

# 溶鋼再酸化に及ぼす攪拌およびスラグ条件の影響

樋口 善彦\*・田子 ユカリ\*・高谷 幸司\*・深川 信\*

Effect of Stirring and Slag Condition on Reoxidation on Molten Steel

Yoshihiko HIGUCHI, Yukari TAGO, Koji TAKATANI and Shin FUKAGAWA

**Synopsis** : The kinetics of reoxidation mechanism with slag in Al killed steel were investigated in laboratory experiments at 1873K in MgO crucibles with 10kg steel. The CaO-SiO<sub>2</sub>-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-FeO-MnO slags were used to study the effect of (FeO+MnO), slag volume, W<sub>s</sub> and stirring gas flow rate, Q on [sol.Al] reoxidation rate. Experimental results were evaluated by a coupled reaction model.

Apparent rate constants of [sol.Al],  $\alpha_{Al}$  increased with increase of (FeO+MnO) and W<sub>s</sub>.

Mass transfer coefficients in metal, slag and reaction rate coefficient for reduction of SiO<sub>2</sub> were estimated to be  $2.5 \times 10^{-6} - 6.0 \times 10^{-6}$  (m/s),  $1.0 \times 10^{-5} - 2.5 \times 10^{-5}$  (m/s) and  $3.2 \times 10^{-3}$  (kg/m<sup>2</sup> · s), respectively.

Mass transfer coefficients in metal, k<sub>m</sub> obtained by parameter fitting method under the various conditions of Q showed  $k_m \propto U^{1.5}$ , where U is mean surface velocity calculated using two dimensional flow analysis. This relationship was also obtained from turbulent flow model under the assumption that friction velocity has linearity with surface velocity.

Calculated [sol.Al] in 250t ladle showed a good agreement with observed one during killing before casting. Calculated results showed that [sol.Al] in the ladle rapidly decreased in the last period during casting because slag volume ratio to molten steel increased during casting.

**Key words** : secondary steelmaking ; low carbon steel ; reoxidation ; kinetics ; mass transfer.

## 1. 緒言

従来からAlキルド低炭素鋼の表面疵発生原因としては、アルミナ系介在物が指摘されており、Alキルド低炭素鋼の欠陥発生の抑制には溶鋼の清浄化が重要となる。この清浄性とスラグ中低級酸化物との間に相関があることが報告されている。スラグ中低級酸化物が二次精錬処理から鑄込にかけて溶鋼中の酸可溶アルミニウム(以下,[sol.Al])と再酸化反応をおこし、その反応生成物であるAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>が溶鋼中に介在物として分散するためと考えられる。この溶鋼再酸化反応については以下の報告がされている。

原ら<sup>1)</sup>はRHから連続鑄造までの操業データに基づき溶鋼再酸化量とスラグ中低級酸化物の関係を経験的に求めている。下津差ら<sup>2)</sup>および田村ら<sup>3,4)</sup>はるつぼ実験で、スラグ中FeO、MnO濃度と再酸化速度の関係を実験的に求めている。Sunら<sup>5,6)</sup>はスラグ中FeO、MnO、およびSiO<sub>2</sub>による溶鋼再酸化を反応モデルにより速度論的に検討している。しかし、これらは溶鋼再酸化に及ぼすスラグ組成の影響を限定された条件下で求めたものであり、攪拌条件等が異なる場合に適用することができない。したがって、攪拌あるいは流動の影響を明確化し、実機条件に反映可能な手法を確立する必

要がある。また、連続鑄造時には取鍋内容鋼量が減少して見掛け上溶鋼残鋼量に対するスラグ量が増加することを考慮するとスラグ量が溶鋼再酸化に及ぼす影響も明確化する必要がある。

そこで、本報では攪拌力およびスラグ条件が溶鋼再酸化および溶鋼清浄性に及ぼす影響をるつぼ試験で調査し、反応モデルを用いて物質移動係数を定め流動条件との関係を明らかにすることにより、実機での溶鋼再酸化挙動を推定する手法を検討した。

## 2. 実験方法

### 2・1 るつぼ実験

実験に用いたタンマン炉をFig. 1 にしめす。タンマン炉はAr1.01×10<sup>5</sup>Pa雰囲気中に保持した密閉型チャンバー内に収容した。炉内のるつぼは二重構造とし、外るつぼ(内径0.175m)に黒鉛、内るつぼ(内径0.125m)に純度99%の緻密質MgOを用いた。溶鋼攪拌用Arはるつぼ底のポーラス煉瓦(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>製)から流し、その流量は1.7, 4.2, 8.3×10<sup>-6</sup>Nm<sup>3</sup>/sとした。溶鋼温度は定期的に消耗型熱電対で測定し1873±10Kに制御した。

平成9年10月8日受付 平成9年12月22日受理(Received on Oct. 8, 1997; Accepted on Dec. 22, 1997)

\* 住友金属工業(株)総合技術研究所(Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314-0255)

