

## CaO粉上吹き溶銑脱りん法の開発

## Development of Hot Metal Dephosphorization with CaO Powder Top Blowing

宮田 政樹\*  
Masaki MIYATA田村 鉄平  
Teppei TAMURA樋口 善彦  
Yoshihiko HIGUCHI

## 抄 録

鋼の中のりんは機械特性において有害成分なので、高級鋼材を製造する際は溶銑脱りんが実施されている。環境規制物質であるCaF<sub>2</sub>を滓化促進剤として用いずに、取鍋スラグ添加とCaO粉上吹きによる溶銑脱りん実験を2t転炉で実施し、以下の知見を得た。(1) 溶銑中のりん濃度をCaO/SiO<sub>2</sub>=2で0.01 mass%、CaO/SiO<sub>2</sub>=3で0.001 mass%まで低減できた。(2) 吹錬末期のりん分配比は、熱力学的に予測されるトップスラグと溶銑とのりん分配比よりはるかに高値だった。(3) 火点で形成されたFeO-CaO融体は、かなり高温であっても溶銑中のりんを極低濃度まで低減できることが示唆された。

## Abstract

Phosphorus in steel is detrimental element for mechanical properties and dephosphorization treatment of hot iron is necessary to produce high-grade steel products. In the present work, without fluorite of which use is limited owing to stringent environmental regulations, addition of ladle slag and lime powder top blowing method were applied in 2t test converter. Obtained results as follows: (1) Phosphorus content of hot iron decreased to 0.01 mass% under the condition of (CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=2 and 0.001 mass% under the condition of (CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=3. (2) Phosphorus distribution in the final stage of blowing was much higher than predicted values on a basis of thermodynamic relation between top slag and hot iron. (3) It is suggested that the FeO-CaO melt formed at hot spot is capable of decreasing the phosphorus content of hot iron to the ultralow range even at high temperature at hot spot.

## 1. 緒 言

鋼中のりんは機械特性に悪影響を及ぼすので、高級鋼を製造するためには溶銑脱りん処理が不可欠となっている。多くの研究者がCaO-SiO<sub>2</sub>-FeO系フラックスによる脱りん処理を研究し<sup>1)5)</sup>、CaF<sub>2</sub>が優れた滓化促進剤であり、溶銑脱りに極めて重要な役割を果たしていることを報告している。しかしながら、最近では環境規制によりその利用が制限されている。低塩基度スラグでは高いりん分配比を実現できないことはわかっているので、萬谷らはAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>をCaF<sub>2</sub>の代替として検討し、CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-FeO系フラックスが十分な脱りん能力を有していることを示した<sup>6)</sup>。著者の一人が2kg炉および2t転炉でCaO-SiO<sub>2</sub>-FeO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系フラックスを用いた溶銑脱りん実験を行い、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=1.6~2.0、(A<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)=5~10 mass%において高い脱りん率を得た<sup>7,8)</sup>。しかしながら、低りん高級鋼への需要増大と環境規制の厳格化

により、脱りん効率を高めてスラグ発生量の増加を回避できる新たな方法が求められている。

そこで、著者らは転炉での脱炭中に溶銑浴面へO<sub>2</sub>ガスとCaO粉を吹き付ける方法に着目した<sup>9,10)</sup>。脱りん反応が促進され、吹錬初期段階でのりん濃度が0.02 mass%以下にまで低下した。それは、CaO粉が高温の火点で容易に溶融して、脱りん反応が促進されたことを意味する。その方法では、CaO粉が転炉吹錬中ずっと供給されている。そのため、吹錬初期段階でのスラグ塩基度は、比較的low値である。それならば、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>源として取鍋スラグを用いて、かつ溶銑処理中にCaO粉を全て吹き付けたり、スラグ塩基度を高めてりん濃度をより低値まで下げることができるのではないかと考えた。しかしながら、CaO粉上吹き法は溶銑予備処理に適用されておらず、その効果は明らかにならなかった。

そこで、本研究では2t規模の上底吹き転炉実験を実施

\* 広畑技術研究部 上席主幹研究員 兵庫県姫路市広畑区富士町1 〒671-1188

して、その結果を基に溶銑予備処理へ CaO 粉上吹きを適用した効果について議論した。

## 2. 実験

### 2.1 方法

#### 2.1.1 通常の溶銑脱りん吹錬

試験転炉へ溶銑 2t を装入してから鉄鉱石や取鍋スラグを装入した後、酸素ガスと粒径 0.15 mm 以下の CaO 粉を上吹きランスから浴面へ吹き付け、その後リンスを実施した。溶銑の組成は、[C]=4.0~4.3 mass%、[Si]=0.05~0.3 mass%、[Mn]=0.3 mass%、[P]=0.10 mass% とした。取鍋スラグの組成は、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=5.0、(T.Fe)=8 mass%、(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)=19 mass% とした。鉄鉱石添加量は 10 kg/t、取鍋スラグを用いる場合の添加量は 17.3 kg/t とした。CaO 粉添加量は、溶銑 [Si]=0.3 mass% の場合に配合塩基度が 2.0 となるように 8~13.5 kg/t とした。なお、溶銑 [Si]=0.05 mass% の場合は、配合塩基度が 4.7 となるように CaO 粉を 10 kg/t 添加した。酸素上吹き流量 Q<sub>T</sub> と底吹き流量 Q<sub>B</sub> は、それぞれ 1.4 Nm<sup>3</sup>/(min·t) と 0.5 Nm<sup>3</sup>/(min·t) にした。上吹きパターンを図 1 に示す。溶銑温度は吹錬末期に目標値 1613 K (1340℃) まで上昇した。サブランスに設置した熱電対で、実験中の溶銑温度を測定した。実験条件を表 1 に示す。

