

単管ランスを用いた気体酸素と酸化鉄の 同時吹き込みによる溶銑脱りん法の開発

鈴木 健史*・中戸 参*・藤井 徹也*・牧野 光紀*²・奥田 治志*²・高橋 清志*²

Development of Dephosphorization Process of Hot Metal by Simultaneous Injection of Gaseous Oxygen and Iron Oxide Flux with Single-hole Lance

Takeshi SUZUKI, Haruru NAKATO, Tetsuya FUJII, Teruki MAKINO, Haruji OKUDA and Kiyoshi TAKAHASHI

Synopsis : A new process for dephosphorization of molten pig iron was developed, which is characterized by a single-hole lance used to inject gaseous oxygen with powder flux containing iron oxide.

Experiments with a 200-ton torpedo car were carried out. The ratio of gaseous oxygen to total oxidizing component in gas and flux was changed from 0% to 40%.

The suppression of temperature drop per one percent of gaseous oxygen was 1.44°C/%. The oxygen utilization efficiency for dephosphorization was not affected with the gaseous oxygen ratio in the range from 0% to 25%. The lance can be used more than 3 heats when the gaseous oxygen ratio was less than 25%, which is sufficient for industrial use.

The lance wear rate depended significantly on the ratio of the input heat by molten metal around lance to the output heat by flux and gas in the lance pipe. It is suggested that a stable and uniform flux flow in the lance pipe is effective to decrease the lance wear rate.

Key words : molten pig iron ; dephosphorization ; gaseous oxygen ; iron oxide ; flux ; injection ; lance ; torpedo car.

1. 緒言

溶銑予備処理においては、浸漬ランスより粉体を溶銑中に吹き込む方法が主流となっている¹⁾が、多量の精錬剤の吹き込みにより溶銑温度の大幅な低下を伴う。特に酸化鉄と生石灰の吹き込みを行う脱りん処理においては、酸化鉄の分解吸熱のため、溶銑温度の低下が著しい。

こうした問題に対し、脱りんの酸素源である酸化鉄の一部を気体酸素で代替することにより温度低下量を少なくする(温度補償を行う)方法が実施されてきた。これまでに実用化されている方法としては、浸漬ランスより酸化鉄と生石灰を溶銑中に吹き込むと同時に、上吹きランスで気体酸素を浴面に吹き付け、主に排ガスの2次燃焼熱により温度補償を行う方法²⁻⁵⁾、2重管の浸漬ランスを用いて酸化鉄と生石灰、および気体酸素を溶銑中に吹き込む方法^{6,7)}が報告されている。しかしながら前者は容器耐火物の著しい溶損を伴うという問題があり、後者は浸漬ランスが大径となるため、より大掛かりな設備を必要とするとともにメンテナンス負荷も大きい。

著者らはこれらの問題を解決するため、消耗式の単管ラ

ンスを用い、気体酸素を酸化鉄、生石灰とともに溶銑中に吹き込むことにより、簡便かつ容器耐火物の著しい溶損を招くことなく、溶銑脱りんを行う方法を考案、開発した。本報では、この方法による溶銑脱りん実験における温度補償効果、冶金特性について述べるとともにランス消耗に及ぼす吹き込み条件の影響について考察した。

2. 実験方法

2・1 実験設備

水島製鉄所溶銑予備処理センターにおいて、実機200tonトピード・カーでの実験を行った。実験設備の概要をFig. 1に示す。本方法の特徴は、表面硬化処理を施した2重管ランスホルダーとその下流に接続された単管の消耗式ランスである。デイスペンサーから切り出された粉体は2重管ランスホルダーの内管に、気体酸素は外管にそれぞれ供給され、ランスホルダー出口で混合後、単管ランスを介してトピード・カー中の溶銑に吹き込まれる。

2・2 実験条件

実験条件をTable 1に示す。高炉鑄床での脱珪処理および

平成7年12月22日受付 平成8年4月12日受理 (Received on Dec. 22, 1995; Accepted on Apr. 12, 1996)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

* 2 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

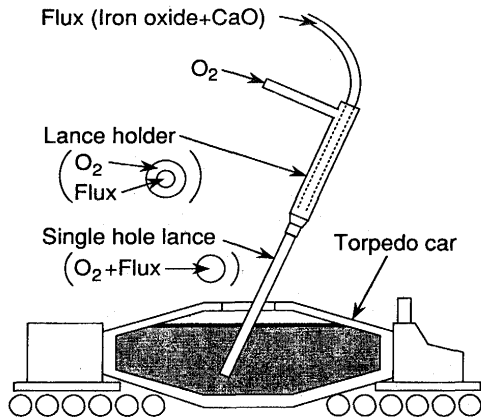


Fig. 1. Schematic view of experimental apparatus.

