

ブルーム連続铸造技術の向上

Technical Developments of Continuous Bloom Casting

飯田 義治*
Yoshiharu Iida

岡野 忍**
Shinobu Okano

新庄 豊***
Yutaka Shinjo

児玉 正範****
Masanori Kodama

上田 徹雄*****
Tetsuo Ueda

上杉 浩之*****
Hiroyuki Uesugi

Synopsis:

The No. 1 steelmaking shop of Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp. operates two continuous bloom casters with mold size ranging from 200 × 250 mm to 400 × 560 mm. Recently, CC ratio in crude steel for shapes, bars, wires and seamless steel tubes has reached the high percentage of 96. In this paper, the influence of casting conditions on surface and internal defects of blooms has been studied. A mathematical model to predict the amount of large inclusions accumulated in the upper side of continuous cast blooms is presented, in which operating variables, particularly fluid flow in molten pool, are involved.

The multi-pore immersion nozzle has proved to be superior to a single pore nozzle, in increasing area fraction of equiaxed crystals near center axis of the cast in addition to decreasing accumulation of inclusions. It is revealed through the model and many experiments that the amount of large inclusions in large cross section blooms is less than in the case of smaller ones. The influence of electromagnetic stirring force on the center segregation and negative segregation at the part of white band is made clear. The internal defect of high carbon steels caused by segregations is decreased by the proper electromagnetic stirring conditions.

1. 緒 言

当社水島製鉄所では昭和43年にブルーム用の第1連铸機を、ついで昭和48年にブルームおよびビームブランク兼用の第3連铸機を建設し、断面サイズ200×220mmから300×400mmの条鋼用素材の铸造を行ってきた。その後連铸材適用製品サイズの拡大をはかるため、昭和53年に第3連铸機の改造を行い、400×560mmサイズの铸込みに成

功し、機械構造用炭素鋼および低合金鋼の丸棒では260mmφまで、継目無鋼管では外径16"までを連铸化することができた。さらに高炭素鋼の内部品質のより一層の向上を目的として昭和54年電磁攪拌装置を設置した。

本報では連铸ブルームの铸片品質向上技術を総括するとともに、大断面連铸ブルームにおける铸込み時の溶鋼流動が非金属介在物および铸片の等軸晶率におよぼす影響ならびに電磁攪拌によって得られた二、三の知見について述べる。

* 水島製鉄所製鋼部部长
*** 技術研究所水島研究室
***** 水島製鉄所製鋼部第1製鋼課掛長
〔昭和55年4月28日原稿受付〕

** 技術研究所水島研究室主任研究員
**** 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主査(課長待遇)
***** 水島製鉄所管理部厚板管理課主査(掛長待遇)

2. 設備仕様と操業

Table 1 に第 1 および第 3 連鋳機の設備仕様を示す。第 3 連鋳機は未凝固鋳片の矯正曲げ時の内部割れを防止するため 2 点曲げ矯正方式を採用している。

現在工程生産を行っている鋳造鋼種を Table 2 に、また条鋼用素材の連鋳比率の推移を Fig. 1 に示す。連鋳スラブからの大形 H 形鋼圧延技術の開発と相まって、条鋼用素材の 90% 以上が連鋳化されており、特に継目無鋼管用素材の連鋳化は 99% 以上に達している。

3. 表面欠陥とその対策

連鋳ブルームの欠陥とそれらの防止技術についてはすでに報告してあるが^{1,2)}、それらのうち主な欠陥について次に述べる。

大径の棒鋼で特に問題となる鋳片表面気泡は、浸漬ノズル嵌合部からの大気吸引による影響が大きく、Fig. 2 に示すように浸漬ノズル形状を変えることにより防止することができた。

鋳片表面のひび割れは長さ 5~20mm 深さ 2~4mm 程度のものであるが、黒皮面では検出しにく

いため棒鋼および継目無鋼管の表面疵として残存しやすい。この割れは鋳型銅板からの銅の侵入および鋳型内または 2 次冷却帯上部で鋳片表面が局部的に急冷されるために生じる。前者については

Table 1 Main specifications of the continuous casting machines for blooms and beam blanks

Item		No.1 C. C. M.	No.3 C. C. M.
Furnace		180t LD×2/3	
Start up		June 1968	Oct. 1973
Mold size (mm)		200×220×1.10	240×400×1.10
× Casting speed		200×300×1.10	300×400×0.90
(m/min)		250×250×1.00	400×560×0.50 (B. B.)
		250×300×1.00	400×460×1.0
Number of strands		8	4
Bending radius (mm)		12 500	12 500/22 250 2 points unbending
Length from meniscus (mm)	To the end of pinch roll	22 085	23 060
	To the torch cutter	38 850	41 886

Table 2 Steel grades continuously cast for bars, wire rods, shapes and seamless tubes

Products	Steel grades
Bars	Cold heading and drawing steel bars Carbon and alloy steel bars for machine structural use Re-sulphurized carbon steel bars
Wire rods	Low carbon steel wire rods High carbon steel wire rods Tire cord and piano wire rods Pre-stressed concrete wire rods Cold heading and forging wire rods Welding wire rods
Shapes	H shapes (Marine steel, high tensile strength steel) Sheet piles
Seamless tube	High pressure service, boiler, line pipe Casing and tubing Machine structural (carbon and alloy steels)

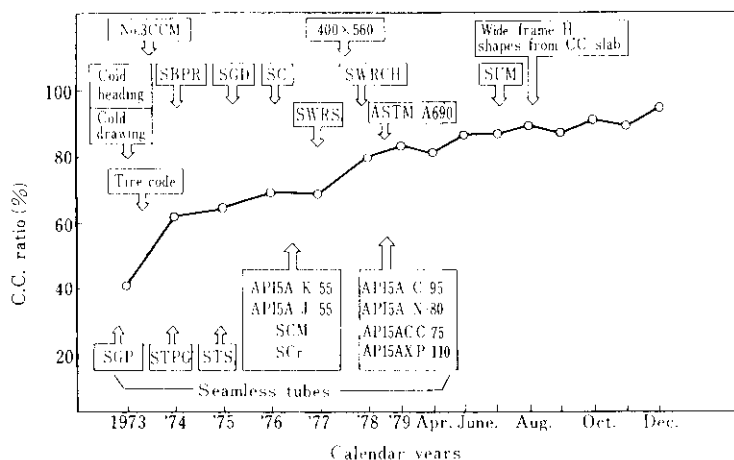


Fig.1 Change of C.C. ratio in crude steel for bars, wires, shapes and seamless tubes

