

# 凝固末期面圧下による連鑄鑄片のセミマクロ偏析の改善

瀬々 昌文\*・三隅 秀幸\*<sup>2</sup>・長田 修次\*<sup>3</sup>・溝口 庄三\*<sup>4</sup>・白井 登喜也\*<sup>5</sup>・常岡 聡\*<sup>6</sup>

Improvement of Semi-macro Segregation in Continuously Cast Slabs by Controlled Plane Reduction

Masafumi ZEZE, Hideyuki MISUMI, Shūji NAGATA, Shozo MIZOGUCHI, Tokinari SHIRAI and Akira TSUNEOKA

**Synopsis :** To improve center segregation in continuously cast slabs, a new technology, named 'controlled plane reduction', was developed. By this technology, the movement of molten steel in the final stage of solidification was restrained by both the support and the reduction of unsolidified slabs with two walking-bar blocks to prevent bulging and compensate for the solidification shrinkage. As a result, it was found that the center segregation in continuously cast slabs can be improved by the controlled plane reduction to a level comparable to that of interdendritic microsegregation. To thoroughly alleviate the center segregation by the controlled plane reduction, it is important to apply an optimum reduction taper to the unsolidified slab and to minimize the reduction taper difference between the two walking-bar blocks. The resulting optimum reduction taper by the controlled plane reduction experiments agreed with that estimated by a theoretical study based on the analysis of a molten steel flow.

**Key words:** continuous casting; center segregation; solidification; soft-reduction; bulging; solidification shrinkage; molten steel flow.

## 1. 緒言

鋼材の使用環境の過酷化にともない、大入熱溶接低温用鋼の継手靱性やラインパイプ用鋼の耐サワーガス特性などの品質保証レベルが厳格化されてきた<sup>1)</sup>。このような要求に応え、かつ、均熱拡散処理の省略により生産性の向上、製造費の低減を図るためには、連鑄鑄片の中心偏析の大幅な改善が課題となっていた。

従来、連鑄鑄片の中心偏析対策としては、①低S化、低P化による偏析元素濃度の低減<sup>2,3)</sup>、②電磁攪拌、低温鑄造による凝固組織の等軸晶化<sup>4-6)</sup>、③ロールピッチの短縮、二次冷却の強化、低速鑄造によるバルジングの低減<sup>7-11)</sup>などが試みられてきた。しかしながら、これらの対策は連鑄鑄片の厚み中心部のバンド状の偏析いわゆるマクロ偏析には有効であったが、マクロ偏析を構成する個々のスポット状の偏析いわゆるセミマクロ偏析については必ずしも十分な対策ではなかった<sup>1)</sup>。

連鑄鑄片のマクロ、セミマクロ偏析は、最終凝固域での鑄片のバルジングや凝固収縮により生ずる溶鋼のマクロ的な流動に起因すると考えられている<sup>12,13)</sup>。従来、このような溶鋼流動を防止し偏析を改善する方法として、ロール軽圧下法<sup>14-17)</sup>が試みられてきた。しかし、ロール軽圧下法は、

ロール直下の鑄片が局部的に圧下されやすく、かつ、原理的にロール間バルジングが避けられない等の理由で、偏析のばらつきを最小限に抑えることは困難であった。

そこで、面部材（ウォーキングバー・ブロック）で鑄片を支持することでバルジングを事実上完全に防止し、かつ、同時に鑄片を勾配圧下することで凝固収縮を連続的に補償する方法（面圧下法）<sup>18-20)</sup>が提案された。本論文は、実際の連鑄機に面圧下装置を取付け鑄造試験を行い、面圧下による偏析改善効果ならびに偏析に及ぼす圧下条件の影響について検討を加えたものである。

## 2. 面圧下法の原理的特徴

面圧下法とロール圧下法で連続鑄造スラブを軽圧下した時の挙動をFig. 1に模式的に対比して示す。両者の間には、軽圧下時の偏析改善に及ぼす諸要因の影響として以下に述べるような原理的な差異がある。

### (1) 鑄片圧下の連続性

ロール軽圧下法では、鑄片は複数のロール位置で断続的に圧下されるため、ロール直下では過圧下傾向となり局所的な溶鋼流動が生じやすい。一方、面圧下法は、鑄造方向に一定の勾配を付けた面部材により鑄片を半連続的に圧下

平成12年8月7日受付 平成12年11月28日受理 (Received on Aug. 7, 2000; Accepted on Nov. 28, 2000)

\* 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 八幡技術研究部) (Technical Development Bureau, now Yawata R & D Lab., Nippon Steel Corp., 1-1 Tobihata-cho Tobata-ku Kitakyushu 804-8501)

\* 2 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: (株) SBCテクノ九州) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now SBC Techno Research Kyushu Co.)

\* 3 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 新居浜工業高等専門学校) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Niihama National College of Technology)

\* 4 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 東北大学素材工学研究所) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Institute for Advanced Materials Processing, Tohoku University)

\* 5 新日本製鐵 (株) 大分製鐵所 (現: 広畑製鐵所) (Oita Works, now Hirohata Works, Nippon Steel Corp.)

\* 6 新日本製鐵 (株) 大分製鐵所 (Oita Works, Nippon Steel Corp.)

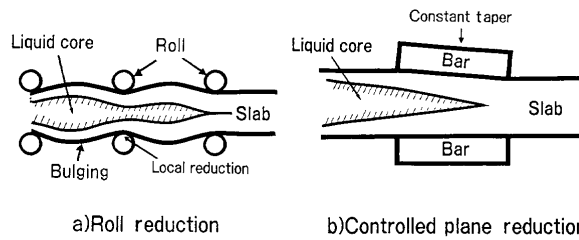


Fig. 1. Difference between controlled plane reduction and roll reduction.