Table 1. Experimental conditions.

Heat size (ton)	160~230 (200-ton torpedo car)
O ₂ injection rate (Nm ³ /min)	3~20 (0.36~2.2Nm ³ /ton)
Flux injection rate (kg/min) (Iron oxide+CaO)	90~450 (10~69kg/ton)
Gaseous oxygen ratio (%)	0~40
Dephosphorization time (min)	12~58
Lance diameter (mm)	38.6 (40A), 49.5 (50A)

除滓を行った溶銑，160tonから230tonに対し，気体酸素を酸化鉄および生石灰とともに吹き込んで脱りん処理を実施した。気体酸素流量は3 Nm³/minから20Nm³/min，粉体(酸化鉄，生石灰)の吹き込み速度は90kg/minから450kg/minとした。また(1)式で定義される気体酸素比率，R_{O₂}は0%から40%であった。

$$R_{O_2} = 100w_{O_2} / (w_{O_2} + 0.156w_{i.o}) \dots\dots\dots (1)$$

なお，酸化鉄1 kg/ton-p.は気体酸素0.156Nm³/ton-p.に相当する。ランスは鋼管外周にアルミナ系耐火物を被覆したものをを用い，鋼管内径38.6mm(STPG38, 40A-sch80, 以下40Aランスと称する)，および49.5mm(STPG38, 50A-sch80, 以下50Aランスと称する)の2種類について実験を行った。

脱りん処理の前後に測温とメタルサンプルの採取を行い，メタルサンプルは蛍光X線法による分析を行った。一部のチャージについてはメタルサンプルの化学分析も行った。さらに処理前後のランス長さを測定し，ランスの消耗量を求めた。

3. 実験結果

3・1 気体酸素と酸化鉄同時吹き込みによる温度補償効果

3・1・1 温度補償効果に及ぼす気体酸素比率の影響

(2)式に示すように，脱りん処理中の温度低下量を酸化鉄換算の全酸素原単位(気体酸素+酸化鉄の含有酸素)と生

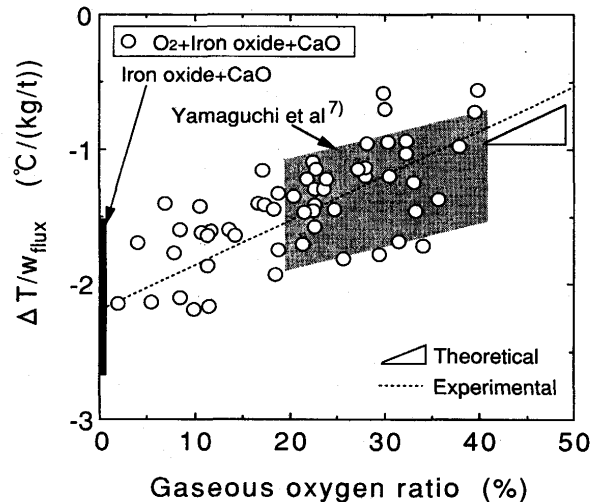


Fig. 2. Relationship between metal temperature change per flux consumption and gaseous oxygen ratio.

石灰原単位との和で除した値を単位脱りんフラックスあたりの温度低下量， $\Delta T/w_f$ (°C/(kg/ton-p.))として定義し，温度補償効果を評価した。

$$\Delta T/w_f = \Delta T / (w_{O_2} / 0.156 + w_{i.o} + w_{CaO}) \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 2に単位脱りんフラックスあたりの温度低下量と気体酸素比率の関係を示す。同一酸素原単位，生石灰原単位のもと，酸化鉄を気体酸素で代替して気体酸素比率を上昇させると，温度低下量は直線的に減少し，酸化鉄を気体酸素で代替することによる温度補償効果が確認された。Fig. 2の関係を気体酸素比率0%から40%の範囲で回帰するとFig. 2中の破線で示す直線が得られた。この回帰式より，水島製鉄所における平均的な脱りん処理(酸化鉄30kg/ton-p.，生石灰13kg/ton-p.)における気体酸素比率1%あたりの温度補償効果を求めると1.44°C/%であった。Fig. 2中には2重管ランス法による山口ら⁷⁾の結果を示すが，今回の実験結果は彼らの結果とほぼ一致しており，単管ランスを用いた本法は，簡便な点でより優れた温度補償プロセスである。

