

# クラウンロールを用いた凝固末期軽圧下による ブルーム鋳片の中心偏析改善技術の開発

磯部 浩一\*・前出 弘文\*・宿利 清巳\*<sup>2</sup>・佐藤 哲\*<sup>2</sup>・堀江 隆\*<sup>3</sup>・二階堂 満\*<sup>3</sup>・鈴木 功夫\*<sup>3</sup>

Development of Soft Reduction Technology Using Crown Rolls  
for Improvement of Centerline Segregation of Continuously Cast Bloom

Kohichi ISOBE, Hirobumi MAEDE, Kiyomi SYUKURI, Satoru SATOU, Takashi HORIE, Mitsuru NIKAIKOU and Isao SUZUKI

**Synopsis** : In order to improve centerline segregation of continuously cast bloom, effective technology of soft reduction with crown roll has established. The centerline segregation is improved remarkably by application of optimum conditions of this technology and combination of promotion of equiaxed solidification and proper soft reduction is able to decrease the degree of segregation much more.

The optimum rate of reduction of this technology is analyzed with calculation of solidification of continuously cast bloom and analyses of deformation of bloom by soft reduction and the calculated results were compared with experimental results.

Furthermore mathematical models were developed to analyze the relation between reduction force and amount of reduction. The effects of profile of reduction roll and number of reduction roll *etc.* on above relation and behavior of load transfer in segment for soft reduction were clarified by calculations with these mathematical models.

**Key words** : continuous casting ; bloom ; segregation ; centerline segregation ; soft reduction ; mathematical model.

## 1. 緒言

ブルーム鋳片の中心偏析は冷間加工時のシェブロンクラックやカッピー断線の原因となるためその生成防止は品質対策上重要な課題である。そのため、近年連続鋳造法での自動車用棒鋼や硬鋼線等の高級棒線材の製造では、電磁攪拌や低温鋳造に加え、凝固末期軽圧下<sup>1)</sup>や凝固末期強圧下<sup>2)</sup>等の偏析対策が適用されてきている。

従来、凝固末期軽圧下に関し、適正圧下条件に関する実験的検討結果や品質改善効果に関する報告<sup>2)~5)</sup>はなされているが、適正圧下条件の理論検討<sup>1)6)</sup>や軽圧下装置の圧下特性等<sup>9)</sup>に関する検討は十分とは言えない。

本研究ではブルーム連鋳機で凝固末期軽圧下の実機試験を行い、軽圧下装置の圧下特性や偏析改善のための適正圧下条件、さらに凝固組織の偏析に及ぼす影響等について調査した。また、圧下特性について定量的に検討するモデルを開発し、実機試験の解析を行い、圧下特性に及ぼすロール形状の影響等を定量的に明らかにすると共に適正圧下速度についての理論解析を行った。

## 2. 試験設備および試験方法

### 2.1 試験設備

試験を行った室蘭No. 3連鋳機の主仕様をTable 1に示す。本連鋳機は全湾曲4点矯正型のスラブ、ブルーム兼用マシンであり、ブルームはツイン・2ストランドで鋳造される。ブルーム鋳片の断面サイズは厚み350mm、幅560mmである。

軽圧下装置はセグメント(以下SEGと称す)の上フレーム

Table 1. Major specifications of Muroran No. 3CC.

Machine type	Curved mold, 4-points unbending Slab bloom combination caster
Number of strands	Slab: 2, Bloom: Twin*2
Capacity	Ladle: 280 Mg, Tundish: 46 Mg
Machine length	41.6m
Machine radius	12.0m, 15.55m, 22.65m, 43.75m, ∞
Mold size	Slab: 250mm*570~1330mm Bloom: 350mm*560mm
Secondary cooling	Water and mist spray
Electromagnetic stirrer	S-EMS*2 (now M+S-EMS)
Max casting speed	Slab: 1.3m/min, Bloom: 1.0m/min

平成5年4月28日受付 平成5年10月8日受理 (Received on Apr. 28, 1993; Accepted on Oct. 8, 1993)

\* 新日本製鉄(株)室蘭技術研究部 (Muroran R&D Lab., Nippon Steel Corp., 12 Nakamachi Muroran 050)

\* 2 新日本製鉄(株)機械・プラント事業部 (Plant&Machinery Div., Nippon Steel Corp.)

\* 3 新日本製鉄(株)室蘭製鉄所 (Muroran Works, Nippon Steel Corp.)

