

© 1982 ISIJ

溶鋼注入流の空気酸化の推算

論文

長 隆 郎*・岩 田 勝 吉*²・井 上 道 雄*³

Estimation of Oxidation of Teeming Molten Steel by Air

Takao CHOJ, Katsuyoshi IWATA, and Michio INOUE

Synopsis :

Reoxidation behavior of molten steel during the several pouring processes is studied referring to the previous results of model experiments.

It is found that gas volume entrained during teeming of molten steel increases with increasing length of stream and velocity at nozzle exit, and with decreasing nozzle diameter. It is, however, independent of physical properties of molten steel such as surface tension, viscosity and density, except under the condition of high teeming height and small nozzle diameter. As for the amount of oxygen absorption through surface of teeming stream, it is approximately 1/10 of that absorbed by the air entrainment at plunge region in metal pool, if the stream is practically laminar. However, difference between them decreases with decreasing teeming rate and teeming height.

A nomograph for estimation of oxygen absorption by gas entrainment and also through surface of stream was proposed.

Oxygen absorbed during teeming from ladle to tundish at continuous casting of molten steel decreases with increasing casting rate. Under a constant casting rate, it decreases with increasing casting time accompanying increase of stream radius and decrease of stream exit velocity. It is also suggested that all of oxygen in entrained gas bubbles dissolves into liquid steel.

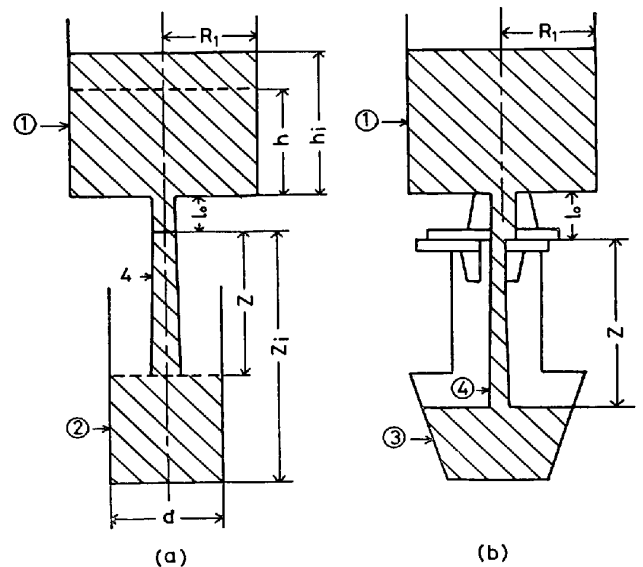
1. 緒 言

溶鋼注入流の空気酸化は注入流によつて溶鋼内に巻き込まれた空気気泡によるところが大きいといわれている。従来、ガス巻き込みに関するモデルは二、三提案^{1)~3)}されているが、溶鋼注入流によるガス巻き込み量は、たとえば注入ノズル形状、注入高さ、取鍋内溶鋼深さ、および溶鋼の流動など多くの因子に支配され、これまでのところ、これを概算できる関係はみられない。

著者ら⁴⁾はすでにモデル実験によつて注入時のガス巻き込み速度および注入流挙動を測定し、ガス巻き込み機構を明らかにするとともに巻き込み速度に関する関係式を導出した。そこで本研究ではこの実験式を用いて溶鋼注入時のガス巻き込み量あるいは酸素吸収量を推算し、実際に溶鋼によつて得られた値と比較し、また一般注入時の酸素吸収量を簡単に概算できる線図の作製も試みた。

2. 溶鋼注入時の酸素吸収量の計算方法

本研究では Fig. 1 に示すような上注铸造および連続铸造の取鍋-タンディッシュ間における注入を対象に酸



① ladle ③ tundish
② mold ④ pouring stream

Fig. 1. Models for teeming.

昭和 56 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 56 年 12 月 2 日 受付 (Received Dec. 2, 1981)

* 名古屋大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University, Furo-cho Chikusa-ku Nagoya 464)

*² 名古屋大学大学院 (現: 住友金属工業(株)) (Graduate School, Nagoya University, Now Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 名古屋大学工学部 (現: 名古屋大学名誉教授) (Faculty of Engineering, Nagoya University, Now Professor Emeritus)

素吸収量を推算する。図中で Z は注入高さ, h_1 は初期溶鋼深さ, R_1 は取鍋半径, l_0 はノズル長さを表す。

2.1 ガス巻き込み速度 V_g

ガス巻き込み速度 V_g については前報⁴⁾で詳細に示したので, ここでは簡単に述べ, 使用する記号については文末で一括して説明する。

まず V_g の値は実験式の (1) 式から計算する。

$$V_g = 0.02V_1 \{ (R_C - a) / a_0 \}^3 \dots\dots\dots (1)$$

ただし, キャピティ半径 R_C は (2) 式で与える⁵⁾。

$$R_C = \{ (1.14 + 0.00089E_1)^{1/2} - 1.067 \}^{1/2} \dots\dots (2)$$

(2) 式の E_1 は液柱乱れ部分の質量 m の衝突時運動エネルギーであり (3) 式により, また m を (4) 式で表す。

$$E_1 = (1/2) m U^2 \dots\dots\dots (3)$$

$$m = \pi \rho \lambda (2a\epsilon - \epsilon^2/2) \dots\dots\dots (4)$$

ここで $k = 2\pi/\lambda = 0.75/a^6$ から得られる

$$\lambda = 8.38 a \dots\dots\dots (5)$$

および倉林ら⁷⁾ の関係から誘導した巻き込み位置での液柱半径 a および線速度 u に関する (6) ~ (8) 式

$$a = a_0 \xi^{-2} \dots\dots\dots (6)$$

$$\xi = (2gZ/U_0^2 + 1)^{1/8} \dots\dots\dots (7)$$

$$U = U_0 \xi^4 \dots\dots\dots (8)$$

さらには著者らのモデル実験の結果を整理した乱れ ϵ および初期乱れ ϵ_0 を表す (9) および (10) 式

$$\epsilon = \epsilon_0 \exp [(2/7) \cdot We \epsilon^{-0.35} \cdot Fr \cdot (\xi^7 - 1)] \dots\dots (9)$$

$$\ln (a_0/\epsilon_0) = 44.3 (l_0/D_0)^{-0.75} \cdot Re^{-0.1} \dots\dots\dots (10)$$

を (1) ~ (4) 式に使用すれば V_g を算出することができる。

2.2 巻き込み気泡からの酸素吸収量 $\Delta[\overline{O}]_E$, $\Delta[O]_E$

巻き込みガスは溶鋼落下位置のいわゆる“滝つぼ”内のガスと考えられるので, ガス温度は溶鋼温度と同一の 1600°C とみなし, さらに巻き込み気泡内の酸素はすべて吸収されると仮定する。いま (1) ~ (10) 式から得られる V_g から注入全期間の累積巻き込みガス量 G を求め, また注入全溶鋼量 M を用いると, 平均酸素吸収量 $\Delta[\overline{O}]_E$ (%) は

$$\Delta[\overline{O}]_E = 4.373 \times 10^{-3} (G/M) \dots\dots\dots (11)$$

となる。一方これをノズル半径 a_0 , ノズル出口線速度 U_0 およびガス巻き込み速度 V_g に関する (12) 式で表すと, $\Delta[O]_E$ の酸素を吸収した溶鋼が注入されるとみることができる。

$$\Delta[O]_E = 4.373 \times 10^{-3} V_g / (\pi a_0^2 U_0 \rho) \dots\dots\dots (12)$$