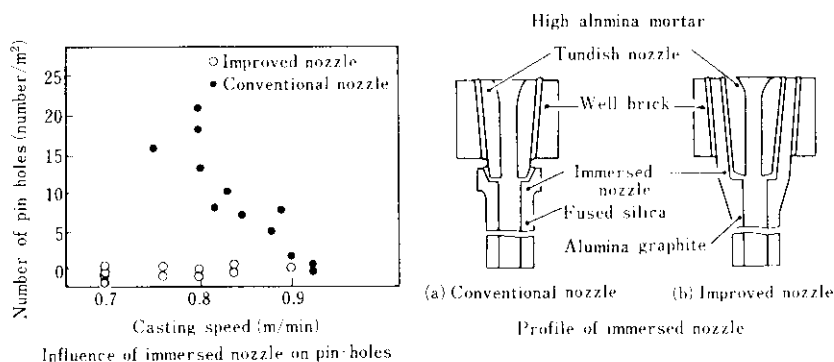
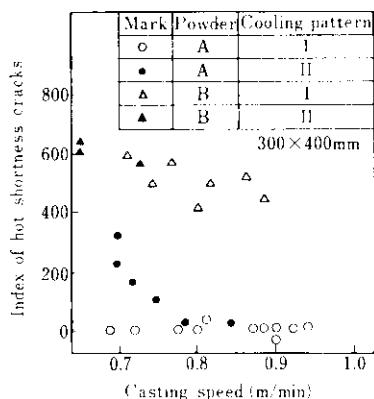


Fig.2 Causes and preventions of pin-holes

鋳型銅板のNi-Fe コーティング、後者についてはモールドパウダーおよび二次冷却水パターンで対処した。Fig. 3 にひび割れに対するモールドパウ

ダーおよび二次冷却水パターンの影響を示す。低粘度のパウダー・A は消費量が多く、鋳型と鋳片間に介在するスラグフィルムが厚くなるので鋳片が



Influence of mold powder and spray cooling pattern on hot shortness cracks

Fig.3 Causes and preventions of hot shortness cracks

Viscosity of mold powders

Brand	CaO·SiO ₂	Viscosity (poise)		
		1300°C	1250°C	1200°C
A	1.00	2.2	3.2	4.5
B	0.96	16.5	31.0	40.0

Spray cooling pattern (l/min)

Cooling pattern	Zone length mm	M.S.	I	II	III	IV VI
I	300	866	2700	2700	8100	
II	20	91	165	112	96	
	50	150	182	126	96	

M.S.: Mold spray

均一に緩冷却され割れの発生が少ない。冷却について言えば2次スプレー帯上部での冷却水量を減らして頭部弱冷にした冷却パターン1が良好である。鋳造速度の低下に伴いび割れが増加しているが、これは水量一定で作業したため鋳造速度の低下により比水量が過度に増大したことによるものであり、比水量制御を行うことによって解決し得た。

4. 内部割れとその対策

鋳片表面から6~20mmのところに発生する長さ10~30mmの表層直下の内部割れは鋳型直下でのバルジングないしはローラーエプロンの不整合によって生じる。Fig. 4にはS45Cの鋳片単位表面積あたりの鋳型抜熱量と表層直下の内部割れの関係を示した¹⁾。単位表面積あたりの鋳型抜熱量の多いほど、すなわち鋳型直下での凝固シェルが厚いほど割れは減少しており、モールドパウダーについては低粘度のパウダーAが良好であることがわかる。

内部割れには前述のバルジング、ローラーエプロンの不整合によって生じるもの以外に復熱によるものと未凝固鋳片の矯正によるものがある³⁾。このうち前者は2次冷却の適正化によって比較的容易に対処できるが、後者はかなりやっかいな問題である。未凝固鋳片の矯正割れは鋳込み速度 v_c (m/min) が早く、矯正ひずみ ϵ_u (%) が大きいほど割れやすい傾向がある。0.2~0.3%Cの中炭

素鋼について $v_c \cdot \epsilon_u$ と矯正割れの関係をFig. 5に示す。 $v_c \cdot \epsilon_u \leq 0.2$ (%・m・min⁻¹)であれば矯正割れは発生していない。この限界値に達する鋳込み速度は1点矯正の1連鋳機では200×220mmサイズで1.6m/min、250×300mmサイズで1.0であるのに対し、2点矯正を行っている3連鋳の300×400mmサイズでは1.3m/minとなり、2点矯正の優位性が明らかである。

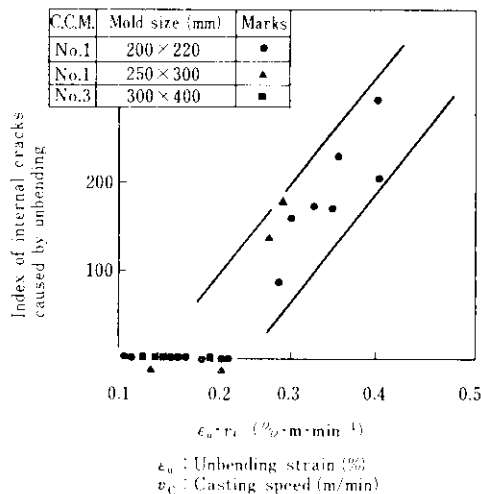


Fig.5 Influence of $\epsilon_u \cdot v_c$ on internal cracks caused by unbending

5. 非金属介在物

5.1 溶鋼中の介在物減少

棒鋼および継目無鋼管の地キズ等の原因になる大型の非金属介在物は脱酸生成物、注入時の空気酸化およびタンデッシュ内スラグなどである。このためRHないしは無酸化雰囲気下での不活性ガスによる取鍋溶鋼の攪拌、取鍋タンデッシュ間のシール、タンデッシュ内の堰設置、溶損の少ない耐火物材質の選定および浸漬ノズル内へのガス吹き込み等の対策を取り、鋳型内へ入って来る溶鋼中の介在物量を極力少なくなるようにしている。これらの対策の効果をFig. 6に示す⁴⁾。