するため、局所的な過圧下は起こりにくく圧下の効果がより安定すると考えられる。

### (2) 鋳片バルジングの影響

ロール間バルジングは、鋳造方向の溶鋼流動を引き起こし、凝固収縮との相乗作用により不純溶鋼の凝固末端への集積を誘発する<sup>12,21,22)</sup>。ロール軽圧下法の場合、小径ロールを用いたロールピッチの短縮、鋳片の強冷却によるシェル剛性の強化等のバルジング低減対策を施しても、ロール間バルジングの影響を原理的に避けることは困難である。これに対して、面圧下法の場合、圧下ゾーンの鋳造方向全体を面部材で支持しているためバルジング量は極めて小さく、中心偏析への影響は基本的には無視できる。

### (3) クレーターエンド変動の影響

ロール軽圧下法の場合、クレーターエンドがロール間にあるとクレーターエンドでの凝固収縮補償が不十分となる。一方、面圧下法の場合には、クレーターエンドが圧下ゾーン内にある限り、クレーターエンドは常に一定の勾配で圧下され安定した凝固収縮補償がなされる。すなわち、面圧下法はクレーターエンドが鋳造中に多少変動してもその影響を受けにくい。

## 3. 試験方法

### 3.1 試験装置の概要

偏析厳格材についても通常材と同等の鋳造速度で鋳造し生産性を確保するため、Fig. 2に示すような新日本製鐵(株)大分製鐵所の5号連鋳機の本スラスから34.0~36.5mの機端直前に面圧下設備を設置した。面圧下設備の概観をFig. 3および主仕様をTable 1に示す。圧下用の面部材は2組のウォーキングバー・ブロックで構成され、圧下長さは2500mm、2組のバーを合わせた総圧下幅は1560mmである。鋳片を圧下する際のバーの動作は、Fig. 4に示すように、①鋳片挟持(Holding)→②圧下+前進(Reduction)→③鋳片解放(Release)→④後退(Return)の4工程を1サイクル(約5s周期)とし、2組のバーで交互にこれらの動作を繰り返す。このとき、②圧下+前進時に鋳片と同期して移動する距離は100mmである。また、③鋳片解放、④後退時にバー間で生じるバルジングの極小化を目的として、2組のバーの鋳片支持区間をオーバーラップさせ、少なくとも1

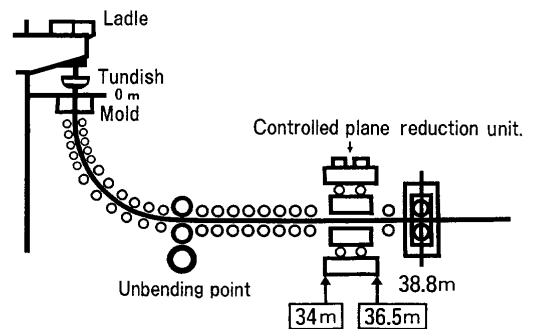


Fig. 2. Location of controlled plane reduction unit installed on No.5 CC at Oita Works, Nippon Steel Co.

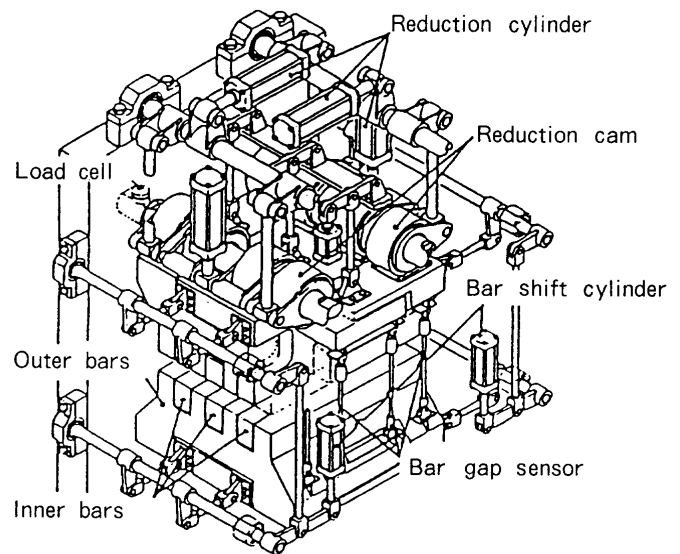


Fig. 3. Schematic illustration of controlled plane reduction unit.

Table 1. Specification of controlled plane reduction unit.

Reduction method	: Hydraulic reduction
Control method	: Hydraulic servomechanism
Number of bars	: 7 (3 inner bars and 4 outer bars)
Reduction length	: 2,500mm
Casting speed	: max. 1.5m/min

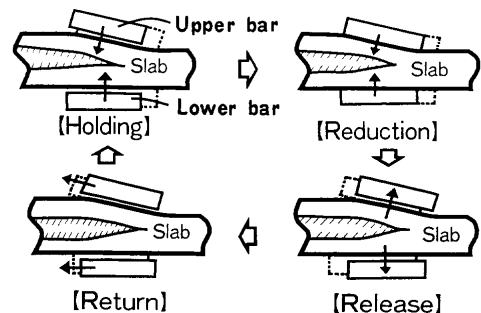


Fig. 4. Cyclic motions of walking-bar blocks.

組のバーは常に鋳片を支持するようにした。上下のバーのうち、実際に鋳片を圧下するのは上側のバーであり、下側のバーは鋳片の搬送パスラインを保持する。

鋳造中の圧下量は、圧延機のロール間隔制御に利用され

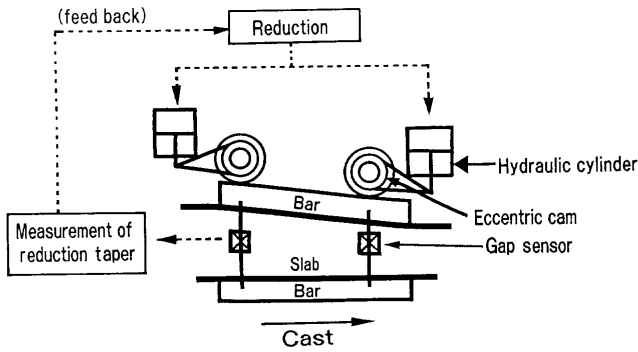


Fig. 5. Schematic diagrams illustrating how to control the reduction taper.