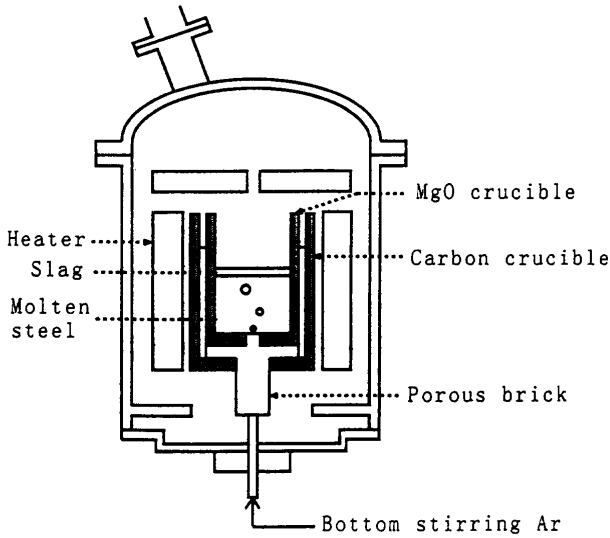


Fig. 1. Schematic diagram of experimental equipment.

Table 1. Composition of molten steel(mass%).

C	Si	Mn	P	S	N	Al
.003	0.01	0.2	.008	.003	.003	0.04

また、実験手順は以下の通りである。電解鉄10kgを溶解後、Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>添加により溶鋼酸素活量を1mass%を基準とするヘンリー則で約0.03に調整し、フラックス(0.05~0.3kg)を添加した。フラックス滓化後、金属Al(0.02kg)を添加した。実験中に定期的に溶鋼及びスラグ試料を採取し、化学分析に供した。なお、フラックスを用いない予備実験にて、炉内気相中O<sub>2</sub>による再酸化が生じないことを事前に確認した。

溶鋼の代表組成をTable 1に示す。本研究では極低炭素鋼を想定して溶鋼組成を決定し、[C]を0.003mass%以下とした。フラックス中(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)を4、(CaO)/(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)を2、(FeO)/(MnO)を3とした。実操業では出鋼時に多量のスラグ還元剤を添加すれば、低級酸化物濃度を(FeO+MnO)<1mass%まで低減できる。しかし、極低炭素鋼溶製時にここまでスラグ還元を行うと溶鋼中の酸素量が減少し、後工程の真空脱炭時に酸素が不足するため、実操業では転炉出鋼後で(FeO+MnO)を5mass%以上とするのが一般的である<sup>1)</sup>。そこで、(FeO+MnO)=8, 13, 22mass%と比較的高い条件で実験した。以上の実験条件をまとめてTable 2に示す。

2.2 実機試験

転炉から出鋼した溶鋼を250t取鍋に収容しRHにて処理した低炭素Al-killed鋼を試験に用いた。RH処理後浸漬管を引き抜き、連続鋳造装置へ搬送するまでの待ち時間(キリング)中に溶鋼試料を採取し[sol.Al]の経時変化を測定した。キリング中スラグ条件は(FeO+MnO)=6, 10mass%とした。スラグ-メタル界面積は12.6m<sup>2</sup>、スラグ量はスラグ厚測定

Table 2. Experimental conditions.

No	FeO+MnO (mass%)	Q (Nm <sup>3</sup> /s)	Slag (kg)	Oxide addition
1	8	8.3x10 <sup>-6</sup>	0.3	-
2	13	8.3x10 <sup>-6</sup>	0.3	-
3	22	8.3x10 <sup>-6</sup>	0.3	-
4	13	8.3x10 <sup>-6</sup>	0.1	-
5	13	8.3x10 <sup>-6</sup>	0.05	-
6	13	4.2x10 <sup>-6</sup>	0.3	-
7	13	1.7x10 <sup>-6</sup>	0.3	-

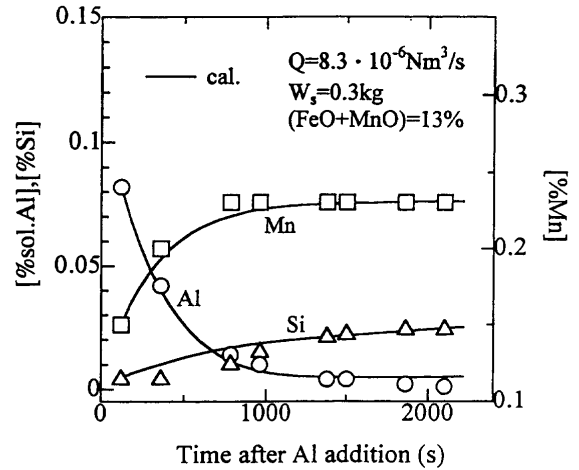


Fig. 2. Concentration changes in [sol.Al],[Si] and [Mn] after Al addition.