5.2 鋳込み時の溶鋼流動の影響

円弧型連鋳機の鋳片上面側に捕捉される介在物

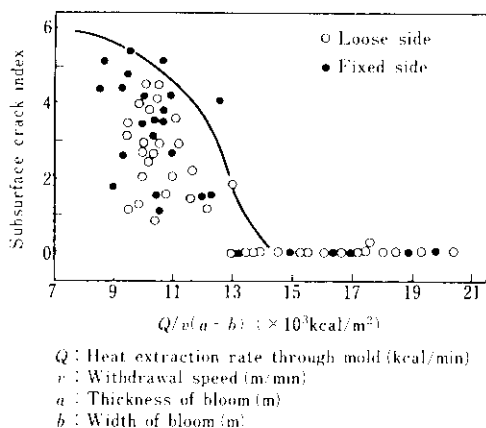


Fig.4 Influence of heat extraction index $Q/v(a+b)$ on subsurface crack index

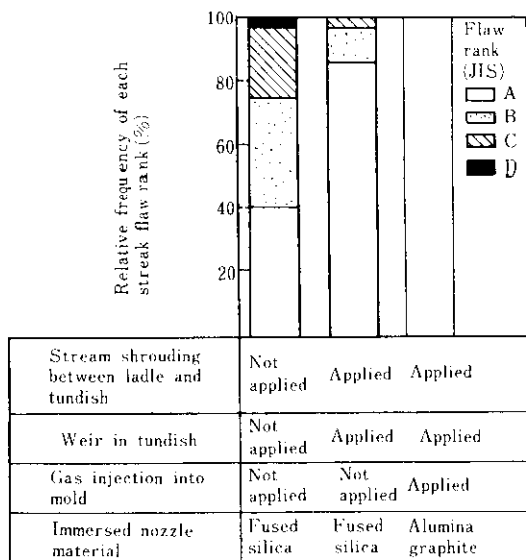


Fig.6 Influence of casting means on macro streak flow in 38mmφ bars with 0.45%C

量は鋳込み時の溶鋼流動，すなわち浸漬ノズル形状，鋳込み速度および鋳片サイズによって変化する。そこで目的要因以外は同一条件下で鋳込み，これらの影響を調査した。介在物量は鋳片表面と平行に 2.5mm 厚の板状試料を切り出し，透過 X 線法により 0.01cm 以上の大きさのものを測定した。

Fig. 7 に浸漬ノズル形状による鋳片内介在物分布の測定結果を示す。単孔ノズルでは湯面下の深い位置まで注入流の影響がおよぶのに対し，多孔ノズルでは流れが上部側で消滅してしまうため (Fig. 12 参照) 鋳片に捕捉される介在物量は非常に少なくなる。なお図中の実線は後で述べる介在物捕捉モデルによる計算値である。

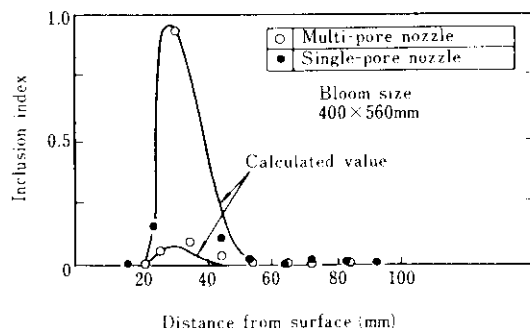


Fig.7 Influence of shape of immersion nozzle on accumulation of non metallic inclusions

400×560mm サイズの鋳片について鋳込み速度の影響を調査した結果を Fig. 8 に示す。鋳込み速度が大きくなると鋳片に捕捉される介在物は増加するが，Fig. 7 に示したノズル種類の差ほどではない。

Fig. 9 に鋳片サイズと介在物の関係を示す。大

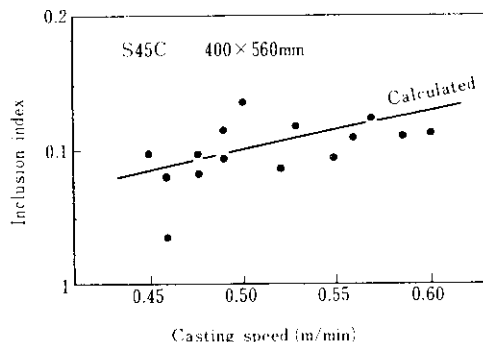


Fig.8 Influence of casting speed on accumulation of non-metallic inclusions

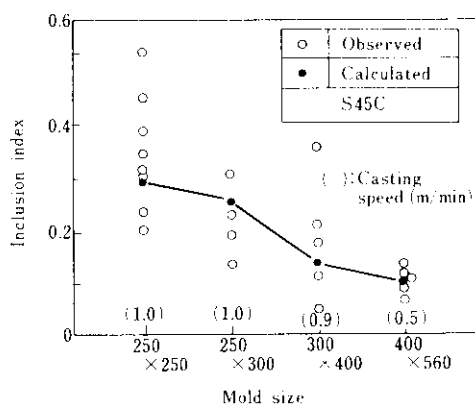


Fig.9 Influence of mold size on accumulation of non-metallic inclusions

断面サイズの方が介在物の浮上分離に対して有利となっているが，これは大断面サイズは鋳込み速度が遅く，また浸漬ノズルと鋳型間の距離が大きくなるため注入流の減衰が大きくなることなどが影響していると推定される。

5.3 介在物の捕捉モデル

湾曲型連鋳ブルームの鋳片上面側に捕捉される介在物量はノズル形状，鋳込み速度および鋳片サイズによって変るが，これらの影響を定量的に把握するためのモデルを導出したので以下に述べる。

湾曲型連鋳機における介在物捕捉モデルについてはスラブ連鋳機では熊井ら⁵⁾、垣生ら⁶⁾、坪田ら⁷⁾が、ブルーム連鋳機では宮村ら⁸⁾が報告している。これらはいずれもクレーター内の深さ方向の介在物分布を仮定しているが、筆者はクレーター内の流れおよび鋳込まれる溶鋼中の介在物粒径分布からこれを計算するモデルを考えた。

まず、クレーター内の下向きの溶鋼流速は次式で表されるとする。

$$v_l = \alpha \cdot \exp(-\beta l) \quad \cdots \cdots (1)$$

ここで

l (cm): 鋳片に沿って測った湯面からの距離

v_l : その位置における溶鋼流速 (cm/s)