3・1・2 気体酸素と酸化鉄同時吹き込み時の熱バランス

熱バランスは以下の仮定のもとで求めた。[Si]，[Mn]，[P]の酸化発熱量^{8,9)}は処理前後の蛍光X線分析値より得られる酸化量から求め，それ以外の酸素は全て[C]の酸化に消費されるものとした。[C]の酸化はCOまでとし，2次燃焼は考慮していない。酸化鉄は全量がFe₂O₃からFeまで還元されるものとし，スラグ顕熱の計算は，成分としてCaO，SiO₂，MnO，P₂O₅のみ考慮した。排ガスは脱炭反応で生成するCOと搬送ガス中の窒素からなるものとし，その温度は通常の操業実績をもとに処理中の溶銑温度の平均値より200°C低い値とした。結果をFig. 3に示す。入熱量と出熱量は良く一致し，酸化鉄から気体酸素への代替に伴い，主に酸化鉄の分解吸熱量の減少分が溶銑顕熱の増加に寄与している。

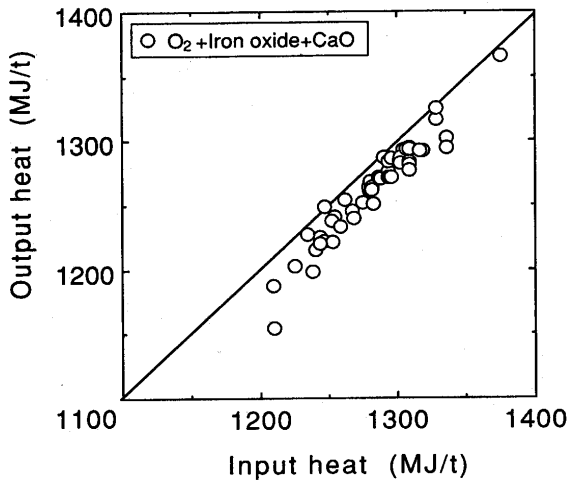


Fig. 3. Comparison of input heat and output heat in the experiments.

Fig. 3 の入熱量と出熱量の差はほぼ一定の値をとり(平均値は19.8MJ), 炉体への放熱に相当する。

Fig. 2 に上記仮定を用い, 水島製鉄所の平均的な脱りん処理条件に対して計算した温度補償効果の傾き(実線三角形)と実験結果の回帰直線(破線)を示す。両者の傾きはほぼ一致しており, 実験結果は理論的に期待される温度補償効果を満足するものと考えられる。またこの結果は気体酸素の吹き込みによりCOの2次燃焼が増加していないことを示しており, 容器耐火物の溶損防止の観点からも良好な結果といえる。

3・2 気体酸素と酸化鉄同時吹き込み時の冶金特性

3・2・1 脱珪酸素効率に及ぼす気体酸素吹き込みの影響

Fig. 4 に脱珪酸素効率と平均[%Si](処理前後の[%Si]の算術平均値)の関係を示す。酸化鉄と生石灰のみの吹き込みの場合(気体酸素比率0%, 図中●印)と, これに気体酸素を混合して吹き込んだ場合(気体酸素比率10%から40%, 図中○印)を比較すると, 平均[%Si]が0.1%以下では両者の間に差異は認められないが, 平均[%Si]が0.1%以上の場合には, 気体酸素の吹き込みによって脱珪酸素効率が向上した。

河内ら¹⁰⁾は気体酸素吹き込みによる溶銑脱珪実験を行い, 脱珪反応は[%Si]=0.1近傍までは酸素供給律速で進むとの結果を得ており, 今回の実験で気体酸素の有無による脱珪反応効率の差異が現れた[%Si]とほぼ対応した。尾野ら¹¹⁾は, 気体酸素吹き込み時のランス出口近傍では, 気体酸素との直接反応により溶銑中の[Si], [Mn], [C], Feが酸化されるとしている。これに対し, 酸化鉄の吹き込みの場合, 酸化反応はFe₂O₃あるいはFeO粒子表面で進行すると推測され, 酸素の供給が酸化鉄内の物質移動によって律速される可能性がある。成田ら¹²⁾は高炉溶銑種での酸化鉄上添加による脱珪において, スラグ中FeO濃度が10%以下での脱珪反応はスラグ側FeOの物質移動律速であるとし, インジェクション法においても脱珪反応速度は大きくなるものの, 依然FeOの供