2.3 注入流側面を通した酸素吸収量 $\Delta[O]_{st}$

るつぼ溶解した溶鉄の酸素吸収速度の測定結果によれば⁸⁾, 注入流側面を通した酸素吸収速度も気相内物質移

動速度とみて差しつかえない。そこでこの気相内物質移動速度を (13) 式で表し, 界面酸素分圧を $P_{O_2l} \approx 0$ と仮定するとともに式中の k_g には (14) 式の関係⁹⁾ をあてはめることにした[†]。

$$\dot{n} = k_g (P_{O_2} - P_{O_2l}) / (RT) \dots\dots\dots (13)$$

$$k_g \cdot L / D_{N_2-O_2} = 0.664 Re^{1/2} Sc^{1/3} \dots\dots\dots (14)$$

なお注入流近傍のガス温度を平均値 800°C として得られる $D_{N_2-O_2} = 2.5 \text{ cm}^2/\text{s}$, $\nu = 1.37 \text{ cm}^2/\text{s}$ および $Sc = 0.819$ さらには代表長さ L を注入高さ Z にとって代入すれば, (14) 式は

$$k_g = 1.162 (U_0/Z)^{1/2} \dots\dots\dots (15)$$

のように簡単化される。

一方, 注入流側面積 F_1 は乱れ ϵ によつて増加するが, 本モデルの関係式からはその増分は無視できるほど小さいので, F_1 を (16) 式で近似する。

$$F_1 = 2\pi \int_0^Z a dZ \dots\dots\dots (16)$$

ここで, (16) 式に (6) および (7) 式を代入すれば, 結局 F_1 は

$$F_1 = \{ 4\pi a_0 U_0^2 / (3g) \} \cdot [\{ 2gZ/U_0^2 + 1 \}^{3/4} - 1] \dots\dots\dots (17)$$

となる。すなわち側面吸収量 $\Delta[O]_{st}$ (%) は (13), (15) および (17) 式から (18) 式で表される。

$$\begin{aligned} \Delta[O]_{st} &= 100 F_1 \dot{n} M_{O_2} / (\pi a_0^2 U_0 \rho) \\ &= 1.722 \times 10^{-6} (U_0/Z)^{1/2} \cdot \{ (2gZ/U_0^2 + 1)^{3/4} - 1 \} (U_0/a_0) \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

3. 計算結果

3.1 巻き込み空気気泡を通した酸素吸収量 $\Delta[O]_E$ と溶鋼物性値の関係

注入流の安定性が流体の物性に依存することは既述の式からも明らかである。したがつて, 溶鋼注入流のガス巻き込み速度を論ずるには実際の溶鋼で考えられる物性値の変動範囲内を対象に $\Delta[O]_E$ の変化を検討すべきであらう。

3.1.1 表面張力の影響

まず $l_0/D_0 = 6$ とし, 注入高さ $Z = 50$ および 250 cm の条件下で溶鋼密度 $\rho = 7 \text{ g/cm}^3$, 粘度 $\mu = 0.05 \text{ p}$ で一定とし, 表面張力を $\sigma = 1000, 1500$ および 1800 dyn/cm と変化して $\Delta[O]_E$ を求めた。計算結果はノズル径 D_0 をパラメータにして $\Delta[O]_E$ と U_0 の関係で Fig. 2 に示すが, Z が高く, なおかつ D_0 が小さい $Z = 250 \text{ cm}$, $D_0 = 3 \text{ cm}$ の場合を除いて $\Delta[O]_E$ の表面張力への

[†] ここでは平板に沿つて流れる気相について成立する (14) 式を近似的にあてはめる。

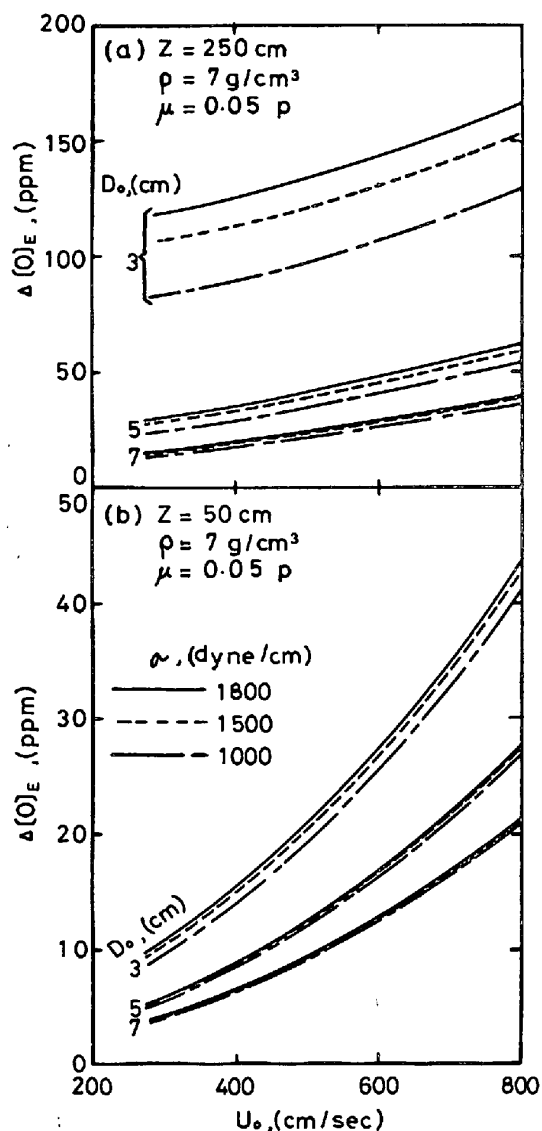


Fig. 2. Effect of surface tension of liquid steel on the amount of oxygen absorbed by gas entrainments at $Z=50$ and 250 cm.

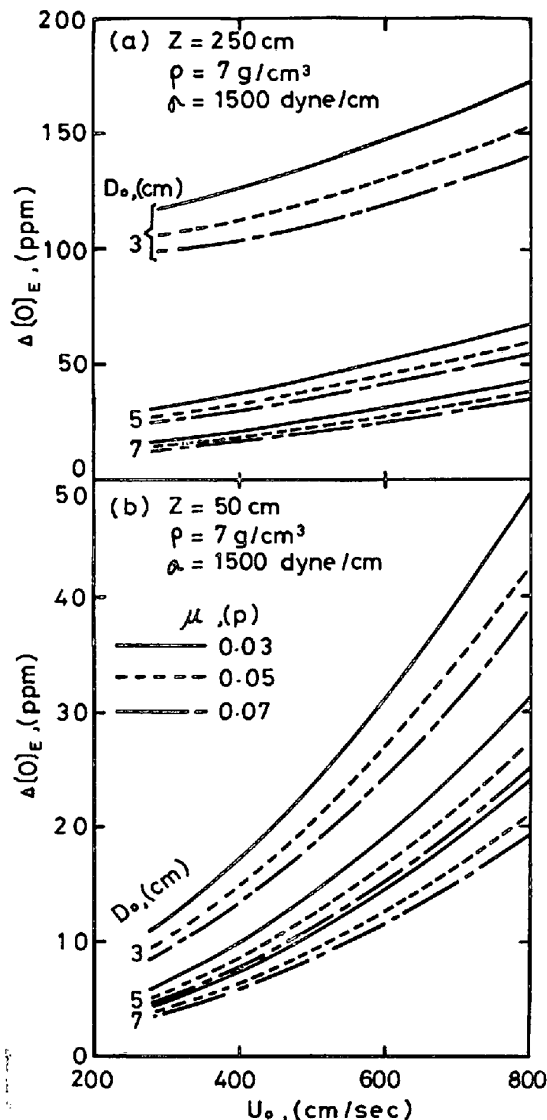


Fig. 3. Effect of viscosity of liquid steel on the amount of oxygen absorbed by gas entrainments at $Z=50$ and 250 cm.