α, β : 鋳込み方法によって決まる定数

対象とする介在物径 d_i (cm) は 0.01~0.05cm であり、介在物の密度を 3.5g/cm³、溶鋼の密度を 7.0g/cm³、粘性を 0.07poise とすると介在物の浮上速度は径の小さい側では粒径の 2 乗、大きい側では 1.14 乗に比例するので、この間の近似式として次式を用いる。

$$v_i = 300 d_i^{1.5} \quad \cdots \cdots (2)$$

また、鋳込まれる溶鋼中の介在物数は粒径の関数であるが、これを次式で近似する。

$$N = N_0 \exp(-\gamma \cdot d_i) \quad \cdots \cdots (3)$$

ここで、

N_0 : 単位体積あたりの溶鋼中の介在物総数

N : d_i より大きい径を持つ介在物の単位体積あたりの個数

である。

Fig. 10 において、湯面から l の位置に存在する最も大きい介在物径を $d_{\max}$ とすると、介在物の浮力と v_l との釣り合いから次式が成り立つ。

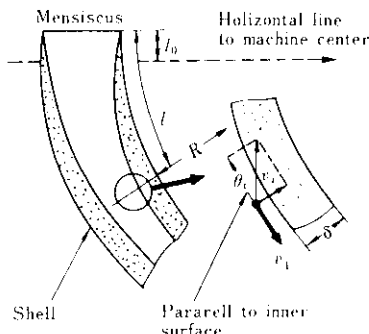


Fig. 10 Schematic representation of trapping inclusions at upper shell

$$\alpha \exp(-\beta l) = 300 d_{\max}^{1.5} \quad \cdots \cdots (4)$$

また対象とする最小の介在物径を $d_{\min}$ とすると l の位置における介在物個数 N_l は (3) 式から次のようになる。

$$N_l = N_0 \exp(-\gamma \cdot d_{\min}) [1 - \exp\{-\gamma(d_{\max} - d_{\min})\}] \quad \cdots \cdots (5)$$

一方、 $v_i \sin \theta_i$ は介在物の凝固界面へ接近する速度を意味し、介在物が凝固界面へ捕捉される確率はこの値に比例すると考えられる。 $v_i \sin \theta_i$ は介在物の大きさ、凝固シェルの生成度合および湯面からの距離によって変る。モデルを簡単にするため、 $v_i \sin \theta_i$ をその位置における最大径の介在物の値で代表することにとすると次式が成り立つ。

$$v_i \cdot \sin \theta_i = \alpha \cdot \exp(-\beta l) \cdot \tan \theta_i \quad \cdots \cdots (6)$$

l の位置における凝固厚 δ (cm) は、鋳込み速度 v_c (cm/s) と (7) 式の関係があるので、幾何学的な計算から $\tan \theta_i$ は (8) 式となる。

$$\delta = k \left(\frac{l}{v_c} \right)^{0.5} + b \quad \cdots \cdots (7)$$

$\tan \theta_i$

$$= \frac{(R + \delta) \tan\{(l - l_0)/R\} - R(d\delta/dl)}{(R + \delta) + R(d\delta/dl) \tan\{(l - l_0)/R\}} \quad \cdots \cdots (8)$$

ここで

k, b : 定数

R : 円弧の半径

l_0 : 湯面から円弧の中心を通る水平線までの距離

である。

一方、単位凝固厚みあたりの表面積は (7) 式から次のようになる。

$$\frac{dl}{d\delta} = \frac{2v_c(\delta - b)}{k^2} = \frac{2l}{\delta - b} \quad \cdots \cdots (9)$$

(5)、(6) および (9) 式から、鋳片単位厚みあたりに捕捉される介在物数 m は結局 (10) 式で表される。

$$m = 2N_0 \exp(-\gamma \cdot d_{\min}) \cdot \alpha v_c \left(\frac{\delta - b}{k^2} \right) \times [1 - \exp\{-\gamma(d_{\max} - d_{\min})\}] \cdot \exp\{-\beta l\} \cdot \tan \theta_i \quad \cdots \cdots (10)$$

この式から鋳片に捕捉される介在物量は溶鋼流速を表すパラメータ α および鋳込み速度に比

例することになる。なお $\tan \theta_i$ の値が負の場合には介在物は捕捉されない。

スライム法で抽出した低炭素アルミキルド鋼および炭素鋼における介在物数と粒径の関係^{9,10)}を(3)式に適用すると Fig. 11 に示すような関係が得られる。これより r の値は 200 となる。Fig. 12 には水モデルによる単孔ノズルと多孔ノズルの流れの観察結果を、Fig. 13 にはそれぞれの凝固界面近くの流速を測定した結果を示した。 α の値は単孔ノズルで 352cm/s, 多孔ノズルで 54cm/s, β は 0.016cm^{-1} となる。 k および b は鋳型内トレーサ添加法(硫化鉄)および釘打ち法から求めた。

Fig. 7 の実線はこれらの値を用いて(10)式から計算したものである。このモデルでは介在物の相対量しか求まらないので、ここでは単孔ノズルの介在物のピーク値を実測値と合わせた。Fig. 8 の実線は鋳込み速度 0.5m/min の時の介在物量を 0.1 とし、 β はすべて 0.016cm^{-1} , α は v_c に比例して増加するものとした。Fig. 9 では $400 \times 560\text{mm}$ サイズの実測値と計算値とを合わせた。各サイズ

