

クロム鉱石の溶融還元速度に及ぼす攪拌の影響

平田 武行*・石川 稔*²・姉崎 正治*²・丸川 雄浄*²

Influence of Stirring on Smelting Reduction Rate of Chrome Ore
Takeyuki HIRATA, Minoru ISHIKAWA, Shoji ANEZAKI and Katsukiyo MARUKAWA

Synopsis : For the examination of stirring effect in the in-bath smelting reduction process, influence of stirring on the reduction rate of chrome ore was studied. The experiments were mainly carried out using a ten-ton test converter with oxygen top-blowing, nitrogen side-blowing and nitrogen bottom-blowing. After five tons of chrome ore were fed with coke and lime on five tons of molten iron, the stirring effect was examined by changing the gas blowing conditions.

Main conclusions are as follows:

- (1) The change in the reduction rate caused by the change in the blowing conditions corresponds with the change in the stirring power for the slag layer.
- (2) The nitrogen side-blowing has nearly the same effect on the slag stirring as the nitrogen bottom-blowing has, when the blowing rate is the same.
- (3) The nitrogen side-blowing is suitable for the intensive stirring of slag, which contributes to enhancing the reduction rate of chrome ore.

Key words : chrome ore ; smelting reduction ; reduction rate ; stirring effect ; side-blowing.

1. 緒言

鉄浴型溶融還元法において、攪拌が総括反応速度や二次燃焼着熱効率に影響を与えることは広く認識されている^{1)~10)}。しかし、攪拌とこれらの炉内現象との関係、たとえば攪拌がクロム鉱石の還元速度に及ぼす影響の大きさについては、まだ一致した見解がない^{2)~6)}。また、その還元速度はしばしば鉄浴の攪拌動力で整理されているが²⁾⁵⁾、同時にコークスのスラグへの巻き込み状況の影響が示唆されてもおり²⁾、スラグ中へのコークスの巻き込みが、鉄浴条件やスラグ条件が異なる場合にも、鉄浴の攪拌動力で説明できるかどうかは、まだ検証する余地がある。鉄鉱石の溶融還元でも同様な課題があり、スラグへのコークスの巻き込みが着熱効率に与える影響は大きいと考えられるが⁷⁾、炉内現象について引き続き研究が必要である。

炉内攪拌の影響をさらに詳しく調べるためには、炉内への供給ガスの特徴について理解を深める必要がある。炉内攪拌用として一般的な底吹きガスは、鉄浴の攪拌に加えて、スラグとコークスとの攪拌にも効果的である。しかし、それは同時にスラグ中に粒鉄を生成する特徴を持つ。粒鉄の増加はスラグとメタルとの界面積を増加させ、還元促進に有効かもしれないが、一方、粒鉄が熱供給源としての酸素

ガスと接して再酸化される危険性も増やす。さらに底吹きガスは、同時にスラグ中の物質移動を促進したり、コークスを巻き込んだりする効果も持つ。従来は、こうした攪拌の特徴と炉内現象に対する影響との関係については調査例が少なく、また粒鉄増加(スラグ/メタル界面積の増加)の影響とスラグ攪拌強化自体の影響との分離も困難だった²⁾。しかし、炉内攪拌にはスラグ中への横吹きという方法もある。横吹きによりスラグを攪拌することは、粒鉄量やスラグとメタルとの界面の乱れ具合の変化には関係がなく、一般的な底吹きに比べて、スラグの攪拌強度を自由に変更できるという特徴を持つ⁹⁾。底吹きと横吹きとを組み合わせれば、クロム鉱石の還元を促進したり¹⁰⁾、二次燃焼の着熱効率を高めたりできる⁹⁾ほか、炉内現象の解明にも役立てることができる。

本報では、鉄浴型溶融還元法における攪拌効果の解明の一環として、クロム鉱石の溶融還元法において、攪拌が溶融還元速度に及ぼす影響を調べた。実験には標準装入量10 tの試験転炉を主として用い、溶鉄5 tにクロム鉱石5 tとコークスなどの副原料を投入して、上吹き酸化により加熱しつつ、底吹き窒素および横吹き窒素の流量を変更し、その影響を調査した。

平成4年8月28日受付 平成5年1月8日受理 (Received on Aug. 28, 1992 ; Accepted on Jan. 8, 1993)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (現:鹿島製鉄所) (Iron & Steel Research Laboratories, now Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Oaza-Hikari Kashimamachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314)

* 2 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

2. 横吹きによる攪拌動力の定量化(基礎実験)

溶融還元炉における攪拌効果を、底吹きおよび横吹きを使って調べるためには、まず底吹きと横吹きとに共通して使える、攪拌強度に関する指標が必要である。底吹きについては、攪拌動力による定量化方法が既に十分検討されている¹¹⁾。スラグとメタルとの反応速度変化は、メタルの攪拌動力変化によってよく説明でき、また反応速度の攪拌動力依存性は、メタルの均一混合時間の攪拌動力依存性とよく対応していた¹²⁾¹³⁾。しかし横吹きについては、これらの検討はまだなされておらず、実験による確認が必要である。