#### 2.1.2 高速溶銑脱りん吹錬

試験転炉へ溶銑 2t を装入してから鉄鉱石や取鍋スラグを装入した後、酸素ガスと粒径 0.15 mm 以下の CaO 粉を上吹きランスから浴面へ吹き付け、その後リンスを実施した。溶銑の組成は、[C]=4.0~4.3 mass%、[Si]=0.29 mass%、[Mn]=0.3 mass%、[P]=0.10 mass% とした。取鍋スラグの組

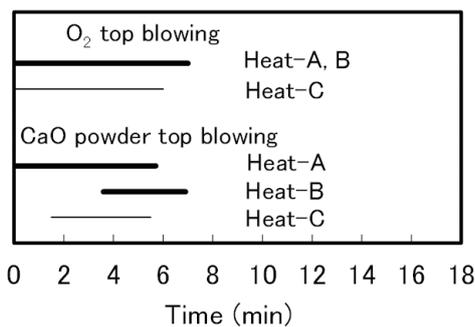


図 1 酸素と CaO 粉の上吹きパターン (通常吹錬)  
Time chart of top blowing of oxygen gas and lime powder (low blowing rate)

表 1 実験条件 (通常吹錬)  
Experimental conditions (low blowing rate)

Heat	Ladle slag (k/t)	CaO powder (k/t)	Initial [Si] (mass%)	Charged basicity (-)
A	-	13.5	0.3	2.0
B	17.3	8.0	0.3	2.0
C	-	10.0	0.05	4.7

成は、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=5.0、(T.Fe)=8 mass%、(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)=19 mass% とした。鉄鉱石、取鍋スラグ、CaO 粉の添加量は、それぞれ 10 kg/t、17.3 kg/t、17.0 kg/t とした。CaO 粉添加量は、配合塩基度が 3.0 となるように決定した。CaO 粉上吹き供給速度は、火点で生成する FeO-CaO が溶融状態を維持可能な条件を満たすように決定した。Heat-D では酸素上吹き流量が低く、火点での FeO 生成速度が低いので、CaO 粉上吹き供給速度を低くした。酸素上吹き流量 Q<sub>T</sub> と底吹き流量 Q<sub>B</sub> は、それぞれ 1.7~3.3 Nm<sup>3</sup>/(min·t)、0.5~1.6 Nm<sup>3</sup>/(min·t) にした。上吹きパターンを図 2 に示す。溶銑温度は吹錬末期に目標値 1673 K (1400℃) まで上昇した。実験条件を表 2 に示す。

### 2.2 結果

#### 2.2.1 通常の溶銑脱りん吹錬

##### (1) 溶銑の温度と組成の処理中の変化

溶銑温度の変化を図 3 に示す。各 Heat の吹錬末期の到達温度は約 1613 K だった。溶銑中 [P] の経時変化を図 4 に示す。Heat-A, B, C における処理後の [P] は、それぞれ 0.03, 0.01, 0.04 mass% となった。

##### (2) スラグ組成の処理中の変化

スラグ塩基度、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>) の経時変化を図 5 に示す。Heat-A, B ではスラグ塩基度は吹錬中に上昇して、添加剤の塩基度である 2.0 にほぼ達した。Heat-C では吹錬中にスラグがフォーミングせず、スラグサンプルを採取できなかつたため、スラグデータが得られなかった。配合塩基度、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>) と得られた塩基度の関係を図 6 に示す。取鍋スラグ

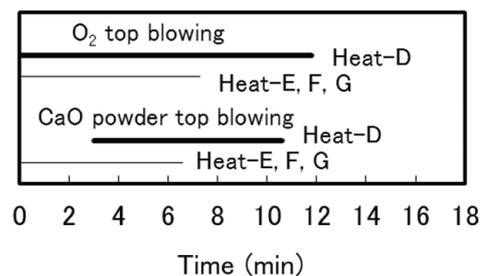


図 2 酸素と CaO 粉の上吹きパターン (高速吹錬)  
Time chart of top blowing of oxygen gas and lime powder (high blowing rate)

表 2 実験条件 (高速吹錬)  
Experimental conditions (high blowing rate)

Heat	Q <sub>B</sub> (Nm <sup>3</sup> ·min <sup>-1</sup> ·t <sup>-1</sup> )	Q <sub>T</sub> (Nm <sup>3</sup> ·min <sup>-1</sup> ·t <sup>-1</sup> )	Q <sub>p</sub> (kg·min <sup>-1</sup> ·t <sup>-1</sup> )	t <sub>blowing</sub> (min)
D	0.5	0.2	2.1	12.0
E	0.5	0.3	2.8	8.0
F	1.0	0.3	2.8	6.5
G	1.6	0.3	2.8	6.5

Q<sub>B</sub>: Argon bottom blowing rate  
Q<sub>T</sub>: Oxygen top blowing rate  
Q<sub>p</sub>: Lime powder top feeding rate

