

討 8 吹込み精錬における攪拌と反応速度

名古屋大学工学部

○佐野正道 森 一美

1. 緒 言

製鋼プロセスにおいては、装置が大型であるため、浴内で濃度、温度の分布が生じやすい。このため、鋼浴をガス吹込み攪拌、機械的攪拌、電磁攪拌することにより濃度、温度分布を均一化するとともにガス-、スラグ-メタル間反応速度の増大、介在物除去の促進などが図られている。現在、それらのプロセスで起きている諸現象を解明するため、平衡論、反応速度論、流体力学に基づいて活発な研究が行われている。ここでは、攪拌方法として最も広く採用されているガス吹込み攪拌を取上げ、吹込みカスの有効攪拌動力、鋼浴の循環流動およびガス-、スラグ-メタル間反応速度について考察する。

2. 吹込みカスの有効攪拌動力

吹込みカスの攪拌動力（あるいは投入エネルギー）と精錬特性の関係が検討されているが、吹込みカスの攪拌動力の評価法が研究者により異なるため、それを統一する必要があると考えられる。

吹込みカスが液体に対してなす仕事としては、①音速域のガス吹込みにおける羽口近傍での圧力減少に伴う膨張の仕事、羽口近傍でのカスの温度上昇に伴う膨張の仕事および吹込み時にガスが持つ運動エネルギーからの仕事、②浴内上昇中の静圧変化に伴う膨張の仕事（換言すると浴内のガスに働く浮力の仕事）が考えられる。①の仕事のうち浴内の循環流動に有効に使われる割合を $\eta (< 1)$ とすれば、吹込みガス（モル流量 \dot{n} ）の有効な攪拌動力 \dot{E} は次式で表される。¹⁾

$$\dot{E} = \dot{n} R T_L \left[\ln(P_1/P_2) + \eta \left\{ (T_n/T_L) \ln(P_n/P_1) + (1 - T_n/T_L) + \frac{1}{2} \rho_{Gn} U_{Gn}^2 (T_n/P_n T_L) \right\} \right] \quad (1)$$

ここで、 R : 気体定数、 T : 温度、 P : 圧力、 ρ : 密度、 u : 線速度、添字 1: 羽口 (P_1 は羽口における静圧)、2: 雰囲気、 L : 液体、 G : ガス、 n : 羽口 (P_n は羽口におけるガス圧)。

Lehrer²⁾は、液体中へ吹込んだカスの運動エネルギーからの仕事に対して $\eta = 0.06$ を与えている。一方、Sundberg³⁾はカスの温度上昇に伴う膨張の仕事に対して $\eta = 1$ を仮定している。しかし、カスの温度上昇が羽口近くで急激に起こるならば、その攪拌動力は羽口近傍で大部分使われるため η は小さく、 $\eta = 1$ ではカスの攪拌動力を過大評価することになる。

ここで、溶鋼内で気泡が生成するときの熱移動を考える。この場合、気泡内の温度変化は次式で表される。

$$\rho_G C_p V \frac{dT_B}{dt} = h a (T_L - T_B) \quad (2)$$

ここで、 C_p : 定圧比熱、 V : 体積、 h : 熱伝達係数、 a : 気泡-溶鋼界面積、添字 B: 気泡。

Ashmanら⁴⁾は固体表面へのガス吹付け実験より、生成気泡内の熱伝達係数 h の限界値を $0.03 \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$ と推定している。Fig. 1 には h をパラメータとして気泡が離脱するときの気泡内温度とガス流量の関係を示した。計算においては気泡生成時間 t_f は 50 ms 一定とした。⁵⁾図より通常

の取鍋内へのガス吹込み流量においては $h > 0.02 \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$ で気泡内温度は生成時におおよそ 800°K 以上に上昇することがわかる。実際には生成気泡と溶鋼の界面は非常に乱れていることおよび生成気泡内にはメタル滴が多数存在すること⁵⁾などを考え合わせると、伝熱面積は気泡体積より計算される面積より大きい。さらに、気泡が浴内を上昇する際の伝熱速度も大