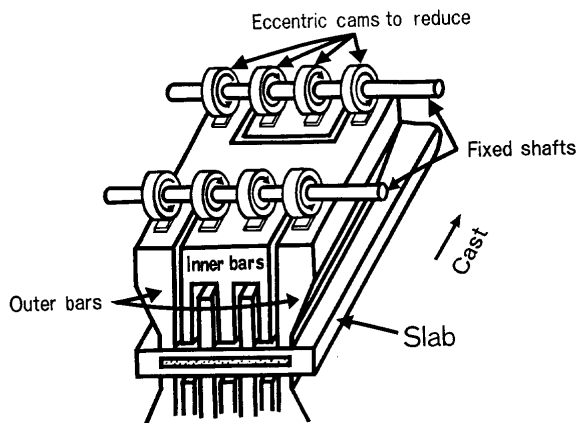
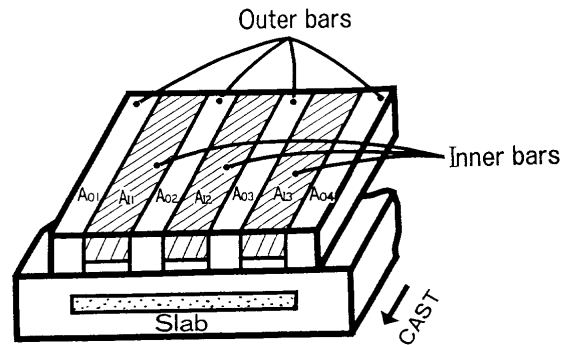


Fig. 6. Schematic illustration of eccentric cams arrangement.

ている AGC (Automatic Gauge Control) の概念を導入し、オンライン制御できるようにした。Fig. 5 に圧下量の制御フローを示すが、鑄造中の鑄片圧下勾配は上下のバーブロック間に取り付けられたバー間隔測定計により計測され、その結果を油圧サーボにフィードバックすることで目標圧下量に制御される。また、油圧装置により供給される圧下力は偏芯カムを介してバーブロックに伝達されるが、2組のバーブロックに対する偏芯カム軸が異なるとたわみ量の差による2組のバー間の圧下勾配差が生じる。そこで、偏芯カムを Fig. 6 に示すように同軸上に配置し、かつ、2組のバーの鑄片接触面積を Fig. 7 に示すように等しくすることで各々の面圧の差を極小化し、2組のバーの力学的圧下条件がほぼ同等になるようにした。具体的には、内バーの幅は 260 mm、外バーの幅は 195 mm である。これらの設備の特徴を付与した結果、鑄片圧下勾配を目標に対して 0.05 mm/m 以下、2組のバーの圧下勾配の差も 0.05 mm/m 以下の精度で制御することが可能となった。

### 3.2 試験条件および鑄片調査方法

C 濃度 = 0.057 ~ 0.104 mass%, Mn 濃度 = 1.00 ~ 1.08 mass%, P 濃度 = 0.004 ~ 0.008 mass% の大入熱溶接低温用鋼や耐サワーラインパイプ用鋼を Table 2 に示した試験条件で鑄造し偏析調査に供した。鑄造後のスラブについては、Fig. 8 に示す要領で7本のバーに相当する位置から 2000 mm 長の



$$\Sigma A_{oi} = \Sigma A_{ii}$$

Fig. 7. Schematic illustration of equal reduction area between two bar blocks.

Table 2. Experimental conditions.

Slab size	: 280mm <sup>h</sup> × 1800~1950mm <sup>w</sup>
Casting speed	: 1.19~1.26m/min
Spray intensity	: 0.7~1.0g/kg
Super heat in tundish	: 10~34°C
Crater end (fs=0.8)	: 34.5~36.5m from meniscus
Reduction taper	: max. 1.25mm/m
Reduction unbalance	: max. 0.24mm/m

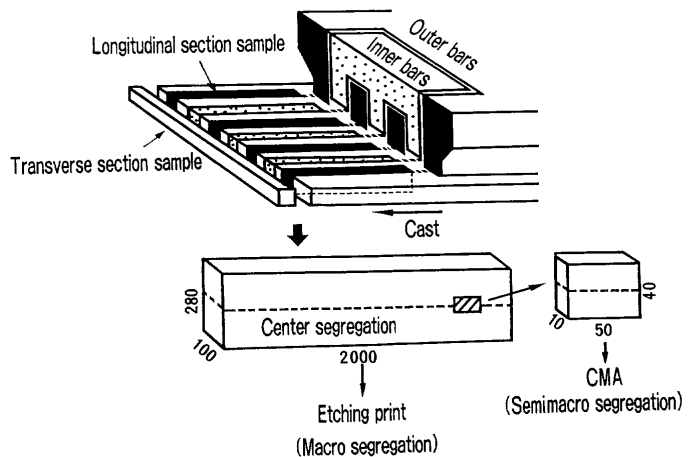


Fig. 8. Sampling for segregation inspection.

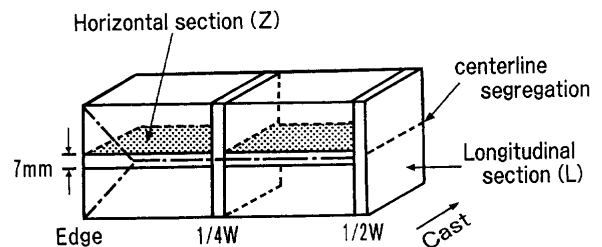


Fig. 9. Sampling for X-ray radiograph test.

縦断面試料を切断し、エッチプリント法<sup>23)</sup>により中心偏析ならびにV偏析の発生状況を調査した。中心偏析の評価については、検査長さを 100 mm 単位に分割し偏析帯の最大厚み(mm)を 0.25 単位の評点として定量化した後、調査したスラブの平均偏析評点や偏析評点分布を求めた。また、CMA (Computer-aided Micro Analyzer)<sup>24)</sup>を用い、セミマク

口偏析の改善効果についても詳細に調査した。さらに、偏析帯を挟む鋳片厚み中心部から Fig. 9 に示すように試料を採取し、X線探傷法および密度測定によりセンターポロシティの発生状況も調査した。