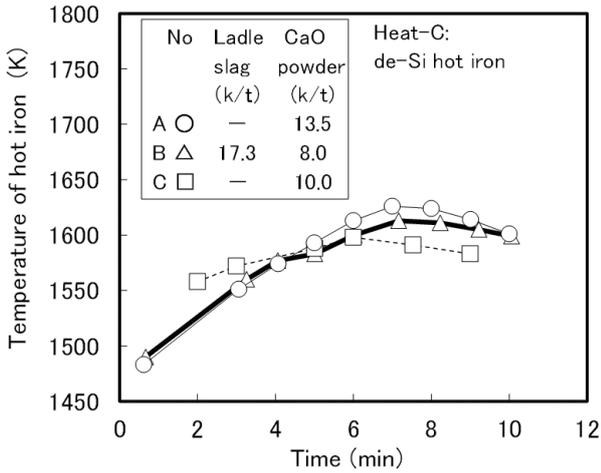


図3 溶銑温度の経時変化  
Time variation in temperature of hot iron

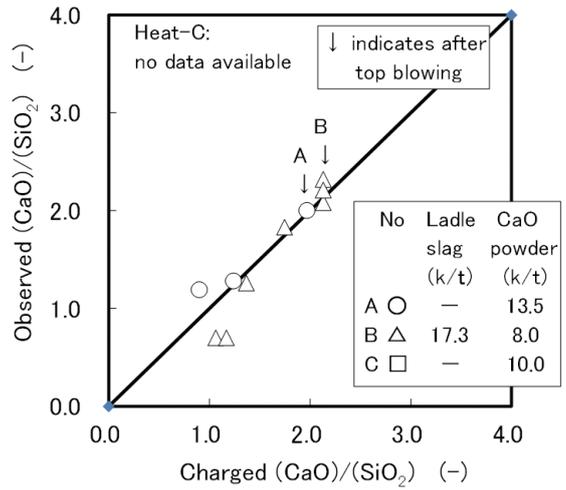


図6 スラッグの配合塩基度と実塩基度の関係  
Relation between charged and observed basicity of slag

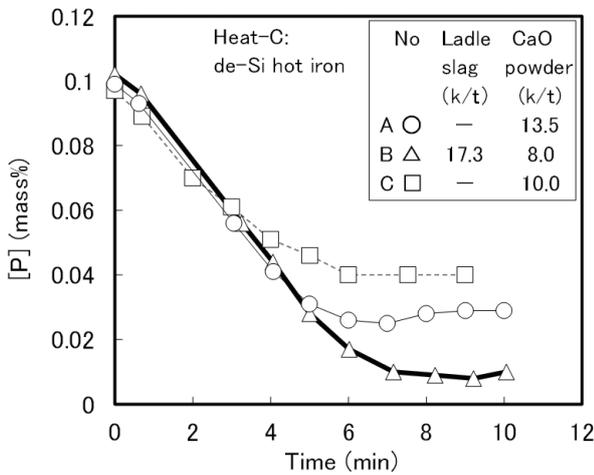


図4 溶銑中 [%P] の経時変化  
Time variation in phosphorus content of hot iron

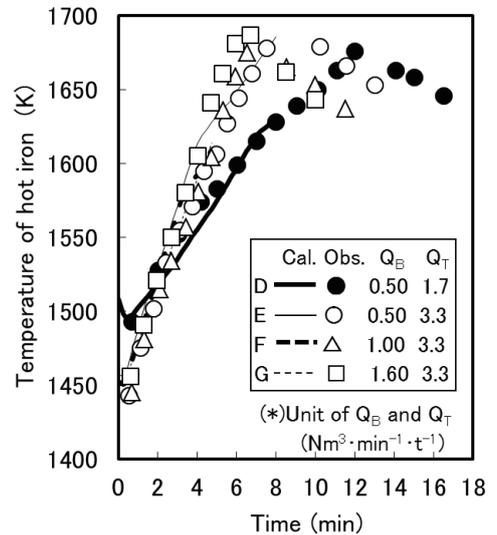


図7 溶銑温度の経時変化  
Time variation in temperature of hot iron

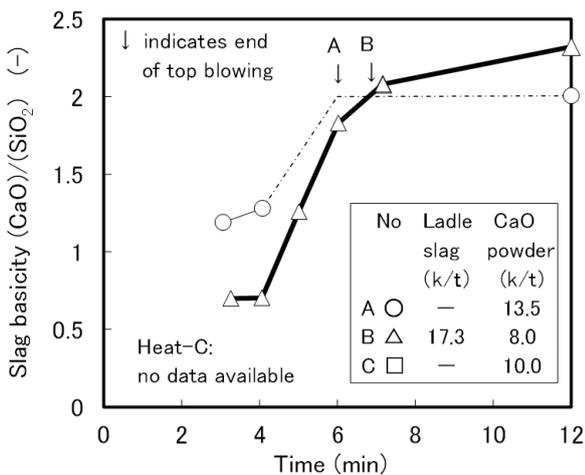


図5 スラッグ塩基度, (CaO)/(SiO<sub>2</sub>) の経時変化  
Time variation in slag basicity, (CaO)/(SiO<sub>2</sub>)

は吹錬初期の段階で溶解し、また配合塩基度と得られた塩基度が良く一致していることから、上吹きランスから供給した CaO 粉の飛散ロスが極めて少ないことが示唆された。

### 2.2.2 高速溶銑脱りん吹錬

#### (1) 溶銑温度の処理中の変化

溶銑温度の経時変化を図7に示す。各 Heat の吹錬末期の到達温度は約 1673K だった。Heat-D が他 Heat より吹錬時間が長いのは、上吹き酸素流量が低いためである。

#### (2) 溶銑組成の処理中の変化

溶銑中 [P] の経時変化を図8に示す。 $Q_T$ 、 $Q_B$  がそれぞれ 1.7、 $0.5 \text{ Nm}^3 \cdot \text{min}^{-1} \cdot \text{t}^{-1}$  の Heat-D では、吹錬末期まで脱りんし続けて、溶銑中 [P] は 0.002 mass% 以下にまで低下した。一方、 $Q_T$  を Heat-D の 2 倍にした Heat-E, F では、脱りん速度が顕著に増加して、[P] は 8 分で 0.001 mass% まで低下した。 $Q_T$  が  $3.3 \text{ Nm}^3 \cdot \text{min}^{-1} \cdot \text{t}^{-1}$  で同一であっても、 $Q_B$  を増加すると脱りん速度が向上した。しかしながら、 $Q_B$  を全 Heat の中で最大にした Heat-G では、[P] は 6.5 分に 0.006 mass% まで低下した後、復りんが生じた。Heat-G のような高い底吹き流量による高攪拌力条件では、吹錬末期