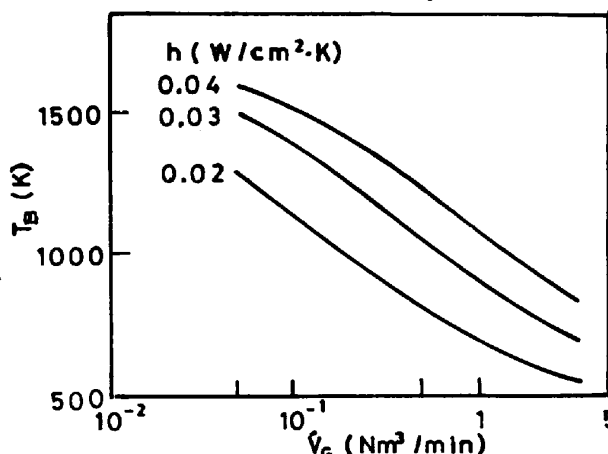


Fig. 1 Bubble temperature at detachment from nozzle ($T_L = 1873 \text{K}$, $t_f = 50 \text{ms}$, $H_0 = 200 \text{cm}$)

大きく、気泡内の温度はかなり早く上昇すると考えられ、ガスの温度上昇に伴う膨張の仕事についてもりは小さいと推定される。しかし、Fig. 1の計算では羽口近傍での溶鋼の温度低下を考慮していないことおよび η の測定値が全くないことより、 η の値については今後なお実験的検討を要する。

ここでは、(1)式の右辺の大括弧中の第2項以下の寄与は小さいとして無視し、吹込みガスの攪拌動力を溶鋼温度 T_L および P_1 、 P_2 の対数平均圧力 P_M におけるガス流量 V_{GM} を用いて表わせば、

$$\dot{E} = V_{GM} \rho_L g H_0 \tag{3}$$

また、ガス流量 V_G (Nm³/min)、溶鋼密度 ρ_L (kg/m³)、重力加速度 g (m/s²)、吹込み深さ H_0 (m)、雰囲気圧力 P_2 (atm)を用いると、 \dot{E} (W)は次式で与えられる。

$$\dot{E} = 6.18 V_G T_L \ln(1 + \rho_L g H_0 / 1.013 \times 10^5 P_2) \tag{4}$$

3 鋼浴中の気泡群の挙動と循環流動

3-1 鋼浴中の気泡群の挙動 鋼浴については実験が困難であるため、定量的研究はほとんど行われておらず、水モデル、水銀モデルの実験結果より推定が行われている。

佐野 森⁴⁾は水銀中の分散気泡の大きさ、ガスホールドアップを電気探針法により測定している。それによると、分散気泡径 d_B は次式で与えられる。

$$d_B = 0.091 (\sigma / \rho_L)^{0.5} U_G^{0.44} \tag{5}$$

ここで、 σ : 表面張力、 U : 空浴速度。なお、各変数の単位にはc.g.s.単位系を用いる。また、ガスホールドアップ ϕ_p の測定結果をFig. 2に示した。液体の循環流動がない場合には気泡上昇速度 u_G は次式より求められる。

$$u_G = U_G / \phi_p \tag{6}$$

一方、液体が循環流動している場合 (Fig. 3)、気泡分散領域における u_{GP} と溶鋼速度 u_{LP} およびその差 u_s (スリップ速度)の間にはつぎの関係がある。

$$u_s = u_{GP} - u_{LP} = u_{GP} / \phi_p - u_{LP} / (1 - \phi_p) \tag{7}$$

添字P: 気泡分散領域。スリップ速度 u_s は、単一気泡の上昇速度 u_{B0} を用いてつぎの実験式で表される。^{7,8)}

$$u_s = u_{B0} / (1 - \phi_p) \quad (8) : u_{B0} = \sqrt{0.5 d_B g} \tag{9}$$

3-2 鋼浴の循環流動 一般に、精錬装置においては、Fig. 3に模式的に示したように浴内に吹込まれたガスは局所的に分散しているため、溶鋼は循環流動している。このような循環流動の解析法には、運動量収支をとる方法とエネルギー収支をとる方法の2つがある。ここでは後者の方法により吹込みガス流量 (あるいは攪拌動力) と溶鋼速度、循環流量、均一混合時間を求める。

溶鋼循環流動に対するエネルギー収支は次式で与えられる。

$$\dot{E} = \dot{E}_c + \dot{E}_{ps} \tag{10}$$

ここで、 \dot{E}_c は溶鋼の循環流動に伴うエネルギー消散速度で、次式で与えられる。⁹⁾

$$\dot{E}_c = \rho_L (1 - \phi_p) (\pi d^2 / 4) u_{LP} \cdot (u_{LP}^2 / 2) - \rho_L \{ \pi (D^2 - d^2) / 4 \} u_{LA} \cdot (u_{LA}^2 / 2) \tag{11}$$