## 4. 試験結果

### 4.1 偏析改善に及ぼす圧下条件の影響

#### (1) 中心偏析に及ぼす圧下条件の影響

鋳片の圧下勾配と平均偏析評点の関係を Fig. 10 に示す。まず、圧下勾配が 0 mm/m の場合でも従来（無圧下）よりも平均偏析評点は 0.25 改善されるが、これは面部材で鋳片を支持することで鋳造方向のバルジングが抑制された効果によると考えられる。つぎに、鋳片の圧下勾配を増やしていくと平均偏析評点は小さくなり中心偏析はさらに改善され、面圧下による凝固収縮補償の効果が面支持によるバルジング抑制効果に相乗されることがわかる。また、偏析改善効果は 2 組のバーの圧下勾配の差  $\delta$ （圧下アンバランス）の影響を受ける。Fig. 11 は 0.90 mm/m 以上の十分な圧下勾配を付与した条件下で圧下アンバランス  $\delta$  と平均偏析評点の関係を示したものである。これより、比較的大きな圧下勾配を付与しても  $\delta$  が大きい場合には十分な偏析改善効果は得られず、 $\delta$  の極小化が重要であることがわかる。すなわち、Fig. 10 に示すように  $\delta \leq 0.05$  mm/m の条件では圧下勾配を 0.90~1.01 mm/m とすると平均偏析評点が 0.25 以下の良好な結果が得られる。

#### (2) V 偏析に及ぼす圧下条件の影響

V 偏析の発生状況に及ぼす面圧下の影響を Fig. 12 に示す。V 偏析は凝固収縮流動を主因として発生すると考えると、その発生状況は内部の溶鋼流動の状況を表しているものと想定される。圧下勾配を増やしていくと V 偏析の発生数は減少し、鋳片の圧下勾配が約 0.95 mm/m のとき発生数がほぼ 0 個/m となり、これ以上の大きな圧下を加えると内部溶鋼の逆流により逆 V 偏析<sup>16)</sup>が生じ始めることがわかる。すなわち、凝固末期の溶鋼流動を防止するための最適圧下勾配は 0.95 mm/m の近傍にあると考えられる。また、さらに大きな圧下を加えると溶鋼の絞り出しも生じることが予想されるが、本試験条件の範囲内では溶鋼の絞り出しによる負偏析等は認められなかった。

### 4.2 偏析改善に及ぼす操作条件の影響

#### (1) クレーターエンド位置の影響

圧下勾配  $\geq 0.90$  mm/m、圧下アンバランス  $\delta \leq 0.05$  mm/m の条件下で面圧下した時の中心偏析に及ぼすクレーターエンド位置の影響を Fig. 13 に示す。横軸のクレーターエンド位置は、厚み中心部の固相率が 0.8 となる位置で、伝熱凝固計算<sup>25)</sup>によって求めた。これは鋳片への鋳打ち試験<sup>26)</sup>から推定したクレーターエンドともほぼ一致し溶鋼流動限界に相当する。縦軸には 100 mm 長単位で付けた偏析評点の中

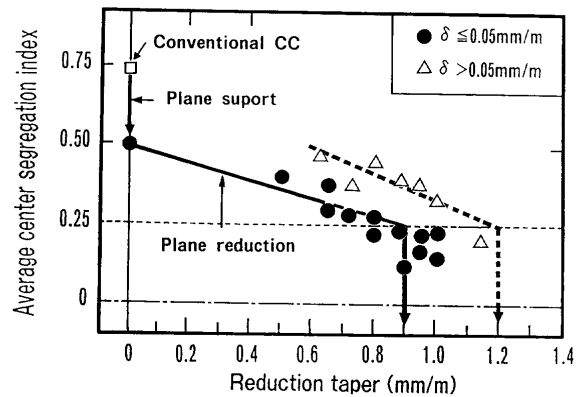


Fig. 10. Effect of controlled plane reduction on center segregation.

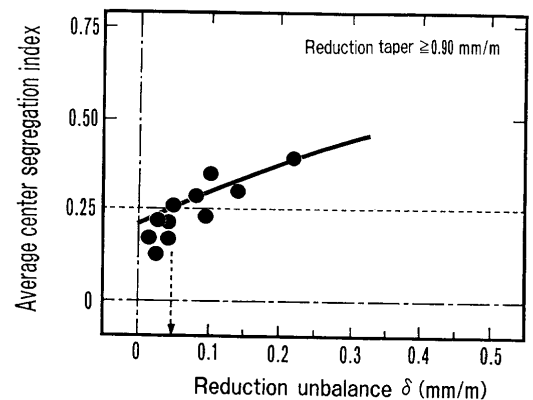


Fig. 11. Influence of reduction unbalance on center segregation.

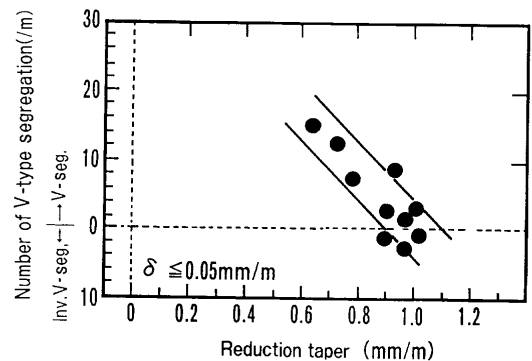


Fig. 12. Effect of controlled plane reduction on V-type segregation.

で 0.25 以下の部分の割合を示した。Fig. 13 から、クレーターエンドが圧下ゾーン内のメニスカスから 35.0~36.5 m の位置にあれば、偏析評点が 0.25 以下の部分がほぼ 100% の良好な偏析改善効果を得られることがわかる。言い換えると、良好な偏析改善効果を得るためには、厚み中心部の固相率が 0.8 以下の溶鋼流動域を 1~2.5 m 圧下すればよい。また、これよりクレーターエンドの変動許容範囲は約 1.5 m と推定できる。

#### (2) 冷却条件の影響

2 次冷却帯の比水量を 0.7~1.0 L/kg の範囲で変化させ面圧下時の偏析への影響を調査した。この比水量の範囲は面

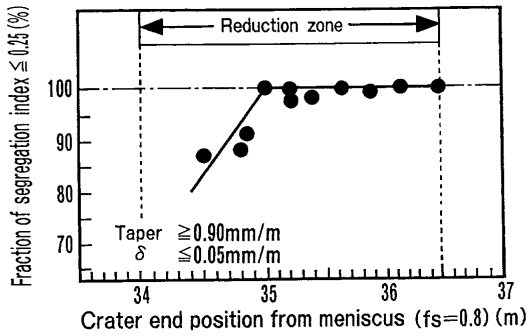


Fig. 13. Influence of crater end position on center segregation.