2・1 実験方法

実験装置をFig. 1に示す。内径300mmの亚克力製円筒中に、液体として水とフロン[†]とを入れ、圧縮空気を底吹き0～15Nl/min、横吹き0～56Nl/minの範囲で吹き込んで、水の攪拌状況を均一混合時間を測定することにより調べた。溶融還元炉では液体が鉄浴とスラグとの2相あるため、攪拌モデル実験でもフロンと水との2つの液体を用いた。全実験を通じて、フロンおよび水の量は一定であり、体積比を溶融還元の実験条件に合わせて1:3.5としてある。使用したフロンの比重は1.51、粘度は1.09cpであり、水とフロンとは相互に溶解しない。横吹きノズルは4本あり、ガス流量を変化させたほか、高さも変更し、攪拌に対する影響を調べた。底吹きノズルは2本用いた。均一混合時間は、水の上からKClを添加したときの電気伝導度変化を測定し、波形が電気伝導度のピーク値の±5%以内に収まるまでの時間から求めた。

2・2 実験結果

横吹きおよび底吹きのガス流量変化や、横吹き方法が均一混合時間に与える影響を調査した。Fig. 2には、横吹きノズル位置別に、横吹き流量変化が均一混合時間に与える影響を示す。底吹き流量は、7 Nl/minで一定である。横吹き

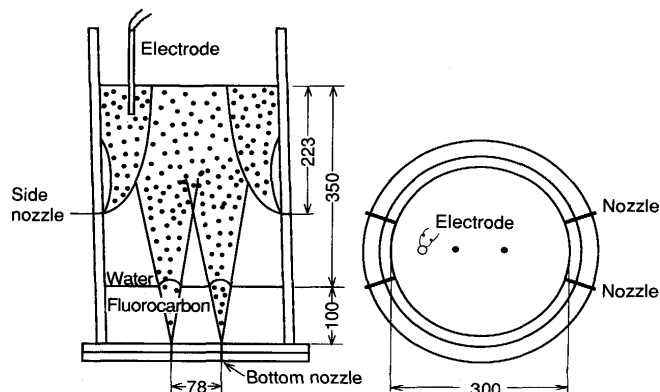


Fig. 1. Apparatus for water-fluorocarbon model experiment to examine stirring intensity of side blowing and bottom blowing.

[†] CCl₂F-CCl₂F と (CH₃)₂CHCH₂CH(CH₃)₂ との混合物

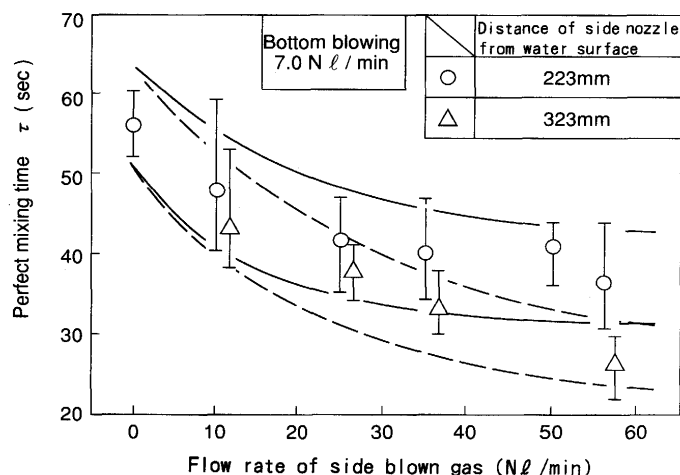


Fig. 2. Influence of the flow rate of side blown gas and the distance of side nozzles from water surface on perfect mixing time.

流量が増えると均一混合時間は短くなった。横吹きノズル位置は、下部にある方が攪拌効果は大きかった。また、横吹きが無い場合、底吹き流量が増えると均一混合時間は短くなった。しかし横吹き流量が56Nl/minでは、底吹きが均一混合時間に与える影響は小さかった。

2・3 考察

横吹きによる攪拌の効果を調べるためには、底吹き攪拌のときと同様に、攪拌の強さを計算によって求めることができるかと都合がよい。横吹きにも底吹きと同様な考え方をあてはめると、横吹きノズルからスラグ表面までの距離(H_s)を浴深として、横吹きによるスラグの攪拌動力(ϵ_s)を次の(1)式のように表すことができる。この式は、浴深を攪拌対象液体であるスラグの全体深さ(H_t)ではなく、その中間位置にあるノズルからスラグ表面までの距離(H_s)にとった以外、底吹きの場合の式¹¹⁾と同じ内容である。

$$\epsilon_s = \frac{6.186 \cdot Q_s \cdot T_s}{M_s} \times \left\{ \ln \left(1 + \frac{9.8 \cdot H_s \cdot \rho_s}{P} \right) + 0.06 \times \left(1 - \frac{T_n}{T_s} \right) \right\} \dots \dots \dots (1)$$