依存はいずれも小さい。また、一般に $\Delta[O]_E$ は U_0 の低下あるいは D_0 が大きくなるにつれて減少している。

3.1.2 粘度の影響

この場合にも $l_0/D_0=6$ の条件下で $Z=50$ および 250 cm とし、密度 $\rho=7$ g/cm³、表面張力 $\sigma=1500$ dyn/cm において粘度を $\mu=0.03$, 0.05 および 0.07 p にとつて $\Delta[O]_E$ を計算した。すなわち Fig. 3 によれば、いずれの D_0 においても $\Delta[O]_E$ は粘度の上昇によつて低下し、しかもその影響は両注入高さにおいて D_0 が小さくなるにつれて増大している。

3.1.3 密度の影響

さらに $\sigma=1500$ dyn/cm および $\mu=0.05$ p で密度の影響を求めたが、表面張力あるいは粘度に比較して影響は小さく無視できる。

以上のように溶鋼の注入に際してはノズルが細いか、注入高さが高くない限り、 $\Delta[O]_E$ に及ぼす溶鋼物性の影響はきわめて小さいとみなしてよい。そこで以後の計算では平均的な物性値 $\sigma=1500$ dyn/cm, $\mu=0.05$ p, $\rho=7$ g/cm³ を使用することにした。

3.2 上注鑄造時の空気酸化

上注鑄造時の空気酸化を推算するために、Fig. 1-(a) に示すような長さ l_0 のノズルを持つ半径 R_1 の円筒型取鍋および一边の長さ d の正方形をした底面を持つ鑄型を考える。いま時間 dt 間の取鍋内溶鋼深さの変化量を $-dh$ とすると、体積減少量は注入量に等しく、 $-\pi R_1^2 dh = \pi a_0^2 U_0 dt$ で表される。この関係に $U_0 = \sqrt{2g(l_0+h)}$ を代入すれば(19)式が、また初期取鍋内溶鋼深さを h_1 で表して積分すれば(20)式を得る。

$$dh/dt = - (a_0/R_1)^2 \sqrt{2g(l_0+h)} \dots\dots\dots (19)$$

$$\sqrt{l_0+h} = \sqrt{l_0+h_1} - (a_0/R_1)^2 \cdot \sqrt{g/2} \cdot t \dots\dots (20)$$

したがって、 U_0 は (20) 式を用いて結局 (21) 式で示される。

$$U_0 = \sqrt{2g} (\sqrt{l_0+h_1} - (a_0/R_1)^2 \cdot \sqrt{g/2} \cdot t) \dots (21)$$

一方、注入高さ Z は注入量だけ铸型内で湯面が上昇するので、初期高さ Z_1 のとき、(22) 式

$$Z = Z_1 - (\pi R_1^2/d^2) (h_1 - h) \dots\dots\dots (22)$$

となるが、これに (20) 式を代入すれば (23) 式で表される。

$$Z = Z_1 - (\pi R_1^2/d^2) [h_1 + l_0 - \{\sqrt{h_1+l_0} - (a_0/R_1)^2 \cdot \sqrt{g/2} \cdot t\}^2] \dots\dots\dots (23)$$

さて (21) 式および (23) 式さらには第 2.1 節の計算方法に従って V_g 、 $\Delta[O]_E$ および $\Delta[O]_{st}$ の時間的推移を求めてみよう。計算結果の一例を Fig. 4 に示すが、吸収酸素量は時間の経過につれて Z および U_0 が低下して減少している。ただし計算条件は図中に示した。また Fig. 4 によれば $\Delta[O]_{st}$ は $\Delta[O]_E$ に比較して小さく重要でないように見受けられる。なお巻き込み気泡を通した平均吸収量は (11) 式から $\Delta[\bar{O}]_E = 37.0$ ppm、また累積表面積 $F_t = 2\pi \int_0^t \int_0^Z adZdt$ および (13) 式から得られる $\Delta[O]_{st}$ の平均値は $\Delta[\bar{O}]_{st} = 4.3$ ppm となり、全量は $\Delta[\bar{O}] = 41.3$ ppm と推算される。同様にして $a_0 = 2.5$ cm および 3.5 cm の場合について h_1 を変化して $\Delta[\bar{O}]_E$ および $\Delta[\bar{O}]_{st}$ を計算すると、Fig. 5 に示すように、 $\Delta[\bar{O}]_E$ は h_1 、つまり U_0 の低下によつてかなり低下するが、 $\Delta[\bar{O}]_{st}$ は h_1 にほとんど依存していない。

以上の計算は特定条件下であつたが、次に取鍋溶鋼量 M 、取鍋半径 R_1 、注入高さ Z を任意にとつたときの $\Delta[O]_E$ および $\Delta[O]_{st}$ の概算法について述べる。Fig. 6-(a) は $D_0 = 5$ cm における M, R_1 および U_0 の関係を、また Fig. 6-(b) は (a) で得られた U_0 および Z において (1)~(12) 式から計算した等 $\Delta[O]_E$ 線 (実線) および等 $\Delta[O]_{st}$ 線 (破線) を表す。さて、これら図面上から吸収量を推定してみよう。まず、Fig. 6-(a) の縦軸で初期溶鋼量 M_i から使用している取鍋の半径 R_1 まで横軸に平行に直線①を引き、そこで上方に折れ縦軸に平行に直線②をもつて Fig. 6-(b) に入る。一方、Fig. 6-(b) の縦軸で初期注入高さ Z_1 の点から直線③を引き、直線②との交点④から $\Delta[O]_{E1}$ および $\Delta[O]_{st1}$ を初期値として読み取る。同様に注入終了時について Fig. 6-(a) で末期溶鋼量 M_f の直線④、さらに上方に折れて直線⑤を引き、末期注入高さ Z_f での直線⑥との交点⑤から $\Delta[O]_{Ef}$ および $\Delta[O]_{stf}$ を求める。これらの値を (24) および (25) 式に代入すれば $\Delta[\bar{O}]_E$ および $\Delta[\bar{O}]_{st}$ あるいはこれに伴う sol. Al の減少量を概算できる。

$$\Delta[\bar{O}]_E = (\Delta[O]_{E1} + \Delta[O]_{Ef}) / 2 = (48/54) \Delta[Al]_E \dots\dots\dots (24)$$

$$\Delta[\bar{O}]_{st} = (\Delta[O]_{st1} + \Delta[O]_{stf}) / 2 = (48/54) \Delta[Al]_{st} \dots\dots\dots (25)$$

また Fig. 7 は $D_0 = 7$ cm において同様に使用できる線図を示す。なお Fig. 6 の例は $M_i = 99$ t, $M_f = 88$ t, Z_i

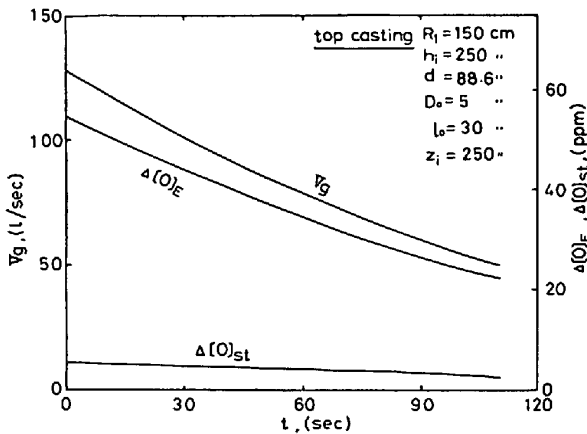


Fig. 4. Time dependences of the rate of gas entrainment V_g , oxygen absorbed by gas entrainment $\Delta[O]_E$ and that absorbed through the surface of pouring stream $\Delta[O]_{st}$.