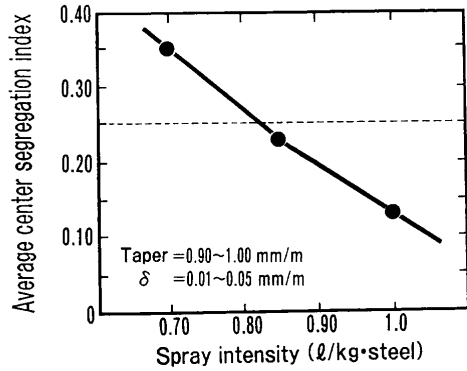


Fig. 14. Influence of spray intensity on center segregation.

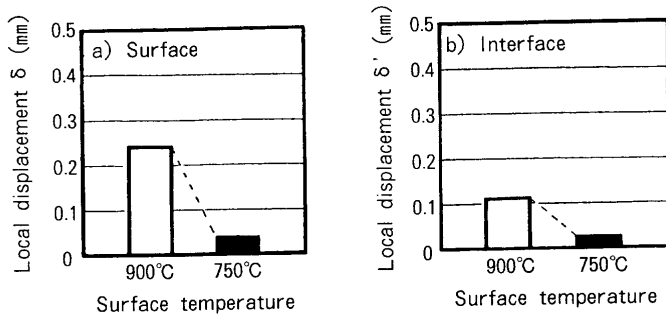
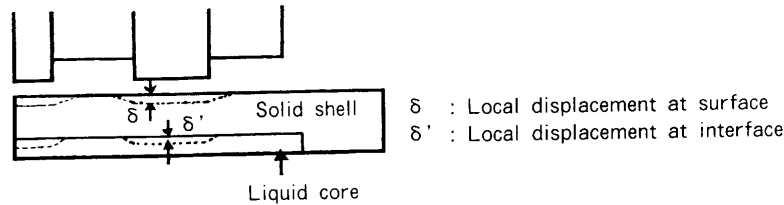


Fig. 15. Calculation of local displacement of solid shell.

圧下帯入側の鑄片表面温度で900~750°Cに対応する。Fig.14に示すように、圧下条件が同じ場合には、強冷却にすると良好な偏析改善効果が得られる。この理由は、強冷却にすると表面と内部の温度差が大きくなり鑄片の圧下効率 $\eta$ が大きくなることに加えて、Fig.15に有限要素法による凝固シェルの変形解析結果を示すように、シェル剛性も大きくなるため2組のバー間の局所変形の差異すなわち圧下アンバランスの影響も小さくなるためと考えられる。また、強冷却にするとバー間のバルジングが抑制される効果も相乗されると考えられるが、元々面圧下時の鑄片解放時間が5s以下と短く、解放時のバー間隔も最大260mmと小さいため、バー間のバルジングが幅方向の偏析悪化などに及ぼす影響は小さい。

#### 4.3 適正圧下条件での偏析改善効果

(1) 中心偏析 (マクロ偏析) とセンターポロシティ  
 4.1節および4.2節の試験結果から、圧下勾配=0.90~1.01 mm/m、圧下アンバランス $\delta \leq 0.05$  mm/m、クレーターエンド位置=35.0~36.5m、比水量=1.0 L/kg (表面温度=900°C) の条件であれば、偏析評点が0.25以下の鑄片が安定して得られ、これが面圧下法での適正圧下条件と考える

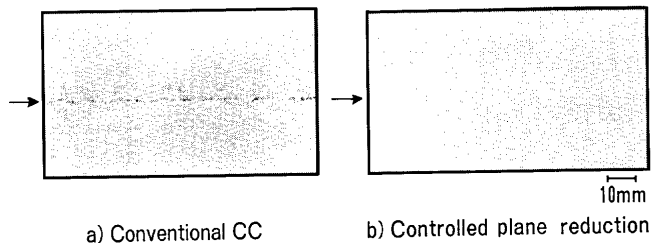


Fig. 16. Etching print of center segregation in longitudinal section. (→: Casting direction and centerline)

ことができる。

適正圧下条件で面圧下した鑄片と通常CC鑄片 (無圧下) のエッチプリントの代表例をFig.16に示す。通常CC鑄片では中心偏析および凝固収縮に起因するV偏析が明瞭に認められるが、面圧下した鑄片では中心偏析は微細なスポット状に分散しV偏析も解消されることがわかる。Fig.17に適正圧下条件で面圧下した鑄片と通常CC鑄片 (無圧下) の偏析評点分布をまとめた結果を示す。通常CC鑄片では偏析評点分布のばらつきが大きく有害レベルの偏析も認められるのに対して、適正圧下条件で面圧下した鑄片の偏析評点は極めて良好かつスラブ内の鑄造方向および幅方向

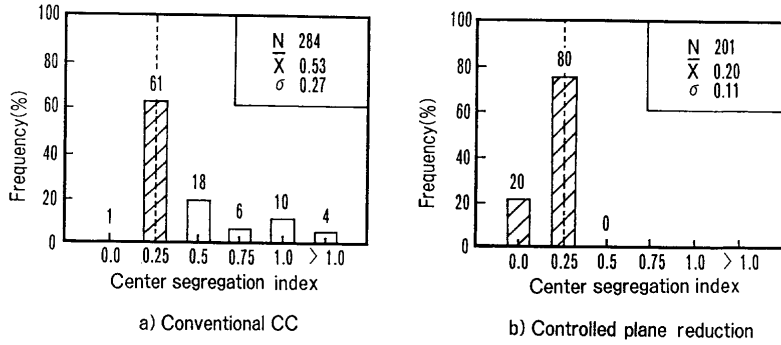


Fig. 17. Distribution of center segregation index.