から4.5x10<sup>3</sup>kgと見積もった。

3. 結果

3.1 溶鋼およびスラグ成分の経時変化

Q=8.3x10<sup>-6</sup>Nm<sup>3</sup>/s, フラックス量Ws=0.3kg, フラックス中(CaO)/(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)=2.0, (FeO+MnO)=13mass%条件における、金属Al添加後の[sol.Al], [Si], [Mn]の経時変化をFig. 2に示す。Al添加直後から[sol.Al]は急速に低下しAl添加1800s後[sol.Al]濃度はほぼゼロとなった。[Si], [Mn]はそれぞれAl添加後に徐々に増加し、到達濃度はそれぞれ0.023mass%, 0.23mass%となった。また、Al添加後の(FeO), (MnO), (SiO<sub>2</sub>)の経時変化をFig. 3に示す。Al添加後に(FeO)および(MnO)は大きく低下したが、(SiO<sub>2</sub>)の低下量は小さかった。この[sol.Al]の初期の経時変化を(1)式にあてはめ、見かけの速度定数 $\alpha_{Al}$ (s<sup>-1</sup>)を求めた。

$$-d[\text{sol.Al}]/dt = \alpha_{Al} \cdot [\text{sol.Al}] \dots\dots\dots(1)$$

3.2 実験条件が再酸化速度定数に及ぼす影響

Q=8.3x10<sup>-6</sup>Nm<sup>3</sup>/s, フラックス量Ws=0.3kgにおけるフラックス中(FeO+MnO)が $\alpha_{Al}$ に及ぼす影響をFig. 4に示す。 $\alpha_{Al}$ は(FeO+MnO)の増加と共に大きくなった。また、フラックス中(FeO+MnO)=13.0mass%におけるQおよび

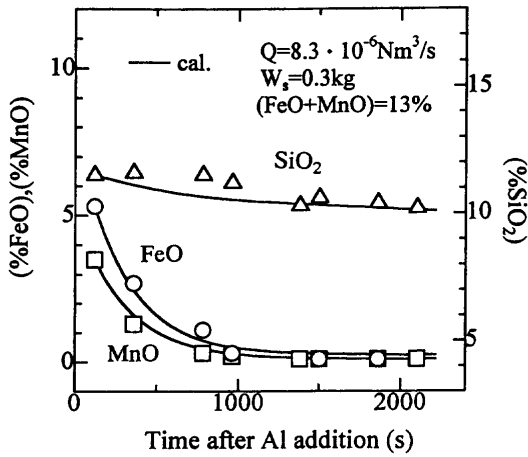


Fig. 3. Concentration changes in (FeO), (MnO) and (SiO<sub>2</sub>) after Al addition.

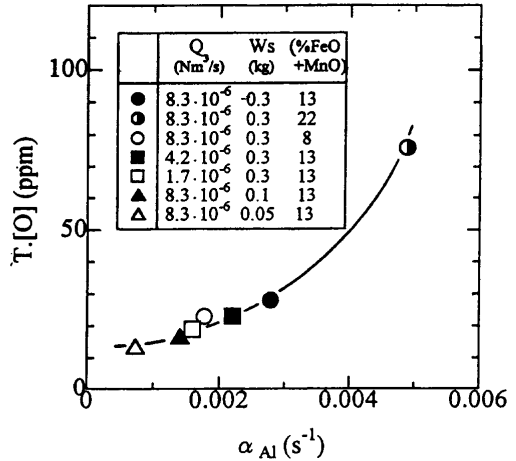


Fig. 6. Effect of  $\alpha_{Al}$  on T.[O]

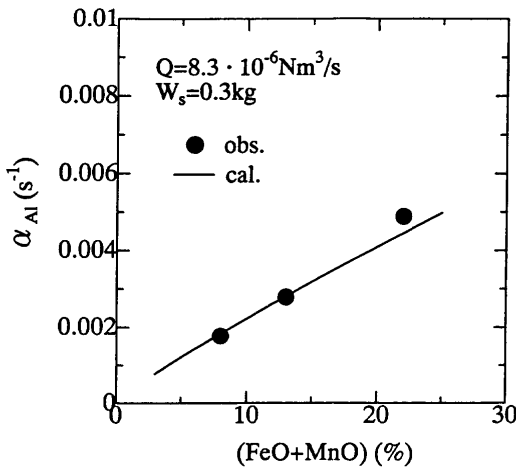


Fig. 4. Effect of (FeO+MnO) on  $\alpha_{Al}$ .

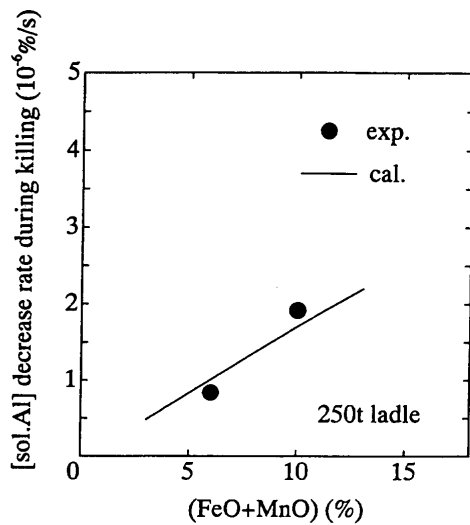


Fig. 7. Effect of (FeO+MnO) on decrease rate of [sol.Al] in 250t ladle.

