

論 文

酸素ガスジェットとの熔融金属への吸収速度*

松 島 美 継**・森 一 美***

Absorption Rate of Oxygen Jetted into Molten Metal

Mitsugu MATSUSHIMA and Kazumi MORI

Synopsis:

A study was made on the absorption of oxygen jetted into molten silver to clarify the mechanism of interaction between a gas jet and molten metal. At 1050°C preheated oxygen gas was blown on to molten silver of 230 g through an alumina nozzle of 1 mm in diameter. The oxygen content in the melt was measured continuously by the solid electrolyte galvanic cell. The oxygen flow rate was 1~12 Nl/min and the height of the nozzle from the melt surface was -10~+20 mm. The critical condition required to produce a homogeneous bulk liquid concentration was expressed in terms of the depth of the cavity. At low jet momentums a stable cavity was produced. As the jet momentum increased, the cavity became deeper, and bubbles and liquid droplets were formed, resulting in an abrupt increase of the absorption rate. The rate was described by the ordinary equation of mass transfer except for the range of low oxygen concentration of the melt. The apparent rate constant at high jet momentums was correlated to the jetting conditions, by introducing a factor characterizing jet steepness.

(Received Jan. 20, 1971)

1. 緒 言

LD 転炉のように、液面に高速ガスを吹付けるような反応系は反応工学的にもきわめて興味のある問題を含んでいる。この反応系ではガスジェットから液本体内に運動量と物質が同時に与えられ、これにより、浴の攪拌とガスの吸収反応が行なわれる。LD 転炉製鋼の反応機構を解明するためには、ガスジェットからどのような機構で運動量と物質の移動が行なわれるかを究明することが最も重要な課題であり、これについては従来から多くの研究が行なわれてきている。

このうち、ガスジェットにより液面に形成されるくぼみの問題については、常温において多くのモデル実験が行なわれ^{1)~6)}、くぼみ深さと吹付け条件の間関係について流体力学的検討が行なわれている。これに対し、ガスジェット成分の液への移動に関しては研究が少なく、HCl ガスを (KHCO₃+KI+KIO₃) 溶液へ吹付けた ANDON'EV, VAINSHTEIN⁷⁾ のモデル実験、および水中への CO₂ の吸収実験を行ない物質移動係数を求めた DAVENPORT, WAKELIN, BRADSHAW⁸⁾ の研究が報告されている程度である。

一方、熔融金属を対象とした研究としては、Hg を用いたモデル実験のほかには、熔融 Sn についてくぼみの

深さや形状を調べた MAATSCH⁹⁾ の研究がある。また、FLINN, PEHLKE, GLASS, HAYS⁹⁾ は小型試験転炉の吹鍊実験において、底部小孔の圧力変化の測定や、ランスを通しての観察などにより、溶鋼のくぼみ深さを推定した。

以上の諸研究から、液面に生ずるくぼみの深さと吹付け条件の関係についてはかなり明確な結論が得られているが、これとガス成分の吸収反応との関係については依然として不明の点が多く、とくに LD 転炉における高い反応効率の生ずる機構の解明はほとんど進んでいない。この問題を解決するためには常温におけるモデル実験ではきわめて不十分であり、したがって熔融金属を用いた研究が是非必要である。

これらの点から、本研究では、熔融銀に酸素ガスを吹付けた酸素吸収の実験を行ない、浴のガス吸収速度と吹付け条件の関係について検討を行ない、実際の LD 転炉における反応機構を解明するための一つの手がかりを得ようとした。熔融銀-酸素系は、ガス吸収に際して化合物が生成せず、また反応速度も大きく、ガス-メタル間

* 昭和45年10月本会講演大会にて発表
昭和46年1月20日受付

** 名古屋大学大学院 (現在新日本製鉄八幡製鉄所)

*** 名古屋大学工学部 工博

物質移動のモデル実験系としてきわめて好適である。

2. 実験装置および方法

実験装置はガス導入系、反応炉および起電力測定系からなる。Fig. 1 に反応炉、Fig. 2 にガス導入系の概略を示した。

炉としてはカンタル線抵抗炉を用いる。反応管内の均熱帯は長さ 70 mm で $\pm 1^\circ\text{C}$ である。試料の銀は内径 38 mm、深さ 150 mm のシンタームライトるつぼに溶解する。るつぼの保持は、吹付けによつて生ずる振動を防ぐようによく留意した。すなわち、るつぼと保護るつぼの間にはマグネシヤ粉末を入れてるつぼを固定し、保護るつぼは炉の下部フランジに固定したアルミナ管の支持

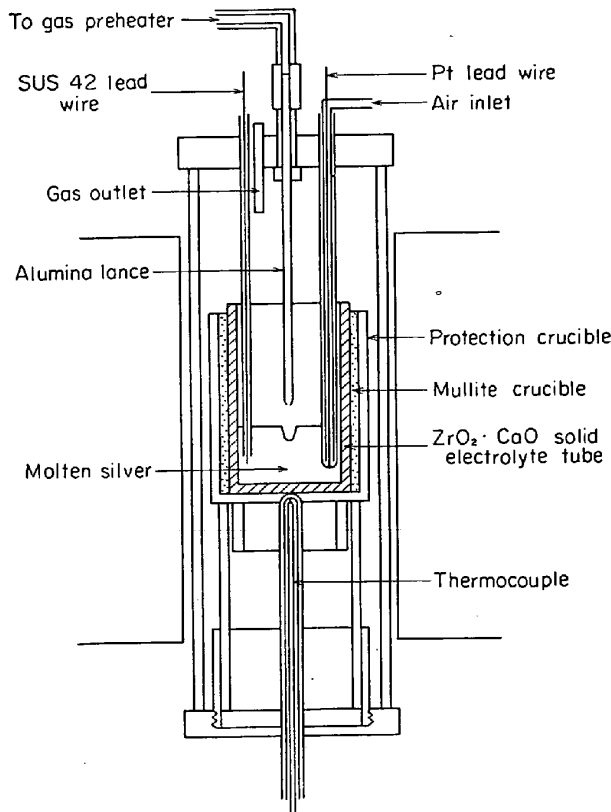


Fig. 1. Schematic diagram of reaction furnace.