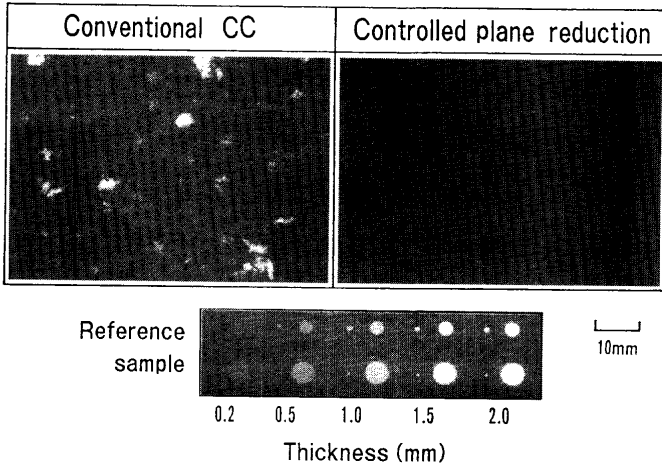


Fig. 18. Center porosity of CC slab examined through thickness direction by X-ray.

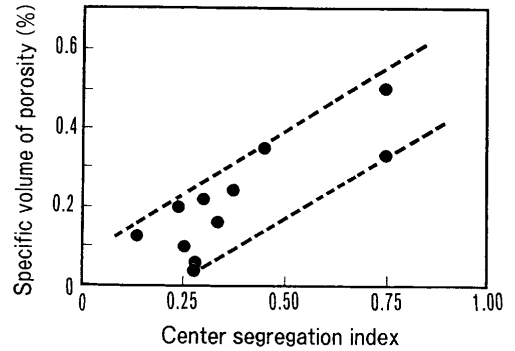


Fig. 19. Relation between center segregation and center porosity.  
 \*Specific volume of porosity =  $(\rho_s - \rho) / \rho_s \times 100$  (%)  
 $\rho_s$ : Density at sound part,  $\rho$ : Apparent density at half thickness.

のばらつきも小さい。

また、X線探傷法により厚み中心部のセンターポロシティーを調査した結果をFig.18に示すが、中心偏析と同様に面圧下によりセンターポロシティーも大幅に改善され、発生量が少なくなるとともに個々の大きさも小さくなることわかる。Fig.19に中心偏析と鑄片厚み中心部の見かけ密度の関係を示すが、両者の間にはよい相関があることがわかる。この結果は、凝固収縮の補償が中心偏析の改善に有効であることを裏付けるものである。

(2) セミマクロ偏析

適正圧下条件で面圧下した鑄片と通常CC鑄片（無圧下）セミマクロ偏析をCMAで調査した結果の一例をFig.20に示す。Mnの偏析比が1.32倍以上の濃化偏析部のCMAイメージで比較すると、通常CC鑄片の場合、厚み中心部に比較的大きな偏析粒が存在し、その周囲にはV状の偏析パターンが明瞭に認められる。これに対して、面圧下した鑄片の場合、厚み中心部の偏析粒は非常に微細になっており、V状の偏析パターンも消失することがわかる。これら画像処理してセミマクロ偏析の大きさ分布についてまとめた結果をFig.21に示す。図中には、分割ロール軽圧下法<sup>16)</sup>で鑄造した鑄片（鑄片厚=240mm, 圧下速度=0.86mm/min）の調査結果も参考に示した。セミマクロ偏析の大きさは通常CCでは最大1000 $\mu$ m、分割ロール軽圧下法では最大500 $\mu$ mの比較的大きな偏析が存在しているのに対して、面圧

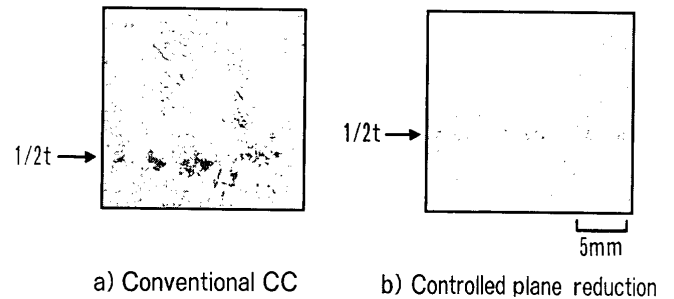


Fig. 20. CMA image of semi-macro segregation, Mn/Mn<sub>0</sub>>1.32. (→: Casting direction and centerline, Mn<sub>0</sub>: Mn mass% in ladle)

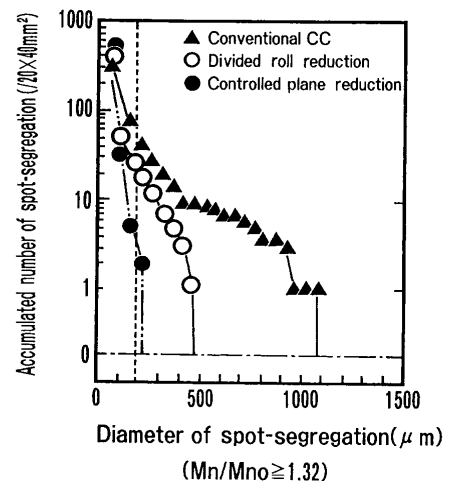


Fig. 21. Size distribution of semi-macro segregation.

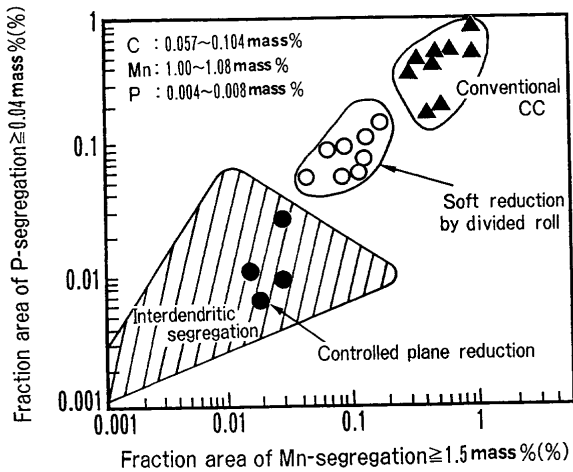


Fig. 22. Fraction area of semi-macro segregation.