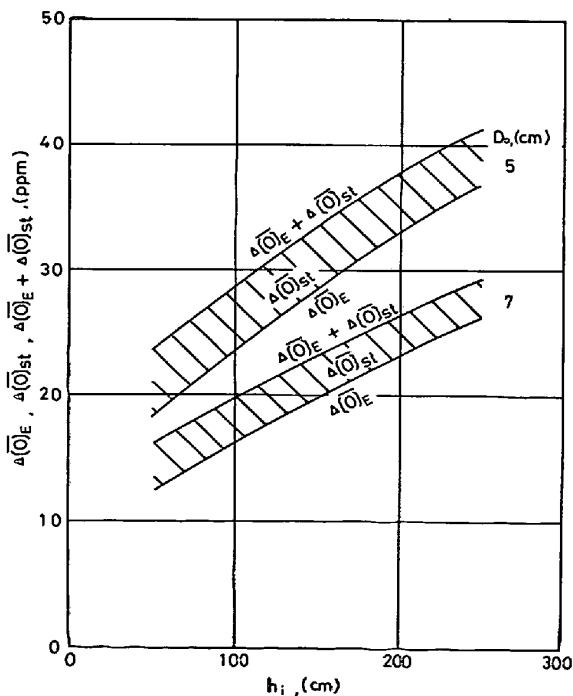


Fig. 5. Amounts oxygen absorbed by gas entrainment $\Delta[\bar{O}]_E$ and through the surface of pouring stream $\Delta[\bar{O}]_{st}$ at top casting.

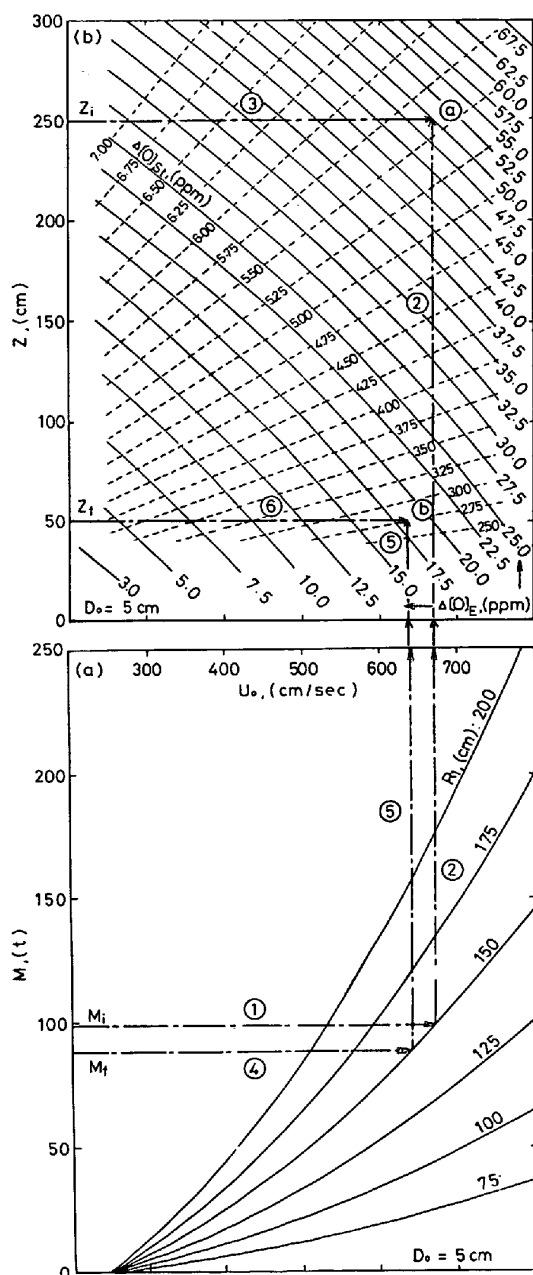


Fig. 6. A nomograph for the estimation of amounts of oxygen absorbed by gas entrainment $\Delta[\bar{O}]_E$ and through the surface of pouring stream $\Delta[\bar{O}]_{st}$ at the nozzle diameter $D_0=5\text{cm}$.

=250 cm, $Z_f=50\text{ cm}$, $R_1=150\text{ cm}$ の場合であり, $\Delta[\bar{O}]_E=34.1\text{ ppm}$, $\Delta[\bar{O}]_{st}=4.2\text{ ppm}$, 合計 $\Delta[\bar{O}]=38.3\text{ ppm}$ となることを推定している. 一方, 厳密な計算ではこの条件下において(11)式から $\Delta[\bar{O}]_E=33.4\text{ ppm}$, 累積表面積 F_t および(13)式から $\Delta[\bar{O}]_{st}=4.5\text{ ppm}$ が得られ, 結局 $\Delta[\bar{O}]=37.9\text{ ppm}$ となるので, さきの概算値の誤差は約 1% にすぎない. しかしながら, この $R_1=150\text{ cm}$ の取鍋内溶鋼 $M_i=123.7\text{ t}$ 全量を取鍋と同形状の容器に $Z_i=300\text{ cm}$, $Z_f=50\text{ cm}$ の条件下

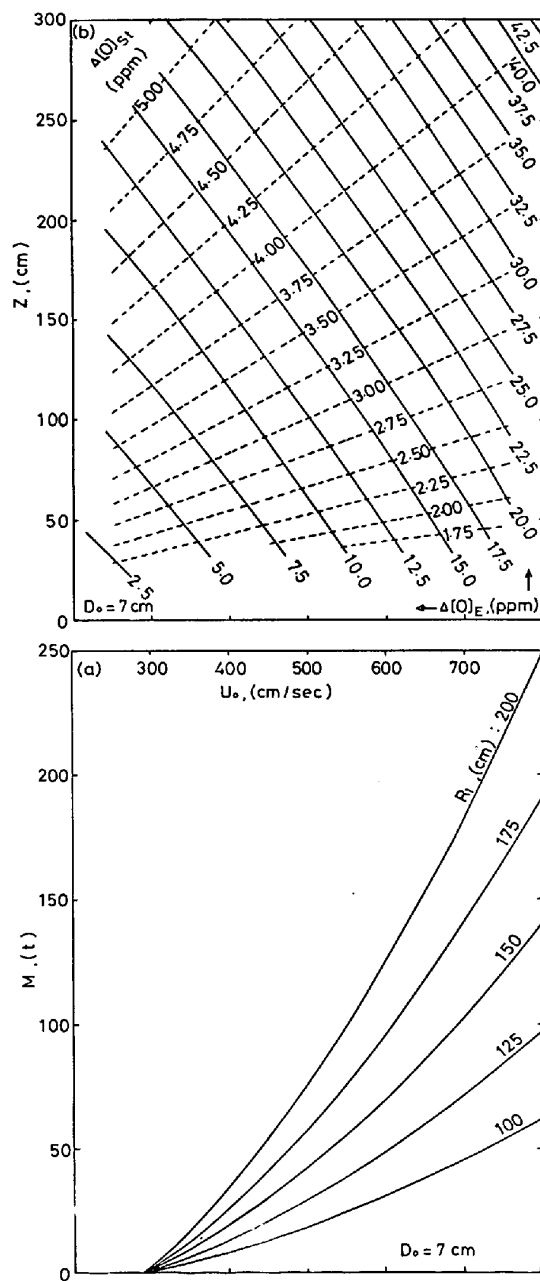


Fig. 7. A nomograph for the estimation of amounts of oxygen absorbed by gas entrainment $\Delta[\bar{O}]_E$ and through the surface of pouring stream $\Delta[\bar{O}]_{st}$ at the nozzle diameter $D_0=7\text{cm}$.