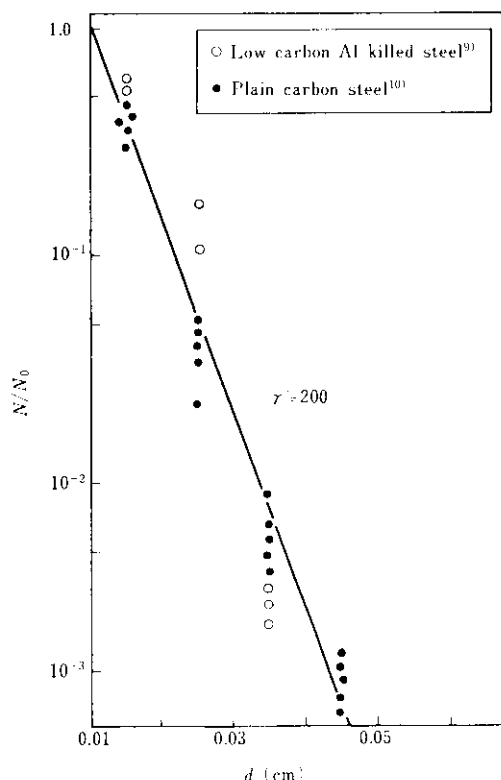


Fig. 11 Size distribution of inclusions in steel cast

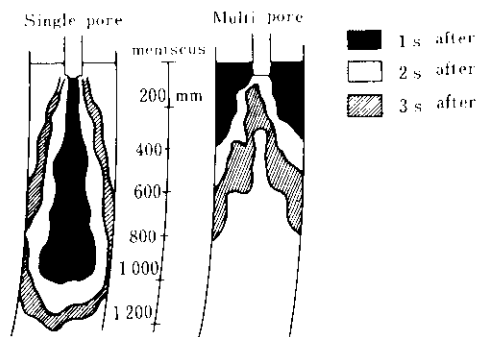


Fig. 12 Jet stream from immersion nozzle by water model

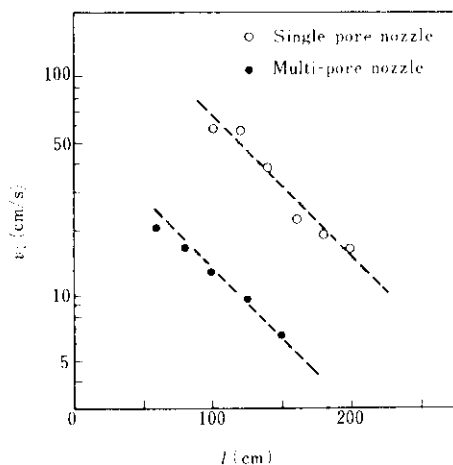


Fig. 13 Relations between flow velocity v_1 and distance l from meniscus by water model of bloom casting

の α の値は岩崎らの自由噴流の減衰の式¹¹⁾を用いて凝固シェルに衝突時の溶鋼流速を求め、これにノズル出口角度 θ_s による補正項 $(1 + \sin \theta_s)/2$ を乗じて衝突位置での下向きの溶鋼流速を計算した。次いで、 $\beta = 0.016\text{cm}^{-1}$ として α を求めた。

Fig. 7, 8, 9 とも計算値は実測値の傾向と良く一致している。このモデルおよび実測値からもわかるように円弧型連鋳機での鋳片上面側介在物量に最も大きく影響するのは下向きの溶鋼流速の定数項 α であり、この値を小さくする鋳込み方法の選定が重要である。

6. 等軸晶と溶鋼流動

鋳片の中心偏析を減少させるためには等軸晶率を増大させることが効果的である¹²⁾。等軸晶率を

増加させるために低温鋳造¹²⁾や後述する電磁攪拌¹³⁾が行われているが、0.2～0.45C% 鋼については鋳型内の溶鋼流動も等軸晶率に影響することが明らかにされている。

Fig. 14 に S45C の 300×400mm サイズの鋳片上面側の等軸晶率とタンデッシュ内溶鋼過熱度 (ΔT) との関係を示す。単孔ノズルを使用したものでは ΔT の増加とともに等軸晶率が減少するのに対し、多孔ノズルを使用した場合には ΔT が 40℃ とかなり高温でも 30% 以上の等軸晶率が得られている。Photo. 1 には単孔ノズルおよび多孔ノズルを使用した 400×560mm サイズの鋳片断面のマクロエッチおよびサルファープリントの例を示す。

単孔ノズルと多孔ノズルでは鋳型内での溶鋼の流れが異なるため、凝固シェルの生成にも差がみられる。Fig. 15 に S 添加法によって調査した凝

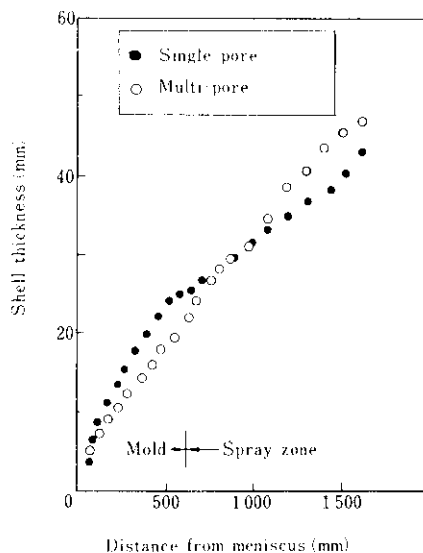


Fig. 15 Influence of type of immersion nozzle on the shell growth in and close to mold