また、底吹きによるスラグの攪拌動力(ϵ_b)は、次の(2)式のように表すことができる。底吹きガスは一旦メタルを通過するが、スラグ内を上昇中の静圧変化に伴う膨張の仕事はメタル通過に関係なく同じであると考え、かつガスはメタル通過中に加熱されてしまうため、スラグ中では温度上昇に伴う仕事の方は無視できると考えている。

$$\epsilon_b = \frac{6.186 \cdot Q_b \cdot T_s}{M_s} \times \left\{ \ln \left(1 + \frac{9.8 \cdot H_t \cdot \rho_s}{P} \right) \right\} \dots \dots \dots (2)$$

また、上吹き酸素による攪拌動力については、無視する。製鋼用の転炉吹錬では、上吹き/底吹きガス比率が100でも、攪拌に対する上吹き条件の影響はほとんど無く、その比率が10では完全に無視できることが確認されている¹⁴⁾。本実験の溶融還元炉では、上吹き/底吹きガス比率は15～5であり、

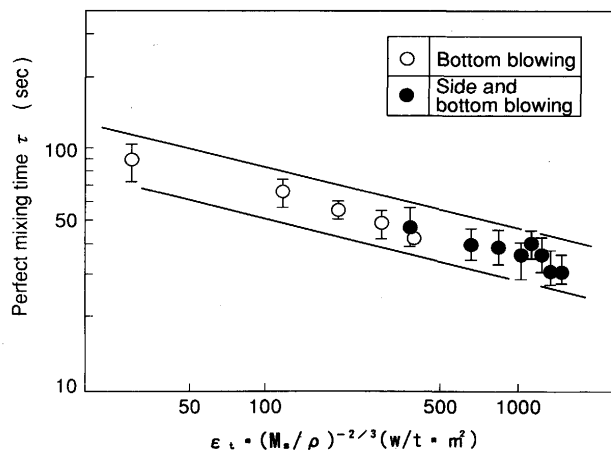


Fig. 3. Relation between perfect mixing time and total stirring power for water in the experimental apparatus.

多くの場合さらに横吹きも加わっているため、攪拌に対する上吹き酸素の影響は無視できると考える。このように考えると、横吹きを併用した溶融還元炉では、スラグの攪拌動力は総合的に次の(3)式で表すことができる。

$$\varepsilon_t = \varepsilon_s + \varepsilon_b \quad \dots\dots\dots (3)$$

このように整理したスラグの総合攪拌動力(ε_t)は、底吹きおよび横吹きの変化にかかわらず、共通して均一混合時間との対応がとれるはずである。Fig. 3に、水モデルでの実験結果を(3)式で整理して示す。フロンの上に載っている水の攪拌動力(ε_t)を計算し、水の均一混合時間(τ)の測定結果と対比すると、 τ は底吹きおよび横吹きの全条件を通じて、統一的に(4)式のように表すことができた。 τ は ε_t の -0.23 乗に比例しているが、これは底吹き攪拌における各種実験値¹¹⁾ $-0.23 \sim -0.42$ 乗と同等である(ここで均一混合時間は液体の体積にも依存するため、攪拌動力に $(M_s/\rho)^{-2/3}$ を掛けて補正してある¹¹⁾。また、ノズル数変化の影響は特に配慮していない)。

$$\tau \propto \{\varepsilon_t \cdot (M_s/\rho)^{-2/3}\}^{-0.23} \quad \dots\dots\dots (4)$$

この結果から、少なくともモデルでは、横吹きによる攪拌強度と底吹きによる攪拌強度とは、総合攪拌動力(ε_t)を用いて、共通して計算により求めることができることが明らかになった。

3. クロム鉱石の溶融還元における攪拌の効果

次に、クロム鉱石の鉄浴型溶融還元法において、水モデルで確認した総合攪拌動力計算式(3)の適用可能性を検討し、その上で溶融還元速度に及ぼすメタルおよびスラグの攪拌の影響を調べた。この調査はステンレス粗溶湯の溶製方法合理化の一環であるため¹⁰⁾¹⁵⁾¹⁶⁾、 $[\text{Cr}] = 15\%$ 付近での溶融還元挙動の調査が中心である。

3・1 実験方法

できるだけ実操業での溶融還元挙動に合わせるために、クロムを全く含まない溶鉄からスタートし、クロム鉱石をコークス等と共に所定量添加した後、溶融還元吹錬を20~60分行って、スラグ中の全クロム濃度(T.Cr)の減少状況を調査した。