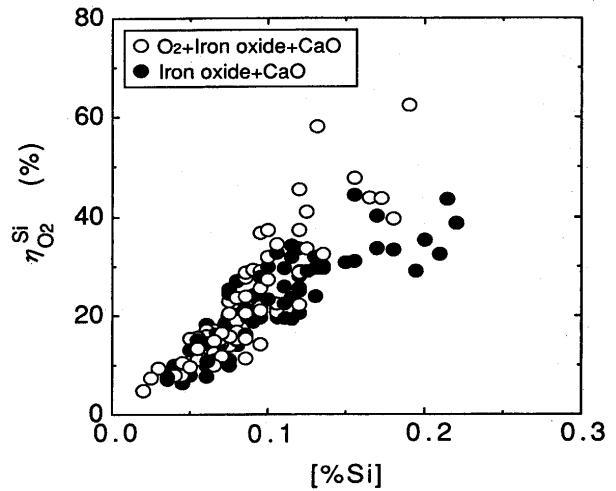


Fig. 4. Relationship between oxygen utilization efficiency for desiliconization and [%Si].

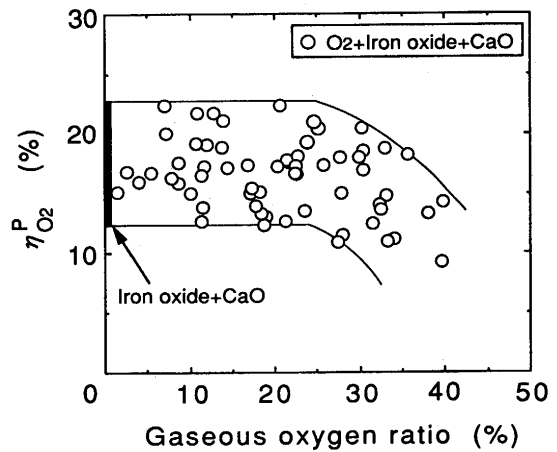


Fig. 5. Relationship between oxygen utilization efficiency for dephosphorization and gaseous oxygen ratio.

給律速の状態にあると報告している。以上の知見より, 脱珪反応が酸素供給律速となる濃度範囲では, 酸化鉄からの酸素供給速度が気体酸素に比較して小さくなるため脱珪反応速度が低下し, 脱珪酸素効率も低下すると考えられる。一方, 脱珪反応が[Si]の物質移動律速で進行する濃度範囲では気体酸素と酸化鉄による脱珪反応速度は等しく, 脱珪酸素効率に差異が認められなくなると考えられる。

3・2・2 脱りん酸素効率に及ぼす気体酸素吹き込みの影響

Fig. 5 に(3)式で定義した脱珪外脱りん酸素効率と気体酸素比率の関係を示す。

$$\eta_{O_2}^P = 9.03([\%P]_i - [\%P]_f) / [w_{O_2} + 0.156w_{i.o} - 7.97([\%Si]_i - [\%Si]_f)] \dots\dots\dots (3)$$

気体酸素比率が25%以下での脱りん酸素効率は, 酸化鉄と生石灰のみの吹き込み(気体酸素比率0%)の場合と同等であるが, 気体酸素比率が25%を越えると脱りん酸素効率が

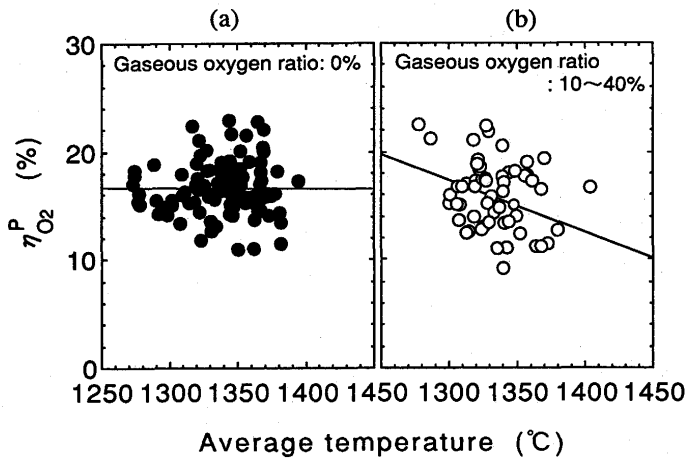


Fig. 6. Relationship between oxygen utilization efficiency for dephosphorization and average hot metal temperature.