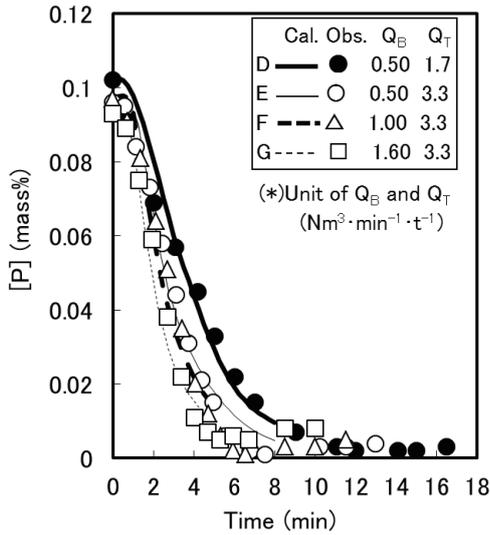


図8 溶銑中 [%P] の経時変化  
Time variation in phosphorus content of hot iron

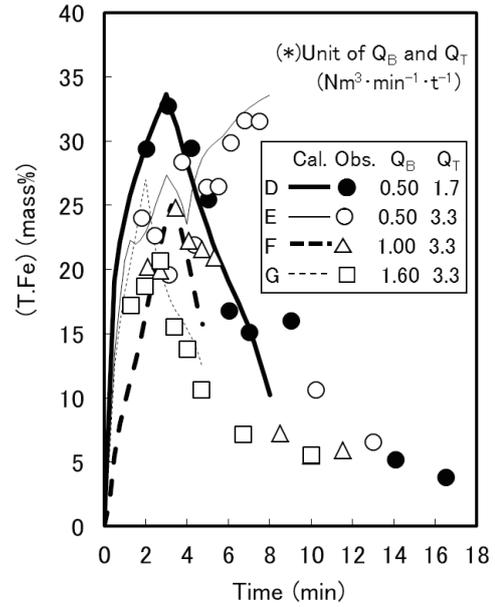


図10 (T.Fe) の経時変化  
Time variation in (T.Fe)

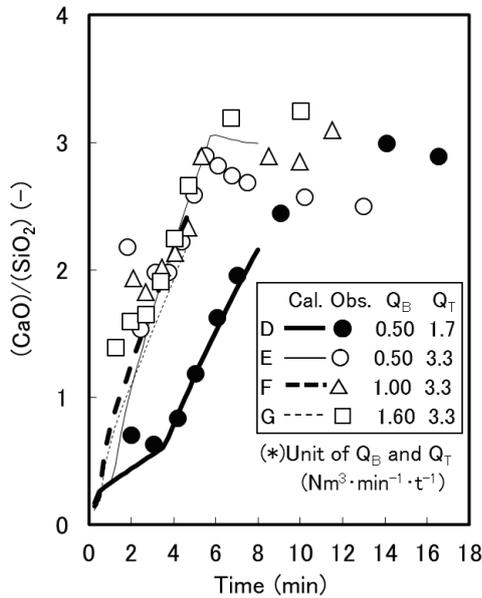


図9 スラグ塩基度, (CaO)/(SiO<sub>2</sub>) の経時変化  
Time variation in slag basicity, (CaO)/(SiO<sub>2</sub>)

にスラグ中 (FeO) が低下して復りんが生じてしまうことが示唆された。

### (3) スラグ組成の処理中の変化

スラグ塩基度の経時変化を図9に示す。Heat-Dでは他HeatよりCaO粉供給速度が低いため吹錬初期段階でのスラグ塩基度は低値だった。いずれのHeatにおいても吹錬末期には、スラグ塩基度が配合塩基度3.0にほぼ達した。

スラグ (T.Fe) の経時変化を図10に示す。Heat-Dでは (T.Fe) が吹錬初期に30mass%以上になった後、吹錬中、徐々に低下したものの吹錬末期まで15mass%以上を維持した。Q<sub>T</sub>をHeat-Dの2倍にしたHeat-Eでも、7分での (T.Fe) は30mass%以上であった。Q<sub>T</sub>が3.3Nm<sup>3</sup>・min<sup>-1</sup>・t<sup>-1</sup>で同一の場合、Q<sub>B</sub>が高いほど (T.Fe) が低下した。特に、Heat-Gで

は吹錬末期に (T.Fe) が10mass%以下にまで低下した。

## 2.3 考察

### 2.3.1 脱りん速度の比較

本実験における脱りん反応領域は、火点とスラグ/溶銑界面である。両反応領域を考慮した総括反応速度は式(1)で表される。

$$-\frac{d[P]}{dt} = K_T([P] - [P]_{T,e}) + K_P([P] - [P]_{P,e}) \quad (1)$$

式中のtは時間 (min), Kは脱りん反応速度定数 (min<sup>-1</sup>), [P]は溶銑中のりん濃度 (mass%), そしてeは平衡を示し、サフィックスTとPはそれぞれ火点とスラグを示す。