で注入すると, Fig. 6 からは $\Delta[\bar{O}]_E=35.3\text{ ppm}$, $\Delta[\bar{O}]_{st}=4.9\text{ ppm}$, 合計 $\Delta[\bar{O}]=40.2\text{ ppm}$, 一方 Fig. 7 からは $\Delta[\bar{O}]_E=22.3\text{ ppm}$, $\Delta[\bar{O}]_{st}=3.4\text{ ppm}$, 合計 $\Delta[\bar{O}]=25.7\text{ ppm}$ が見積られ, 厳密な計算結果 $\Delta[\bar{O}]=36.7\text{ ppm}$ ($D_0=5\text{ cm}$), あるいは $\Delta[\bar{O}]=24.5\text{ ppm}$ ($D_0=7\text{ cm}$) に対する誤差は 9.5% あるいは 4.9% に達する. すなわち大量の溶鋼を注入する場合を Fig. 6 および Fig. 7 から概算すると, やや高い値が得られる. またこれらの図によれば, 一般に $\Delta[\bar{O}]_{st}$ は $\Delta[\bar{O}]_E$ に比

較してかなり小さいが、(b)図の左下の部分、つまり U_0 および Z がともに小さい条件下では $\Delta[O]_{st}$ の値が $\Delta[O]_E$ に近い値をとるようになる。いずれにしても、以上の推定は大気中を対象にしたものであり、不活性ガスによつて酸素分圧が低下している場合には線図の値に $P_{O_2}/0.21$ を掛けるのみで $\Delta[O]_E$ あるいは $\Delta[O]_{st}$ を推定できる。

3.3 連続铸造の取鍋-タンディッシュ間注入過程での空気酸化

通常連続铸造の注入過程では、たとえば Fig. 1-(b) に示すように空気酸化を防止するためにアルゴンシールあるいは浸漬ノズルの使用が行われている。そこで本研究では不完全なアルゴンシールを想定し、空気酸化を推定することにした。

一般に連続铸造ではタンディッシュ内の溶鋼量を一定に維持するために取鍋からの溶鋼注入速度を制御している。したがって、铸造速度 w のとき、注入開始 t 時間後の取鍋内湯面は初期から $wt/(\pi R_1^2 \rho)$ だけ低下し、 U_0 は(21)式でなく(26)式で表される。

$$U_0 = [2g\{l_0 + h_1 - wt/(\pi R_1^2 \rho)\}]^{1/2} \dots \dots \dots (26)$$

一方スライディングノズル開孔部を円で仮定すると、 a_0 は(27)式で与えられ、時間に依存する。

$$a_0 = \{w/(\pi \rho U_0)\}^{1/2} \dots \dots \dots (27)$$

また連続铸造の場合には、(10)式の a_0 および D_0 にも(26)および(27)式を考慮しなければならない。なお計算ではノズル長さ l_0 として Fig. 1-(b) に示すように便宜的にスライディングノズルのうち非摺動部下端面までの長さをとる。さて注入条件を $l_0=20$ および 35 cm, $R_1=120$ cm, $M_1=100$ t, $Z=75$ cm とし、種々の w の下で(12)および(18)式から計算した $\Delta[O]_E$ および $\Delta[O]_{st}$ を Fig. 8 に示すが、時間とともに U_0 が低下し、また

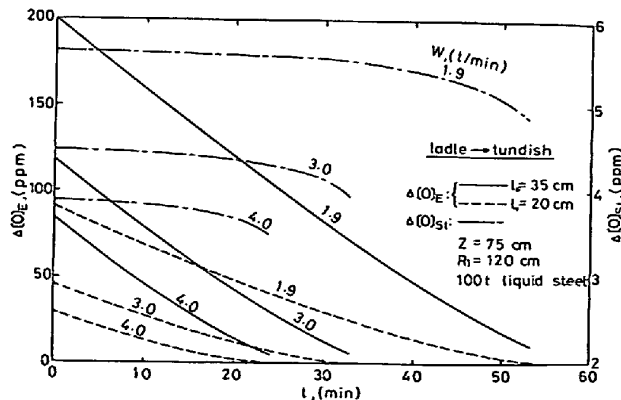


Fig. 8. Estimations of oxygen absorption of liquid steel, $\Delta[O]_E$ and $\Delta[O]_{st}$, during teeming from ladle to tundish of continuous casting at several casting rates.

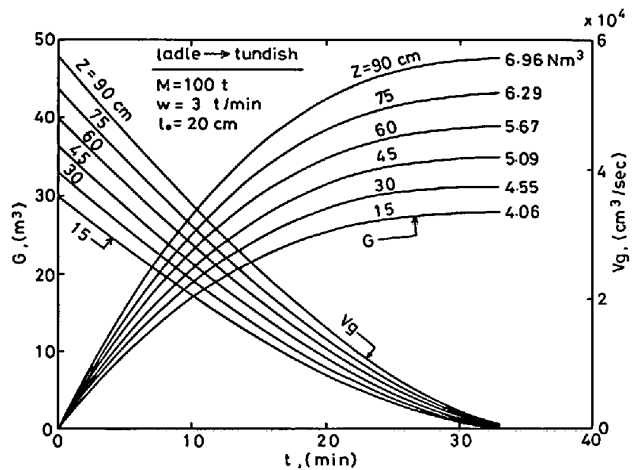


Fig. 9. Time dependences of the rate of gas entrainment and the total gas volume entrained.

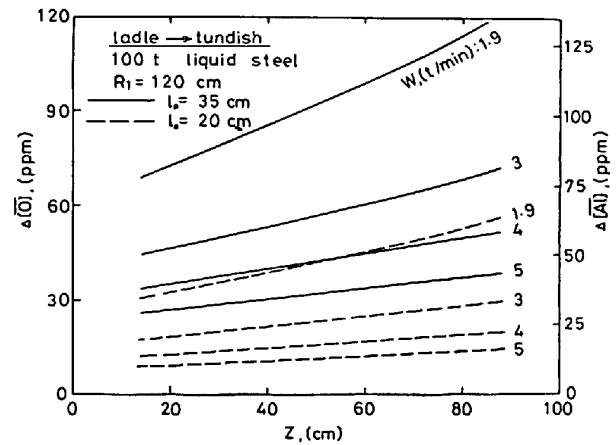


Fig. 10. Estimations of average oxygen absorption of liquid steel during teeming from ladle to tundish of continuous casting at several casting rates.

これに応じて a_0 が大きくなるので、 $\Delta[O]_E$ は低下している。一方、 $\Delta[O]_{st}$ はほぼ一定であり、また $\Delta[O]_E$ に比較してかなり低い。しかも同一時間で比較した場合、 $\Delta[O]_E$ および $\Delta[O]_{st}$ はともに w が大きくなるにつれて低下している。また Fig. 9 は Z をパラメータとし $w=3$ t/min におけるガス巻き込み速度 V_g 、累積巻き込みガス量 G および G を標準状態 (Nm³) に変換した値を示すが、巻き込み気泡量は溶鋼浄化のために吹き込まれるアルゴン量に匹敵するほど大量である^{10)~14)}。

なお末期の G および(11)式から $\Delta[\bar{O}]_E$ を計算し、これに側面吸収量を加えた連続铸造における全平均吸収量 $\Delta[\bar{O}]$ は Fig. 10 から明らかのように、 Z が高く、またノズルが長くなるほど増大する。このほか Fig. 10 の右側縦軸にはすべての吸収酸素が Al と結合したときの sol. Al の減少量を示した。

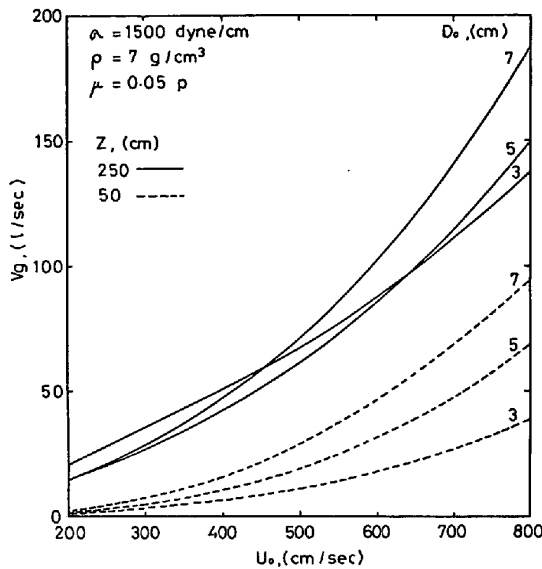


Fig. 11. Effects of nozzle diameter and stream length on the rate of gas entrainment.