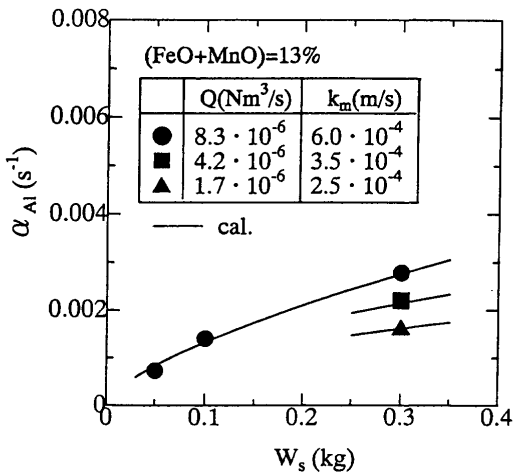


Fig. 5. Effect of stirring gas flow rate and slag volume on  $\alpha_{Al}$ .

$W_s$ が $\alpha_{Al}$ に及ぼす影響をFig. 5に示すが、 $\alpha_{Al}$ は $Q$ および $W_s$ の増加に伴い増加した。

### 3・3 再酸化速度定数とT.[O]の関係

再酸化速度定数 $\alpha_{Al}$ が大きい場合には、その反応生成物である $Al_2O_3$ の生成速度も大きくなるため、一般的に溶鋼の清

浄度は悪化する。そこで、再酸化反応が盛んな金属Al添加360s後の溶鉄中T.[O]分析値を溶鋼清浄性の指標とし、 $\alpha_{Al}$ で整理した。その結果をFig. 6に示すが、溶鋼中T.[O]は $\alpha_{Al}$ の増加とともに大きくなった。

### 3・4 実機キリング中の再酸化挙動

実機キリング中の[sol.Al]減少速度 (mass%/s)とスラグ中(FeO+MnO)の関係をFig. 7に示すが、スラグ中(FeO+MnO)が大きいほど、[sol.Al]の減少速度は増大した。

## 4. 考察

### 4・1 反応モデル

今回用いた競合反応モデルは脱りん反応<sup>7-9)</sup>や[Mn][Si]の酸化反応<sup>10-12)</sup>をはじめスラグメタル反応に広く用いられている。本研究では、このモデルをスラグ中FeO, MnO, SiO<sub>2</sub>による溶鋼再酸化反応に適用した。本モデルではスラグ相、メタル相での物質移動律速を仮定し、(2)式で表されるX元素の酸化速度 $n_x$ を(3)式で表す。

$$[X] + n[O] = (XOn) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$n_x = \{k_m \cdot A \cdot \rho_m / (100 \cdot N_x)\} \cdot \{[\%X]^b - [\%X]^*\}$$

$$= \{k_s^{XOn} \cdot A \cdot \rho_s / (100 \cdot N_{XOn})\} \cdot \{(\%XOn)^* - (\%XOn)^b\}$$

$$\dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $n_x$ ：X元素の酸化速度(mol/s)， $k$ ：物質移動係数(m/s)， $A$ ：反応界面積(m<sup>2</sup>)， $\rho$ ：密度(kg/m<sup>3</sup>)， $N$ ：分子量(kg/mol)。なお、下添え字のMはメタル相を、Sはスラグ相を、X、XO<sub>n</sub>は各々メタル成分、スラグ成分を示し、上添え字のbはバルクを、\*は反応界面を示す。

界面平衡を仮定して(4)式の平衡分配比 $E_M$ を用い、(2)~(4)式を連立すれば、各元素の経時変化が計算できる。

$$E_M = (\%XO_n)^* / ([\%X]^* \cdot a_o^*)$$

$$= (100 \cdot C \cdot N_{XOn} \cdot f_x \cdot K_x) / (\rho_s \cdot \gamma_{XOn}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $C$ ：スラグ中単位体積当たりのモル数(mol/m<sup>3</sup>)， $f$ ， $\gamma$ ：各々、メタル相、スラグ相での活量係数、 $K$ ：平衡定数。

各メタル中元素の活量係数は学振推奨値を用いた。また、各スラグ中酸化物の活量係数のうち、SiO<sub>2</sub>とAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>はそれぞれRein and Chipman<sup>13)</sup>およびKay and Taylor<sup>14)</sup>の報告値から、FeOとMnOはそれぞれ李ら<sup>15)</sup>およびAbrahamら<sup>16)</sup>の報告値から求めた。また、メタル側物質移動係数 $k_m$ とスラグ側物質移動係数 $k_s$ は、実験値と計算値が適合するようにパラメーターフィッティングから求めた。その際、北村らや務川らと同様に $k_m/k_s$ が一定となるようにした<sup>8,9)</sup>。SiO<sub>2</sub>の還元速度に関しては、Sunら<sup>5,6)</sup>と同様に物質移動と化学反応の混合律速を仮定し $k_s^{SiO_2}$ をSiO<sub>2</sub>還元反応の速度係数 $k_r$ (kg·m<sup>-2</sup>·s<sup>-1</sup>)を用いて(5)式で与えた。

$$1 / (k_s^{SiO_2} \cdot \rho_s) = 1 / (k_s \cdot \rho_s) + 1 / k_r \quad \dots\dots\dots (5)$$