下法では最大でも 200 μm 以下のほぼデンドライト樹間偏析に相当するサイズまで微細化されることがわかる。

Fig.22は、 $P \geq 0.04 \text{ mass\%}$  および  $Mn \geq 1.5 \text{ mass\%}$  の高濃度部分の面積率を示したもので、面圧下によりPおよびMnとも高濃度部分の面積率が1/10以下に低減する。また、その絶対レベルは別途調査した1/4厚み部のデンドライト樹間偏析と同程度まで小さくなり、ほぼ極限に近い中心偏析改善がなされる。つぎに、Fig.23に各種の偏析対策とその効果を比較して示す。面支持（バルジング抑制）→分割ロール軽圧下法（凝固収縮補償）→面圧下法（バルジング抑制+凝固収縮補償）の順にセミマクロ偏析は改善されていくことがわかる。P偏析対策としての低P化の効果と比較すると、面圧下法によるP偏析の改善効果は、母溶鋼のP濃度を50 ppmから20 ppmに低減する効果に相当する。また、面圧下法では、P偏析だけでなくMnなどの他の元素の偏析も同時に改善されるため、大きな材質上の効果も期待できる。

### 5. 考察

凝固末期の溶鋼流動を防止するための必要圧下勾配を溶鋼流動解析を中心とした理論解析により試算した。必要圧下勾配  $D_0$  は、鋳片の凝固収縮に起因する溶鋼流動を解消するための圧下量  $D_1$  およびバルジングに起因する溶鋼流動を解消するための圧下量  $D_2$  に対して、鋳片の熱収縮  $D_3$  および圧下効率  $\eta$  の影響を補正した(1)、(2)式の形で表すことができる。

$$\eta \times (D_0 - D_3) = D_1 + D_2 \dots \dots \dots (1)$$

この式を変形すると、

$$D_0 = \frac{D_1 + D_2}{\eta} + D_3 \dots \dots \dots (2)$$

各々のパラメータの具体的な数値については、以下のよう

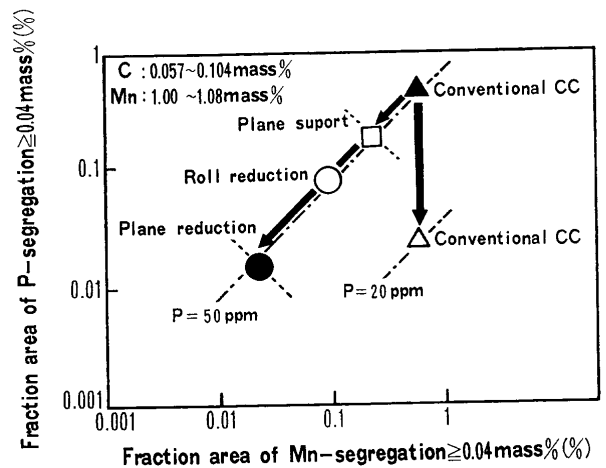
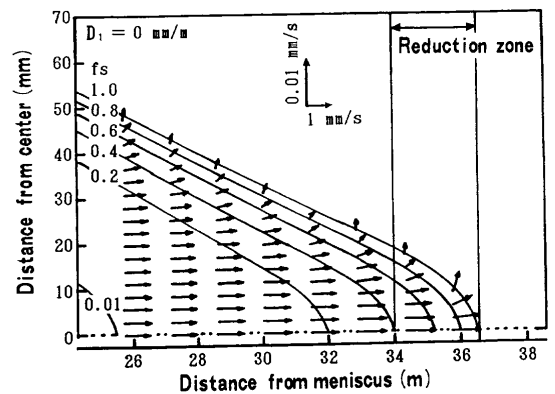
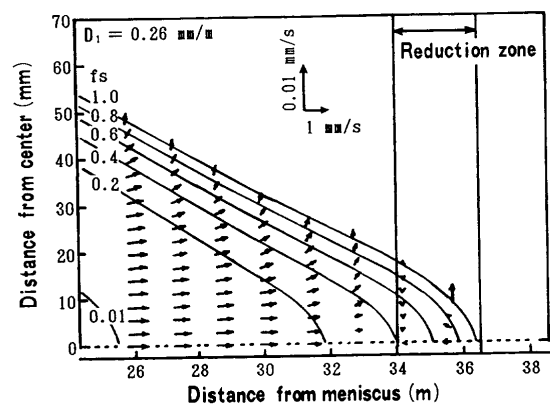


Fig. 23. Comparison of segregation improvement.



a) Without soft reduction



b) Without soft reduction

Fig. 24. Calculation of flow field in mushy zone. (Casting speed=1.20 m/min)

に求めることができる。

まず、凝固収縮に起因する未凝固溶鋼の流動については、K. Miyazawa and K. Schwerdfeger<sup>27)</sup>により固液共存相内の流動を記述するDarcyの式および連続の式を鋳片内の熱収支式と組合わせて解くモデルが提案されている。さらに、宮沢ら<sup>28)</sup>は鋳片軽圧下が凝固収縮流動に及ぼす効果を評価できるモデルに拡張している。Fig.24は宮沢ら<sup>28)</sup>のモデルを用いて、スラブ厚み280 mmで鑄造速度1.20 m/minの場合の未凝固溶鋼の流速分布を計算した結果である。圧下を行

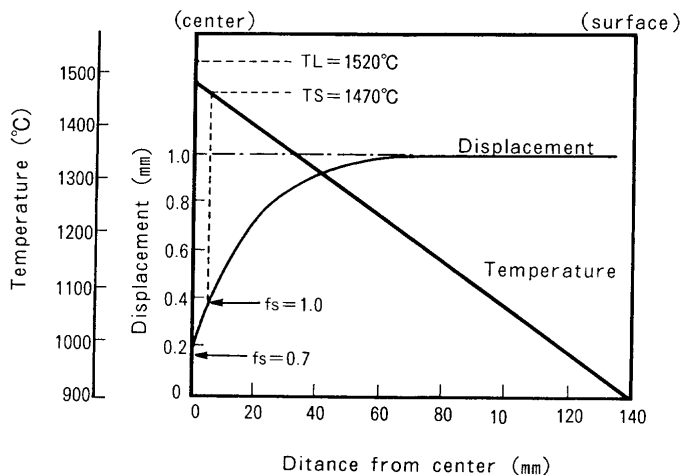


Fig. 25. Propagation of reduction from surface.