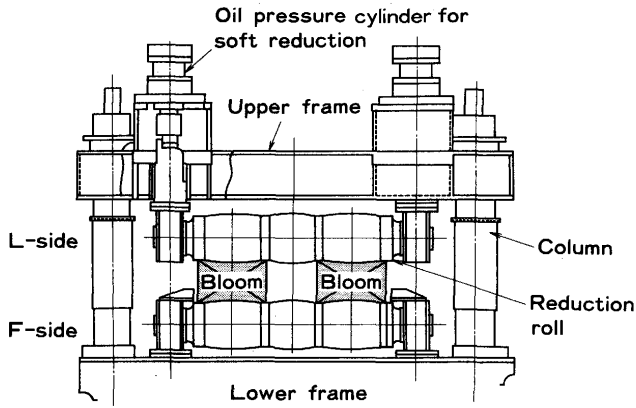


Fig. 1. General view of soft reduction segment.

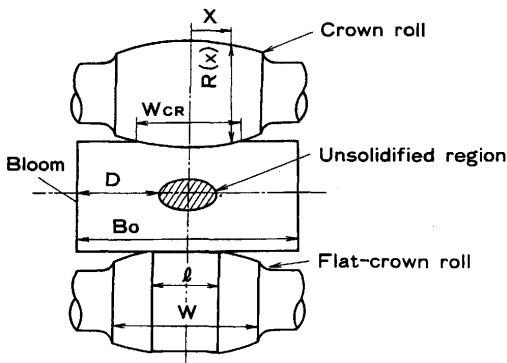


Fig. 2. Schematic view of reduction roll and parameter of reduction model.

に設けた油圧シリンダーで上側ロールを押込み、1段のロールで鑄片2ストリームを同時に圧下する (Fig. 1)。ロール各段の油圧は独立に制御可能とした。軽圧下SEGは#14または#13SEGに設置し、ロール4段または3段で圧下した。圧下ロールは偏析が生成する鑄片幅中央部を選択的に圧下することで所要圧下力の低減が期待された太鼓状のまたはその鑄片幅中央部が平らなクラウンロール (Fig. 2) を用いた。

2.2 試験方法、試験条件及び鑄片偏析調査方法

軽圧下の圧下特性や適正圧下条件 (圧下タイミング、圧下量) を把握するため実機試験を実施した。試験条件をTable 2に示す。試験材組成はA~Eの5鋼種の各平均組成を示した。本試験では鑄造速度と圧下力を広範囲に変更して、適正な圧下条件を把握した。

圧下タイミングの検討には、強圧下で強制的に内部割れを発生させ、その内部割れの起点から把握した見掛けの凝固速度係数 (26.3mm/min<sup>1/2</sup>) を用い、圧下帯中央位置の厚み未凝固率 = (未凝固厚) / (鑄片厚) × 100 (%) を指定して用いた。圧下量は鑄片幅中央部で上下面の凹み量を測定して圧下量とした。

本試験では鑄片縦断面のサルファープリントで中心偏析やV偏析の生成状況を調査すると共に、Table 2のAとBの鋼種についてのみ鑄片幅中央部の幅3mm・長さ100mmの

Table 2. Experimental conditions of soft reduction tests.

Chemical compositions of test steels (mass%)						
Grade	C	Si	Mn	P	S	T. Al
A	0.47	0.19	0.89	0.018	0.012	0.028
B	0.45	0.20	0.86	0.025	0.016	0.022
C	0.35	0.20	0.80	0.026	0.016	0.032
D	0.29	0.19	0.89	0.020	0.012	0.001
E	0.18	0.57	0.70	0.017	0.005	0.072

Casting speed	0.72~0.99	m/min
Super heat in tundish	9~35	K
Specific water	0.41~0.47	l/kg
Conditions of EMS	Upper and lower S-EMS	
Position of reduc. zone	28.8~30.1m (#13SEG)	
	31.5~33.7m (#14SEG)	
Numer of reduction	3 or 4 (#13, 14SEG)	
Roll diameter	375mm	
Curvature of crown part	2000mm R	
Amount of crown	13.0, 12.4, 10.5mm	
	(l=0, 100, 200mm)	
Pitch of reduction roll	442 or 884mm	

\*Profile of upper and lower roll: Same profile

試験から、厚み方向3mmごとに切り粉を採取し、その切り粉を化学分析して求めたC濃度の最大値と溶鋼C濃度の比としてCの中心偏析度を求め、偏析を評価した。

3. 試験結果および考察

3.1 軽圧下装置の圧下特性

凝固末期軽圧下で適正圧下条件を実現するには、軽圧下装置の圧下特性の把握が必要不可欠である。実機試験ではFig. 2に示すフラット部の幅lが0mm, 100mm, 200mmのクラウンロールの圧下特性を調査した。また、以下のモデルを開発し、圧下特性について解析した。一つは圧延理論に基づく圧下力と圧下側圧下量の関係を解析するモデル (圧下モデル) で、もう一つは軽圧下装置の各部を弾性体の挙動を示す一体の梁で近似して、反圧下側の圧下量や圧下側から反圧下側への圧下力の伝達挙動を解析するモデル (梁モデル) である。