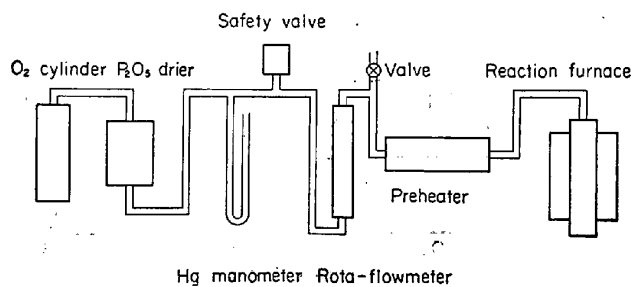


Fig. 2. Experimental apparatus.

台にアルミナペーストで接着させた。

吹付け酸素ガスは、市販のボンベからとり、乾燥器、流量計、予熱管を経て反応管内に導入する。圧力は水銀マンオメータで測定し、ガス管途中には安全弁を設けた。ガス予熱管は、ステンレス管にカンタル線を巻き、管内にアルミナ片をつめたもので、 950°C に加熱した。

ガス導管はすべてステンレス管であり、ガス導管と反応管上部フランジの接続部にはメタルパッキングを用い、高温高圧に耐えられるようにした。酸素ガス吹付け用のランスには上部フランジにとりつけた内径 4 mm のアルミナ保護管を用い、ノズルは管の先端に 1 mmφ の孔をあけたものである。このノズルは本実験の場合非常に重要で、ノズル構造のわずかな差異が結果にばらつきとなつて現われるので、同一系統の実験ではできるだけ同一のノズルを用いるようにした。

銀浴中の酸素濃度の変化は、ライム・ジルコニヤ固体電解質による起電力測定法を用いて自動記録させた¹⁰⁾。

溶解銀量は大部分の実験で 230 g、浴深さは 22 mm である。温度測定は、Pt-Pt-Rh 熱電対により、保護管を先端がるつぼ底部にふれるように挿入して行なつた。本実験はすべて 1050°C において行なつた。酸素ガスの吹付け条件として、流量 Q_{O_2} を 1~12 Nl/min、ノズル先端の浴面からの距離 h を $-10 \sim +20$ mm に変化させた。

実験はつぎのように行なう。銀を溶解後、浴酸素濃度測定用の $\text{CaO} \cdot \text{ZrO}_2$ 管と SUS 42 の導線を浴に浸漬する。ついでノズル高さを実験条件に合わせ、酸素ガスを送り飽和酸素濃度において起電力が正しい値を示すかどうかを調べる。その後、Ar ガスに切換え銀中酸素濃度を 0.06% 以下に下げたから、所定流量で酸素ガスを吹付け ($h > 0$) あるいは吹込んで ($h < 0$) 実験を行なう。

3. 実験結果

酸素ガスの吹付け条件によつて浴面の状態がいちじるしく異なり、これがガス吸収速度に大きく影響する。肉眼による観察結果は Fig. 3 に示したように 4 段階にわ

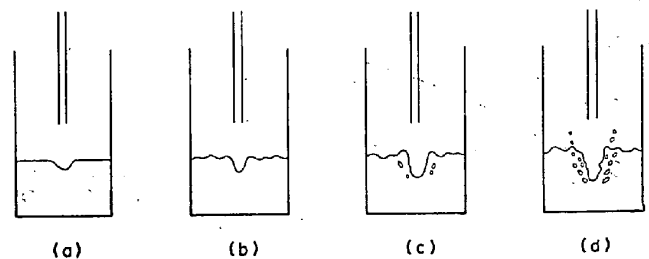


Fig. 3. Schematic diagrams of oxygen jet penetration into molten silver.

けられる。

(a) 酸素ジェット吹付けが弱いときは、浴面に安定したくぼみが生ずる。

(b) 吹付けが強くなると、くぼみの深さは増し、浴面には振動が生ずるが、この段階では浴面は安定した状態にある。

(c) ついで、浴面の振動およびくぼみは不安定になり、ときにはジェットが浴内にはいりこむ。

(d) 吹付けがさらに強くなると、浴面の振動ははげしくなり、気泡まきこみと飛沫現象がおこる。

上記(a)のように安定したくぼみが生ずる場合において、吹付け強さがある限度以下であると、浴内の酸素濃度は不均一になる。Fig. 4はライム・ジルコニヤ管の位置を上下させて、浴内濃度が不均一から均一になる臨界条件を調べたのである。図の直線は次節で述べる理論直

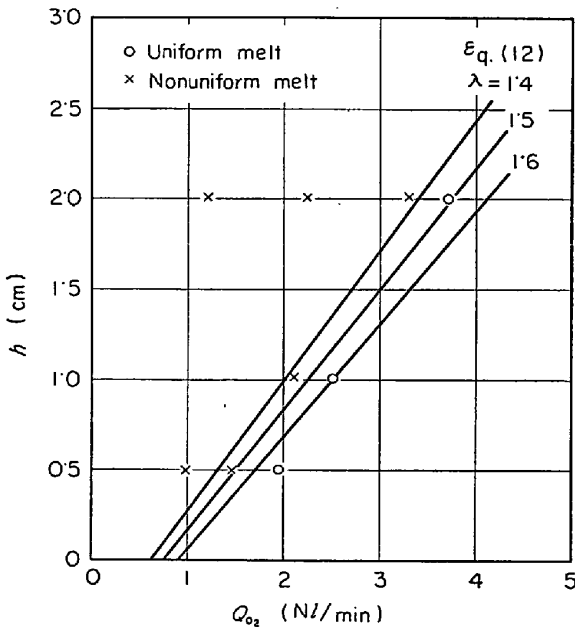


Fig. 4. Uniformity of bulk liquid concentration.