低下する傾向が認められた。

熱力学的には低温ほど脱りんが進行することから、気体酸素吹き込みの有無が脱りん特性に影響を及ぼす因子のひとつとして、吹き込み時の溶銑温度の差が挙げられる。従来の報告には、熱力学的関係に従い反応領域の温度の上昇が脱りんを阻害するという知見^{7,13,14}と、反応領域の温度の上昇により生石灰フラックスの滓化が促進され、脱りんを促進させる効果があるとの知見^{4,15}があり、定説は得られていない。Fig. 6には、今回得られたデータの脱珪外脱りん酸素効率と処理中の平均溶銑温度(処理前後の溶銑温度の算術平均値)の関係を示す。酸化鉄と生石灰のみで脱りんを行なった場合(Fig. 6 (a))には脱りん酸素効率と溶銑温度の間に相関は認められない。一方、酸化鉄、生石灰とともに気体酸素を吹き込んだ場合(Fig. 6 (b))には、相関は弱いものの溶銑温度の上昇に伴って脱りん酸素効率が低下する傾向が認められた。気体酸素の吹き込みにより処理中の温度低下が少なく処理中の溶銑温度が高く維持された場合には、火点およびフラックス浮上領域の温度も高い。このため、熱力学的関係に従い火点およびフラックス浮上領域での脱りんが進行しにくくなったものと考えられる。なおこの結果は、火点およびフラックス浮上領域での脱りん反応の寄与が大きいことを定性的に示すものである。

3.3 ランス消耗に及ぼす気体酸素およびフラックス流量の影響

今回の実験では、気体酸素およびフラックス流量により、従来のフラックスのみの吹き込みでは生じなかったランス先端消耗が発生する場所が見られた。脱りん処理中のフラックス流量の平均値と気体酸素流量の平均値の比、 Q_f/Q_{O_2} とランス消耗速度の関係をFig. 7 (a), (b)に示す。(a), (b)はそれぞれ40A, および50Aランスの結果である。40A, 50Aランスともに、ランス消耗速度と Q_f/Q_{O_2} の間には相関があり、 Q_f/Q_{O_2} が小さくなる、すなわち気体酸素比率の増加に

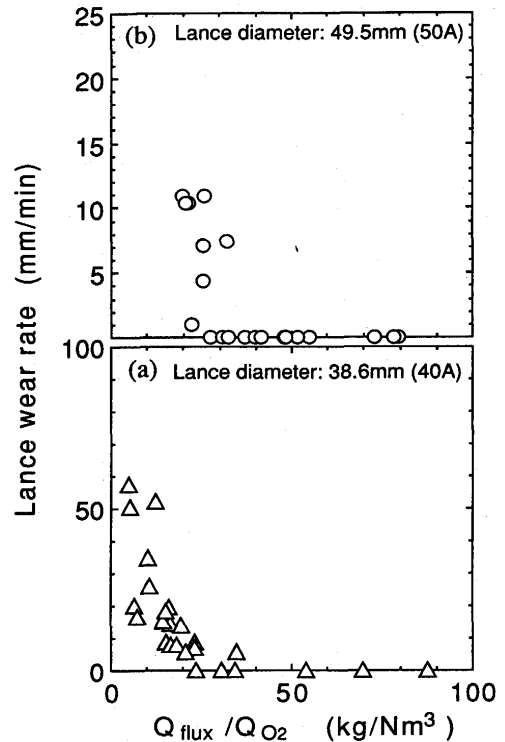


Fig. 7. Relationship between lance wear rate and Q_{flux}/Q_{O_2} .

伴いランス消耗速度は増加することがわかる。 $Q_f/Q_{O_2} > 30$ kg/Nm^3 ではランス先端の消耗はほとんど認められなかったが、 $Q_f/Q_{O_2} \leq 30$ kg/Nm^3 になるとランス消耗が進行し、 Q_f/Q_{O_2} の低下とともにランス消耗速度は著しく増加した。 $Q_f/Q_{O_2} \geq 30$ kg/Nm^3 の範囲でのランス消耗速度は最大8 mm/minであったが、ランス消耗量500mmをランス交換の目安とすれば、平均処理時間25minでランスは3回以上の連続使用が可能である。従って単管の消耗式ランスでも実用的な気体酸素比率の範囲で操業が可能となる。