本解析で使用した物質移動係数及び反応速度係数の値をTable 3に示す。競合反応モデルを用いた計算結果をFig. 2-5中に実線で示した。Fig. 4, 5ではフラックス中(FeO+MnO)およびスラグ量の影響を $\alpha_{A1}$ で代表して示した。

ところでSunら<sup>5,6)</sup>は本実験と同様1873KにおけるSiO<sub>2</sub>の還元速度を測定しているが<sup>3)</sup>、SiO<sub>2</sub>還元反応の反応速度係数 $k_r$ として $2.9 \times 10^{-4}$ kg·m<sup>-2</sup>·s<sup>-1</sup><sup>5)</sup>、 $2.0 \times 10^{-2} - 2.5 \times 10^{-2}$ kg·m<sup>-2</sup>·s<sup>-1</sup><sup>6)</sup>と2桁異なる値を報告している。本研究で得られた $k_r$ は $3.2 \times 10^{-3}$ kg/(m<sup>2</sup>·s)でありSunらの報告の中間の値となった。Sunらはこれらの差の原因について、1)界面反

Table 3. Mass transfer coefficients of metal and slag and reaction rate coefficient for reduction of SiO<sub>2</sub>.

Q (Nm <sup>3</sup> /s)	$k_m$ (m/s)	$k_s$ (m/s)	$k_r$ (kg/m <sup>2</sup> ·s)
$8.3 \times 10^{-6}$	$6.0 \times 10^{-4}$	$2.5 \times 10^{-5}$	$3.2 \times 10^{-3}$
$4.2 \times 10^{-6}$	$3.5 \times 10^{-4}$	$1.5 \times 10^{-5}$	$3.2 \times 10^{-3}$
$1.7 \times 10^{-6}$	$2.5 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-5}$	$3.2 \times 10^{-3}$

応による界面張力の局所的な変化がマランゴニ流を誘起した、2)脱酸生成物が界面の粗度を増加させ界面積が変化した、ためと説明しているが<sup>3)</sup>、本実験ではこれらの要因は特定できなかった。 $k_r$ の適正值については今後の検討が必要である。

#### 4・2 表面流速の見積もり

本実験のような液-液間物質移動ではスラグ滴のメタル相への巻き込みが物質移動係数を飛躍的に増加させることが報告されている<sup>17)</sup>。そこで、本実験の底吹きガス流量がスラグ滴巻き込みを引き起こす領域であるかを検討した。浅井ら<sup>17)</sup>によれば、滴生成に関するエネルギー収支式が実数解を持つ条件からスラグ巻き込みが生じる最低流速 $V_m^{min}$ は(6)式で表される。

$$V_m^{min} \geq \{ (48/\rho_s^2) \cdot g \cdot (\rho_m - \rho_s) \cdot \sigma \}^{1/4} \quad \dots\dots\dots (6)$$

この式にスラグ-溶鋼系の物性値を代入するとスラグ滴が生成する最低流速はおよそ0.8m/s程度となる。この臨界流速と比較するために、高谷<sup>18)</sup>が開発した流動解析手法を用いて本実験条件での表面流速を計算した。本実験では溶鉄はカーボン製の外るつぼからほぼ均等に加熱されていること、Arガス底吹きにより溶鉄が攪拌されていること、から自然対流の影響を無視し等温条件で計算した。速度の境界条件はるつぼ壁でno-slip、自由表面でslip条件とした。計算で得られた溶鋼表面の水平方向流速の半径方向分布をFig. 8にしめすが、表面流速はある半径で極大値を示し、るつぼ壁側に近づくにつれて低下した。この図から表面流速は最大でも0.2m/sとなり上述の臨界流速より小さな値をとるため、本実験ではスラグ滴の巻き込みは無視できると考えられる。この表面流速の平均値、るつぼ内径、溶鉄動粘性から求めた $Re$ は $5.6 \times 10^3 - 1.1 \times 10^4$ と臨界 $Re$ 以上であり、本実験の溶鋼表面は乱流状態であると推定される。

#### 4・3 物質移動係数とガス流量との関係

前節の検討から本実験ではスラグ滴巻き込みは無視でき

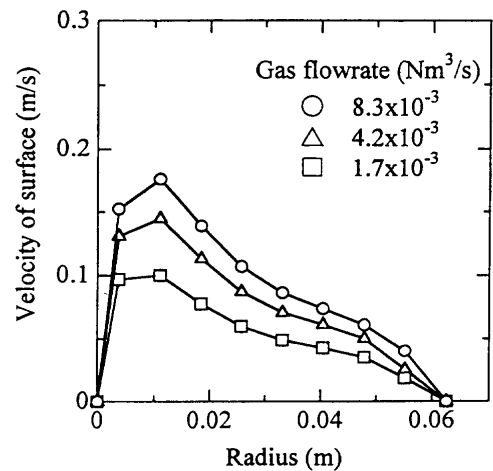


Fig. 8. Calculated velocity distribution of metal surface.