4. 考 察

4.1 ガス巻き込み速度 V_g と注入条件の関係

Fig. 2 および Fig. 3 によれば(12)式から得られる $A[O]_E$ の値はノズルが太くなるにつれて単純に低下している。しかしながら、Fig. 11 に示すように V_g の値には異なった挙動がみられる。すなわち、高い注入高さ $Z=250$ cm の場合 (実線) をみると、 U_0 が大きい範囲の V_g はノズルが太くなると大きくなっているが、 U_0 が低下すると $D_0=3$ cm での V_g が $D_0=5$ cm あるいは 7 cm の値に接近し、遂にはこれらを上廻るようになる。しかもこれら曲線の交点は Z が低下するにつれて U_0 が小さい位置に移行し、破線で示す $Z=50$ cm では交点はみられず、ノズルが細くなると V_g も低下している。したがって、低流速の範囲で、しかもノズルが細い条件下において空気酸化を低く留めるには、太いノズルの V_g を越えないように Z を低下させることが重要な因子になる。

4.2 巻き込み気泡からの酸素吸収

第 2.2 節では巻き込み気泡内の酸素はすべて吸収されると仮定した。そこで本節では気泡内酸素の溶鋼への移行速度の観点からこの仮定の妥当性について考察することにした。

自由上昇する気泡からの物質移動についてはかなり以前から詳細に研究されているが¹⁵⁾、滝つぼ部分およびその近傍での気泡からの物質移動を扱ったものはない。そこで本研究では巻き込み気泡表面が酸化物で全面被覆された条件を考え、気泡内酸素の溶解速度を気相内物質移動および酸化物生成界面反応の混合律速の立場から考察

した。

いまそれらの速度を(28)および(29)式で表し、これらを定常状態の条件下で整理すると(30)式が得られる。

$$-dn_{O_2}/dt = F_B k_g / (RT) \cdot (P_{O_2,B} - P_{O_2i,B}) \dots (28)$$

$$-dn_{O_2}/dt = F_B k_T (P_{O_2i,B})^{1/2} \dots (29)$$

$$-dn_{O_2}/dt = F_B RT k_T / (2k_g) \cdot \{ \sqrt{k_T^2 + 4(k_g/RT)^2 P_{O_2B}} - k_T \} \dots (30)$$

ここで気泡浮上距離 x に関する(31)式

$$-dn_{O_2}/dx = -(dn_{O_2}/dt) (dt/dx) = -(dn_{O_2}/dt) (1/v_B) \dots (31)$$

の変換を行うが、式中の V_B は滝つぼ近傍での値であり、自由上昇速度では適当とは考えられない。そこで注入時の窒素吸収量推算で求めた $k_T^0 = 0.2$ cm/s および窒素拡散係数¹⁷⁾の $D_N = 9.2 \times 10^{-5}$ cm²/s を浸透説にあてはめて(32)式で表すことにした。

$$v_B = 342 d_B \dots (32)$$

以上の(30)~(32)式から(33)式が導かれる。

$$\frac{dn_{O_2}}{dx} = \frac{\pi d_B}{342} \cdot \frac{RT k_T}{2k_g} \cdot \left(k_T - \sqrt{k_T^2 + 4 \left(\frac{k_g}{RT} \right)^2 P_{O_2,B}} \right) \dots (33)$$

ただし、 F_B は(34)式、また $P_{O_2,B}$ は溶鋼静圧を考慮した圧力およびモル分率から(35)式で表す。

$$F_B = \pi d_B^3 \dots (34)$$

$$P_{O_2,B} = \{ P^0 + \rho g (h_B - x) / (1.013 \times 10^6) \} \{ n_{O_2} / (n_{N_2} + n_{O_2}) \} \dots (35)$$

一方、 d_B は理想気体の状態方程式から(36)式となるが、初期値 d_B^0 はモデル実験⁴⁾で得た(37)式から求める。

$$d_B = [6RT (n_{N_2} + n_{O_2}) / \pi \cdot \{ P^0 + \rho g (h_B - x) / (1.013 \times 10^6) \}^{-1}]^{1/3} \dots (36)$$

$$d_B^0 = 0.004 Re^{1/2} Fr^{-1/2} We^{1/4} D^{-1/2} \dots (37)$$

ただし、 h_B は気泡侵入深さを示す。なお計算にさきだち、(37)式の d_B^0 の値は浴表面での値と考えて初期モル数 $n^0_{O_2}$ 、および $n^0_{N_2}$ を与える。また巻き込み気泡は h_B に達する降下中は反応しないで浮上中に酸素のみが吸収されると仮定する。

さて第 3.3 節と同一の連続铸造条件つまり $R_1=120$ cm, $M_1=100$ t, $Z=75$ cm を用い、 $h_B=70$ cm, $\rho=7$ g/cm³, $k_T=8.03 \times 10^{-5}$ mol/(cm²·atm^{1/2}·s)¹⁸⁾ における気泡内酸素分圧 $P_{O_2,B}$ の変化を Runge Kutta 法によって計算してみよう。ただし、 d_B^0 の値は铸造初期および末期の平均値をあてはめる。Fig. 12 は種々の铸造速度 w における $P_{O_2,B}$ と x の関係を示すが、 w が大きくなるにつれて、巻き込み気泡径が大きくなり、酸素の溶解に必要な浮上距離 x は長くなっている。しかしながら、大

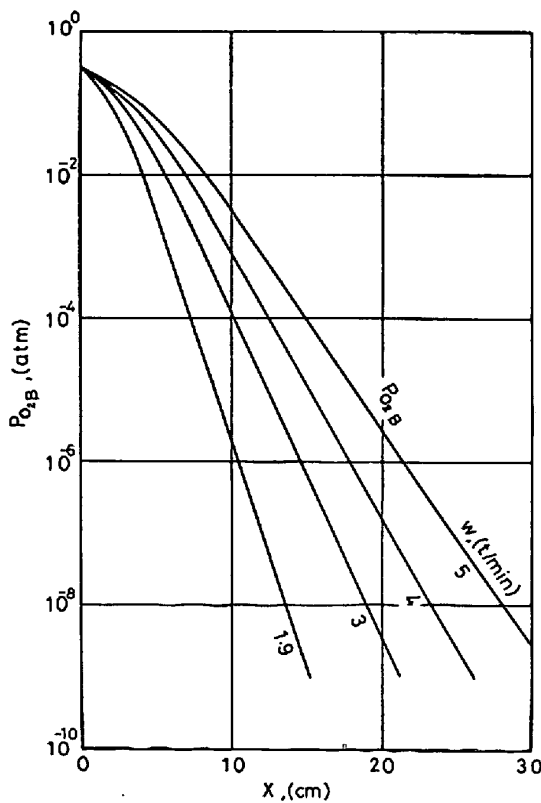


Fig. 12. Dissolution rates of entrained gaseous oxygen into liquid steel.