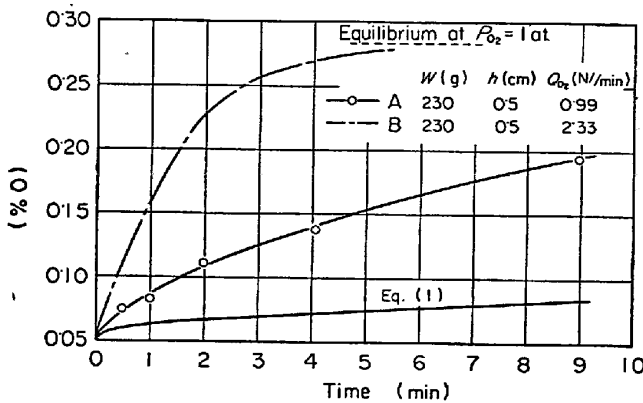


Fig. 5. Change of oxygen concentration with time at 1050°C.
A—nonuniform melt B—uniform melt

線である。

Fig. 5は浴内の濃度が不均一の場合(A)と均一の場合(B)の酸素濃度の増加を比較したものである。(A)の各点は各時間において攪拌棒で瞬間的に浴を攪拌して測定した浴内の平均濃度である。図にはまた比較のために有限体における非定常拡散式

$$\frac{[\%O] - [\%O]_0}{[\%O]_e - [\%O]_0} = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{(2n+1)^2} \exp\left[-\left(\frac{(2n+1)\pi}{2}\right)^2 \left(\frac{Dt}{H^2}\right)\right] \dots\dots\dots (1)$$

D : 銀中酸素の拡散係数, H : 浴深さから計算される浴内平均濃度を示した。

Fig. 5からわかるように、浴内濃度が不均一の条件下では、吸収速度は均一濃度になる場合に比していちじるしくおそい。しかし(1)式による計算値との比較から浴濃度が不均一ではあつても、浴内にはかなりの対流混合がおこっているものと推定され、(1)式の D を乱流拡散係数とみて計算すれば、 D は約 $2 \times 10^{-3} \text{cm}^2/\text{sec}$ 程度の値になる。このような不均一濃度の領域について詳細な解析を行なうことは困難であり、以後の検討は主として均一濃度の領域について行なう。

Fig. 6は濃度-時間曲線の代表例である。吹付けの強いRun 161, および吹込みのRun 171においては、矢印で示した時間までは酸素濃度は直線的に増加する。これは浴内への気泡まきこみに関連しておこる現象で、後に考察する。

Fig. 7はFig. 6の濃度-時間の関係をつぎの1次反応速度式

$$d[\%O]/dt = (k'/V) ([\%O]_e - [\%O]) \dots\dots (2)$$

k' : 見かけの速度恒数 [cm^3/sec]

V : メタル容積 [cm^3]

$[\%O]_e$: $P_{O_2} = 1$ at に対する平衡濃度

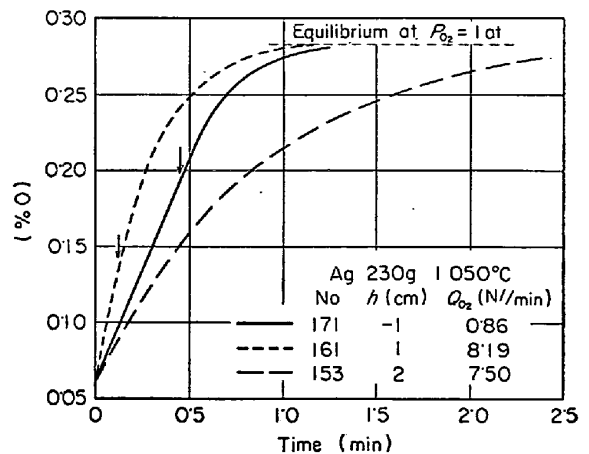


Fig. 6. Change of oxygen concentration with time.

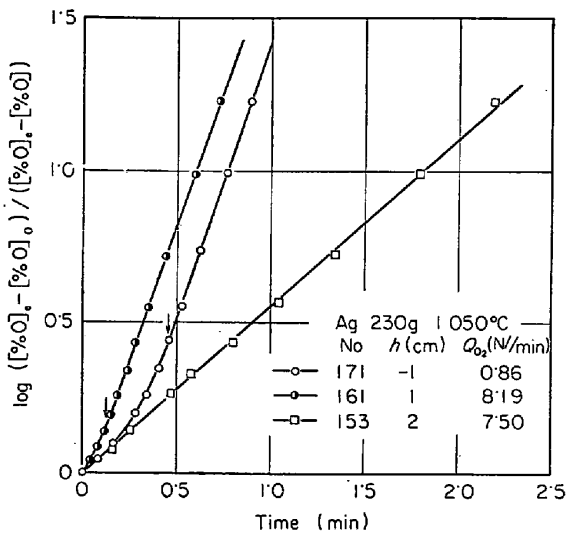


Fig. 7. Relation between $\log ([\%O]_e - [\%O]_0) / ([\%O]_e - [\%O])$ and time.