各領域における平衡[P]が無視できるほど小さいとすると、式(1)は式(2)となる。

$$-\frac{d[P]}{dt} = -K_T \cdot [P] + K_P \cdot [P] \quad (2)$$

総括反応速度に対して火点の速度が占める割合R<sub>T</sub>(%)は、式(3)で表される。

$$R_T = 100 \cdot \frac{K_T}{(K_T + K_P)} \quad (3)$$

脱珪溶銑へCaO粉を吹き付けたHeat-Cでは、火点での反応割合R<sub>T</sub>が100%だったと推測される。なぜならば、添加スラグの塩基度は4.7で固化してしまうほど高く、スラグによる脱りん反応は無視できるほど小さかったと考えられるためである。Heat-Cの脱りん反応は、火点で生成したFeO-CaO融体によって制御されていると考えられる。[P]の経時変化を対数プロットした図11から、Heat-Cにおける見掛けの速度定数K<sub>T</sub>として0.163 (min<sup>-1</sup>)が得られた。

脱珪していない溶銑へCaO粉を上吹きしたHeat-Bでは、反応速度K<sub>T</sub>とK<sub>P</sub>がある割合で組み合わせられていたと考え

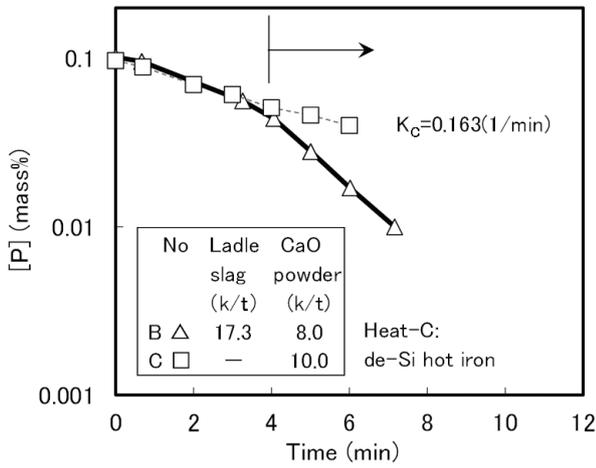


図 11 溶銑中 [%P] の経時変化  
Time variation in phosphorus content of hot iron

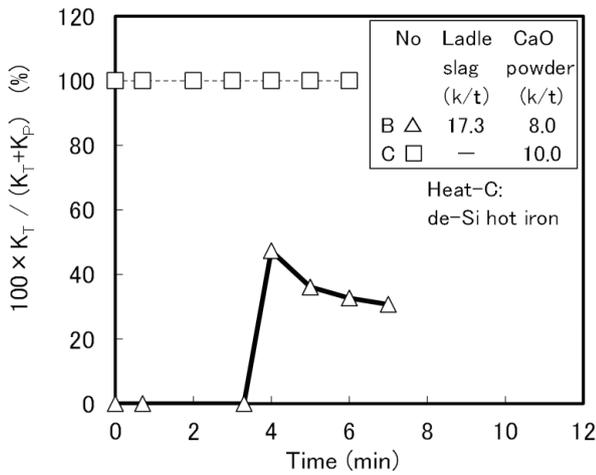


図 12  $K_T$  の  $K_T + K_p$  に対する比率の経時変化  
Time variation in ratio of  $K_T$  to  $K_T + K_p$

られる。なぜならば、配合塩基度は 2.0 より低く、スラグの融点が低いので、スラグによる脱りんが無視できなかったためである。図 11 にプロットした Heat-B の結果から得られた  $(K_T + K_p)$  に基づいて、 $R_T$  は式 (3) から計算された。図 12 にプロットしたように、得られた結果はおよそ 35% だった。なお、Heat-B で初期に  $K_T$  の寄与が無かったのは、その期間に CaO 粉を上吹きしていなかったためである。

### 2.3.2 競合反応モデルによる実験結果の評価

実験結果を北村らが溶銑脱りんに対して提案した競合反応モデル<sup>11)</sup>で評価した。このモデルでは、以下が仮定されている。(1) CaO 粉は速やかにスラグへ溶解する。(2) 脱りん反応は、スラグ/溶銑界面で進行する。(1) の仮定が正しいことは、図 9 によって確かめられている。(2) の仮定は、計算結果と実験結果を比較して確かめなければならない。なぜなら、粉の影響が考慮されていないためである。

吹錬末期、すなわち Heat-D, E では 8 分以降、Heat-F, G では 4.8 分以降、この競合反応モデルによって実験結果を再現できなかった。なぜなら、その競合反応モデルはスラ

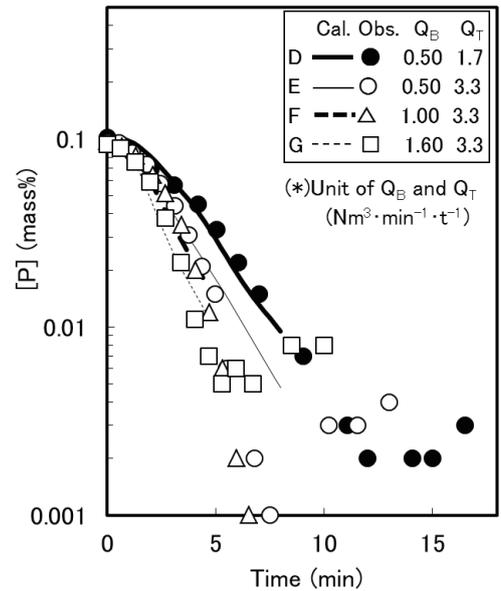


図 13 溶銑中 [%P] の経時変化  
Time variation in phosphorus content of hot iron

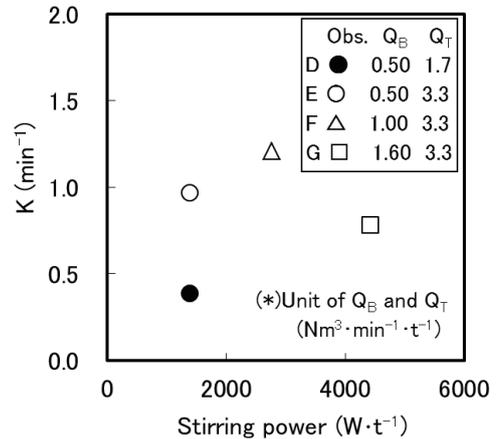


図 14 脱りん速度定数と攪拌動力の関係  
Relation between rate constant of dephosphorization and stirring power