ると推定されたので、スラグ滴巻き込みのない条件での、溶鉄側物質移動係数 $k_m$ と $Q$ との関係について検討した。

弱攪拌条件では、Higbieモデル<sup>19)</sup>が適用できて $k_m$ は(7)式で表される<sup>17)</sup>。

$$k_m = 2(D/\pi \cdot te)^{1/2} \dots \dots \dots (7)$$

ここで、 $D$ : 拡散係数( $m^2/s$ )、 $te$ : 接触時間(s)。

表面流速 $U$ と $Q$ の関係 $U \propto Q^{1/3}$ が<sup>3)</sup>Hsiaoら<sup>20)</sup>、Xieら<sup>21)</sup>、Jonssonら<sup>22)</sup>から報告されており、接触時間 $te$ は表面流速に反比例すると考えられることから、 $k_m \propto Q^{1/6}$ という関係が得られる。

また、平沢ら<sup>23)</sup>は乱流理論に基づき(8)式の関係を紹介している。 $\epsilon$ は $Q$ に比例することから、 $k_m$ の $\epsilon$ 依存性からHigbieモデルと平沢らのモデルのいずれに当てはまるかを判断することができる。

$$k_m \propto \{D \cdot \rho_m \cdot \epsilon / (\sigma \cdot d_c^2)\}^{1/2} \dots \dots \dots (8)$$

ただし、 $\sigma$ : スラグ-メタル界面張力(N/m)、 $\epsilon$ : 攪拌動力(W)、 $d_c$ : るつば内径(m)。

ここでは、本実験結果を他研究者の結果とともに $k_m \propto (\epsilon/d_c^2)^n$ の形で整理した<sup>7)</sup>(Fig. 9)。Xieら<sup>12)</sup>の結果は $k_m \propto \epsilon^{0.17}$ と攪拌力依存性が小さく、Higbieモデルから予測される関係 $k_m \propto \epsilon^{1/6}$ に近かった。逆に、務川ら<sup>9)</sup>は $k_m \propto \epsilon^{0.7}$ と平沢らの乱流モデルより大きな攪拌力依存性を報告し、その理由としてスラグ滴の巻き込みを挙げている。一方、Xieらや務川ら以外の結果と本実験結果は平沢らのモデルから予測される関係 $k_m \propto \epsilon^{0.5}$ が得られた。以上から、スラグ滴の巻き込みを伴わない乱流域での物質移動係数は本実験結果も含めて $k_m \propto \epsilon^{0.5}$ あるいは $k_m \propto Q^{0.5}$ なる関係が妥当であると考えられる。

4・4 表面流速と物質移動係数の関係

本実験のような乱流条件ではメタル側物質移動係数はメタル側界面近傍の摩擦速度 $V^*$ (m/s)を用いて(9)式で表せる<sup>24)</sup>。

$$k_m \propto (D \cdot \rho_m \cdot V^{*3} / \sigma)^{1/2} \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 $V^*$ と表面平均流速 $U$ との間に比例関係が成立すると仮定すると、 $k_m \propto U^{3/2}$ なる関係が得られる。 $k_m$ を前節で求めた平均表面流速 $U$ で整理した結果をFig.10に示す。図中には、これに最小自乗法を適用して得た関係  $k_m \propto U^{1.5}$ を直線で示した。また、小川ら<sup>25)</sup>が水溶液系で測定した $k_m$ と $U$ に最小自乗法を適用すると本実験に近い $k_m \propto U^{1.4}$ なる関係が得られ、これらの流速依存性は上述の $k_m \propto U^{3/2}$ に近いことから上記仮定が本実験や小川らの条件下では成立すると考えられる。また、上述した表面平均流速とガス流量の関係 $U \propto Q^{1/3}$ を代入すると $k_m \propto Q^{1/2}$ が得られ、前節で述べた関係とも一致する。

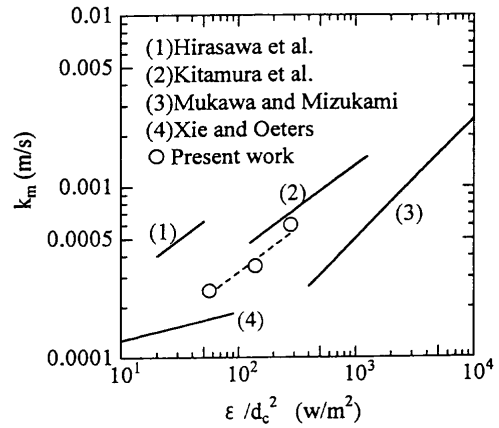


Fig. 9. Influence of stirring energy on mass transfer coefficient.

