

Technical Developments of Continuous Bloom Casting

(Yoshiharu Iida)

(Shinobu Okano)

(Yutaka Shinjo)

(Masanori Kodama)

(Tetsuo Ueda)

(Hiroyuki

Uesugi)

:

1

2

200× 250mm

400× 560mm

96

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

(c)JFE Steel Corporation, 2003



ブルーム連続鋳造技術の向上

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 quality of continuous cast blooms is presented, in which

the amount of large inclusions accumulated in the upper side of continuous cast blooms is presented, in which

いたため棒鋼および継目無鋼管の表面疵として残存

図 10 第 1 号機と第 2 号機の設備仕様

図 11 第 2 号機と第 3 号機の設備仕様

よび鋳型内または 2 次冷却帯上部で鋳片表面が局

Table 1 に第 1 号機と第 2 号機の設備仕様を、Table 2 に第 2 号機と第 3 号機の設備仕様を、それぞれ示す。

Table 1 第 1 号機と第 2 号機の設備仕様

Table 2 第 2 号機と第 3 号機の設備仕様

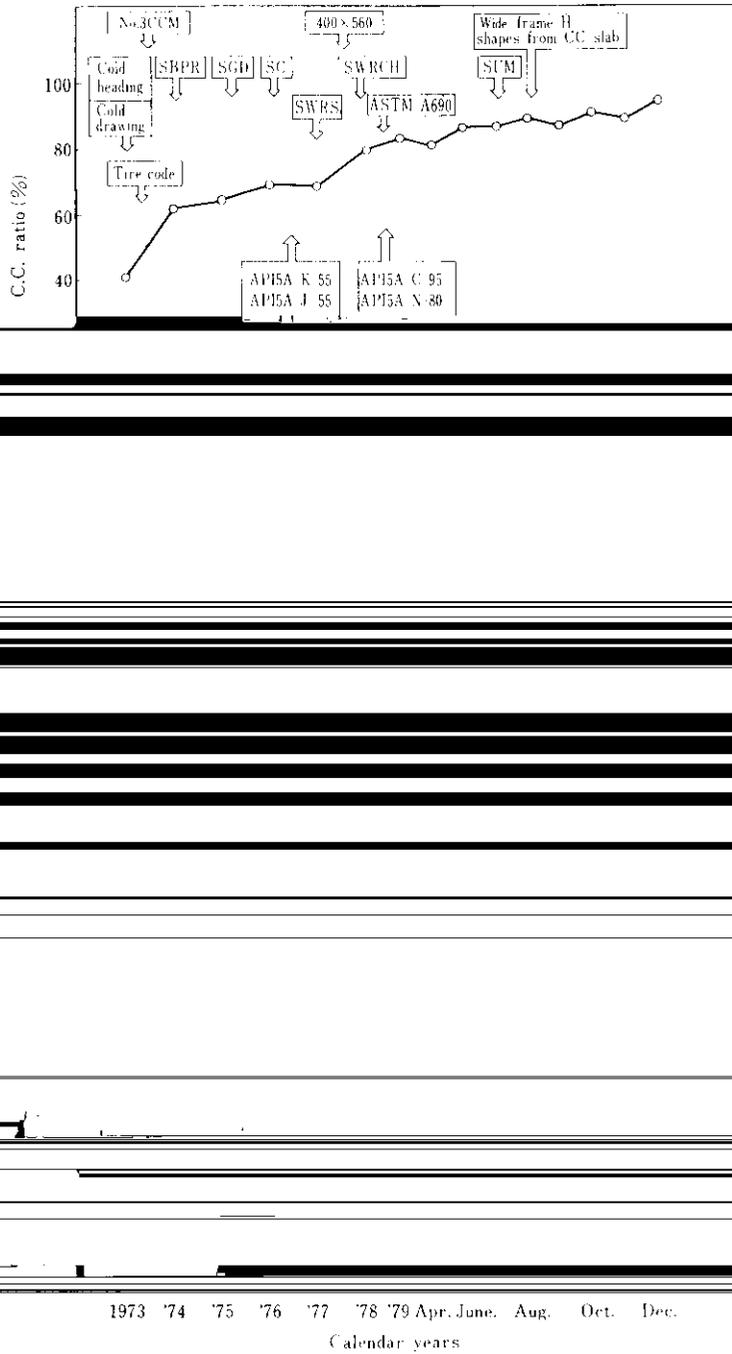
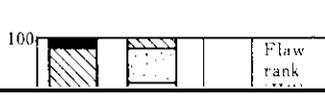