実験には炉内容積7 m³の試験転炉を用いた。転炉設備の概要をFig. 4に示し、使用原料をTable 1に示す。使用耐火物はマグネシアカーボン煉瓦(MgO 78%, C 15%)である。ガス供給系は、上吹き、底吹き、横吹きの3系統があり、熱供給はもっぱら上吹き酸素による酸化発熱反応により行った。上吹きには上下動可能な水冷ランスを用い、原則として酸素のみを供給した。しかし、一部の実験では、鉄浴石炭ガス化法¹⁷⁾と同様に、コークスを使わずに褐炭チャーを酸素と共に上吹きし、スラグ中にコークスが存在しない条件下で、還元挙動を調査した。底吹きには炉底に設置した2本のノズルを用い、窒素のみを供給した。横吹きには、炉口から2500mmの位置に設置した2本のノズルから、同じく窒素のみを供給した。排ガスは、炉口からの大気吸い込みを抑えた状態で湿式集塵装置により除塵し、COおよびCO₂を赤外線式、酸素を磁気式分析装置により連続的に分析して、実験操業条件の管理およびデータ解析の参考に供した。

次に、実験手順を示す。初期鉄浴には溶鉄5tを用い、予備吹錬により1600°C、 $[\text{Si}] < 0.05\%$ になるように調整した。この後除滓し、1600°C、 $[\text{Cr}] = 18\%$ のステンレス粗溶湯に

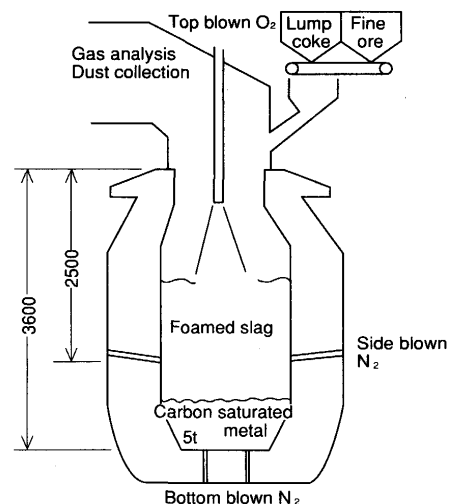


Fig. 4. Diagram of 10-ton test converter for smelting reduction of chrome ore.

Table 1. Raw materials used in the smelting reduction.

	Chemical composition (%)							Size (mm)
	Cr ₂ O ₃	FeO	MgO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	C		
Chrome ore	45.6	26.4	9.7	14.5	1.1			< 1
Coke				3.4	5.9	88.0		20~30
Brown coal char			0.5	0.1	0.1	94.5		<0.1

Table 2. Reduction conditions after the end of raw material addition.

Item	Condition
Top blown O ₂	800~1000 Nm ³ /h
Side blown N ₂	0~ 550 Nm ³ /h
Bottom blown N ₂	70~ 350 Nm ³ /h
Slag (CaO)/(SiO ₂)	1.0~1.5
Initial (T-Cr)	8~15%
Final (T-Cr)	0.5~ 5%
Final (Al ₂ O ₃) + (MgO)	40~46%
Metal temperature	1600~1640°C
Initial [Cr]	12~15 %
Final [Cr]	15~18%

最終的になるように、クロム鉱石 5 t をコークス、生石灰、
 珪砂と共に連続的に投入しつつ、溶解および溶融還元吹錬
 を行った。クロム鉱石の投入完了までの溶解吹錬には約100
 分を要し、この段階で1620°C、[Cr]≒15%、(T.Cr)≒10%
 になるように調整した。この後、原料は一切投入せず、底
 吹きや横吹き条件を組み合わせる溶融還元吹錬を20~60分
 行い、スラグを10分毎に分析して(T.Cr)の減少速度を求め
 た。溶融還元吹錬中の実験調査条件をTable 2に示す。還元
 速度におよぼすスラグ中コークス量の影響を調べるために、
 コークス/鉱石比は0.95のグループと0.68のグループとに
 大別した。0.95のグループは酸素と炭素とのバランスによ
 る計算上、排ガスの二次燃焼率を65%として、溶融還元終
 了時のスラグ中コークス量が約30%、0.68のグループは同
 じく約10%に相当する。生石灰および珪砂は、還元完了後
 のスラグ成分が (CaO)/(SiO₂)=1.0~1.5、(Al₂O₃)≒20
 %になるように、溶解吹錬中に断続的に投入した。(MgO)
 は積極的に調整しなかったが、結果的に耐火物から溶出
 した分を含めて、溶融還元終了時点でスラグ中に20~25%
 になった。

一般に (T.Cr) > 4 % では、溶融還元吹錬中の (%T.Cr)
 の減少速度は一定であり、実質的に 0 次反応として次のよ
 うに表せる^{2)~5)}。

$$d (\%T.Cr)/dt = -k \dots\dots\dots (5)$$

この挙動は今回の実験でも同様であり、以下の溶融還元速
 度の解析にはこのk値を用いる。

3・2 実験結果

3・2・1 還元速度へのコークスおよびガス供給条件の影響

まず、総括還元反応速度定数(k)への、コークス/鉱石比
 ならびに底吹き、横吹き供給条件の影響を調査した。Fig. 5
 には、横吹き無しでの上底吹きによる、底吹き流量変化時
 のkの変化を示す。コークス/鉱石比が0.95の場合、底吹き
 流量が 220Nm³/hまでは、kは底吹き流量の増加に比例して
 大きくなった。しかし底吹き流量が350Nm³/hでは、かえっ
 てkは小さくなった。この結果から、コークス/鉱石比が0.95
 では、kを大きくするための底吹き最適流量は220Nm³/hか