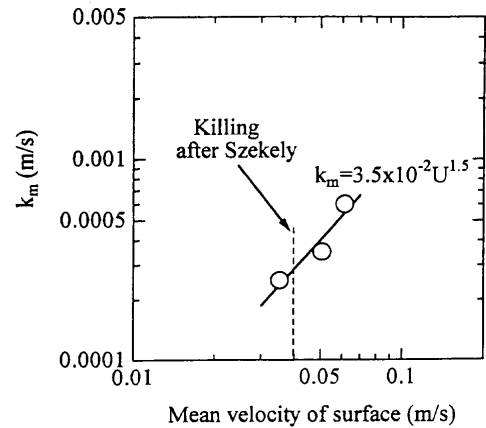


Fig. 10. Influence of mean surface velocity on mass transfer coefficient.

4・5 再酸化速度と清浄性の関係

$T.[O]$ は生成した $Al_2O_3$ 介在物の分離除去速度の影響を受け、ガス流量の増加により介在物分離除去速度が大きくなることは奥村ら<sup>26)</sup>により報告されている。したがって、同程度の $\alpha_{Al}$ においても底吹きガス流量 $Q$ が小さい程 $T.[O]$ は高い値となることが予想された。しかし、Fig. 7に示したように $Q$ が異なる条件を含めて、 $T.[O]$ と $\alpha_{Al}$ の間により相関がみられた。これから、本実験においては再酸化による $Al_2O_3$ の生成速度は分離除去速度に対して大きく、溶鋼清浄性を支配する主因子であったと考えられる。ただし、再酸化によって生成した介在物の溶鋼汚染の割合および溶鋼中介在物の分離効率を定量的に見積もった評価が今後必要と考えられる。

4・6 実機条件への適用

本再酸化モデルをスラグ滴巻き込みがないと考えられるキリング中の実機250t取鍋へ適用した。取鍋内容鋼表面流速はSzekeley<sup>27)</sup>らの流動解析結果から0.04~0.05m/sとすると、Fig.10からキリング中の溶鋼側物質移動係数 $k_m$ は $3 \times 10^{-4}m/s$ と見積もれる。この値を用いて計算したキリング中[sol.Al]変化速度をFig. 7に実線で示したが実測値とよく一致した。これから、本報で用いた表面流速からの物質移動

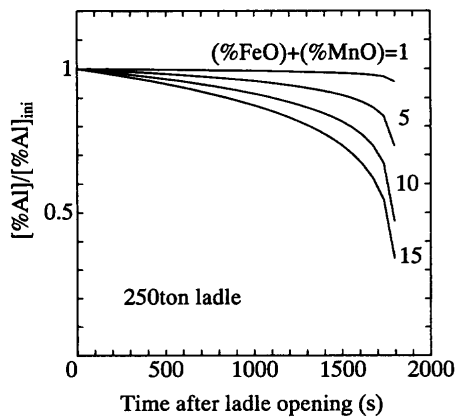


Fig. 11. Change in [sol.Al] after ladle opening.

係数推定方法はキリング中の実機条件にも適用可能と考えられる。なお、実機では[sol.Al]変化量が小さく、見かけの速度定数が非常に低い値となり速度定数決定時の誤差が大きくなるため[sol.Al]変化速度で評価した。

また、実機では鑄造の進行にともない取鍋内溶鋼量は減少し溶鋼量当たりのスラグ量は増加するため、鑄込み末期での再酸化速度は大きくなると予想される。ここでは鑄込み中の $k_m$ がキリング中と同じく $3 \times 10^{-4} \text{m/s}$ 一定と仮定し、溶鋼量当たりのスラグ量の増加の影響を考慮し競合反応モデルを用いて計算した。その際、 $250 \times 10^3 \text{kg}$ の溶鋼が $140 \text{kg/s}$ の速度で取鍋から流出するとした。その結果をFig.11に示すが、取鍋内[sol.Al]は鑄込みの前中期には徐々に減少し、鑄込み末期に急激に低下すること、取鍋内スラグ中(FeO+MnO)が高いほど[sol.Al]低下量が大きいこと、が本計算結果から推定される。磯野ら<sup>28)</sup>や田中ら<sup>29)</sup>は鑄込み後半に取鍋から流出する溶鋼の清浄性が悪化し始めると報告しており、今回の計算結果と定性的には同じ傾向を示している。しかし、取鍋内溶鋼量が減少する過程で溶鋼表面流速や $k_m$ は変化することが予想される。例えば、比表面積の増加による抜熱速度の増大で自然対流の駆動力が大きくなる影響や自由表面に相対的に近くなった取鍋底部の溶鋼排出流の影響により表面流速や $k_m$ が変化する可能性がある。このため、本計算結果は実際の挙動とは若干異なる可能性もある。したがって、鑄込み中の取鍋内再酸化量の定量化による確認が今後必要と考えられる。