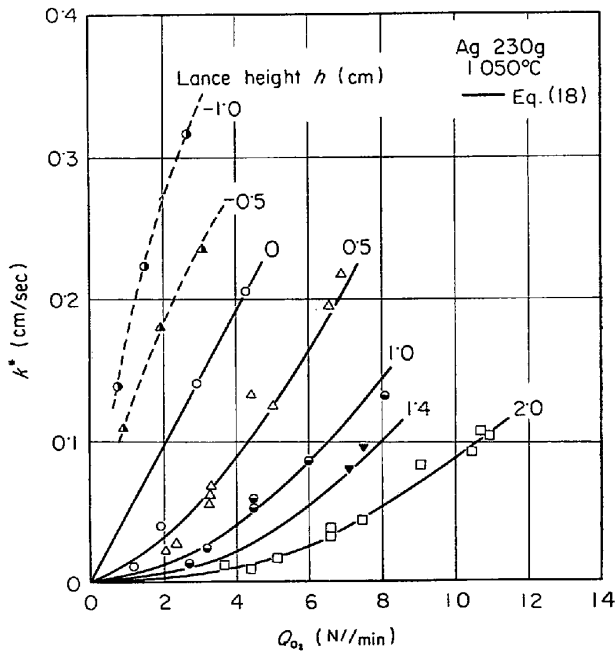


Fig. 8. Relation between the rate constant and oxygen flow rate.
 $k^* = k' / A_0$ (A_0 : apparent gas-metal interfacial area)

により整理した結果である。Run 153, および Run 161, 171 の矢印で示した時間以後は直線関係を示し、(2)式により一定の k' で結果が説明できることがわかる。以下本研究においては、酸素の吸収速度に対する吹付け条件の影響を示すものとして、Fig. 7 の直線関係を示す領域について求めた k' からつぎの式で計算される速度恒数 k^* を用いる。

$$k^* = k' / A_0 \quad [\text{cm/sec}] \quad \dots \dots \dots (3)$$

ただし、 A_0 はるつぼ断面積で表わされる見かけのガ

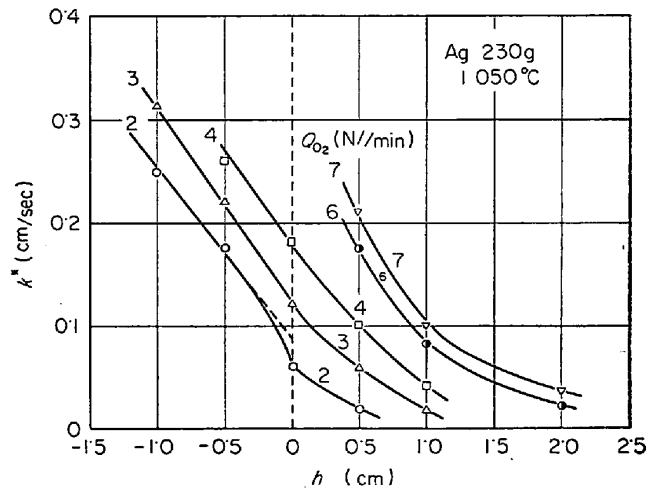


Fig. 9. Relation between the rate constant and lance height for various oxygen flow rates.

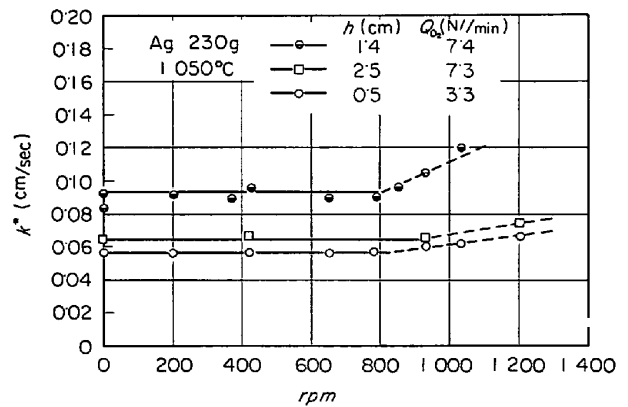


Fig. 10. Effect of stirring on the rate constant.

ス-メタル界面積である。Fig. 7 の Run 161, 171 のような酸素濃度変化を示す条件の場合は、すべて直線となり立つ範囲において求めた速度恒数 k^* をとつた。

Fig. 8, Fig. 9 は k^* と酸素流量 Q_{O_2} およびランス高さ h の関係をまとめて示したものである。 Q_{O_2} が増加するほど、また h が減少するほど、 k^* は大きく、吹付け強さが酸素の吸収速度に決定的に影響することがわかつた。図にはまた、 $h < 0$ 、すなわち浴中に酸素を吹込んだときの結果も示した。 Fig. 9 でわかるように、酸素流量が小さい 2 Nl/min のときは、吹込により k^* は不連続的に増加する。しかし、流量が大きくなると、浴中に吹込んでも、その効果は浴上から吹付けたときの延長にくる程度である。これは流量の大きいところでは、吹付けの場合でもすでに気泡のまきこみなど、吹込みと類似の現象が生じているためと考えられる。

Fig. 10 は吹付け中に石英攪拌翼により液の攪拌を行なつた場合の結果である。 $\text{rpm} < 800 \sim 900$ では攪拌の影響は全くない。これは吹付けによる酸素吸収では、浴内が均一濃度になつている限り、くぼみにおける物質移動

が支配的になつてゐることを示している。なお、 $rpm > 800 \sim 900$ では、浴内の強い攪拌に伴つてジェットからの気泡まきこみがおこり、 k^* が若干増加する。

4. 考 察

4.1 ジェットの特性

吹付け酸素の吸収速度はジェットの特性と密接な関係をもつので、まずこのジェットの特性を表わす式を文献⁽⁹⁾⁽¹¹⁾から引用しておく。ジェットの構造は、核流領域 (Zone of flow establishment) と相似領域 (Zone of Established flow) に分けられる。前者はジェット中心軸上の流速がノズル出口の流速 U_0 にひとしい領域であり、また後者の領域においては、ノズル出口からの距離 x におけるジェット内の速度 U の分布は

$$U/U_m = f(\eta) = \exp[-\beta(r/x)^2] \dots\dots\dots (4)^*$$

U_m : ジェット中心の流速

η : r/x

r : ジェット中心からの距離

また U_0 をノズル出口における流速、 d をノズル直径とすればジェット中心の流速は

$$U_m/U_0 = K_1(d/x) \dots\dots\dots (5)$$

$$K_1 = \sqrt{\beta/2}$$

ジェットが核流領域から相似領域へ移る臨界距離を x_0 とすれば、(5) 式において $U_m = U_0$ とおき

$$x_0 = K_1 d \dots\dots\dots (6)$$

(5), (6) 式中の常数 K_1 は、各研究者により測定値が多少異なるが、大体6前後の値が多い。したがつて K_1 としてこの値をとれば本実験では、 x_0 は 0.6 cm ($d = 0.1 \text{ cm}$) 程度と見積られる。