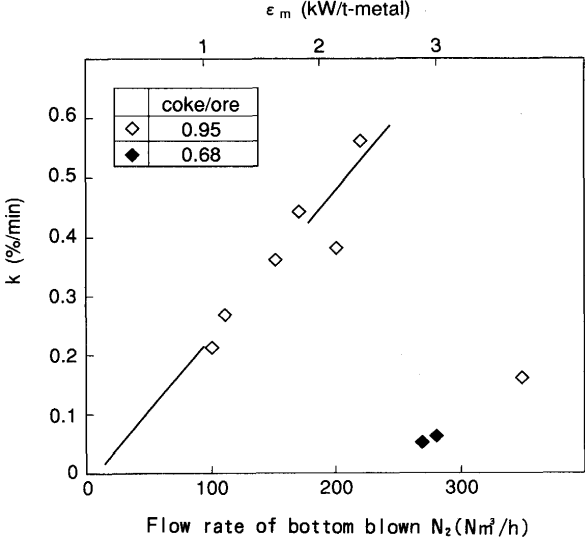


Fig. 5. Influence of the flow rate of bottom blown N₂ on the reduction rate constant (k) under different ratios of coke/ore without side blowing.

ら350Nm³/hの間にあると分かった。一方コークス/鉱石比
 が0.68では、270Nm³/hの底吹きでkは0.06であった。この
 k値は、コークス/鉱石比が0.95の場合の底吹き220Nm³/hや
 350Nm³/hでのkに比べて小さいため、kに与えるコークス/
 鉱石比の影響が大きいことが明らかである。

次に横吹き攪拌を加えて、底吹きおよび横吹きのガス流
 量変化がkに及ぼす影響を調べた。Fig. 6には、コークス/鉱
 石比が0.68のときの結果を示す。コークスが少ないこの条件
 では、Fig. 5に比べて全体にkが小さいが、横吹きを加える
 ことでkが増加することが示された。横吹き流量は多い方が
 効果があり、底吹き効果も横吹き350Nm³/hの中で比較する
 と、底吹き流量が多い方がkが大きかった。なお、図中には
 横吹き無しの場合のデータと原点とを結ぶ破線を記入して
 ある。横吹きを併用した場合のデータの傾きは、この破線

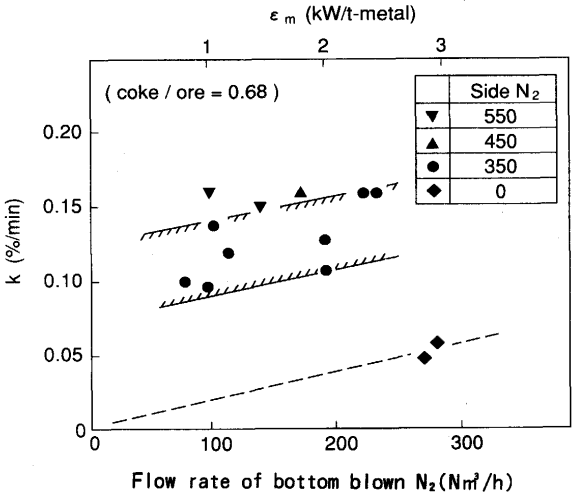


Fig. 6. Influence of the flow rate of side blown N₂ and bottom blown H₂ on the rate constant (k) under the constant ratio of coke/ore.

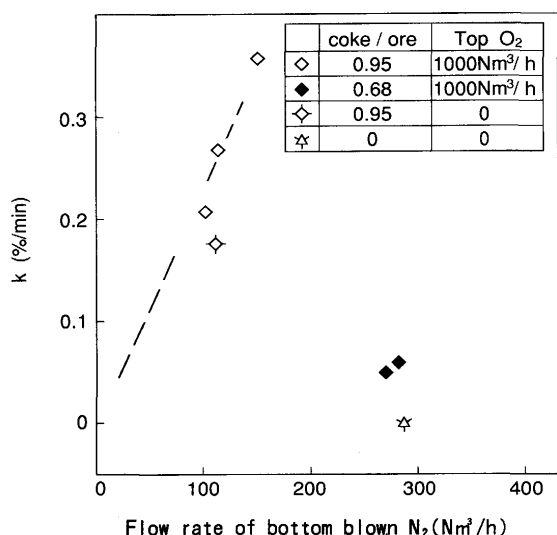


Fig. 7. Influence of the ratio of coke/ore and the flow rate of top blown O_2 on the rate constant (k).