また、 \dot{E}_{ps} は気泡分散領域における気泡すべりによるエネルギー消散速度で、Lamont¹⁰⁾によると、

$$\dot{E}_{ps} = \dot{E} u_s / (u_s + u_{LP}) \tag{12}$$

さらに、気泡分散領域と下降領域の溶鋼流量が等しいことより、 u_{LA} は次式で与えられる。

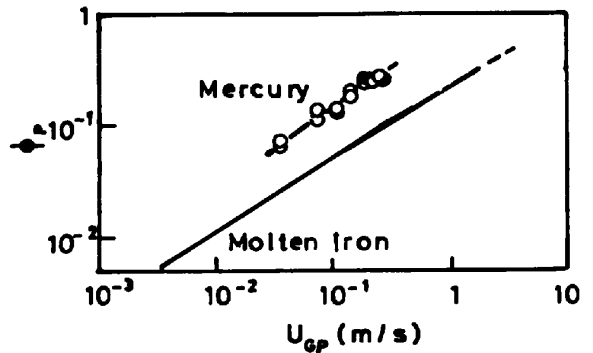


Fig. 2 Relation between ϕ_p and U_{GP} (Mercury $D=0.07m$, $H_0=0.7m$; Molten iron $D=2.2m$, $H_0=1.5m$, $d=0.1 \sim 1m$)

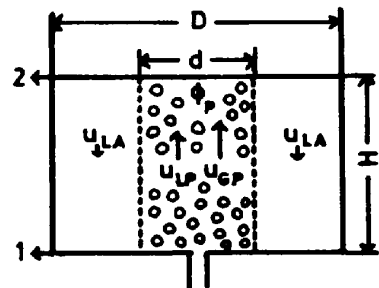


Fig. 3 Liquid circulation model

$$u_{LA} = (1 - \phi_p) u_{LA} K^2 / (1 - K^2) \tag{13}$$

ここで、 $K = d/D$ 、 d 、 D ：気泡分散領域、

容器の直径、添字A：下降流域。

(3)、(10)~(13)式より次式が得られる。

$$u_{LP}^2 (u_{LP} + u_s) = 2 \dot{V}_{GM} g H_0 / A_p F(\phi_p, K^2) \tag{14}$$

$$F(\phi_p, K^2) = (1 - \phi_p) \{ 1 - (1 - \phi_p)^2 K^4 / (1 - K^2)^2 \} \tag{15}$$

ここで、 A_p ：気泡分散領域の断面積。

(7)式と(14)式の連立方程式を解くことにより、 ϕ_p と u_{LP} が求められる。さらに、 u_{LP} を用いて次式より溶鋼循環流量 \dot{V}_L が得られる。

$$\dot{V}_L = (1 - \phi_p) (\pi d^2 / 4) u_{LP} \tag{16}$$

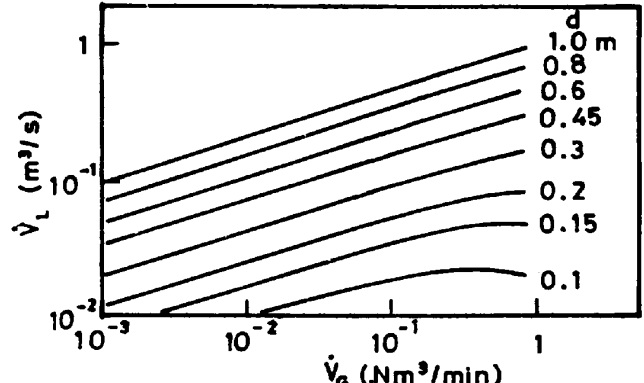


Fig. 4 Relation between \dot{V}_L and \dot{V}_G (Molten iron $D=2.2m, H_0=1.5m, T_L=1600C$)

Fig. 2, 4には、ガスホールドアップ ϕ_p と溶鋼循環流量 \dot{V}_L の計算値を示した。Fig. 2より ϕ_p の計算値は水銀についての実験結果¹⁾よりかなり小さいことがわかる。この差の主な原因は容器径の違い、すなわち循環流動の有無にあると考えられる。水銀中のガスホールドアップの測定では容器径が小さく、気泡が容器断面にわたって分散していたため、循環流動はあまり強くなかったと推定される。Fig. 4において、気泡分散領域の直径 d が大きいほど \dot{V}_L は大きい。また、 d が大きい場合には \dot{V}_L は \dot{V}_G とともに大きくなるが、 $d=0.1, 0.15m$ では \dot{V}_G が大きい範囲で \dot{V}_L が \dot{V}_G の増加とともに減少する傾向がみられる。Fig. 4において \dot{V}_L の増加が少なくなり始めるガス流量に対応する気泡分散領域基準の空塔速度 u_{GP} は1~1.5m/sである。