ジェットの運動量は

$$\dot{M} = (\pi/4)d^2 \rho U_0^2 \dots\dots\dots (7)$$

ρ : ガス密度

本実験においては、 $d = 0.1 \text{ cm}$, $\rho = 3.064 \times 10^{-4} \text{ g/cm}^3$
 $T = 1273^\circ \text{K}$ とすれば

$$\dot{M} = 236 Q_{O_2}^2 \text{ [dyne]} \dots\dots\dots (8)$$

ジェットの衝突により液面に形成されるくぼみの深さ L はジェットの動圧と液の静水圧がひとしいとして成立しつぎの式から求められる**。

$$\frac{\dot{M}}{\rho_m g h^3} = \frac{\pi}{2\alpha K_1^2} \frac{L}{h} \left(1 + \frac{L}{h}\right)^2 \dots\dots\dots (9)$$

ρ_m : メタルの密度

α : くぼみ形成に関するエネルギー損失度
常温の液体を用いて行なわれた従来の研究によれば、実験結果は(9)式によりかなりよく説明されている⁽¹²⁾⁽¹³⁾。

本実験について(9)式の α を求めるために、 $h = 2 \text{ cm}$, $\dot{M} = 4.9 \times 10^3 \text{ dyne}$ の条件で銀浴に酸素を吹付けながら凝固させ、くぼみ深さを測定した結果 $L = 0.65 \text{ cm}$ を得た。これを(9)式に代入し、 $K_1 = 6.2$ として $\alpha = 0.36$ と求められた。以下、この α の値を用いて各実験におけるくぼみ深さを算出した。

なお、 $h = 0$ におけるくぼみ深さについては、またつぎの式が与えられている⁽¹²⁾。

$$L/d = \sqrt{Ar} \dots\dots\dots (10)$$

$$Ar = \rho U_0^2 / (\rho_m - \rho) g d \text{ (アルキメデス数)}$$

この式は、ジェットの浴への衝突部に円筒状のくぼみを考え、その側壁全面積に働く液の静水圧の総和がジェットの運動量から与えられる力にひとしいとして求められたものであり、ジェット流速の減衰は考えていない。他方(9)式はジェット軸上の流速の減衰を考慮したものである。したがつて、ジェット軸上の流速がノズル出口の流速とあまり変わらないとき、すなわちくぼみ深さが小さいときは、(9)式と(10)式の L は一致するはずである。実際に(9)式において、 $h = 0$, $K_1 = 6.2$, $\alpha = 0.36$ として計算した L と、(10)式による L とは、 $L < \sim 0.5 \text{ cm}$ において一致している。これは $h = 2 \text{ cm}$ の実験から決定した α の値をふくむ(9)式の適用が、本実験の場合にも妥当であることを示すものである。

4.2 浴濃度の均一性

Fig. 4 に示したような浴濃度が均一になる臨界条件は、 Q_{O_2} , h があまり大きくない範囲では、近似的にくぼみの深さ L で規定されるものと考えられる。すなわち浴内濃度は、 L がある臨界値以上であれば均一になるものとする。くぼみ深さ L は、(8), (9)式から

$$L = 0.226 [Q_{O_2} / (h+L)]^2 \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 L を一定にとれば $Q_{O_2} / (h+L)$ は一定になり、これを λ とおく。これから臨界条件を与える Q_{O_2} と h の間につぎのような直線関係が導かれる。

$$Q_{O_2} = \lambda h + 0.226 \lambda^3 \dots\dots\dots (12)$$

Fig. 4 の直線は(12)式の関係 λ をパラメータとして表わしたもので、浴濃度が均一になる臨界条件は $\lambda = 1.4 \sim 1.6$ とした(12)式で近似できる。(11)式から、この λ の値はくぼみ深さ $L = 0.44 \sim 0.58 \text{ cm}$ に相当することがわかる。本実験では、浴深さは 2.2 cm であるから、浴深さの $1/4 \sim 1/5$ のくぼみ深さを与えるような条件において、均一濃度になる浴の攪拌が得られたことがわか

* 距離 x は厳密にはジェットの point source の原点からの距離 x' をとる必要があるが、ここでは近似的に $x \approx x'$ とした。

** h が小さいところでは、実際は核流領域が含まれるので、(9)式は厳密には成立しないが、以下の諸計算では近似的なものとしてすべて(9)式を適用してある。

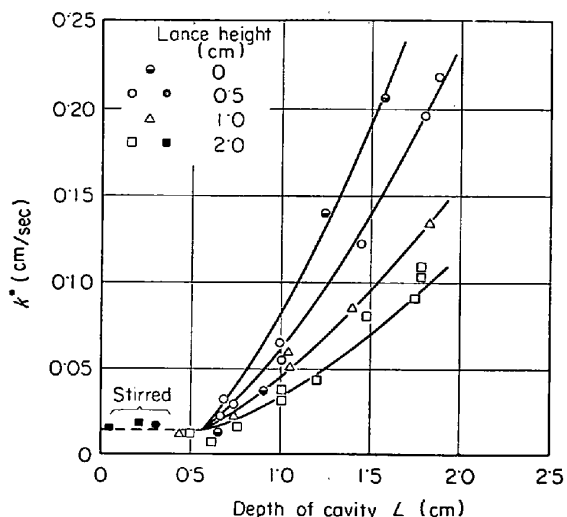


Fig. 11. Relation between the rate constant and depth of cavity.