## 5. 結言

スラグ中低級酸化物による溶鋼中[sol.Al]の再酸化反応に及ぼすフラックス中(FeO+MnO)、スラグ量 $W_s$ および底吹きガス流量 $Q$ の影響を調査するため、1873K、Ar雰囲気条件下で溶鋼10kgるつばでの再酸化実験を行い、競合反応モデルによる検討を行った結果、以下の知見を得た。

(1) スラグ中(FeO+MnO)濃度、スラグ量を変化させた溶鋼再酸化実験時の溶鋼中[sol.Al]、スラグ中(FeO)、(MnO)の平時変化は反応モデル計算結果とよく一致した。

(2) 溶鋼中 $T.[O]$ は $\alpha_{Al}$ の増加とともに大きくなり、底吹きガス流量が異なる条件を含めて、両者の間により相関がみられた。

(3) 底吹きガス流量 $Q$ の再酸化速度に及ぼす影響を検討するため、実験結果を基に反応モデルから得られたメタル側物質移動係数 $k_m$ と流動解析から得られた表面流速 $U$ との関係を求めた結果、 $k_m \propto U^{3/2}$ なる関係が得られ、乱流モデルから予測される関係と一致した。

(4) 本モデルを実機キリング中再酸化挙動に適用した結果、計算値は実測値と一致した。

## 文 献

- 1) 原 義明, 中戸 参, 日和佐章一, 馬田 一, 数土文男: 材料とプロセス, 4 (1991), 1202.
- 2) 下津差正貫, 井上 健, 小川兼広, 小山伸二: 材料とプロセス, 4 (1991), 268.
- 3) 田村史彦, 小川兼広, 松本 洋: 材料とプロセス, 6 (1993), 1053.
- 4) 田村史彦, 小川兼広, 松本 洋: 材料とプロセス, 7 (1994), 208.
- 5) H.Sun and Katsumi Mori: ISIJ Int. 36 (1996), S34.
- 6) H.Sun, K.Mori and R.D.Pehlke: Metall. Trans. B, 24B (1993), 113.
- 7) D.G.C.Robertson, S.Ohguchi, B.Deo and A.Willis: Scaninject III, Part I, MEFOS, Sweden, (1983).
- 8) 北村信也, 青木裕幸, 大河平和男: 鉄と鋼, 79 (1993), 1242.
- 9) 務川 進, 水上義正: 鉄と鋼, 80 (1994), 207.
- 10) 篠崎信也, 森 克己, 川合保治: 鉄と鋼, 67 (1981), 70.
- 11) 篠崎信也, 森 克己, 川合保治: 鉄と鋼, 68 (1982), 72.
- 12) H.Xie and F.Oeters: Steel Res., 66 (1995), 501.
- 13) R.H.Rein and J.Chipman: Trans.Metall. Soc.AIME, 233 (1965), 415.
- 14) D.A.R.Kay and J.Taylor: Trans.Faraday Soc., 56 (1960), 1372.
- 15) 李 光魯, 水渡英昭: 材料とプロセス, 6 (1993), 1054.
- 16) K.Abraham, M.W.David and F.D.Richardson: J.Iron Steel Inst., 196 (1960), 82.
- 17) 浅井滋生: 第100・101回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1984), 90.
- 18) 高谷幸司, 田中 努, 中井 健, 渡部忠男: 材料とプロセス, 3 (1990), 1094.
- 19) R.Higbie: Trans.Am.Inst.Chem.Engrs., 31 (1935), 365.
- 20) T.C.Hsiao, T.Lehner and B.Kjellberg: Scand.J.Metall., 9 (1980), 105.
- 21) Y. Xie and F. Oeters: Steel Res., 63 (1992), 93.
- 22) L.Jonsson and P.Jönsson: ISIJ Int., 36 (1996), 1127.
- 23) 平沢政広, 森 一美, 佐野正道, 島谷祐司, 岡崎義光: 鉄と鋼, 73 (1987), 1350.
- 24) J.T.Davies: Turbulence Phenomena, Academic Press, New York, (1972).
- 25) 小川兼広, 伊東修三, 尾上俊雄, 牧野武久, 成田貴一: 鉄と鋼, 70 (1984), A181.
- 26) 奥村圭二, 伴 雅人, 平沢政広, 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 80 (1994), 201.
- 27) O.J.Ilegbusi and J.Szekeley: Trans.Iron Steel Inst. Jpn, 27 (1987), 563.
- 28) 磯野貴宏, 大貫一雄, 梅沢一誠, 延本 明, 亀井浩一, 平岡照洋: 材料とプロセス, 6 (1993), 270.
- 29) 田中幸幸, 西原良治, 北川逸朗, 辻野良二: 鉄と鋼, 79 (1993), 1254.