グ/溶銑間の脱りん反応に基づいて作成されたものであり、火点での FeO-CaO 融体による反応を考慮していなかったためである。

図 7 ~ 10 に示すように、計算された吹錬中の温度、 $[P]$ 、 $(\text{CaO})/(\text{SiO}_2)$ 、 $(\text{T.Fe})$  の経時変化は、実験結果と良く一致している。しかしながら、図 8 で示すように低濃度域での  $[P]$  推移はあまり明確ではない。そこで、 $[P]$  濃度の対数を図 13 にプロットした。計算された  $[P]$  は実験結果と良く一致しているが、0.02 mass% 以下では計算値は実験結果より高値になった。これは、スラグ/溶銑反応と同様に、上吹きした CaO 粉が溶銑に接触する火点での反応を考慮する必要があることを示唆している。

図 13 に示すように、 $[P]$  の対数値は時間に対し比例して減少したことがわかる。そこで、図 13 から計算された  $[P]$  が 0.02 mass% 以下における脱りん速度定数  $K$  ( $\text{min}^{-1}$ ) と攪拌動力<sup>12)</sup>との関係を図 14 に示す。速度定数は式 (4) で求

められる。ここで、 $[P]_e$  は溶銑中の平衡りん濃度である。計算では、 $[P]_e$  を 0 とした。

$$-\frac{d[P]}{dt} = K([P] - [P]_e) \quad (4)$$

速度定数  $K$  は、図 14 に示すように攪拌動力  $\varepsilon$  が  $2800 \text{ W} \cdot \text{t}^{-1}$  のときに最大値となる。攪拌力が大き過ぎると脱りん速度定数が低下することがわかる。Heat-E における  $K$  は、上吹き酸素流量が Heat-E の半分しかない Heat-D の 2.5 倍に増加した。しかしながら、両実験での  $\varepsilon: 1300 \text{ W} \cdot \text{t}^{-1}$  は、務川ら<sup>13)</sup> が示した  $K$  が上吹き酸素流量に依存しない臨界条件である  $4000 \text{ W} \cdot \text{t}^{-1}$  より低い値だった。それらの差異は、火点における CaO 粉の影響によって説明される。なぜなら、務川らは CaO 粉上吹きを考慮せずに臨界条件を確認したからである。この挙動については、後述する。

### 2.3.3 脱りん平衡到達度

見掛けの脱りん平衡到達度を、小川ら<sup>14)</sup> が提案した式 (5) で求まる計算りん分配  $L_{P,cal}$  を用いて検討した。式 (5) において、(%) または [%] は mass%， $T$  は絶対温度 (K) を表している。

$$\begin{aligned} L_{P,cal} &= \log \left\{ \frac{(\%P)}{[\%P]} \right\} \\ &= 2.5 \log (\%T.Fe) + 0.0715 \{ (\%CaO) + 0.25 (\%MgO) \} \\ &\quad + \frac{7710.2}{T} - 8.55 \left( \frac{105.1}{T} + 0.0723 \right) \cdot [\%C] \end{aligned} \quad (5)$$

図 15 に示されるように、実験で得られたりん分配  $L_{P,obs}$  は、特に吹錬末期において計算値  $L_{P,cal}$  よりずっと高くなった。このことから、本実験での脱りん反応はスラグ/溶銑間の平衡関係のみでは説明できないことが示唆された。

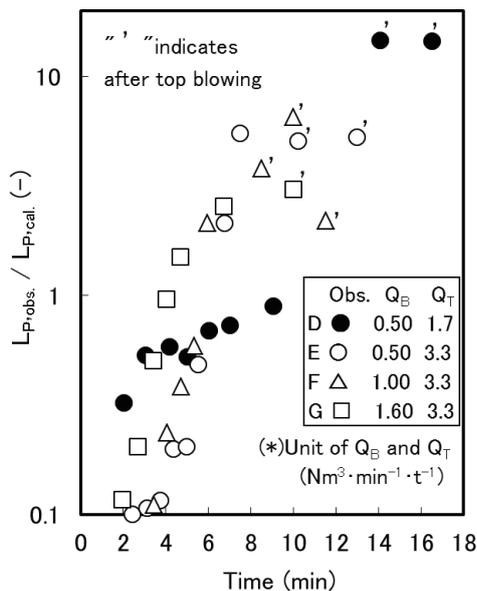


図 15 見掛けの脱りん平衡到達度の経時変化  
Time variation in apparent equilibrium achievement degree

### 2.3.4 火点で生成する FeO-CaO 融体の組成の評価

上述したように、吹錬末期の脱りん挙動は、火点での脱りん反応が無視できない条件によって決まる。本項では、吹錬末期に火点で生成された FeO-CaO 融体の組成を、次の仮定に基づいて計算した。(1) 脱炭に消費された量以上の上吹きした酸素は、全て FeO を生成する。(2) 上吹きした CaO 粉は FeO-CaO 融体を形成する。その結果、火点で生成した融体中の FeO 濃度は、Heat-D, E, F, G についてそれぞれ 64, 80, 79, 58 mass% と計算された。Heat-G で FeO 濃度が低かったのは、高い攪拌力によって脱炭速度が増加したためである。