4. 考察

4.1 指標によるランスへの熱負荷の評価

3.3で示した結果は、吹き込み条件によってランス先端に作用する熱負荷が変化することを示すものと考えられる。ランス先端は、外面から火点温度の溶銑により加熱され、ランス内部の流体により冷却されている系とみなせる。そこで外面からの入熱項として火点温度を、内面からの抜熱項としてランス管内の熱伝達係数を操業条件の関数として与え指標化すれば、簡便に上記の影響が評価できると考えた。熱伝達係数の算出には固気2相流の管内強制対流熱伝達係数の算出式である(4)式¹⁶⁾を用いた。

$$h = 1.163 C_P \mu / D_F (\rho_B / \rho_P)^{0.3} \times (u_i / g D_P)^{0.21} \dots\dots\dots (4)$$

$$\rho_B = (1 + S/G) \rho_P / (\rho_P + \rho \cdot S/G) \dots\dots\dots (5)$$

火点温度を正確に求めることは困難であるので、(6)式のように指数化した。

$$T^* = \{ T_{m,i} + t/WC_P^m (-\Delta H_1 \cdot Q_{O_2}/22.4 - \alpha \Delta H_2 \cdot Q_{I.o}/M_{I.o} - 1325Q_{I.o}C_P^{1.0} - 1325Q_{CaO}C_P^{CaO}) \} / T_0 \dots\dots\dots (6)$$

()内第1項は、気体酸素は吹き込んだ全量がFeO(s)を生成する際の反応熱¹⁷⁾、第2項は吹き込んだ酸化鉄中のFe₂O₃(s)が全てFeO(s)に分解する際の分解熱¹⁷⁾、第3項および第4項は吹き込んだ酸化鉄、生石灰の全量が25°Cから1350°Cまで温度上昇するに必要な熱量に相当する。今回は、これらがトピード・カー内の溶銑全量の温度変化に寄与するとした。以上の関係を用いて、ランスへの熱負荷を表す指標、TLIを(7)式で定義する。

$$TLI = T^*/h \dots\dots\dots (7)$$

TLIの値が大きいほどランスの蓄熱量が増加する、すなわちランスへの熱負荷が大きくなることを示す。なお、実際には管内の熱伝達係数が小さくなると火点温度は小さくなり、熱伝達係数が大きくなると火点温度は大きくなる関係にあるが、ランスの体積に比較して火点の体積は極めて大きく、火点から溶銑バルクへの伝熱は速やかであると仮定し、ランス管内でのガス、粉体の温度上昇が火点温度に及ぼす影響は無視した。

各実験チャージの操作条件からTLIの値を求め、ランス消耗速度とTLIの関係を示したのがFig. 8である。なおTLIの計算にあたっては、後述するようにランスパイプ内の粉体は重力により下方に偏流しているものとし、D_p=5.0×10⁻⁵m、ρ_p=4.5×10³kg/m³、u_t=5m/sとした。hはランス消耗量の測定間隔毎の気体酸素およびフラックスの平均吹き込み速度から計算し、440W/m²Kから771W/m²Kの範囲で変化した。Fig. 8は処理中の粉体吹き込み速度の変動に起因すると考えられるばらつきはあるが、TLIとランス消耗速度は相関を示し、TLIがランス消耗の指標として使用できること

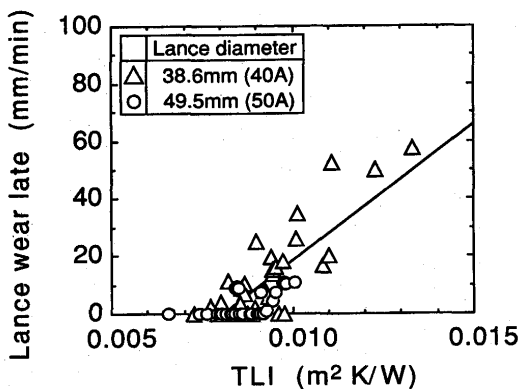


Fig. 8. Relationship between lance wear rate and TLI.

