑄型内凝固に及ぼす鑄造条件の影響を解析した。得られた結果は以下のとおりである。

1) 鑄型内に発生するエアギャップは長辺面の冷却収

縮, 短辺面のバルジングおよび回転モーメントによるコーナー部近傍の変形の相乗により, コーナー近傍の長・短辺上に発生する. エアギャップの形成により, ホットスポットおよび凝固遅れが生じるとともに, エアギャップの形成, 消滅の過程でコーナー近傍のシェル内に引張応力が発生する. これらは, スラブにコーナー縦割れやブレイクアウトを発生させしやすしい.

2) コーナー縦割れとこれに伴うブレイクアウトを防止するには, スラブ寸法, 鋼種, 鑄造速度等の鑄造条件に対して決まる適正な短辺テーパとモールドフラックスを選定し, コーナー近傍のエアギャップを軽減することが重要である. その際, フラックスの特性は, スラブからの熱抽出量を低く, かつ鑄型高さ方向に比較的均一にするのが好ましい.

3) 面縦割れは, スラブ短辺に負荷される静鉄圧により誘起される長辺シェル内部の引張応力で表皮下割れが生じ, この結果スラブ表層部にも引張応力が作用するために起こる. この際, スラブ表層部が鑄型下方で 1200°C 以下の脆化域に入つて初めて表皮下割れが表面に開口して面縦割れとなる. 面縦割れを防止するには, 鑄型下方で短辺に負荷される静鉄圧を鑄型短辺で支え長辺シェル内に引張応力が生じないように短辺テーパを設定する必要がある.

4) 浸漬ノズルの注入流が鑄型内のエアギャップ形成域に衝突するとコーナー縦割れおよびこれに伴うブレイクアウトを助長する. 浸漬ノズルの吐出口角度を調整し, 注入流のエアギャップ形成域への衝突を防ぐとブレイクアウトの軽減が可能となつた.

5) 湾曲鑄型で長辺テーパが零の場合, 長辺コーナー部ホットスポット温度が著しく上昇しコーナー縦割れが増加する. 湾曲鑄型に 0.9%/m の長辺テーパをつけるとコーナー縦割れを軽減することができた.

最後に, 解析に協力いただいた当社千葉製鉄所システム部高橋いずみ, ならびに解析結果の実機における検証および討論に協力いただいた同製鋼部上田典弘, 反町健

一, 水島製鉄所製鋼部鈴木康治, 武英雄の諸氏に感謝します.

文 献

- 1) 大森 尚, 大西正之, 前田瑞夫, 大図秀志: 鉄と鋼, 64 (1978) 11, S616
- 2) 福島克治, 上田典弘, 越川隆雄: 同上, S618
- 3) 福島克治, 上田典弘, 越川隆雄: 同上, S617
- 4) 児玉正範, 小島信司, 中井一吉, 反町健一, 今井卓雄, 垣生泰弘, 野崎 努: 鉄と鋼, 64(1978)8, A123
- 5) 反町健一, 上田典弘, 越川隆雄, 垣生泰弘, 糸山誓司: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S118
- 6) 木下勝雄, 江見俊彦, 笠井 学: 鉄と鋼, 65 (1979) 14, p. 2022
- 7) 川鉄技研: 第 74 回製鋼部会資料
- 8) 上田典弘: 私信
- 9) 武 英雄, 中井一吉, 前田瑞夫, 江本寛治: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S140
- 10) 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 木下勝雄, 戸村寿孝, 上田典弘, 今井卓雄: 鉄と鋼, 62 (1976) 11, S506
- 11) 鈴木康治: 私信
- 12) 橋 林三, 児玉正範, 江本寛治, 大西正之: 鉄と鋼, 64 (1976) 4, S90
- 13) T. EMI, H. NAKATO, Y. IIDA, K. EMOTO, R. TACHIBANA, T. IMAI, and H. BADA: Proc. 61st NOH-BOS Conference, Chicago (1978), p. 350
- 14) C. HOLDEN, J. W. MENTER, and D. VINGENT: JISI 204 (1966), p. 887
- 15) A. GRILL, K. SORIMACHI, and J. K. BRIMACOMBE: Met. Trans., 7B (1976) p. 177
- 16) H. FREDRIKSSON, and M. THEGERSTROM: Scand. J. Metallurgy, 8 (1979) 5, p. 232
- 17) J. K. BRIMACOMBE, F. WEINBERG, and E. B. HAWBOLT: Met. Trans., 10B (1979), p. 279
- 18) 鈴木洋夫, 西村 哲, 山口重裕: 鉄と鋼, 65 (1979) 14, p. 2038
- 19) 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) 4, S166, 167