の傾きと一致している。またFig. 5とFig. 6とには、底吹き流量を底吹きによる金属の攪拌動力(ϵ_m)に変換した尺度も併記してある。Fig. 6から、横吹きを併用した場合には、従来のように²⁾⁵⁾ ϵ_m だけで k の変化を説明することはできずと分かった。

3.2.2 底吹きによる還元促進機構

横吹きによるスラグ攪拌が k の向上に有効なことは分かったが、次に底吹きによる k の向上機構を調べた。底吹き攪拌効果には、金属を攪拌して金属とスラグとの反応界面積を増加させる効果と、スラグを攪拌してスラグとコークスとの有効反応界面積を増加したり、物質移動を促進したりする効果とがあり得る。これらの効果を分離するために、まずスラグ中コークスの有無による k の変化を調査した。スラグ中コークス量は、コークス/鉱石比0.95での吹錬後とコークスを使わず褐炭チャーのみを使った吹錬後とで比較した。褐炭チャーのみを使った吹錬後の金属中炭素濃度は6.3%、スラグ中全炭素濃度は0.7%である。上吹き酸素の影響を除外するために上吹き酸素は使わず、そのため温度降下が $10\sim 20^\circ C/min$ あったため、処理時間を両条件共5分間に制限した。その結果をFig. 7に、Fig. 5のデータと比較して示す。コークス/鉱石比0.95では、温度条件は悪いながらも底吹き攪拌により、上吹き酸素併用時と同程度に還元が進行した。しかしスラグ中にコークスが無い場合は、見かけ上還元は全く進行せず、コークスの寄与が金属の寄与より大きいことが分かった。このことから底吹きによる k の向上は、主としてスラグとコークスとの混合改善によることが明らかになった。

3.3 考察

3.3.1 還元速度に及ぼす攪拌力の影響

クロム鉱石の溶融還元において、還元速度が底吹き流量に影響されることは広く認められているが、影響力の強さ

や影響を及ぼす機構については、まだ一致した見解がない。小型実験装置での調査例²⁾⁶⁾があるが、データは一致していない。実際の転炉吹錬条件でも調査は行われているが³⁾⁴⁾⁵⁾、系統的な解析は行われていない。

従来、還元速度に対する攪拌の影響を一般化するために、鉄浴の攪拌動力(ϵ_m)を指標にして整理している例があるが、その妥当性についての検証は不十分である。既に報告されているように底吹き強さには適正値があり⁵⁾、今回の試験条件では $2.5kw/t$ 付近が最適だった。このことはスラグ中の粒鉄量と関係があると考えられるが、この粒鉄量は金属浴深やスラグ/金属重量比、底吹き方法(羽口配置)により変化する。したがって、適正な ϵ_m は試験条件に応じて変化するはずである。Fig. 6に示したように、スラグのみ攪拌を強化すると k は ϵ_m では整理できない。また、スラグとコークスとの混合を、鉄浴の重量や深さによって変化する ϵ_m を用いて整理することは不合理である。

そこで溶融還元速度をスラグの攪拌動力(ϵ_s)で整理することを試みた。水モデルでの実験から、2液相を攪拌する場合の上層側の均一混合時間(τ)は、上層側液相の攪拌動力(ϵ_s)の -0.23 乗に比例すると分かっている。このような場合には、従来の研究結果¹²⁾¹³⁾から、総括反応速度定数(k)は ϵ_s の n 乗に比例すると予想できる。Fig. 5およびFig. 6のデータを ϵ_s で整理した結果をFig. 8に示す。コークス/鉱石比により層別されるが、底吹きと横吹きとを問わずに、 $\log(k) \propto \log(\epsilon_s)$ であり、 k は ϵ_s の 1.0 乗に比例していると分かった。またこのように、 k の変化を ϵ_s の変化で説明できたことから、水モデルで確認した総合攪拌動力計算式(3)が、クロム鉱石の溶融還元にも適用できることも同時に明らかになった。溶融還元はスラグの還元を中心とするプロセスで

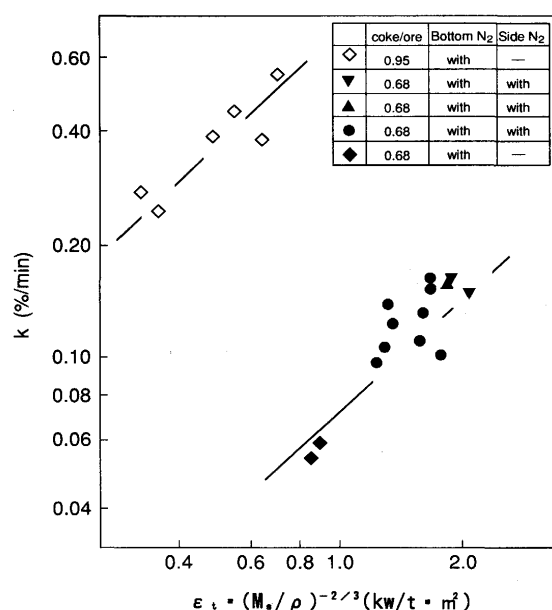


Fig. 8. Relation between the rate constant (k) and the total stirring power for slag under various reduction conditions.