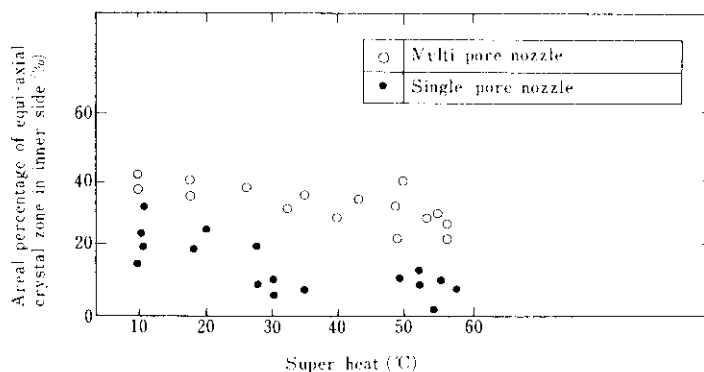


Fig. 14 Relation among super heat, equi axial zone and type of nozzle

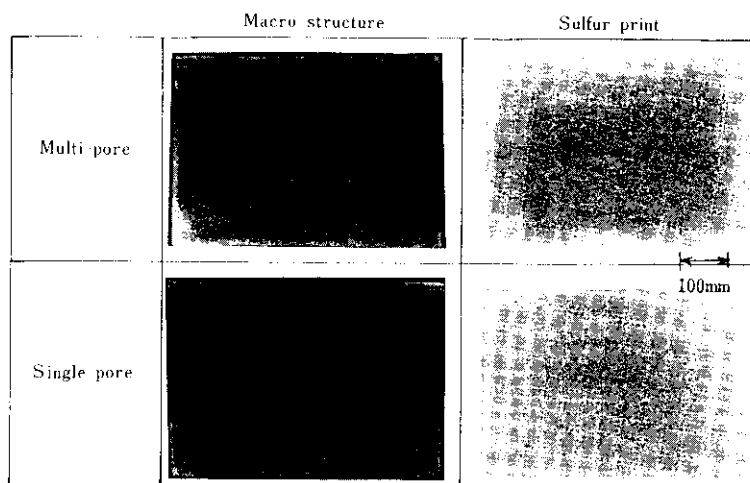


Photo. 1 Examples of macro structure and sulfur print of 400×560mm blooms

固シエル厚を示す。多孔ノズルよりも単孔ノズルの方が鋳型出口での凝固シエルは厚いが、それより下部側では多孔ノズルの方が凝固の生長は早い。

ここで鋳型内の熱バランスを考えてみる。鋳型入口での熱量 Q_i は (11) 式、鋳型出口の熱量 Q_o は (12) 式で示される。なおモールドパウダー表面からの放散熱およびパウダー溶解のための熱量は小さいので無視した。これから鋳型入口と出口での溶鋼温度の降下量 ΔT_m は (13) 式で示される。

$$Q_i = \{ (a-2\delta)(b-2\delta)\rho_L + 2(a+b-2\delta)\delta\cdot\rho_S \} C_{PL}\cdot T_0\cdot v_C \cdots \cdots (11)$$

$$Q_o = (a-2\delta)(b-2\delta)\rho_L\cdot C_{PL}\cdot T_m\cdot v_C + 2(a+b-2\delta)\delta\cdot\rho_S\cdot C_{PS}\cdot T_S\cdot v_C + W_{H_2O}(t_{W2}-t_{W1})C_{PH_2O} \cdots \cdots (12)$$

$$\begin{aligned} \Delta T_m &= T_0 - T_m \\ &= \frac{2(a+b-2\delta)\delta}{(a-2\delta)(b-2\delta)} \cdot \frac{\rho_S}{\rho_L} \left\{ \frac{C_{PS}}{C_{PL}} T_S - T_0 \right\} + \frac{W_{H_2O}(t_{W2}-t_{W1})}{v_C \rho_L (a-2\delta)(b-2\delta)} \\ &\quad \times \frac{C_{PH_2O}}{C_{PL}} \cdots \cdots (13) \end{aligned}$$

ここで

- a, b : 鋳片厚みおよび幅 (cm)
- ρ : 密度 (g/cm³)
- δ : 鋳型出口での凝固シエル厚み (cm)
- v_C : 鋳込み速度 (cm/min)
- C_P : 平均比熱 (cal/g^{°C})
- W_{H_2O} : 鋳型冷却水の流量 (cc/min)
- t_{W2}, t_{W1} : 鋳型冷却水の出側および入側の温度 (°C)

- T_0 : 鋳型に注入される溶鋼温度
- T_m および T_S : 鋳型出口での溶鋼および凝固シエルの平均温度
- 添字 S と L : それぞれ固体および液体を示す。

Table 3 に示した 4 例について ΔT_m を計算し、鋳型出口部における溶鋼の平均過熱度を求めた。Fig. 16 にその結果を示す。鋳型の入側と出側での溶鋼温度降下量は、単孔ノズルでは 5°C 以下であるのに対し、多孔ノズルでは 20°C 以上も低下しており溶鋼の過熱度は鋳型内でほとんど消失している。すなわち多孔ノズルを用いた場合に等軸晶が増加するのは、溶鋼の過熱度が鋳型内でほとんど消失し、これより下方では過冷却に近い状態になっているため等軸晶核の生成が生じやすいとともに核の再溶解が生じにくくなるためと推定される。

7. 電磁攪拌による品質の向上

包品反応を伴う鋼種については多孔ノズルの使用により鋳片の等軸晶率が増大し、鋳片の中心偏析は低減するのであるが、硬鋼線などの高炭素鋼については多孔ノズルの使用だけでは必ずしも十分ではない。そこでこれの改良を目的として出力 500 kVA の ASEA 式リニヤースターラーを第 1 連鋳機に設置した。

タンデッシュ内溶鋼過熱度が 30~40°C、鋳片サイズ 250×250mm および 250×300mm の高炭素鋼 (0.55~0.85%C) の鋳片上面側等軸晶率とスターラー攪拌力の関係を Fig. 17 に示した。攪拌力の増大に伴い、内外面とも等軸晶率は増加するが攪

Table 3 Actual values used for the calculation of temperature drop of molten steel in mold

Mold size (cm)	Immersion nozzle	W_{H_2O} (l/min)	v_C (m/min)	$t_{W2} t_{W1}$ (°C)	δ (cm)	T_0 (°C)
40×56	Single pore	2 500	0.40	4.9	2.52	1 538
	Multi-pore	2 550	0.45	5.4	1.94	1 538
30×40	Single pore	2 200	0.82	5.9	1.87	1 540
	Multi-pore	2 200	0.87	6.2	1.40	1 540

ρ_L : 7.0g/cm³, ρ_S : 7.4g/cm³, C_{PL} : 0.207cal/g^{°C}

C_{PS} : 0.166g/cm³, T_S : 1 400°C

W_{H_2O} : Cooling water flow rate, v_C : Casting speed

$t_{W2} t_{W1}$: Temperature difference in mold cooling water between outlet and inlet