部分の酸素は $x=5\sim 10$ cm の短い浮上距離で溶解し、第 2.2 節で仮定したように巻き込み気泡内の酸素は特別な条件下でない限り 100% 吸収されるとみることができる。

4-3 従来の研究結果への本モデルの適用

本モデルでは液柱表面上の乱れが浴面と衝突し、キャビティを形成することに注目し、ガス巻き込み速度をキャビティ半径の関数で表した。一方、J. SZEKELY¹⁾ は注入流側面の気相側に円筒状境界層を考え、その層内のすべてのガスが液柱とともに液相内に巻き込まれるというモデルを設定し、注入に伴う酸素吸収に関する従来の測定結果を説明した。

本研究でも本モデルの適応性をみるために、まず連続鑄造における M. P. KENNY¹⁹⁾ および上注鑄造に関する W. WILSON²⁰⁾ の測定結果をとりあげ、その条件下の吸収酸素量を推定し、実測値との比較を試みることにした。すなわち、計算に使用する条件の一部は SZEKELY とは相違するが、Table 1 および Table 2 に示すように、本モデルの計算結果は測定結果と非常によく一致している。なお Table 1 によれば $\Delta[\text{O}]_{st}$ は $\Delta[\text{O}]_E$ に比較的近い値となり、また Table 2 では両者がほぼ等しい。これは Fig. 6 および Fig. 7 で述べたように、

Table 1. Application of the present model to the previous results by M. P. KENNY.

	KENNY	SZEKELY	Present work
Z (cm)	15 (in)	38	38
a_0 (cm)	5/16 (in)	0.79	0.79
U_0 (cm/s)		242	272.6* ¹
$\Delta[\text{O}]$ (ppm)	30	26.5	$\begin{cases} \Delta[\text{O}]_E=19.0 \\ \Delta[\text{O}]_{st}=10.8 \\ \Delta[\text{O}]_{total}=29.8 \end{cases}$

*1 The nozzle exit velocity was calculated from the teeming rate of 500 l b/min as follows: $U_0=500 \times 453.6 / (\pi a_0^2 \rho \times 60) = 272.6$ cm/s.

Table 2. Application of the present model to the previous results by W. WILSON.

	WILSON	SZEKELY	Present work
Z (cm)		40.5	40.5
a_0 (cm)		2.85/2	2.036* ²
U_0 (cm/s)		8 ft/s	243.8
$\Delta[\text{O}]$ (ppm)	9	10	$\begin{cases} \Delta[\text{O}]_E=4.4 \\ \Delta[\text{O}]_{st}=4.5 \\ \Delta[\text{O}]_{total}=8.9 \end{cases}$

*2 The radius of nozzle was calculated from the teeming rate of 4/3 t/min as follows: $a_0 = \{3 \times 10^6 / (4 \times 60 \times \pi \rho U_0)\}^{1/2} = 2.036$ cm

Z および U_0 がともに小さいことに原因している。

また近年、石田ら²¹⁾は 300 kg の溶鋼を $D_0=3.5$ cm, $R_1=48$ cm, $Z_1=130$ cm, 鑄型半径 20 cm の条件下で鑄造し、注入直後の吸収酸素量として $\Delta[\text{O}]_E=80$ ppm を示した。この条件に従い、本モデルを適用すると、 $\Delta[\text{O}]_E=14.2$ ppm, $\Delta[\text{O}]_{st}=8.1$ ppm が得られ、両者の和 $\Delta[\text{O}]=22.3$ ppm は実測値と一致しない。この不一致の原因としては、注入高さが比較的高く注入時に飛散する溶鋼の酸化量が大ききことによると思われる^{†2}。

一方垣生ら²²⁾は種々の条件下で求めた取鍋-タンディッシュ間注入過程における空気酸化量を報告している。そのなかで、注入管を使用するが、注入流をアルゴンシールしない条件下で得た値 $\Delta[\text{Al}]=34$ ppm ($\Delta[\text{O}]=30$ ppm に相当する。)を側面空気酸化量とみなした。しかしながら、本モデルによつて側面吸収量を計算すると、注入管を使用しない大きな側面積の条件下においても $\Delta[\text{O}]_{st}=7$ ppm にすぎず、前述の 30 ppm O との差は

†2 斎藤ら²²⁾が求めた注入時のスプラッシュ発生速度 V_{sp} (C.C/s) に関する関係は物性値を省略して表すと

$$V_{sp} \propto D_0 Z U_0^{3/2} \dots \dots \dots (A1)$$

となる。この関係は一部で相違するとはいえず本研究の Fig. 11 の関係とよく類似している。またこれを注入速度

$$V_1 = \pi D_0^2 U_0 / 4 \text{ との比で表すと}$$

$$V_{sp}/V_1 \propto 4Z U_0^{1/2} / (\pi D_0) \dots \dots \dots (A2)$$

となり、Z および U_0 が同一ならばノズル径 D_0 が太くなるにつれて空気酸化量のみならず、スプラッシュ量もまた相対的に低下することが明らかになる。ここで(A2)式において $Z U_0^{1/2} / D_0$ の値を求めると、Table. 1 に示した細いノズルの Kenny の場合には $397 \text{cm}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1/2}$, Table. 2 の太い D_0 の Wilson では $155 \text{cm}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1/2}$ と低下する。一方、石田らの場合は D_0 はかなり太いが、Z の値が大きいため初期が $554 \text{cm}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1/2}$, 末期には $378 \text{cm}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1/2}$ と大きくスプラッシュの影響が相対的に高いことが推測される。

大きい。したがって、巻き込み量は少ないが、注入管使用時にもその管内でガス巻き込みは生じていると考えられ、 $\Delta[\bar{O}] = 30$ ppmは巻き込み空気および側面を通した吸収量の和とみることが適切に思われる。いずれにしても、本研究では注入管内でのガス巻き込み速度が明白でないで、注入管を使用しないときの値を推算することにする。すなわち、測定条件 $w = 1.9$ t/min, $Z = 100$ cm, $l_0 = 20$ cm (厳密には $l_0 = 21$ cm) に従って Fig. 10の結果を外挿すると、 $\Delta[\bar{O}] = 60$ ppm が得られる。この値は彼らの測定結果において全吸収酸素量からフラックスの巻き込みおよびライニングの侵食に起因する酸素を除いたときの $\Delta[\bar{O}] = 51$ ppm にかかなり近い。

このほか栗田ら²⁴⁾はタンディッシュ-鋳型間注入における空気酸化を測定し、1本の浸漬ノズルでは $\Delta[\bar{O}] = 11 \sim 14$ ppm, 3本のオープンノズルでは $\Delta[\bar{O}] = 39 \sim 92$ ppm の濃度増加があることを示した。ここでも両酸素濃度の差 $\Delta[\bar{O}] = 30 \sim 80$ ppm をオープンノズル使用時の空気酸化量とみなし、本モデルの適用を試みた。すなわち注入条件 $l_0 = 15$ cm, $w = 1$ t/min, $Z = 30$ cm では $\Delta[\bar{O}]_E = 61$ ppm, $\Delta[\bar{O}]_{st} = 8$ ppm となり、合計 $\Delta[\bar{O}] = 69$ ppm と推定され、実測値の範囲内の値を推定できる。