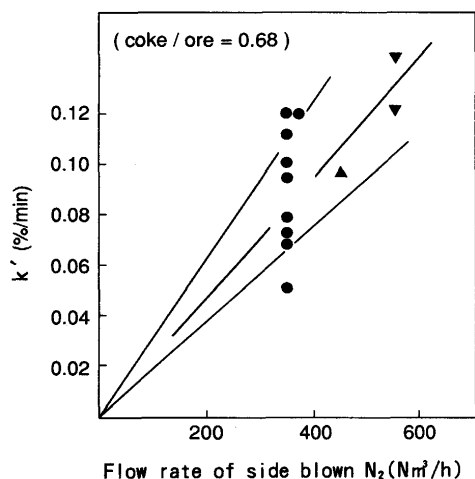


Fig. 9. Influence of the flow rate of side blown N_2 on the rate constant (k').

あり、 ε_t の変化は k の変化に密接に関わり得る。

3.3.2 底吹き攪拌と横吹き攪拌との比較

次に、溶融還元速度に対して、底吹き攪拌と横吹き攪拌との影響の大きさを比較する。Fig. 8から、 $k \propto \varepsilon_t = (\varepsilon_b + \varepsilon_s)$ であると分かった。ガス吹き込み以外の条件を統一してあれば、 ε_b および ε_s は各々底吹きガス流量、横吹きガス流量の関数である。するとFig. 5から分かるように、底吹きも横吹きも無い場合には k はゼロであるため、 k を(6)式のように表すことができる。

$$k = \alpha \cdot (\text{底吹きガス流量}) + \beta \cdot (\text{横吹きガス流量}) \cdots \cdots (6)$$

α, β は定数

α と β とは、実験結果から次のようにして求めることができる。コークス/鉬石比が0.68の場合、まず横吹きが無い場合のデータから α を求めると、Fig. 6に点線で示したように、 $\alpha = 0.00020$ である。次にFig. 6において、横吹きがある場合のデータから、 $k - \alpha \times (\text{底吹きガス流量})$ の値を出すと、 β を求めることができる。Fig. 9に、 $k - \alpha \times (\text{底吹きガス流量})$ の値を k' として、 k' と横吹きガス流量との関係を示す。この図から、 β は0.00019から0.00031の範囲にあると分かった。

ところで、 ε_b と ε_s とは、それぞれ水モデルで検証した(2)式および(1)式から計算で求めることができる。この両式に標準試験条件を代入すると、次のように ε_b と ε_s とが求まった。

$$\begin{aligned} \varepsilon_b &= 0.0072 \times (\text{底吹きガス流量}) \\ \varepsilon_s &= 0.0067 \times (\text{横吹きガス流量}) \end{aligned}$$

このガス流量に掛かる二つの係数の比1.07は、 α と β との比0.65~1.05に近い。これらの二つの比は、前者が均一混合時間に対する底吹きと横吹きとの寄与度の比、後者が溶融還元速度に対する底吹きと横吹きとの寄与度の比を表しており、均一混合時間と溶融還元速度とが互に対応すると

いう前提から、両者は一致すべきものである。ガス流量に掛かる係数の比の方が、 α と β との比よりもやや大きい点については、底吹きは必然的に粒鉄生成を伴う⁹⁾ために、上吹き酸素と粒鉄との接触の機会を増やして再酸化ロスを生じる結果、みかけ上 α が小さくなったためと考えることができ、実際には両者は一致していると見なせる。このことから、 k の変化は ε_t の変化で説明できるとする推論に誤りはないこと、しかも今回の実験条件では、底吹きと横吹きとは、単位流量あたり同程度にスラグの攪拌に寄与し、かつ同様に溶融還元速度の向上にも寄与しているということが分かった。

3.3.3 効果的な還元促進方法

スラグ中のコークス量は、能率面およびコスト面で溶融還元操業に重要な関係がある。コークス量が多い方が溶融還元速度は大きい³⁾、ステンレス粗溶湯溶製を目的とする場合には還元後に排滓をするため、コークスを無駄に捨てる量が多くなり問題である。一方コークス量が少ないと、コークスは無駄にしないが還元速度が小さくなる問題がある。

少ないコークス量で効率よく還元するには、スラグを強攪拌することが一つの方法である。しかし底吹きでは粒鉄を吹き上げるため、上吹き酸素による再酸化を防ぐ必要性から限界がある。一方横吹きは、粒鉄と関係なくスラグを攪拌できるため、底吹きの限界を越す強攪拌が可能である。横吹きは側壁からガスを吹き込むため、スラグ量が少ないと、ガスがスラグ層を吹き抜けて、攪拌能率が低下する懸念があるが、クロム鉬石の溶融還元では、鉬石中に含まれる脈石から大量にスラグが発生するため、横吹きでも効率が良い。底吹き攪拌に横吹きを併用し、攪拌の自由度を高めることで、溶融還元法の能率およびコストを改善することができる。と考える。