3.1.1 圧下モデル

本モデルでは、各圧下ロール位置の鑄片凝固状況、さらにロール入側の鑄片形状とロール形状に依存する鑄片幅方向の圧下量分布を考慮したモデル化を行い (Fig. 2)、クラウンロールでの多段圧下の解析を可能とした。

圧下反力をPとして溶鋼静圧による反力P<sub>1</sub>と凝固シユルの圧延反力P<sub>2</sub>を考慮した。

$$P = P_1 + P_2 \dots \dots \dots (1)$$

ブルーム鑄片のように偏平比が小さい鑄片では短辺側シユルの拘束で溶鋼静圧は圧下ロールに100%伝達されるわけではない。この影響を荷重係数γで考慮すると溶鋼静圧によるロール反力は次式で表される。

$$P_1 = \gamma \cdot P \cdot l_p \cdot (B_0 - 2 \cdot D) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$\gamma (=0.2)$  : 荷重係数(-),  $P$  : 溶鋼静圧(MPa),  $l_p$  : 圧下ロールのピッチ(mm),  $B_0$  : 鋳片幅(mm),  $D$  : 短片側シェル厚(mm)

一方、凝固シェルの圧延反力の計算にはSimsらの圧延理論<sup>10)</sup>を適用した。平均変形抵抗 $k_m(x)$ は志田<sup>11)</sup>の式で推定した。

$$P_2 = 1.15 \cdot 2 \cdot \int_{\beta}^{\alpha} k_m(x) \cdot l_d(x) \cdot Q_p(x) \cdot dx \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$l_d(x) = \{R(x) \cdot \Delta H(x)\}^{0.5} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\alpha = W/2 \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\beta = (B_0 - 2 \cdot D)/2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

$k_m(x)$  : 平均変形抵抗(MPa),  $l_d(x)$  : 接触弧長(mm),  $Q_p(x)$  : Simsの圧下力関数(-),  $W$  : ロールと鋳片の接触幅(mm),  $R(x)$  : ロール半径(mm),  $\Delta H(x)$  : 圧下量(mm),  $\Delta H(x) = H_0(x) - H_1(x)$ ,  $H_0(x)$  : 入側鋳片厚(mm),  $H_1(x)$  : 出側鋳片厚(mm),  $x$  : 鋳片幅中心からの幅方向の距離(mm)

志田の式の歪み速度( $\dot{\epsilon}$ )の適用範囲は $0.1 \sim 100 (s^{-1})$ であり、一方、軽圧下の $\dot{\epsilon}$ は $10^{-3} \sim 10^{-2}$ オーダーであるが、炭素鋼の変形抵抗は $\dot{\epsilon}$ が $10^{-3} \sim 10^0$ オーダーといった広い範囲においてべき乗則で整理可能<sup>12)</sup>なことから、志田の式で軽圧下の変形抵抗を推定した。また、軽圧下のようにロール接触弧長と鋳片厚の比が小さいとロール入口付近で剪断変形による圧力ピークが現れ圧延反力が増大する(ピーニング効果<sup>13)</sup>)が、岡戸らの解析結果<sup>9)</sup>に基づき本モデルでは斎藤の式<sup>13)</sup>でこの影響を評価して $Q_p(x)$ に加算した。

3.1.2 圧下特性調査結果および圧下モデル計算結果

Fig. 3に後述する偏析改善上適正な未凝固厚範囲でフラット部の幅 $l$ が100mmのロールで圧下する場合の圧下力と圧下側圧下量の関係について調査および計算した結果と $l$ が200mmのロールを用いた場合の計算結果を示す。横軸は圧下力の総和を圧下段数で割った値であり、実測結果を白抜き記号で、圧下力一定の計算結果は実線と破線で、一定でない場合は黒塗りの記号で示し、ロール各段の圧下力も表示した。凝固殻の変形抵抗を決める代表温度は代表ケースをモデル解析し決定したが、ほぼ鋳片表面温度と一致した。このように代表温度が低くなる理由は、圧延反力の計算では未凝固部の圧延反力を無視しているためと、断面積の比率として温度の低い表面側の比率が高く、さらに、ロールと鋳片の接触面積はロールたわみ等で幾何学的に計算されるより大きくなりその分変形抵抗を大きく見積っているためと考えられる。Fig. 3に示すように $l$ が100mmの場合、いずれの計算結果も実測結果とほぼ一致しており、 $l$ が100mm以外の場合でも両者が一致したことより、本モデルは妥当なものと考えられる。