る。

4.3 速度恒数 k^* と吹付け強さ

吹付条件を変化させた各実験について、(9)式を用いてくぼみ深さ L を計算した。Fig. 11 に各ランス高さについて速度恒数 k^* と L の関係を示した。くぼみ深さが 0.3 cm 以下の3点は浴内濃度が不均一を示す吹付け条件であるため、浴を攪拌翼で攪拌して均一濃度にした場合である。この3点の k^* は、浴濃度が均一でくぼみが安定している $L=0.45\sim 0.6\text{ cm}$ の場合の k^* とほぼ同じ。

吹付けが強く、くぼみ深さ L が約 0.7 cm 以上になると k^* は急に大きくなる。これはジェットの浴への衝突面の乱れによるものと思われる。しかし、同じ L でもランス高さが低いほど k^* は大きく、この関係はつぎに述べるように、ジェットが浴面に衝突するときの“鋭さ”を考慮して説明することができる。

いま、ジェットの鋭さ I をつぎのように定義する。

$$I = F/A^* \quad (\text{dyne/cm}^2) \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$F = (\pi/4) \rho U_{\text{jet}}^2 \quad (\text{dyne}) \quad \dots\dots\dots (14)$$

U_{jet} : くぼみ頂点におけるジェットの流速

$$A^* = \pi R^{*2} \quad (\text{cm}^2) \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで、(14)式の F はくぼみ頂点におけるジェットの相対的な強さを示す量として定義したもので、ジェット中心の単位直径をもつ面積についてとつた単位時間あたりのジェットの運動量の変化すなわち力を表わしている。また、(15)式中の A^* は、ノズル出口からの距離 $h+L$ におけるジェットのひろがり面積を表わすもので、ジェット中心からの半径 R^* は、 $\rho U^2/2$ で表わした運動エネルギーがノズル出口における運動エネルギー ρU_0^2

2/ の1% に減少したところにとつてある。この R^* は(4)、(5)式から求められる。

さらに(13)式の I にくぼみの深さ L をかけた量

$$E = I \cdot L \quad \dots\dots\dots (16)$$

を定義すれば、この E は L なる深さのくぼみを形成する場合に要するくぼみの単位面積あたりの仕事量を表わすことになる。

(5)、(9)、(13)、(16)式から E は最終的につぎのように表わされる。

$$E = (\rho g/2\alpha) (L/R^*)^2 \quad \dots\dots\dots (17)$$

E が大きいということは、鋭いジェットが浴中に強くはいることを示しており、このような場合に界面状態はより一層不安定となり、その結果飛沫現象をふくめた界面の乱れと気泡のまきこみがおこりやすくなるものと考えられる。

(17)式で、 E は L/R^* の関数である。そこで速度恒数 k^* と L/R^* の関係を取り、Fig. 12 に示した。図からわかるように、各点はランス高さに関係なく一つの曲線上にのり、吸収速度に対する吹付け条件の影響を因子 L/R^* によりまとめて表わすことができた。 $L/R^* > \sim 0.3$ の領域の k^* を $(L/R^*)^2$ に対してとつたのが Fig. 13 であり、これから実験式としてつぎの関係が得られた。

$$k^* = K(L/R^*)^{2.5} \quad \dots\dots\dots (18)$$

Fig. 8, Fig. 12 の実線は(18)式の K を 4.3 としたと

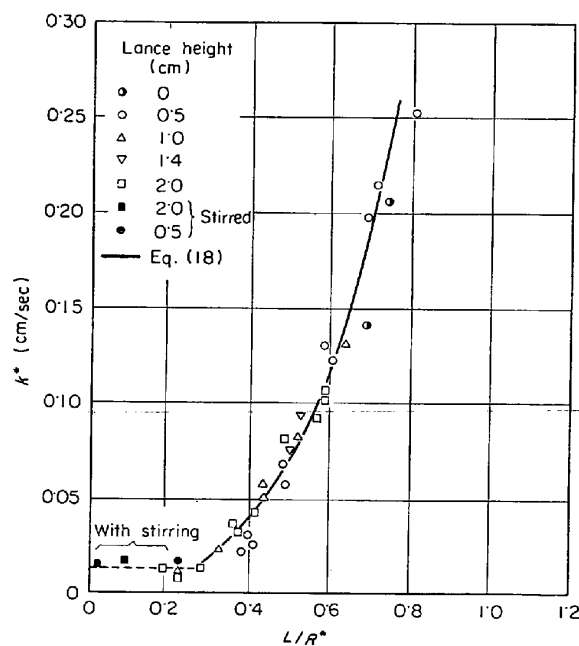


Fig. 12. Relation between the rate constant and L/R^* .

R^* : Calculated radius of the jet at the distance $h+L$ from the nozzle.

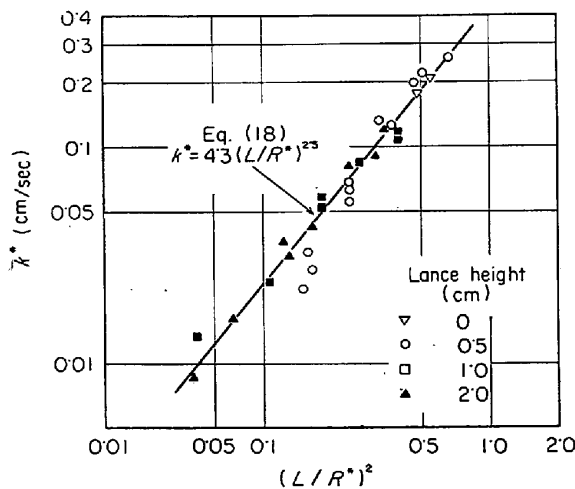


Fig. 13. Relation between the rate constant and $(L/R^*)^2$.