わなない場合には、鋳片の厚み中心部で鋳造方向に向かう大きな凝固収縮流動が生成するが、圧下ゾーンでの圧下勾配を  $D_1=0.26$  mm/m とすることで、凝固末期の凝固収縮体積を補償し凝固収縮に起因する溶鋼流動をほぼ抑制できることがわかる。

一方、バルジングに起因する溶鋼流動を解消するための圧下量  $D_2$  は、ロール軽圧下法の場合は考慮する必要があるが、面圧下法では実質的には  $D_2=0$  mm/m と見なせる。

また、圧下中の鋳片の温度降下にもともなう熱収縮量  $D_3$  については、連鋳鋳片の伝熱凝固解析より求めた鋳片断面平均温度の時間変化から、スラブ厚み 280 mm で鋳造速度 1.20 m/min の条件では、熱収縮量は  $D_3=0.20$  mm/m と見積もられる。

つぎに、圧下効率  $\eta$  は、鋳片表面の変形が凝固界面に伝達される割合で定義される補正係数で、有限要素法などの手法を用いた鋳片変形解析により算出できる。ここでは、鋳片の熱間変形抵抗の温度依存性を固液共存温度域まで考慮した林田ら<sup>29)</sup>の提案している簡易モデルにより試算してみた。Fig.25に厚み 280 mm の鋳片の最終凝固部を想定して計算した結果を示す。鋳片厚み方向に直線的な温度勾配を仮定し、表面に 1 mm の変形を加えた場合、内部の凝固シェル前面には 0.3~0.4 mm 程度の変形が伝達されることがわかる。すなわち、圧下効率は  $\eta=0.3\sim 0.4$  と見積もられる。

以上の検討結果を基に、(2)式にしたがって必要圧下勾配を求めると、適正圧下勾配は  $D_0=0.85\sim 1.07$  mm/m と推定され、4・1節の偏析改善に及ぼす圧下条件の影響の解析結果ともほぼ対応する。

## 6. 結言

スラブ連鋳鋳片の中心偏析改善を目的として、凝固末期の溶鋼流動を完全に防止するために、面部材でバルジングを防止し同時に連続的な圧下により凝固収縮補償が可能な

凝固末期面圧下技術の開発を行い以下の知見を得た。

(1) 偏析改善のためには、適正な圧下勾配を確保することに加え、2組のバースロックによる鋳片の圧下を均一にすることが重要である。

(2) 凝固末期のバルジングや凝固収縮に伴う溶鋼流動を防止し中心偏析を改善するための必要圧下量の計算値と実験結果はほぼ一致した。

(3) 凝固末期面圧下により、従来のロール軽圧下法では達成できなかったデンドライト樹間偏析に相当するレベルまでの中心偏析改善が可能ながわかった。

(4) 凝固末期面圧下により偏析改善だけでなく、鋳片のセンターポロシティも改善されることがわかった。

## 文 献

- 1) わが国における鋼の連続鋳造技術史、日本鉄鋼協会編、東京、(1996)、515.
- 2) H.Misumi and K.Kitamura: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), S964.
- 3) H.Ichikawa, M.Kawasaki, T.Watanabe, M.Toyota and Y.Sugitani: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), A213.
- 4) Y.Ujiie, H.Maede, Y.Itoh, S.Ogibayashi, H.Seki, K.Wada and Y.Itoh: *Tetsu-to-Hagané*, **67** (1981), 1297.
- 5) H.Kitaoka, T.Fujimura, T.Nozaiki, Y.Habu, S.Kakihara, H.Bada, S.Shiraishi and O.Tanigawa: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), A201.
- 6) Y.Umeda, H.Nashikazu, K.Yasumoto and M.Tokuda: *Tetsu-to-Hagané*, **59** (1973), S81.
- 7) K.Asano, T.Hiromoto, T.Ohashi and H.Matsunaga: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), A87.
- 8) I.Sugawara, M.Ishiguro, M.Hanmyo and H.Uchibori: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), S465.
- 9) T.Watanabe, A.Sato, K.Yoshida, M.Toyota and M.Kawasaki: *CAMP-ISIJ*, **2** (1989), 1146.
- 10) M.Ishiguro, K.Kawakami, M.Ito and S.Miyoshi: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 885.
- 11) E.Sakamoto, A.Masui, O.Terada and H.Nakajima: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S206.
- 12) T.Kawawa, H.Sato, S.Miyahara, T.Koyano and H.Nemoto: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 486.
- 13) I.Ohnaka: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 164.
- 14) M.Ishiguro, S.Miyahara and I.Sugawara: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), S481.
- 15) T.Kitagawa, M.Suzuki, T.Masaoka, S.Mizuoka, H.Kobayashi and Y.Tsuchida: *NKK Tech. Rep.*, **21** (1988), 1.
- 16) M.Yamada, S.Ogibayashi, M.Teizuka and T.Mukai: *Steelmaking Proceedings*, vol. 71, ISS-AIME, Penn., (1988), 77.
- 17) S.Ogibayashi, M.Kobayashi, M.Yamada and T.Mukai: *ISIJ Int.*, **31** (1991), 1400.
- 18) T.Shirai, S.Ishitobi, S.Kashio, A.Inaba, M.Hattori and H.Misumi: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1226.
- 19) T.Nishihara, T.Imi, Y.Okada, A.Hashimoto, K.Katahira and S.Marumoto: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1227.
- 20) M.Zeze, H.Misumi, T.Matsuzaki, A.Katagami, T.Shirai and S.Nagata: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1228.
- 21) K.Sasaki, Y.Sugitani and S.Ishimura: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), 53.
- 22) T.Saeki, H.Imura, Y.Onishi, H.Niimi, E.Miwa, T.Yoshida, S.Igari and S.Kitamine: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 907.
- 23) K.Miyamura, S.Kitamura, S.Sakaguchi, C.Hamaguchi and M.Hirai: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 718.
- 24) K.Miyamura, I.Taguchi and H.Soga: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 883.
- 25) 大中逸雄: コンピュータ伝熱・凝固解析入門 鋳造プロセスへの応用、丸善、東京、(1985)、167.
- 26) M.Zeze, H.Misumi, S.Nagata, S.Harada, K.Miyazawa, T.Kugimiya and T.Shirai: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S1092.
- 27) K.Miyazawa and K.Schwerdtfeger: *Arch. Eisenhüttenwes.*, **52** (1981), 415.
- 28) K.Miyazawa, T.Matsumiya, T.Ohashi and H.Misumi: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), S213.
- 29) M.Hayashida, K.Yasuda, S.Ogibayashi and T.Saeki: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S1091.