溶鋼、水へのガス吹込みについて(7)式と(14)式の連立方程式を種々の条件下で解き、気泡分散領域の液体速度 u_{LP} 、循環流量 \dot{V}_L 、均一混合時間 t_m の近似式をつぎのように得た。

$$u_{LP} = 1.17 (\dot{V}_{GM} g H_0 / A_p)^{0.346} \quad \phi_p < \sim 0.3 \text{ および } K^2 < \sim 0.3 \tag{17}$$

$$\dot{V}_L = 1.17 (\dot{V}_{GM} g H_0 A_p^2)^{0.337} \quad \phi_p < \sim 0.15 \text{ および } K^2 < \sim 0.3 \tag{18}$$

$$t_m = 100 \{ (D^2 / H_0)^2 / \dot{E}_M \}^{0.337} \quad \phi_p < \sim 0.15 \text{ および } K^2 < \sim 0.1 \tag{19}$$

ただし、 \dot{E}_M は単位液体質量あたりの攪拌動力(W/ton)で、他の変数の単位にはメートル、秒を用いる。なお、均一混合時間は装置内を溶鋼が3回循環するのに要する時間と定義する¹²⁾。また、(19)式の導出に際して気泡分散領域の直径 d は、水中に吹込まれたガスジェットの広がり角度(20.5°)¹³⁾を用いて求められる浴表面のジェットの直径に等しいものとした。Fig. 5には(18)、(19)式より計算した \dot{V}_L 、 t_m と H_0/D の関係を示した。図より H_0/D が大きいほど浴内の攪拌混合には有利であることがわかる。なお、 A_{ladle} は溶鋼と接触する炉内表面積で、 $H_0/D=0.5$ のとき最小値をとる。

4. ガス吹込みによる攪拌と反応速度

4-1 吹込みガス-メタル間反応速度 これまでに述べてきた鋼浴中の気泡群の挙動および循環流動に関する結果の応用例として、窒素を攪拌ガスとして用いた場合の鋼浴への窒素吸収速度を調べる。Fig. 3において気泡分散領域と下降流域は各々完全混合とし、窒素について物質収支をとると、各々の領域に対して次式が得られる。

$$\rho_L \dot{V}_{LP} d[\%N]_p / dt = \rho_L \dot{V}_L [\%N]_A - \rho_L \dot{V}_L [\%N]_p + k_A \rho_L ([\%N]_s - [\%N]_p) \tag{20}$$

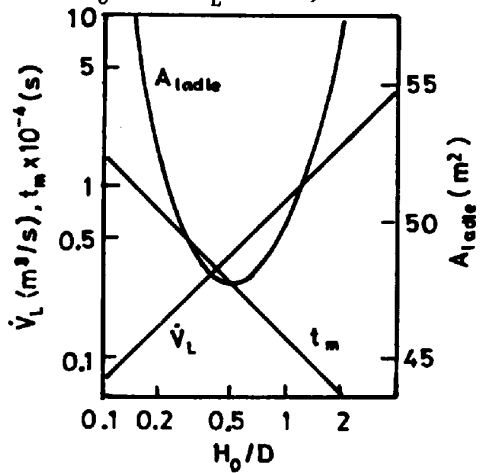


Fig. 5 Effect of H_0/D on \dot{V}_L , t_m , A_{ladle} ($W_{Fe}=250ton, \dot{V}_G=10^4 Nm^3/s$)

$$k_L V_L d[\%N]_A / dt = k_L V_L [\%N]_p - k_L V_L [\%N]_A \quad (21)$$

ここで、 $[\%N]_p, [\%N]_A$: 気泡分散領域、下降流域の窒素濃度、 $[\%N]_s$: 平衡窒素濃度、 k_A : 容積係数

気泡分散領域の気液総界面積 A は、前述の分散気泡径 d_B 、気泡上昇速度 u_B を用いて求められる。また、 k_L はみかけの物質移動係数で、液側拡散と化学反応の混合律速モデルより計算される。Fig. 6には、浴内循環流動を考慮した場合と考慮しない場合の浴内窒素濃度の経時変化の計算値を示した。浴内循環流動を考慮しない場合、物質移動律速を仮定すると窒素吸収効率は $[\%N]=0.04$ 程度まで100%となり、窒素濃度は直線的に増加する。しかし、実際には循環流動により窒素濃度の増加速度はかなり遅くなるのがFig. 6より明らかである。たとえば、Q-BOPにおける窒素吹込みでは窒素吸収効率は数%と非常に低いが、このような低い吸収効率は高流量のカス吹込みによって生じる強い循環流に起因していることが推定される。