きの曲線で、実験結果は(18)式により統一的に表わすことができ、これはまた(17)式からわかるように十分な理論的根拠をもつ式である。

以上 Fig. 12 において k^* が急に増大する領域について述べたが、このほか $L/R^* < \sim 0.3$ で k^* がほぼ一定値をとる領域がある。この領域は、前に述べたようにくぼみが安定している場合で、 k^* は $0.01 \sim 0.02$ cm/sec の大きさである。この値は吹付けを行わず、高周波攪拌銀浴に雰囲気から酸素が吸収される場合の物質移動係数とほぼひとしい¹³⁾。これは、安定したくぼみの場合は吹付けにより浴全体の攪拌が行なわれるほかは、くぼみそのものによる速度定数の増加はほとんどないことを示すものである。

一方、 L/R^* が 0.3 よりも大きくなると、吹付けによる界面の乱れや気泡まきこみによる効果が大きく現われ、 k^* は急激に増加する。従来常温で行なわれた、液体にガスを吹付ける実験は、いずれも k^* の急激な増加がはじまるまでの安定領域に限られているが¹⁾²⁾⁴⁾⁶⁾、実際は本実験のように界面の乱れや気泡まきこみのおこる領域がより重要であると考えられる。

4.4 ガス吸収モデル

前項の考察を補足するため、吹付けによるガス吸収の機構を吸収モデルにもとづき検討した。

まず、吹付けが弱いためくぼみは安定しているが、浴内は均一濃度になつている場合については、界面積 A_s 、物質移動係数 k_s とともに一定で、酸素吸収速度はつぎの式で表わされる。

$$d[\%O]/dt = (k_s A_s / V) ([\%O]_e - [\%O]) \quad \dots (19)$$

Fig. 7 の Run 153 はその一例であり、また Fig. 12 でみると、 $L/R^* < \sim 0.3$ はこの(19)式が適用される領

域である。この場合、ガス-メタル間の真の界面積 A_s はつぼ断面積 A_0 とほぼひとしく、したがって $k_s \approx k^*$ とみなされる。

つぎに、吹付けが強く気泡まきこみがおこると、このまきこみ気泡による吸収効果が大きく、しかも界面積、物質移動係数が浴内酸素濃度の増加とともに急速に変化すると考えられるので¹⁰⁾、(19)式は適用できない。この場合、吹付け酸素のうち η' (%) が気泡としてまきこまれ、このまきこみ気泡がすべてメタル内に吸収され、また浴の自由表面からの吸収は無視できるとすれば、吸収速度は

$$\frac{d[\%O]}{dt} = \frac{\eta' Q_{O_2}}{W_{Ag}} \left(\frac{32}{22.4 \times 60} \right) (\%/sec) \quad \dots (20)$$

この場合吸収速度は一定で、 $[\%O]$ は時間に対して直線的に増加する。Fig. 6 の Run 161, 171 で矢印で示した時間までがこれに相当する。Run 161 は吹付け、Run 171 は吹込みで条件はかなり異なるが、吹付けでも、吹付けが強く気泡まきこみがおこるような場合は、吹込みと類似の現象を考えることができる。

気泡まきこみがおこる場合でも、 $[\%O]$ が増加すると、まきこまれても完全に吸収されずに浮上する気泡が増加してゆき、気泡-メタル界面をふくめてガス吸収の全界面積 A_B の変化が無視できるようになると(19)式と同じようなつぎの式が適用できるようになる。

$$d[\%O]/dt = (k_B A_B / V) ([\%O]_e - [\%O]) \quad \dots (21)$$

k_B : 物質移動係数

Fig. 6, Fig. 7 で、Run 161, 171 の矢印の時間以後については(21)式が適用できることがわかる。

以上の速度式から吹付けガスの吸収効率

$$\eta (\%) = W_{Ag} \frac{d[\%O]}{dt} \left/ \left(\frac{32}{22.4 \times 60} Q_{O_2} \right) \right. \quad \dots (22)$$

はつぎのように表わされる。

i) 気泡まきこみがない場合

$$\eta (\%) = \frac{22.4 \times 60}{32} \rho_{Ag} k_s A_s ([\%O]_e - [\%O]) \quad \dots (23)$$

ii) 気泡まきこみがある場合

$$\eta (\%) = \eta' \quad \dots (24)$$

$$\eta (\%) = \frac{22.4 \times 60}{32} \rho_{Ag} k_B A_B ([\%O]_e - [\%O]) \quad \dots (25)$$

Fig. 14 に吸収効率 η と $[\%O]$ の関係を示した。点線で示した η 一定の領域は(24)式に相当し、また η が $[\%O]$ とともに直線的に減少する領域は(23)式あるいは(25)式で説明できる。

気泡まきこみがある場合、 $[\%O]$ が高いところでも界

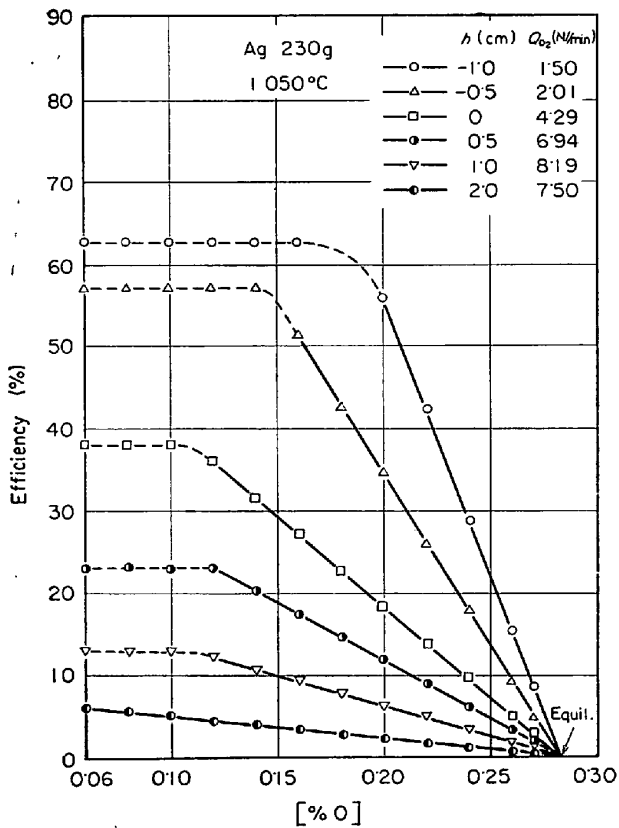


Fig. 14. Efficiency of oxygen absorption plotted against oxygen concentration for various jetting conditions.