がわかる。

4・2 ランスへの熱負荷を示す指標に基づいたランス消耗低減法の検討

今回の実験では、斜め下向きに浸漬されたランスの先端上面部から消耗が進行した。ランス上面部は、気体および粉体の吹き込みで誘起される溶銑流動により、高温の溶銑が衝突する状態にあるとともに、ランスの抜熱に寄与する粉体が、重力により鋼管内下部に偏流しているものと推察される。このようにランス上面部は下面部に比較して熱負荷が大きい状態にあり、消耗が進行しやすい。また一旦ランス上面部の消耗が生じると、ランスの比表面積が増大するため、消耗がさらに加速して進行するものと予想される。従って粉体の下部への偏流を防止し、ランス上面部の抜熱能を向上させることによりランス消耗が低減できるものと考えられる。

ランスパイプ内で粉体の偏流がある場合と、ランスパイプ内を粉体が均一に流れる場合について、ランス上面部のTLI値を推算した。粉体の偏流がある場合には、森川ら¹⁸⁾が測定した固気2相流の水平管内の粉体濃度分布の結果をもとに、管軸を通る鉛直線方向の粉体濃度を(8)式で仮定した。

$$\eta = -0.6 \log(\rho_{KF}/\rho_{KF0}) + 0.4 \dots\dots\dots (8)$$

(8)式の0 ≤ η ≤ 0.5の積分値と0.5 ≤ η ≤ 1.0の積分値の比から、管軸を通る水平線より上方の半円に全粉体流量の27%、下方に73%が、それぞれ半円内を均一に流れるものと仮定した。計算は酸化鉄30kg/ton-p.、生石灰13kg/ton-p.をベースに、気体酸素比率を0%から50%に変化させて行った。またランス径は50A、処理時間25min、処理前溶銑温度1380°Cとした。なお上記条件で気体酸素比率を0%から50%に増加させた時のランス上面部のhは、736W/m²Kから490W/m²Kと0.67倍に減少する。一方気体酸素比率30%でのランス上面部および下面部でのhはそれぞれ、554W/m²K、721W/m²Kであり、上面のhは下面の0.77倍と粉体の偏流が

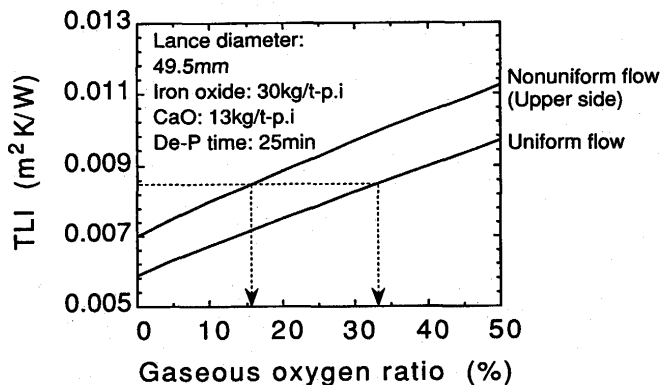


Fig. 9. Comparison of TLI value of nonuniform flux flow with uniform flux flow.

hに及ぼす影響は大きい。

計算結果をFig. 9に示す。粉体濃度の均一化によりランス上面部のTLI値は小さくなり、偏流を仮定した場合に比較して $1.2 \times 10^{-3} \text{m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$ から $1.6 \times 10^{-3} \text{m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$ の差が生じた。Fig. 8に示したランス消耗速度とTLIの関係に対し一次の回帰を行った際のx軸切片におけるTLI値は $8.5 \times 10^{-3} (\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$ であった。この値をランス消耗が開始する臨界TLI値とすると、気体酸素比率16%がランス消耗開始の条件に相当する。これに対し、管内の粉体濃度が均一化されればランス消耗開始の気体酸素比率は33%まで上昇するものと予想される。

5. 結言

単管ランスによる気体酸素、酸化鉄同時吹き込みによる溶銑脱りん法を開発した。200tonトピード・カーによる実機実験の結果、以下の知見を得た。

(1) 酸化鉄から気体酸素への代替による温度補償効果は、水島製鉄所の平均的な脱りん処理条件において気体酸素比率1%あたり 1.44°C であった。

(2) 気体酸素と酸化鉄の同時吹き込み時の脱珪酸素効率は酸化鉄のみの場合と比較して、 $[\% \text{Si}] \geq 0.1$ では向上、 $[\% \text{Si}] < 0.1$ では同等であった。脱りん酸素効率は気体酸素比率25%以内では酸化鉄のみの場合と同等であるが、25%を越えると低下した。

(3) 気体酸素比率20%から25%でのランスの連続使用回数は3回以上であり、実用化可能なレベルに達した。また、ランスへの熱負荷を示す指標(TLI)により、ランス内での粉体の下方への偏流を防止すれば、さらにランス消耗が抑制可能であることを示した。