また、Fig. 3からもわかるように $l$ の増大にともない同一

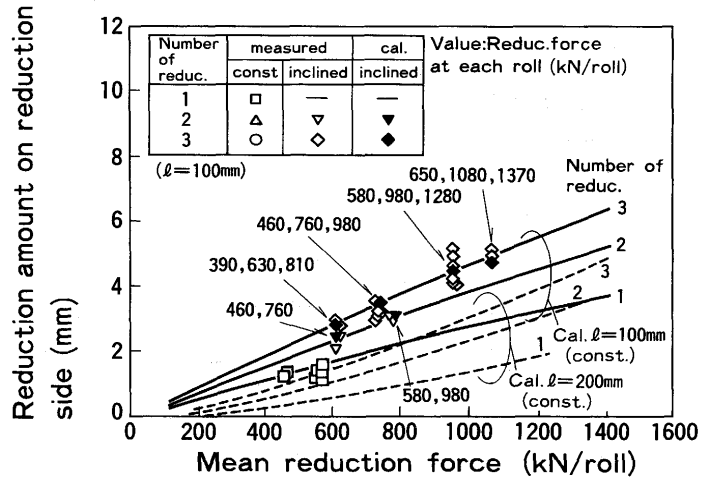


Fig. 3. Calculated and measured reduction amount on reduction side. Flat-crown roll  $l=100$  or  $200$ mm

圧下量を達成する圧下力は増大し、クラウン部を有するロールでは圧下力を一定で圧下すると後段のロールほど1段当りの圧下量が減少する。これらは $l$ が大きいほど、あるいは後段のロールほど鋳片幅方向に圧下範囲が拡大し、固相部分や低温で変形抵抗の大きい領域を圧下する割合が増えるためである。鋳片の平均圧延抵抗 $K_m (=1.15 \cdot k_m \cdot Q_p)$ を評価すると $l = 0 \sim 200$ mmでは約102~122(MPa)となり、 $l$ の増加につれ増大した。また、本ケースでは $k_m$ は約16.7~29.9(MPa),  $Q_p$ は約3.2~5.9となった。

3.1.3 梁モデル

連続的にロールが配置されたセグメントタイプの軽圧下装置では、片側のロールで加えた圧下力は対向するロール以外のロールへも分散されるためロール反力、圧下量は反圧下側で減少する。このような挙動を解析するためFig. 4に概要を示す梁モデルを開発した。

本モデルでは、鋳片~上ロール~上フレーム~コラム軸を一体の梁と見なし、軽圧下ロール相当部の鋳片に所定の圧下力を負荷し、反圧下側の圧下量、圧下力配分等を汎用FEMプログラム"ISAS"を用いて計算する。軽圧下セグメント各部は以下のように近似して取扱った。

- (a) コラム軸：弾性バネ。4本を2本でモデル化。
- (b) 鋳造方向のセグメントフレームI：圧縮梁、曲げ剛性が等価な弾性バネ。
- (c) 鋳造方向と直交するセグメントフレームII：フレームと等価な曲げ剪断剛性を有する弾性梁。
- (d) 上ロール：曲げ剛性に等しい弾性バネ定数を有する圧縮梁。
- (e) 鋳片圧下部：非線形弾性バネ。汎用モデルでの解析上反圧下側の反力分布は均一とし、さらに圧下モデルで求めた累積圧下量~圧下力特性に対応する非線形応力~歪特性を圧縮梁に与えて鋳片の変形履歴を考慮した。
- (f) 鋳片：弾性梁。FEMモデルでは温度分布を有する鋳片

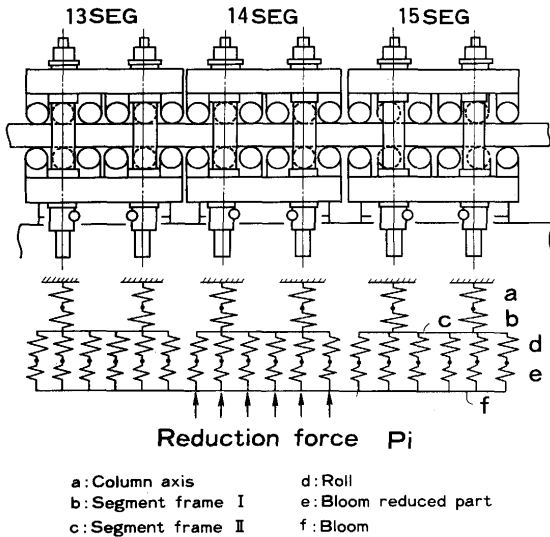


Fig. 4. Beam approximation model. (Reduction SEG: #14SEG)

の物性としてある代表温度の物性しか入力できない。そこで、組合せ梁の解析を参考に入力する物性値、幾何学的パラメーターを以下の方法で決めた。

鑄片断面を微小要素に分割して各要素iの温度に対応する弾性係数(Ei), 横弾性係数(Gi)と断面2次モーメント(Ii), 断面積(Ai)から鑄片横断面の全曲げ剛性EI, 剪断剛性をAGを以下の式で求める。

$$\overline{EI} = \sum_{i=1}^N EiIi \quad \dots\dots\dots (7), \quad \overline{AG} = \sum_{i=1}^N AiGi \quad \dots\dots\dots (8)$$