面積 A_B は実際には連続的に変化してゆくわけで、この意味で(21), (25)式は近似式であり、厳密には、銀浴への吹込み酸素気浴の吸収について当研究室でさきに¹⁰⁾報告したようなモデルに従った計算を行なわなければならない。

なお、以上のモデルでは、吸収速度が急に増大する領域においておこる飛沫現象による吸収効果は無視しているが、これは本実験の Ag-O₂ 系のように吹付けガスの溶解度が大きく、溶解速度がはやい場合は、飛沫現象効果はそれほど大きいものではないと考えられたからである。

4.5 実際問題との関係

本研究で得られたもつとも重要な結論は、ガスの吹付け強さが弱く、Fig. 3の(a), (b)のようにくぼみが安定しているような場合は吸収速度は平界面を通しての普通の物質移動で考えられる程度であるが、吹付けが強くとFig. 3の(c), (d)のような界面の乱れ、気泡まきこみがおこる状態になつてはじめて吸収速度が増大し、吸収効率も高くなることである。Fig. 14と当研究室の酸素吹込みの研究結果¹⁰⁾を一緒にすると、吹付けでも吸収効率が1に近くなる状態を想定することができる。これは

吹付けが強くと、大量の気泡まきこみと飛沫現象がおこるような場合である。

LD 転炉における酸素ジェットによる溶鋼の酸化脱炭も上と類似の機構で考えられる。酸素ジェットの溶鋼への衝突くぼみでは Fig. 3の(d)のような状態がはげしくおこっており、酸素ガス吸収はここでまきこみ気泡と飛沫による溶鋼粒を通して行なわれる。この場合、反応界面積が非常に大きいため、本研究の結果からも推定されるように、ガス吸収速度はきわめて迅速であり、吹付け酸素は100%近く火点付近において吸収され、これが二次的に脱炭反応に消費されるものと考えられる。

5. 結 論

吹付けによる液体のガス吸収のモデル実験として、溶融銀に酸素を吹付け、吸収速度と吹付け条件の関係を調べ、つぎの結論を得た。

1) 吹付けにより浴が均一濃度になる臨界条件は近似的にくぼみの深さ L で規定される。

2) 吹付けが弱いときは浴面のくぼみは安定しており吸収速度は一次の速度式で表わされる。またくぼみそのものによる速度定数の増加はほとんどない。

3) 吹付けが強くなると浴面のみだれ、気泡まきこみがおこり、吸収速度は急激に増加する。また酸素濃度が低いところでは、吸収速度は一定値を示す。

4) 前項の条件下における速度定数 k^* をジェットの“鋭さ”という概念から整理し、 $k^* = 4.3(L/R^*)^{2.5}$ (18式)の関係を得た。

5) 吸収効率を簡単なモデルにもとづいて検討し、ジェット衝突部の乱れが吸収効率をいちじるしく増大させることを明らかにした。

6) 本研究の結果にもとづき、実際のLD転炉における高い反応効率は酸素ジェットの浴面への衝突部における気泡まきこみ、溶鋼粒の形成によることを推論した。

本研究は、当研究室の佐野正道、鈴木鼎、野村宏之、浅井育各氏の協力によるところが大きく、また結果の検討については名古屋大学航空学教室内田茂男教授より有益なるご助言をいただいた。記して感謝の意を表します。

文 献

- 1) R. B. BANKS and D. V. CHANDRASEKHARA: J. Fluid Mech., 15 (1962), p. 13
- 2) E. T. TURKDOGAN: Chem. Eng. Sci., 21 (1966), p. 1133
- 3) E. B. FAGELA-ALABATRO and J. D. HELLMUMS: Indust. Eng. Chem., 6 (1967), p. 580
- 4) W. G. DAVENPORT, D. H. WAKELIN, and A. V. BRADSHAW: Heat and Mass Transfer in Process

- Metallurgy, ed. by *A. W. D. HILLS* (1967), p. 207 [Inst. Min. Met.]
- 5) *R. S. ROSLER* and *G. H. STEWART*: J. Fluid Mech., 31 (1968), p. 163
- 6) *F. R. CHESLAK*, *J. A. NICHOLLS*, and *M. SICHEL*: J. Fluid Mech., 36 (1969), p. 55
- 7) *S. M. ANDON'EV*, and *I. A. VAINSHTEIN*: Stal in Eng., (1967), 11, p. 913
- 8) *J. MAATSCH*: Techn. Mitt. Krups Forsch-Ber., 20 (1962), 1, p. 1
- 9) *R. A. FLINN*, *R. D. PEHLKE*, *D. R. GLASS*, and *P. O. HAYS*: Trans. Met. Soc. AIME, 239(1967), p. 1776
- 10) 森, 佐野, 菱田, 鈴木: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 1142
- 11) *M. L. ALBERTSON*, *Y. B. DAI*, *R. A. JENSEN*, and *H. ROUSE*: Trans. Amer. Civ. Engrs., 115 (1950), p. 639
- 12) *V. I. JAVOISKII*: Teorija Protsessov Proizvodstva Stali, (1967), p. 204
- 13) 森, 佐野, 松島: 鉄と鋼, 56 (1970), S 83
-