以上、種々のデータに対して本モデルの適用を試みたが、一部のスプラッシュ効果が大きい場合を除き、本モデルはかなり信頼できる空気酸化量を推算したのと思われる。

5. 結 言

モデル実験で導出したガス巻き込み速度に関する実験式から溶鋼注入時の空気酸化を推定し、次の結果を得た。

- 1) 溶鋼注入時のガス巻き込みに伴う酸素吸収量は注入ノズルが細く、注入高さが高い場合を除き、溶鋼の表面張力、粘度あるいは密度など物性値への依存は小さい。
- 2) 吸収酸素量はノズル出口流速 U_0 あるいは注入高さ Z の上昇によつて増加し、逆にノズル径 D_0 が大きくなると減少する。また吸収酸素のうち側面吸収量 $\Delta[O]_{st}$ は巻き込み空気からの吸収量 $\Delta[O]_E$ に比較してかなり低く、一般には 1/10 にすぎない。しかしながら、 U_0 および Z がともに小さい条件下では $\Delta[O]_E$ が小さくなり、 $\Delta[O]_{st}$ と同程度になる。
- 3) 本モデルから $D_0 = 5$ cm および 7 cm の場合について任意の取鍋溶鋼量、取鍋半径さらには注入高さにおける空気酸化を推算する線図を求めた。
- 4) 連続鋳造の取鍋-タンディッシュ間注入過程にお

ける空気酸化量は取鍋内容鋼が深い初期に大きい、注入が進むにつれてしだいに低下する。また鋳造速度の上昇につれて空気酸化は低くなる。

5) 巻き込み気泡からの酸素吸収速度を考察した結果、吸収速度は大きく、気泡内酸素は浮上中にはほぼ 100% 吸収されるとみなすことができた。

6) 種々の条件下で得られた実測値に本モデルを適用し、それらの結果をほぼ説明した。

おわりに本研究の遂行にあたり空気酸化に関する詳細な測定条件をお教え下された大同特殊鋼(株)研究開発本部中央研究所 池田雅宣氏、川崎製鉄(株)技術研究所製鋼研究室 垣生泰弘氏および住友金属工業(株)鹿島製鉄所技術管理室 丸川雄浄氏さらにはスプラッシュに関する測定結果についてご説明いただいた東北大学選鉱製錬研究所助教授 津安英氏に謝意を表します。

記 号

- a, a_0 : 注入高さ Z およびノズル出口液柱半径 (cm)
- d : 正方形鋳型底面の一辺長さ (cm)
- d_B, d_B^0 : 気泡直径とその初期値 (cm)
- D_0 : ノズル直径 (cm)
- D : 浴面衝突時液柱直径 (cm)
- $D_{N_2-O_2}$: 窒素-酸素相互拡散係数 (cm^2/s)
- D_N : 溶鉄中窒素拡散係数 (cm^2/s)
- E_1 : 運動エネルギー (erg)
- F_1 : 気液界面積 (cm^2)
- F_B : 気泡-液相界面積 (cm^2)
- Fr : Froude 数 (-)
- g : 重力加速度 (cm/s^2)
- G : 累積巻き込みガス量 (m^3)
- h, h_1, h_f : 時間 t , 初期および末期取鍋内溶鋼深さ (cm)
- h_B : 浴内気泡侵入深さ (cm)
- k_g : 気相内物質移動係数 (cm/s)
- k_r : 化学反応速度定数 ($\text{mol}/(\text{s} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{atm}^{1/2})$)
- l_0 : ノズル長さ (cm)
- m : 乱れ部分の質量 (g)
- M : 溶鋼重量 (t)
- M_{O_2} : 酸素分子量 (g/mol)
- \dot{n} : 気相内物質移動速度 ($\text{mol}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$)
- $n_{N_2}^0, n_{O_2}^0, n_{N_2}^1, n_{O_2}^1$: 窒素および酸素モル数およびそれらの初期値 (mol)
- $\Delta[O]_E, \Delta[\bar{O}]_E$: 巻き込み気泡からの酸素吸収量およびその平均値 (%)
- $\Delta[O]_{st}, \Delta[\bar{O}]_{st}$: 注入流側面を通した酸素吸収量およびその平均値 (%)
- P^0 : 大気圧 (atm)
- P_{O_2} : 酸素分圧 (atm)
- $P_{O_2,B}, P_{O_2i,B}$: 気泡内酸素分圧およびその界面分圧 (atm)
- R : 気体定数 ($\text{cm}^3 \cdot \text{atm}/(\text{mol} \cdot \text{K})$)
- R_1 : 取鍋半径 (cm)
- R_c : キャピティ半径 (cm)
- Re : Reynolds 数 (-)
- Sc : Schmidt 数 (-)
- t : 時間 (s)
- T : 温度 (K)

u, u_0 : 注入高さ Z およびノズル出口での線速度 (cm/s)
 v_B : 気泡上昇速度 (cm/s)
 V_g, V_l : ガス巻き込みおよび注入速度 (cm³/s)
 w : 鋳造速度 (t/min), (g/s)
 We : Weber 数 (-)
 x : 浮上距離 (cm)
 Z, Z_i, Z_f : 時間 t , 初期および末期注入高さ (cm)
 ϵ, ϵ_0 : 注入高さ Z およびノズル出口での乱れ振幅 (cm)
 λ : 波長 (cm)
 μ : 粘度 (p)
 ν : 動粘度 (cm²/s)
 ρ : 密度 (g/cm³)
 σ : 表面張力 (dyn/cm)

文 献

- 1) J. SZEKELY: Trans. Met. Soc. AIME, 245 (1969), p. 341
- 2) K. SCHWERTFEGGER and W. WEPNER: Met Trans., 8B (1977), p. 287
- 3) P. MASSARD and K. LANGE: Arch. Eisenhüttenw., 48 (1977), p. 521
- 4) 岩田勝吉, 長 隆郎, 井上道雄: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1922
- 5) E. van de SANDE, J. M. SMITH, and J. J. J. van OORD: J. Appl. Phys., 45 (1974), p. 748
- 6) V. G. LEVICH: Physicochemical Hydrodynamics, Prentice-Hall Inc. Englewood Cliffs, N. J. (1962), p. 626
- 7) 倉林俊雄: 日本機械学会論文集, 25 (1959), p. 1266
- 8) 長 隆郎, 井上道雄: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1712
- 9) J. SZEKELY and N. J. THEMELIS: Rate Phenomena in Process Metallurgy, (1971), p. 424 [Wiley, New York]
- 10) 根本秀太郎, 川和高穂, 佐藤秀樹, 阪本英一: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 387
- 11) 長 昭二, 野崎洋彦, 栗林章雄, 横山元一: 鉄と鋼, 55 (1969), S 513
- 12) 浅野鋼一, 松永 久: 鉄と鋼, 56 (1970), S 101
- 13) 満尾利晴, 高島 靖, 尾野 均, 有馬慶治, 新網章一: 鉄と鋼, 60 (1974), S 397
- 14) 大西稔泰, 秋泉清春, 青木松秀: 鉄と鋼, 65 (1979), S 727
- 15) たとえば, 森 一美, 佐野正道, 星野秀夫: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 182
- 16) 長 隆郎, 岩田勝吉, 井上道雄: 鉄と鋼, 67 (1981), S 861
- 17) 井上道雄, 小島 康, 長 隆郎, 上川清太, 山田幸永: 鉄と鋼, 59 (1973), p. 205
- 18) T. EMI, W. M. BOORSTEIN, and R. D. PEHLKE: Met. Trans., 5 (1974), p. 1959
- 19) M. P. KENNY: J. Metals, 20 (1968), p. 88
- 20) W. WILSON: Metal Progress, 79 (1961) 5, p. 71
- 21) 石田二郎, 小野清雄, 池田雅宣: 電気製鋼, 52 (1981), p. 28 一部私信
- 22) 齊藤恒三, 川合保治, 津 安英: 鉄と鋼, 47 (1961), p. 1382 一部私信
- 23) 垣生泰弘, 北岡英就, 吉井 裕, 江見俊彦, 飯田義治, 上田典弘: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 1803 一部私信
- 24) 栗田満信, 池田隆果, 丸川雄浄: 鉄と鋼, 56 (1970), S 56 一部私信