Fig.1 Change of C.C. ratio in crude steel for bars, wires, shapes and seamless tubes

○ Improved nozzle
 □ Conventional nozzle
 ▽ Tundish nozzle

均一に緩冷却され割れの発生が少ない。冷却につ
素鋼について $v_c \cdot \epsilon_0$ と矯正割れの関係を Fig. 5

らして頭部弱冷にした冷却パターン I が良好であ
割れは発生していない。この限界値に達する鋳込



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

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。

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

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

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

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。

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

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、凝固シエ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なると次式が成り立つ。

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

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。

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

て次式を用いる。

$$v_l = 300 d_i^{1.5} \quad \dots\dots\dots(2)$$

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。

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

ここで、

N : 単位体積あたりの溶鋼中の介在物総数

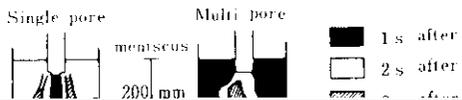
$$\tan \theta_i = \frac{(R + \delta) \tan \{ (l - l_0) / R \} - R (d\delta/dl)}{(R + \delta) + R (d\delta/dl) \tan \{ (l - l_0) / R \}} \quad \dots\dots\dots(8)$$

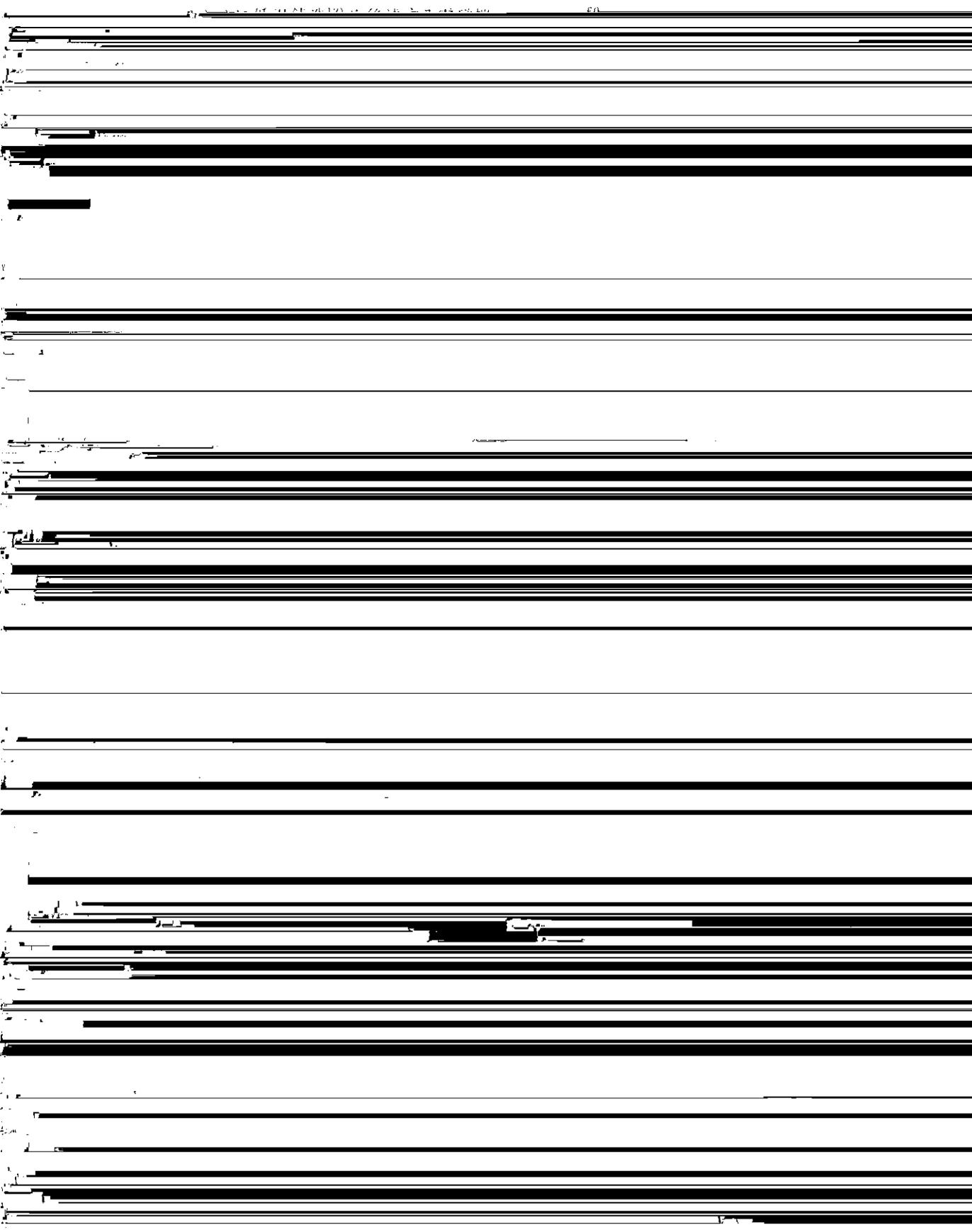
ここで

R : 湯面半径

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。

フラインク注で抽出した低炭素アルミキルド鋼およ





固シェル厚を示す。多孔ノズルよりも単孔ノズルの方が鑄型出口での凝固シェルは厚いが、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。ここで鑄型内の熱バランスを考えてみる。鑄型入口での熱量 Q_i は (11) 式、鑄型出口の熱量 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。これから鑄型入口と出口での溶鋼温度の低下量 ΔT_m は (13) 式で示される。

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

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。これから鑄型入口と出口での溶鋼温度の低下量 ΔT_m は (13) 式で示される。

Table 3 に示した 4 例について ΔT_m を計算し、鑄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。鑄型の入側と出側での溶鋼温度低下量は、単孔ノズルでは 5°C 以下であ

$$Q = \rho C_p (T_0 - T_m) + \rho L (T_m - T_S) + \rho C_p (T_S - T_o)$$

るのに対し、多孔ノズルでは 90°C 以上低下して

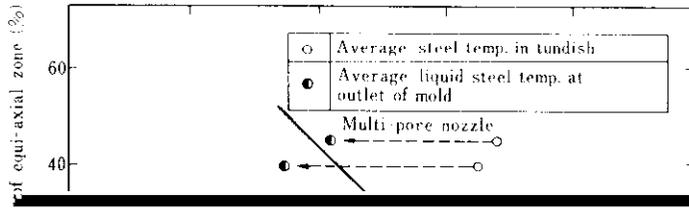
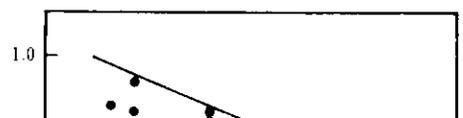


Fig. 16 Relation among equi-axial zone, type of nozzle and super heat



1.4 Stirring force: 30%



40 W.B. stirring force: 70%

知られており(4,15,17~19)、単孔および多孔ノズルで
定軸回転によるものと溶鋼温度が影響してい

19) 森田 隆一・前田 誠一 20 / 1980 / 6 / 12