δ : Shell thickness at outlet of mold, T_0 : Steel temperature in tundish

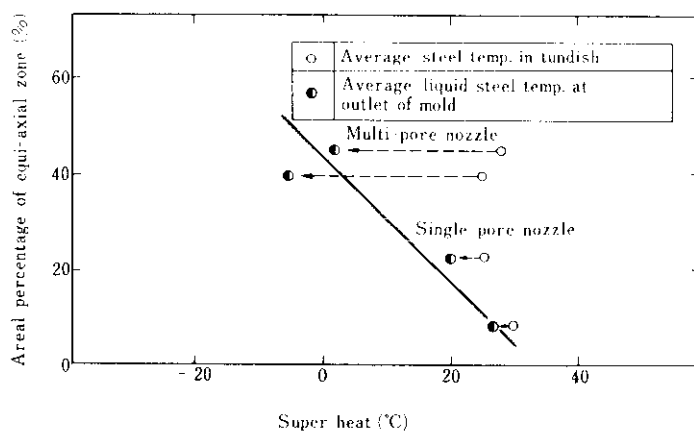


Fig. 16 Relation among equi axial zone, type of nozzle and super heat

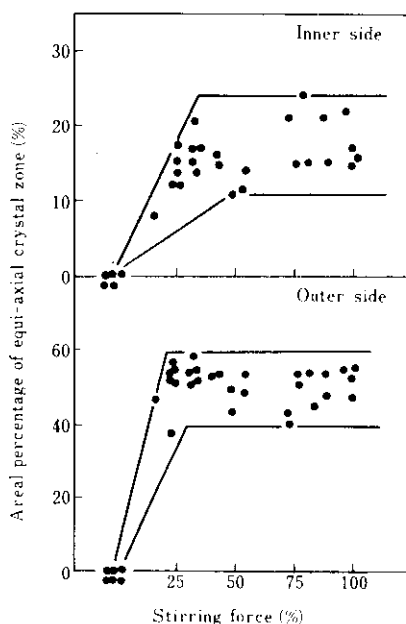


Fig. 17 Relation between stirring force of stirrer and areal percentage of equi axial crystal zone in 0.55 to 0.85% carbon steels

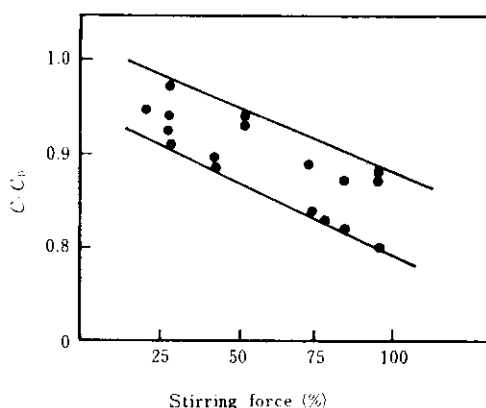


Fig. 18 Relation between stirring force of stirrer and carbon segregation at white band in 0.55 to 0.85% carbon steels

拌力 30% でその値は飽和している。Fig. 18 にはホワイトバンド部から 3mmφドリルで採取したサンプルの C の分析結果を示す。攪拌力が増大するにしたがって負偏析の程度が大きくなっている。したがって前述した等軸品率との関係から適正な攪拌力の範囲が定まる。

Photo. 2 には電磁攪拌を実施する前後の鋳片のサルファープリントを示す。Fig. 19 には高炭素鋼の鋳片軸心部から 5mmφのドリルサンプルを採取し、C の偏析を調査した結果を示す。適正攪拌

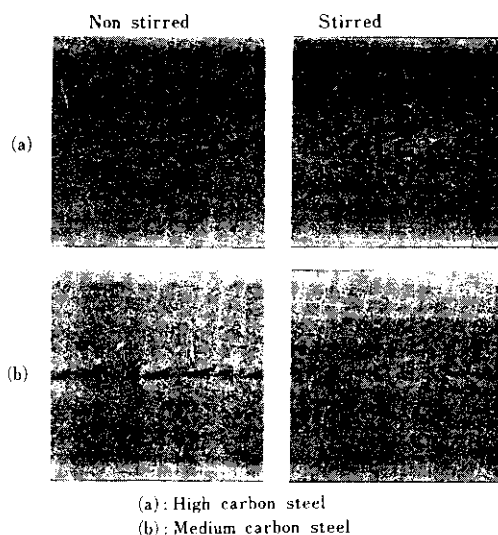


Photo. 2 Sulfur prints on longitudinal section of non-stirred and stirred blooms

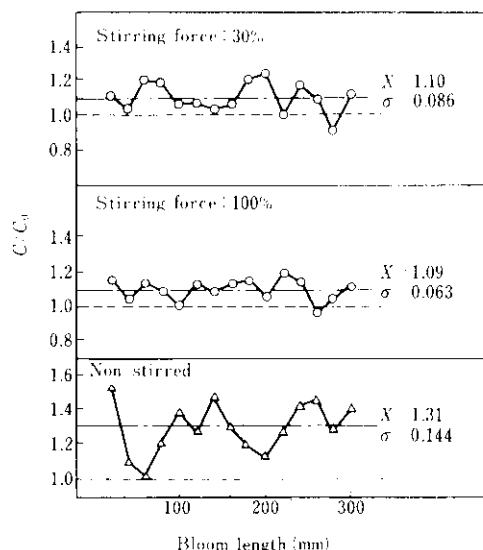


Fig. 19 Influence of electro magnetic stirring on carbon segregation at center of bloom

範囲に近い攪拌力 30% のもので、偏析率の平均値が 1.10、バラツキも 0.086 と良好な値を示している。また適正範囲以上に攪拌力を増しても軸心部の偏析はあまり変らない。

中炭素鋼 (0.2~0.45%C) についても高炭素鋼と同様であり、攪拌力が 20% 以上になると等軸晶率の飽和現象がみられる。竹内ら¹⁴⁾、小野ら¹⁵⁾も攪拌力がある値以上で等軸晶率が飽和する現象があることを報告しているが、その理由についてはふれていない。この理由を明らかにするため鋳片の凝固組織の観察、ホワイトバンド部の 1mm ごとの分析および鋳片を静止させた状態での攪拌を行った。

凝固組織の観察が容易な中炭素鋼のホワイトバンド部の組織を Photo. 3 に示す。攪拌力 20% のものではホワイトバンド部を境にしてデンドライトの主軸が偏向しているだけであるが、攪拌力が 70% に増すと 2 次アームはもちろん主軸さえも不鮮明な組織となっている。Fig. 20 に示すように、不鮮明な凝固組織が生成しはじめる時の攪拌力は 20~35% であり、等軸晶率が飽和する攪拌力 (Fig. 17 参照) にはほぼ一致する。ホワイトバンド部の C 分析値から佐々木ら¹⁶⁾の結果を用いて計算した溶鋼流速の分布および鋳片を静止させて攪拌した場合の負偏析の発生位置から推定した攪拌範囲を Fig. 21 に示す。攪拌力を増すにつれてス