融体中の FeO 濃度を、火点温度  $2273 \sim 2573 \text{ K}$  ( $2000 \sim 2300^\circ\text{C}$ )<sup>15)</sup> と溶銑温度約  $1673 \text{ K}$  ( $1400^\circ\text{C}$ ) を考慮して、図 16 に示す CaO-FeO 二元系状態図<sup>16)</sup> へプロットした。融体は火点では全て液相と考えられる。しかしながら、Heat-G の液相線温度は Heat-D, E, F と比べて比較的高い。火点温度と液相線温度の差が小さいので、融体が火点から少しでも離れると容易に凝固してしまうと考えられる。それに対し、火点と液相線の温度差が大きいほど、火点の寄与度は大きくなると考えられる。したがって、CaO 粉上吹きを脱りに適用する方法は、CaO 粉供給速度に対する酸素流量の割合の増加や、上底吹き条件の制御による火点における FeO 濃度の高値維持によって改善されると予想される。

図 14 に示すように、Heat-G で速度定数  $K$  が低いのは、これが原因である。すなわち、火点で生成した融体が凝固して脱りん反応を阻害したのである。

### 2.3.5 火点での脱りん挙動

火点での極低  $[P]$  濃度域での脱りん挙動を、以下に示す手順によって熱力学的に検討する。

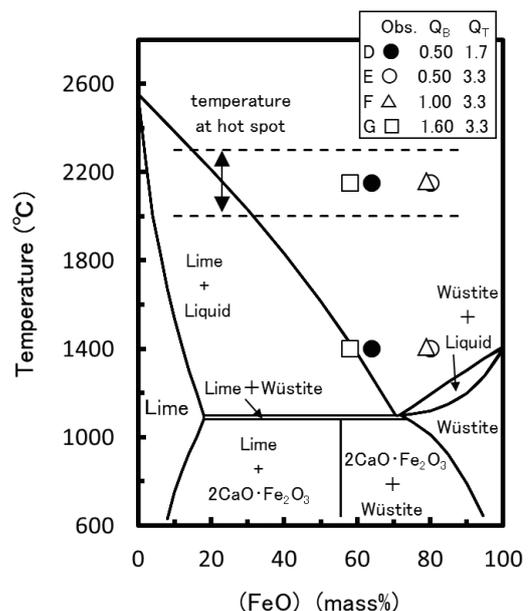


図 16 火点における (FeO) の計算濃度  
Calculated content of (FeO) at hot spot

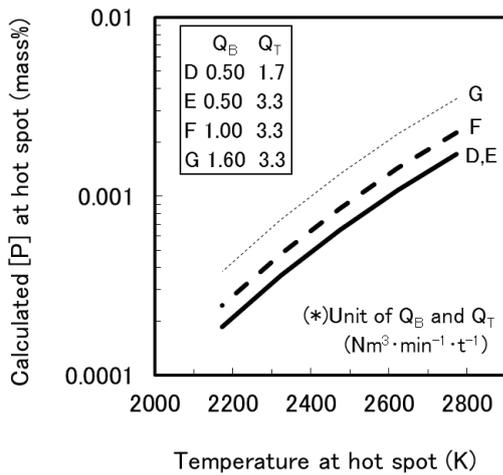


図 17 火点における計算 [%P] と温度の関係  
Relation between calculated [P] and temperature at hot spot

- (1) 前述の項で計算された結果と溶鋼中 [P] の変化から換算した  $P_2O_5$  生成速度から、火点における FeO-CaO- $P_2O_5$  融体の組成を決定。
- (2) 2273~2573K (2000~2300℃) の火点における [P] を Healy の式<sup>17)</sup>、(6) 式によって評価。(6) 式中の (%) もしくは [%] は mass% であり、上述した手順(1)における (% T.Fe) は (%FeO) から換算。

$$\log \left\{ \frac{(\%P)}{[\%P] \cdot (\%T.Fe)^{2.5}} \right\} = 0.08(\%CaO) + \frac{22350}{T} - 16 \quad (6)$$

図 17 に温度と計算 [P] 濃度の関係を示すが、火点の平均温度 2423K (2150℃) では、計算 [P] は実績 [P] より低値である。吹錬末期ではスラグ/溶銑間の平衡関係よりずっと高いりん分配が得られた。FeO-CaO 融体の高い酸素ポテンシャルが火点の高温という脱りんに不利な条件を補ったことが示唆される。

### 2.3.6 (T.Fe) と上底吹き条件の関係

酸素上吹き時のスラグ中 (T.Fe) 制御は、スロッピング現象に強く影響するため、実操業において必要不可欠である。スラグ中 (T.Fe) は温度、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)、上底吹き条件といった実験条件によって影響を受けるため、(T.Fe) を制御するのは難しい。(CaO)/(SiO<sub>2</sub>)=1.8~3.0、1580~1630K の条件下では、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>) が (T.Fe) にほとんど影響しないことが、図 18 よりわかる。上底吹き条件の影響を強く受ける場合、(T.Fe) に及ぼす上底吹き条件の影響は樋口ら<sup>18)</sup> によって提案された ICO 値 (index of metallurgical characteristics in BOF) を用いて推定される。ICO 値は式 (7) を用いて計算される。

$$ICO = 4.2 \times 10^3 \cdot \left( \frac{Q}{W} \right) \cdot \left( \frac{L}{L_0} \right)^{-0.4} \cdot \varepsilon^{-0.33} \cdot [C]^{-1} \quad (7)$$