記号

C_p^f : フラックス粒子の比熱(J/(kg·K))
 C_p^{gas} : 気体の比熱(J/(kg·K))
 C_p^m : 溶銑の比熱(J/(kg·K))
 C_p^{FeO} : 酸化鉄の比熱(J/(kg·K))
 C_p^{CaO} : 生石灰の比熱(J/(kg·K))
 D_p : フラックス粒子径(m)
 G : 気体質量流束(kg/(m²·s))
 M_{FeO} : Fe₂O₃の分子量(kg/kg-mol)

Q_{O_2} : 気体酸素流量(Nm³/min)
 Q_f : フラックス流量(kg/min)
 Q_{FeO} : 酸化鉄流量(kg/min)
 Q_{CaO} : 生石灰流量(kg/min)
 R_{O_2} : 気体酸素比率(%)
 S : フラックス粒子質量流束(kg/(m²·s))
 T_0 : 常温(K)
 $T_{m,i}$: 処理前溶銑温度(K)
 W : 溶銑質量(ton)
 g : 重力加速度(m/s²)
 h : 固気2相流による管内強制対流熱伝達係数(W/(m²·K))
 u_t : フラックス粒子終末速度(m/s)
 w_{O_2} : 気体酸素原単位(Nm³/ton-p.)
 w_{FeO} : 酸化鉄原単位(kg/ton-p.)
 w_{CaO} : 生石灰原単位(kg/ton-p.)
 ΔH_1 : O₂ + 2Fe = 2FeO(s)の反応熱(kJ/kmol-O₂)
 ΔH_2 : Fe₂O₃(s) = 2FeO(s) + 1/2O₂の分解熱(kJ/kmol-Fe₂O₃)
 ΔT : 処理中溶銑温度低下量(°C)
 α : 酸化鉄中Fe₂O₃含有率(-)
 μ : 気体の粘度(kg/(m·s))
 ρ : 気体密度(kg/m³)
 ρ_B : 層密度(kg/m³)
 ρ_p : フラックス粒子密度(kg/m³)
 ρ_{KF} : フラックス粒子分散密度(kg/m³)
 ρ_{KF0} : 平均フラックス粒子密度(kg/m³)
 η : 水平管の管軸を通る鉛直線方向の無次元距離(-)

文 献

- 佐藤秀樹：第143・144回西山記念講座，日本鉄鋼協会，(1992)，73.
- 水藤政人，大宮 茂，武 英雄，日和佐章一，岩永侑輔：鉄と鋼，73 (1987)，S273.
- 鍋島裕樹，山田純夫，田村 望，清水益人，加藤嘉英：材料とプロセス，1 (1988)，1147.
- 佐藤宣雄，井下 力，迫村良一，鐘ヶ江繁光，田島裕一郎，井上英二：鉄と鋼，72 (1986)，S208.
- 中村皓一，鶴岡重男，木下潤一，山本誠司，黒崎将夫，相田英二：材料とプロセス，3 (1990)，1078.
- 桑原達朗，稲葉東實，吉田基樹，金子敏行，伊美哲生，溝口庄三：鉄と鋼，68 (1982)，S964.
- 山口 悟，黒崎将夫，鶴岡重男：鉄と鋼，73 (1987)，S884.
- 鉄鋼熱計算用数値，日本学術振興会，日本鉄鋼協会編，(1966)，32.
- W.J.Slatosky：Trans. Metall. Soc of AIME，221 (1961)，118.
- 河内雄二，前出弘文，神坂栄治，佐藤信吾，井上 隆，名木 稔：鉄と鋼，69 (1983)，1730.
- 尾野 均，梶井為則，森 久：鉄と鋼，69 (1983)，1763.
- 成田貴一，牧野武久，松本 洋，彦坂明秀，勝田順一郎：鉄と鋼，69 (1983)，1722.
- 金子敏行，溝口庄三：鉄と鋼，68 (1982)，S963.
- 岩谷麗司，富田健司，山本誠司：材料とプロセス，6 (1993)，1072.
- 尾野 均，梶井為則，森 久：鉄と鋼，71 (1985)，1125.
- C.Y.Wen and C.O.Miller：Ind. Eng. Chem.，53 (1961)，51.
- 冶金物理化学，日本金属学会編，(1982)，65.
- 森川敏信，辻 裕，田中敏嗣：日本機械学会論文集，51-467 (1985)，2321.