さらにある温度Tを選定し、その温度における弾性係数 $\overline{E_T}$ とペアで以下の式で計算される断面2次モーメント $\overline{I_T}$ , 断面積 $\overline{A_T}$ を梁特性として入力した。

$$\overline{I_T} = \overline{EI} / \overline{E_T} \quad \dots\dots\dots (9), \quad \overline{A_T} = \overline{AG} / \overline{G_T} \quad \dots\dots\dots (10),$$

$$\overline{G_T} = \overline{E_T} / 2(1 + \nu) \quad \dots\dots\dots (11) \quad \nu(0.3) : \text{ポアソン比}$$

3.1.4 梁モデル計算結果

反压下側圧下量の計算結果を実測結果と対比してFig. 5に示す。いずれのケースも計算結果は実測結果とほぼ一致しており、本モデルも妥当なものと考えられる。

Fig. 6に種々の形状のロールで後述する偏析改善上適正な条件で圧下する場合の圧下側から反压下側への圧下力伝達率(圧下荷重のうち圧下ロールと対向するロールに伝わる圧下荷重の割合)の推定結果を示す。計算は実機試験を行った3段圧下に加え、圧下段数の影響を検討するため6段圧下についても行った。圧下力伝達率は1より小さいが、ロール偏平部の幅lが広く所要圧下力が大きいほど1に近づく。また、圧下側ロールと反压下側ロールによる圧下量は圧下段数が多いほど近づき、ロール偏平部の幅lが減少すると反压下側の圧下量が相対的に増加する。

3.2 中心偏析に及ぼす圧下条件、凝固組織の影響

凝固末期軽圧下はブルームの中心偏析の主要原因である凝固収縮による残溶鋼の流動を防止して偏析改善を図る技術

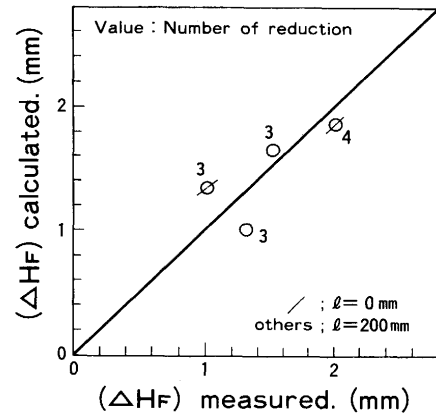


Fig. 5. Comparison between calculated and measured reduction amount on opposite side of reduction( $\Delta H_F$ ).

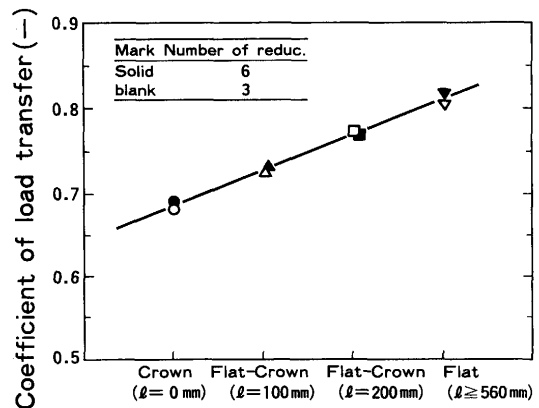


Fig. 6. Calculated results of coefficient of load transfer from reduction side to opposite side.

であり、凝固収縮量に見合った収縮補償を実現する圧下条件の把握が重要である。この点に関し、V偏析も収縮流動に起因して生成することから、中心偏析の改善上適正な条件かどうかをV偏析が消滅するかどうかで判定した。

クラウンロールでの#14SEG圧下において、V偏析の生成挙動に及ぼす圧下条件の影響について機械構造用鋼(SC材)で調査した結果をFig. 7に示す。本ケースの場合、圧下帯中央位置の厚み未凝固率で4~8%(中心部固相率(fs)で0.50~0.32)、トータル圧下量(鑄片上, 下面の圧下量の和)6~9mmでV偏析が消滅した。上記適正圧下量は圧下速度(≡(トータル圧下量)/(圧下帯通過時間))で2.2~3.2mm/minに対応する。厚み未凝固率が4~8%(中心部fsで0.50~0.32)以外では圧下してもV偏析の生成が認められた。4%以下では圧下タイミングが遅過ぎ、8%以上ではタイミングが早過ぎたためと推察される。圧下量が小さいと収縮流動を十分防止できずV偏析が生成し、過大な場合は残溶鋼が逆流して逆V偏析が生成した。#13SEG圧下の場合も同じ厚み未凝固率(中心部fs)と圧下量の範囲でV偏析が消滅することを確認した。Fig. 8に適正圧下材と非圧下材の鑄片縦断面サルファープリントを示す。