ここで、Q は上吹き酸素流量 (Nm<sup>3</sup>·s<sup>-1</sup>)、W はメタル重量 (kg)、L は上吹き酸素によってメタル表面に形成された凹みの深さ (mm)<sup>19)</sup>、L<sub>0</sub> は浴深さ (mm)、ε は攪拌動力密度

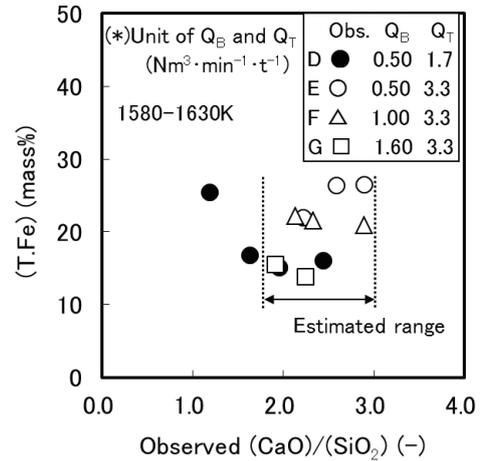


図 18 (T.Fe) とスラグ塩基度、(CaO)/(SiO<sub>2</sub>) の関係  
Relation between (T.Fe) and slag basicity, (CaO)/(SiO<sub>2</sub>)

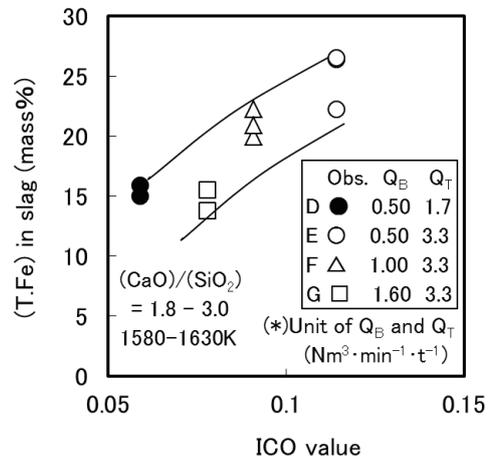


図 19 (T.Fe) と ICO の関係  
Relation between (T.Fe) and ICO value

(W·kg<sup>-1</sup>)<sup>12)</sup> そして [C] は溶銑の炭素濃度 (mass%) を表している。

図 19 に示された (T.Fe) と ICO の関係から、(T.Fe) は ICO の増加に伴い上昇した。このことから、上底吹き条件を用いて (T.Fe) を制御できることが示唆された。

## 3. 結 言

2t 規模の上底吹き試験転炉を用いて、CaO 粉上吹き溶銑脱りん実験を実施した。そして、以下の結果が得られた。

- (1) 取鍋スラグを添加した上で CaO 粉を上吹きすることによって、溶銑中のりん濃度は CaO/SiO<sub>2</sub>=2 で 0.01 mass%、CaO/SiO<sub>2</sub>=3 では 0.001 mass% まで低減できた。
- (2) 取鍋スラグ添加有りと無しの実験結果を比較することによって、火点へ上吹きされた CaO 粉による全脱りん率への寄与率は約 35% と見積もられた。
- (3) 吹錬末期のりん分配比は、熱力学的に予測されるトップスラグと溶銑とのりん分配比よりはるかに高値だった。
- (4) 火点で形成された FeO-CaO 融体は、かなり高温であっ

でも溶銑中のりんを極低濃度まで低減できることが示唆された。

#### 参考文献

- 1) Ikeda, T., Matsuo, T.: Trans. ISIJ. 22, 495 (1982)
- 2) 河井良彦 ほか：鉄と鋼. 69, 1755 (1983)
- 3) 岩崎克博 ほか：鉄と鋼. 67, 536 (1981)
- 4) 伊藤公久 ほか：鉄と鋼. 69, 1747 (1983)
- 5) 小川雄司 ほか：CAMP-ISIJ. 6, 1074 (1993)
- 6) 萬谷志郎 ほか：鉄と鋼. 75, 66 (1989)
- 7) 宮田政樹 ほか：CAMP- ISIJ. 8, 101 (1995)
- 8) 宮田政樹 ほか：CAMP- ISIJ. 16, 115 (2003)
- 9) 梅田洋一 ほか：鉄と鋼. 68, S202 (1982)
- 10) 梨和甫 ほか：鉄と鋼. 68, S203 (1982)
- 11) 北村信也 ほか：鉄と鋼. 100, 491 (2014)
- 12) 佐野正道 ほか：鉄と鋼. 68, 2451 (1982)
- 13) 務川進 ほか：鉄と鋼. 80, 207 (1994)
- 14) 小川雄司 ほか：鉄と鋼. 87, 21 (2001)
- 15) 川上公成：鉄と鋼. 74, 831 (1988)
- 16) Johnson, R. E., Muan, A.: J. Am. Ceram. Soc. 48, 360 (1965)
- 17) Healy, G. W.: JISI. 208, 664 (1970)
- 18) 樋口善彦：鉄と鋼. 86, 654 (2000)
- 19) 荒木泰治：京都大学工学部博士論文. 1976



宮田政樹 Masaki MIYATA  
広畑技術研究部 上席主幹研究員  
兵庫県姫路市広畑区富士町1 〒671-1188



樋口善彦 Yoshihiko HIGUCHI  
産業技術短期大学  
教授 工学博士



田村鉄平 Teppei TAMURA  
プロセス研究所 製鋼研究部  
主幹研究員 工学博士