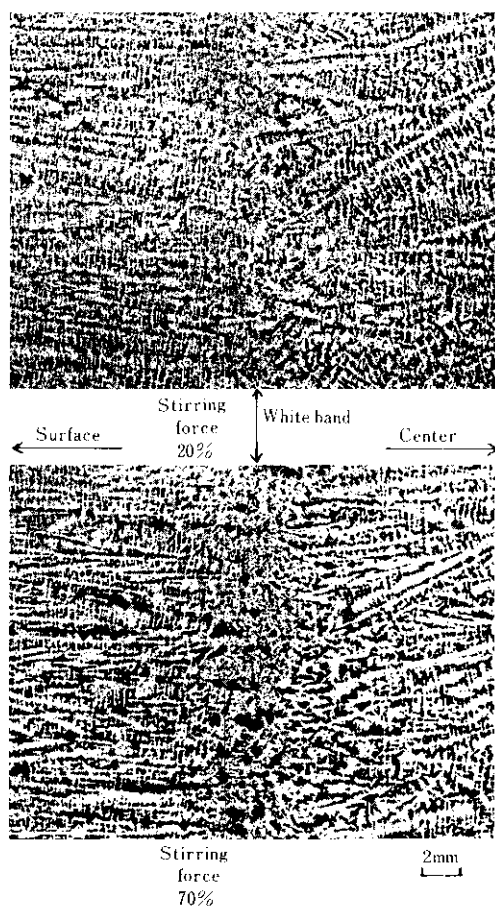


Photo. 3 Solidification structures at white band

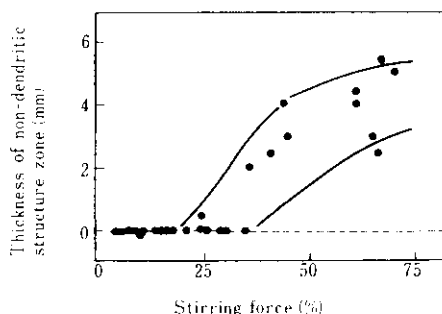


Fig. 20 Relation between thickness of non-dendritic structure zone at white band and stirring force

ターラー直下の溶鋼流速が大きくなるとともに流動範囲も広がっていることがわかる。これらの結果から、電磁攪拌による等軸晶増大の主因がデンドライトの切断により等軸晶核が増すためであると考えれば、攪拌力がある値以上で等軸晶率が飽和する事実は次のように説明できる。すなわち、

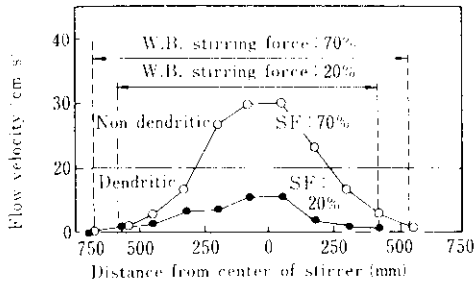


Fig. 21 Estimation of flow velocity distributions caused by electro magnetic stirring

攪拌力が增大するに伴い溶鋼流速が大きくなり流動範囲も広がり、切断されるデンドライトが増す。しかし、攪拌力がある値になるとスターラー直下の溶鋼流速が最も速い部分では平滑凝固に近づきデンドライトの切断は生じなくなる。攪拌力がさらに大きくなると平滑凝固をする範囲が広まり、デンドライト分断の生じる位置がスターラーの中心から離れた位置に移動してゆきだけで切断される範囲は広がらないため等軸晶率も飽和してしまうものと推定される。このときの攪拌力を溶鋼流速に換算すると中炭素鋼で約 15cm/s、高炭素鋼で約 20cm/s である。電磁攪拌を行っても溶鋼過熱度が高い場合にはその効果が少ないことは良く

知られており^{14,15,17-19)}、単孔および多孔ノズルで等軸晶率に差があるのも溶鋼過熱度が影響しているものと推定された。電磁攪拌による等軸晶の生成について、藤井ら²⁰⁾は攪拌による凝固速度と溶質濃度の変化を、浅井ら²¹⁾は流体のマクロ的な運動とそれに伴って生じる温度分布が影響することを指摘しているが、等軸晶核の生成、再溶解および結晶粒の移動の問題も含めてなお検討が必要である。

8. 結 言

機械構造用炭素鋼、継目無鋼管用および高級線棒用素材のブルーム連続鋳造において問題となる铸片の表面および内部欠陥防止技術が確立し、継目無鋼管用素材は 99%、条鋼向素材については 96% の連続化率が達成された。

またブルーム連続鋳造における非金属介在物減少および等軸晶増大に関して理論的検討を行い、大断面サイズの铸片がこれらに対して有利であることを明らかにした。

さらに高級線棒用素材については電磁攪拌によって中心偏析の軽減を計り、年々厳しくなる需要家の品質要求に対処している。

参 考 文 献

- 1) 江本、児玉、深井、野崎、吉門：川崎製鉄技報，9 (1977) 3・4，22
- 2) H. Ooi and Y. Eida：Iron and Steel Intern., 52 (1979) 3，135
- 3) 川和：第 40・41 回西山記念技術講座，185
- 4) 児玉、上杉、上田、岡野、新庄：鉄と鋼，66 (1980)，A 37
- 5) 熊井、広本、松永、太橋、大野：鉄と鋼，60 (1974) 7，926
- 6) 垣生、吉井、北岡、飯田、今井、上田：鉄と鋼，60 (1974) 7，962
- 7) 坪田、垣生、江見、浜上、上田：鉄と鋼，66 (1980) 4，S 142
- 8) 富村、金子、金丸：鉄と鋼，65 (1979) 4，S 229
- 9) 鈴木：私信
- 10) 北岡：私信
- 11) 岩崎、千秋：土木学会誌，38 (1953)，337
- 12) 森：鉄と鋼，58 (1972) 10，1511
- 13) たとえば，W. Poppmeier, B. Tarmann and O. Schaaber：J. of Metals, 18 (1966)，1109
- 14) 竹内、池原、柳井、松村：鉄と鋼，63 (1977) 8，1287
- 15) 小野、前出、重住、鈴木、吉井、菅原：鉄と鋼，66 (1980) 2，A 33
- 16) 佐々木、杉谷、小林、石村：鉄と鋼，65 (1979) 1，60
- 17) 岩田、山田、藤田、林：鉄と鋼，61 (1975) 14，2972
- 18) 角井、古河、川田、秋田、藤川、佐々木：三菱重工技報，16 (1979) 3，309

- 19) 森, 綾田: 神戸製鋼技報, **29** (1980) 6, 13
- 20) 藤井, 大橋: 鉄と鋼, **65** (1979) 4, S 233
- 21) 浅井, 安井, 鞭: 鉄と鋼, **64** (1978) 1, 34