また、厚み未凝固率が最適な6%での軽圧下帯の中心部

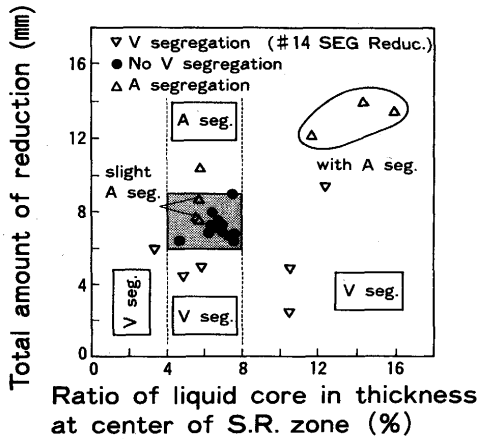


Fig. 7. Optimum total amount of reduction and ratio of liquid core in thickness. Width of reduction roll: 1=0mm, Grade: A~E, Vc: 0.79 ~0.99m/min

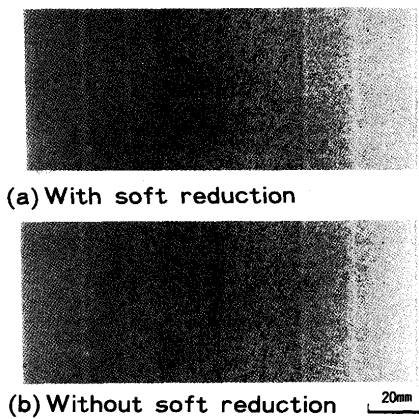


Fig. 8. Sulphur print of longitudinal section of bloom. (Grade: B)

fs は #14SEG 压下で0.36~0.51, #13SEG 压下で0.38~0.48であり, 軽压下でSC材の偏析改善を図る際には, およそ0.35~0.50の固相率範囲を压下することが重要と考えられる。なお, 中心部fsは凝固計算(エンタルピー法<sup>14)</sup>で推定した。

鋼重AおよびBについて前述の適正未凝固率範囲で調査したトータル压下量とCの中心偏析度の関係をFig. 9に示す。6~9mm压下すると中心偏析度は非压下材に比べ大幅に低下した。また, 軽压下材, 比較材共に鑄片上面側等軸晶率(L-E.Z.R.)が高いほどCの中心偏析度は低下するが<sup>3</sup>(Fig.10), これは等軸晶化で固液共存相の流動抵抗や粘性が増して溶鋼流動がより抑制されるためと考えられる。すなわち, 凝固組織の等軸晶化を図り, 軽压下で収縮流動を抑制することにより中心偏析の一層の軽減が可能である。

さらに, Fig. 9と10に示すように, 今回検討した3種類のロール形状では压下条件(未凝固率, 压下量)とL-E.Z.R.が同じであれば, 偏析レベルに顕著な差は認められない。

### 3.3 適正压下速度の解析

軽压下の適正压下量は鑄造条件やロール形状等の压下条件で異なり, 特にブルームでは凝固は2次元で, 鑄片の変

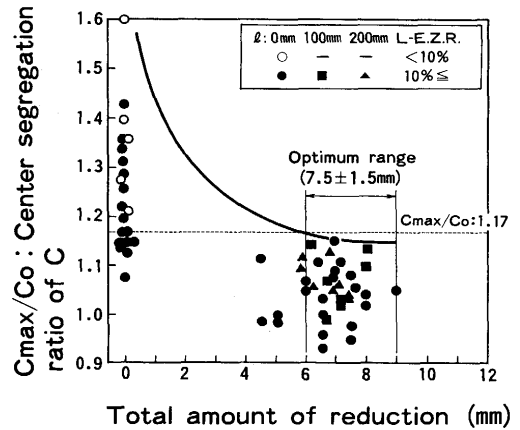


Fig. 9. Relation between total amount of reduction and center segregation ratio of C. #13 or #14SEG, Grade: A or B, 1=0, 100, 200mm

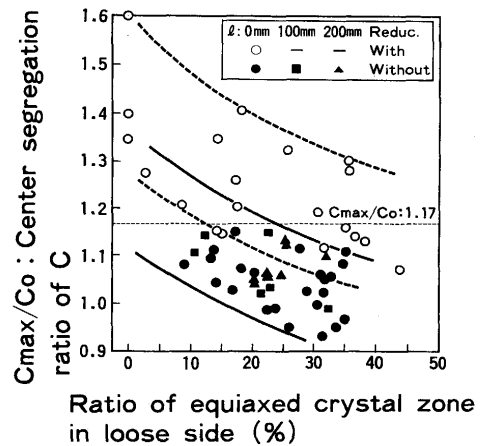


Fig. 10. Relation between ratio of equiaxed crystal zone in lose side and center segregation ratio of C. #13 or #14SEG, Grade: A or B, 1=0, 100, 200mm