4. 結言

1) 水とフロンとを使った2液相モデルにおいて、下層側のフロンの底からと上層側の水の横からとの、2方向併用攪拌で水の均一混合時間を測定した結果、横吹き攪拌動力は底吹き攪拌動力と同様に計算できること、および水の均一混合時間は、水に対する攪拌動力、すなわち底吹き攪拌動力と横吹き攪拌動力との和の-0.23乗に比例することを示した。

2) クロム鉬石の鉄浴型溶融還元法において、通常の上底吹きにスラグ層への横吹きを併用して攪拌し、(T.Cr)の還元速度を測定した結果、スラグ中コークス量の影響が大きいこと、および底吹きには吹錬条件に応じた適正流量があることを確認した。さらに、この底吹き適正流量を越えない条件下では、底吹きでも横吹きでも、ガス流量が多いほど還元が速いことを明らかにした。

3) (T.Cr) の還元速度に対する攪拌の影響について考察を行った結果、スラグの攪拌動力計算式として2液相モデルで確認した式が使えること、および還元速度は、スラグに対する攪拌動力、すなわち底吹き攪拌動力と横吹き攪拌動力との和の1.0乗に比例することが分かった。底吹きと横吹きとは、単位ガス流量あたりで同程度の攪拌動力を発揮し、同程度に還元速度の向上に寄与することも明らかになった。

4) 溶融還元法を経済的に実施するには、コークス量を減らしてスラグ攪拌を強化することが一つの方法であるが、そのためにはスラグ中に粒鉄を多量に生成しないよう、スラグ層への横吹きを底吹きに併用することが効果的と考える。

記 号

ε_s : 横吹きガスによるスラグの攪拌動力 (W/t)
 Q_s : 横吹きガス流量 (Nm³/min)
 T_s : スラグ温度 (メタル温度で代用) (K)
 M_s : スラグ重量 (t)
 H_s : 横吹きノズルからスラグ表面までの高さ (m)
 ρ_s : スラグの比重 (kg/m³)
 P : 炉内圧力 (Pa)
 T_n : ノズル部でのガス温度 (K)
 ε_b : 底吹きガスによるスラグの攪拌動力 (W/t)
 Q_b : 底吹きガス流量 (Nm³/min)
 H_t : スラグの深さ (m)

ε_t : 横吹き、底吹きによるスラグの総合攪拌動力 (W/t)
 ε_m : 底吹きガスによるメタルの攪拌動力 (W/t)

文 献

- 1) M. Tokuda and S. Kobayashi : Proc. of 7th Process Technology Conf., ISS/AIME, Warrendale, (1988), p.3
- 2) 北村信也, 新井貴士, 松尾充高, 佐藤宣雄, 大河平和男, 石川英毅 : 鉄と鋼, **74** (1988), p.672
- 3) 藤田正樹, 片山裕之, 桑原正年, 斉藤 力, 石川英毅, 梶岡博幸 : 鉄と鋼, **74** (1988), p.680
- 4) 田岡啓造, 多田 睦, 山田純夫, 野村 寛, 大西正之, 馬田 一 : 鉄と鋼, **76** (1990), p.1863
- 5) 片山裕之, 桑原正年, 平田 浩, 八木次郎, 斉藤 力, 藤田正樹 : 鉄と鋼, **76** (1990), p.1855
- 6) 高岡利夫, 菊地良輝, 河井良彦 : 鉄と鋼, **76** (1990), p.1839
- 7) 河村隆文, 片山裕之, 佐藤健朗, 松尾充高, 平田 浩, 遠藤幸平 : 鉄と鋼, **78** (1992), p.367
- 8) H. Katayama, T. Ohno, M. Yamauchi, M. Matsuo, T. Kawamura and T. Ibaraki : ISIJ International, **32** (1992), p.95
- 9) T. Hirata, M. Ishikawa and S. Anezaki : ISIJ International, **32** (1992), p.182
- 10) 丸川雄浄, 姉崎正治, 平田武行, 石川 稔 : 学振19委-No.10706 (昭和61年2月)
- 11) 森 一美, 佐野正道 : 鉄と鋼, **67** (1981), p.672
- 12) 森 一美, 佐野正道 : 第122・123回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編), (1988), p.149
- 13) 浅井滋生, 岡本徹夫, 赫 冀成, 鞭 巖 : 鉄と鋼, **68** (1982), p.426
- 14) 甲斐 幹, 大河平和男, 平居正純, 村上昌三, 佐藤宣雄 : 鉄と鋼, **68** (1982), p.1946
- 15) 丸川雄浄, 姉崎正治, 平田武行, 石川 稔 : 鉄と鋼, **71** (1985), S 928
- 16) K. Marukawa, S. Anezaki, T. Hirata and M. Ishikawa : Proc. International Symposium on Smelting Reduction, Shenyang, (1986), p.304
- 17) 田上豊助 : 鉄と鋼, **68** (1982), p.2405