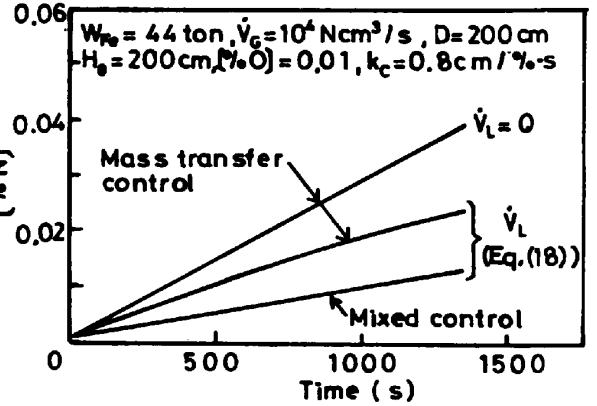


Fig.6 Change of [%N] with time

4.2 スラゲーメタル間反応速度 Subramanianら¹⁴⁾ Robertsonら¹⁵⁾ Patelら¹⁶⁾はスラゲーメタル間反応速度に対するカス吹込みの影響をモデル実験により検討している。Fig. 7には、メタル側物質移動係数 k_m 、スラグ側物質移動係数 k_s とカス流量の関係を示した。図よりわかるように、一定のカス流量では容器径および気泡径が大きいと k_m 、 k_s は小さくなるのがわかる。また、ノズル数によっては k_m と V_G の関係が変わらないことが注目される。Robertsonら¹⁵⁾は k_m と V_G の関係式として次式を得ている。

$$k_m^2 = B D_L V_G / D^2 \quad (22)$$

(22)式中の係数 B は反応系、浴深さによって変化するため、物性値、操作条件に依存しない定数とみなすことができない。したがって、スラゲーメタル界面を通過する場合の物質移動係数については今後さらに検討を要すると考えられる。

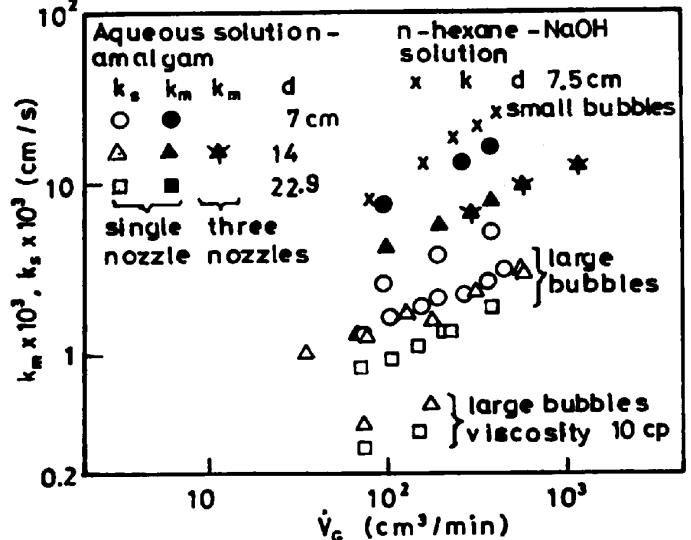


Fig.7 Mass transfer coefficient for bubble-stirred systems

文献 1) 森ら：鉄と鋼、67(1981)、p.672, 2) L.H. Lehrer : IEC Process Des. Dev. 7(1968)、p.226, 3) Y. Sundberg : Scand. J. Met., 7(1978)、p.81, 4) D.W. Ashman, et al. : Can. Met. Q., 20(1981)、p.387, 5) 小沢ら：鉄と鋼、67(1981)、p.2655, 6) 佐野ら：鉄と鋼、65(1979)、p.1140, 7) J.F. Davidson, et al. : Chem. Eng. Sci., 21(1966)、p.731, 8) P. Griffith, et al. : Trans. ASME (J. Heat Transfer), (1961)、p.307, 9) S.M. Bhavaraju, et al. : AIChE J., 24(1978)、p.454, 10) A.G.W. Lamont : Can. J. Chem. Eng., 36(1958)、p.153, 11) 佐野ら：鉄と鋼、64(1978)、p.1714, 12) T. Lehner : McMaster Conference on "Ladle Treatment on Carbon Steel", Hamilton, Ontario, (1979), 13) N.J. Themelis, et al. : Trans. Met. Soc. AIME, 245(1969)、p.2425, 14) K.N. Subramanian, et al., 206(1968)、p.576, 15) D.G.C. Robertson, et al. : "Process Engineering of Pyrometallurgy" ed. by M.J. Jones, (1974), Inst. of Mining and Metallurgy, 16) P. Patel : Trans. Met. Soc. AIME, 245(1969)、p.855.