形は3次元で展開するためスラブに比べより一般化した取扱が必要となる。本研究ではクラウンロール軽压下の適正压下速度について既報<sup>1)</sup>の手法を用いて解析した。

軽压下時の鑄片の幅拡がりや先進を考慮した鑄造方向の物質収支より導出された基礎式を以下に示す。左辺第1項は压下による補償項, 右辺第1項は凝固, 熱収縮量, 第2項, 第3項はそれぞれ压下による先進量と幅拡がり量に, 第4項は流入, 出する溶鋼量に対応する。

$$\left(\frac{dR}{dz}\right) \int_0^{y_1(x)} \rho V_{sz} |_{x=x_1} dy = 2 \left\{ \iint_{St} \left( V_{sz} \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial z} + \bar{\rho} \frac{\partial V_{sz}}{\partial z} \right) dx dy + \int_0^{x_1(y)} \rho V_{sz} |_{y=y_1} \left( \frac{dy_1}{dz} \right) dx + \frac{\partial}{\partial z} \iint_{S_1+S_2} \bar{\rho} f_1 v dx dy \right\} \dots (12)$$

$\bar{\rho} = \rho_s f_s + \rho_l f_l$ ,  $\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial z} = (\rho_s - \rho_l) \frac{\partial f_s}{\partial z} + (f_s d\rho_s/dT + f_l d\rho_l/dT) \frac{\partial T}{\partial z}$ ,  $v$ : 液相の相対流速(=  $V_{lz} - V_{sz}$ ),  $V_{lz}, V_{sz}$ : 液相, 固相の鑄造方向速度,  $\rho$ : 密度,  $f$ : 体積分率,  $St$ : 1/4断面積(=  $S_1$ (液相) +  $S_2$ (共存相) +  $S_3$ (固相)),  $x_1$ : 鑄片厚/2,  $y_1$ : 鑄片幅/2,  $x, y, z$ : 鑄片幅, 厚み, 鑄造方向座標, 添え字,  $l$ : 固相, 液相

さらに解析を容易にするため、鑄片表面での体積補償量のうち固液界面に到達する割合を圧下効率( $\eta_{FEM}$ )と定義して導入することで固液界面での必要圧下勾配( $dR/dz$ ) $_i$ と鑄片表面での必要圧下勾配を以下のように直接結び付けた。 $(dR/dz)_i$ は(12)式で変形を無視し、 $v=0$ (流動防止条件)、固相の移動速度一定( $\partial V_{sz}/\partial z=0$ )、鑄片幅一定( $dy_1/dz=0$ )として得られる(13)式で計算される。

$$\left(\frac{dR}{dz}\right)_i = 2 \iint_{s,t} \left(\frac{\partial \rho}{\partial z}\right) d \times dy / \int_0^{y_1(x)} \rho_s^{(x)} |_{x=x_1} dy \quad \dots (13)$$

また、固液界面での体積補償量のうち、一部は共存相の先進に消費される。その分実質的な圧下効率( $\eta$ )は低下するとして $\eta_{FEM}$ を補正した。以上の取扱により鑄片表面での必要圧下勾配( $dR/dz$ ) $_e$ を計算する次式が得られる。なお、 $\eta_{FEM}$ と $\epsilon$ はロールや未凝固部の形状を考慮して、3次元の弾塑性FEMモデル<sup>1)</sup>で推定される。

$$\left(\frac{dR}{dz}\right)_e = \left(\frac{dR}{dz}\right)_i / \eta \quad \dots (14), \quad \eta = \eta_{FEM} / (1 + \alpha) \quad \dots (15)$$

$$\alpha = \epsilon (A_s - A_{SFEM} + \rho_1 A_1 / \rho_s) / \Delta A_i = \epsilon A_s' / \Delta A_i \quad \dots (16)$$

$$\Delta A_i = (dR/dz)_i \cdot l_p \cdot B_0 \quad \dots (17)$$

$A_1 = \iint f_1 dx dy$ ,  $A_s = \iint f_s dx dy$ ,  $A_{SFEM}$ : FEM計算で仮定した界面より外側の固相断面積,  $\eta_{FEM}$ : 圧下効率(FEMで推定),  $\epsilon$ : 先進率,  $A_s'$ : 固相換算未凝固部断面積

3CC#14SEG圧下の場合の適正圧下速度の解析結果を各種軽圧下試験の結果<sup>1)</sup>と共にFig.11に示す。計算値、実測値共に鑄片表面での圧下断面積が等価なフラットロール全幅圧下の場合の圧下速度に換算して示した。鑄造条件や圧下条件が異なる場合においても計算結果と実験結果は概ね一致している。クラウンロールの結果は計算結果に比べ実測結果が大きいのが、本試験のように圧下帯が短い場合、圧下範囲の収縮量を上回る体積補償を行った方が流動抑制効果が大きいためと考えられる。

なお、Fig.11の鑄片サイズ、圧下ロール形状による最適圧

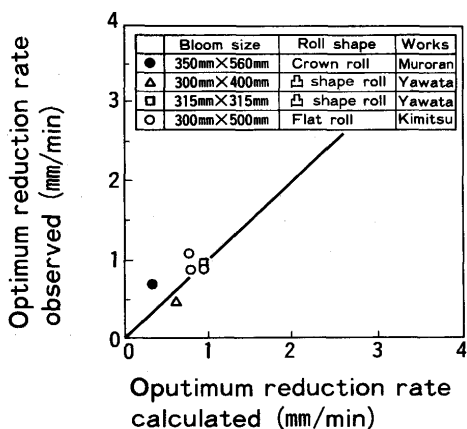


Fig. 11. Comparison between calculated and observed optimum reduction rate.

下速度の差は圧下効率( $\eta$ )に大きく依存し、ストランドの幅に対して未凝固幅が広いほど、また、ロールで圧下する範囲がストランド幅方向に狭いほど $\eta$ は高く、その分最適圧下速度は減少する<sup>1)</sup>。

#### 4. 結言

ブルーム鑄片の偏析改善を狙いとして、クラウンロールを用いた凝固末期軽圧下の実機試験を行い、適正圧下条件や軽圧下装置の圧下特性、中心偏析への凝固組織の影響について調査すると共に、適正圧下速度や圧下特性について理論検討を行い、以下の点を明らかにした。

(1)クラウンロールでの効率的な凝固末期軽圧下によりV偏析や中心偏析は大幅に改善され、さらに凝固組織の等軸晶化を促進することで、中心偏析はより軽微となる。

(2)SC材の適正圧下範囲は鑄片中心部固相率で0.35~0.50で、適正トータル圧下量は6~9mmであり、凝固計算と変形解析から推定した適正圧下速度の理論値は実績値と概ね一致した。

(3)軽圧下の圧下特性を解析する理論モデル(圧下モデル、梁モデル)を構築し、圧下量制御を可能とした。また、本理論モデルでの解析で以下の点を明らかにした。

(4)クラウンロールで鑄片巾中央部のフラット部の幅を拡大すると、接触面積と平均圧延抵抗が増加するため所要圧下力が増大し、圧下側のロール群から対向するロール群への圧下力伝達率が増加する。また、圧下段数が多いほど、圧下側と反圧下側の圧下量は近づく

(5)クラウンロール軽圧下時の鑄片の平均圧延抵抗はおおよそ102~122(MPa)と推定された。

#### 文 献

- 1) 荻林成章, 内村光雄, 磯部浩一, 前出弘文, 丸木保雄, 西原良治, 沖森麻佑巳, 佐藤 哲: 材料とプロセス, 2(1989), p.162
- 2) 渡部忠男, 佐藤 敦, 吉田克磨, 豊田 守, 川崎守男: 材料とプロセス, 2(1989), p.1146
- 3) 松崎孝文, 三隅秀幸, 溝口庄三, 荻林成章, 瀬々昌文, 白井登喜也, 稲葉東實, 長田修次: 材料とプロセス, 2(1989), p.1150
- 4) 木村雅保, 齋藤 忠, 木村 司, 上田 輝, 大塚秀樹, 綾田研三, 仲山公規: 材料とプロセス, 2(1989), p.1154
- 5) 小林日登志, 栗山伸二, 政岡俊雄, 鈴木幹雄, 宮原 忍: 材料とプロセス, 2(1989), p.1158
- 6) 小島信司, 今井卓夫, 溝田久和, 藤村俊生, 松川敏胤: 鉄と鋼, 78(1992), p.1794
- 7) 綾田研三, 安中弘行, 中田 等, 川崎正蔵, 蝦名 清, 泰 高樹: 材料とプロセス, 2(1989), p.1169
- 8) 宮沢憲一, 大橋徹郎: 鉄と鋼, 72(1986), S192
- 9) 岡戸 克, 藤田米章: 鉄と鋼, 66(1980), S187
- 10) R.SIMS: Proc. Inst. Mech. Engrs., 168(1954), p.191
- 11) 志田 茂: 塑性と加工, 10(1969), p.610
- 12) 第3版鉄鋼便覧V(日本鉄鋼協会編), (1980), p.255[丸善]
- 13) 斎藤好弘: 塑性と加工, 11(1970), p.736
- 14) 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法(日本鉄鋼協会編), (1971), p.68