

© 1989 ISIJ

技術報告

# 排ガス分析情報による底吹き転炉の脱炭 反応速度の推定とその吹錬終点制御、 ガス回収技術への適用

別所 永康\*・竹内 秀次\*・藤井 徹也\*<sup>2</sup>  
中西 恭二\*<sup>2</sup>・馬田 一\*<sup>3</sup>・森 淳\*<sup>4</sup>

Quantitative Understanding of Decarburization Rate in Bottom Blowing Converter by Waste Gas Analysis and Its Application to End Point Control and Waste Gas Recovery

Nagayasu BESSHO, Shuji TAKEUCHI, Tetsuya FUJII,  
Kyoji NAKANISHI, Hajime BADA and Jun MORI

## Synopsis :

The decarburization rate in the 230t bottom blowing converter was studied by using a mass spectrometer in order to predict the final carbon content in the bath and to achieve an efficient recovery of the off-gas. The followings are the major remarks obtained :

- (1) The fraction of oxygen which reacts with carbon in the bath ( $\eta$ ) depends on the silicon content in the steel. The value of  $\eta$  keeps 100% during the decarburization period, but begins to decrease at the final stage of blowing, and indicates about 15% at the carbon content of 0.045%.
- (2) When the iron ore reacts with carbon in the bath, time lag is observed, but the decarburization efficiency of oxygen in iron ore is the same as that of the oxygen gas blown.
- (3) Using the waste gas analysis system, the end point carbon was predicted within the accuracy of  $\pm 0.018\%$ .
- (4) The volume and compositions of waste gas evolved from the bath can be predicted with the decarburization model, and it is possible to form the inert gas layer more stably and more rapidly and to extend the time of gas recovery.

Key words : steelmaking ; process control ; sensor ; bottom blowing converter ; decarburization ; end point control ; off gas ; mass spectrometer.

## 1. 緒 言

現在、転炉製鋼部門においては、省エネルギーとコストの削減の観点から、転炉吹錬の終点制御精度の向上、転炉排ガス回収効率の向上が重要な課題となつている。転炉吹錬の終点制御法として、吹錬末期にセンサーランスを用い、鋼浴の炭素濃度と温度を測定し、吹止めに至るまでの吹錬軌跡を脱炭、昇温モデル式にて予測して吹き止める方法が広く採用されている。とくに、底吹きガスによる攪拌機能を有する転炉においては、鋼浴成分お

よび温度の均一化が促進されるため、鋼浴炭素濃度と温度の同時適中率は極めて高いものとなつている。しかし、終点C濃度が0.10%以上の中炭素や高炭素領域での同時適中率の向上や吹止めP濃度推定のためのスラグ酸素量の評価法の確立など、いまだ終点制御法に関して開発の余地が残されている。一方、転炉の排ガス回収に関しても、炉内ガスの炉口燃焼率の低減や排ガスの回収と放散の時期の早期判定など、回収効率向上のための検討課題が残されている。

今後、より高度な転炉の吹錬制御法を確立するには、

昭和54年10月本会講演大会にて発表 昭和63年3月7日受付 (Received Mar. 7, 1988)

\* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

\*<sup>2</sup> 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

\*<sup>4</sup> 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

炉内情報を迅速，正確に，かつ連続的に検知しうるセンサーが必要とされている。こうした要求に対処すべく，本報では，質量分析計を用いた排ガス分析システム（以降，質量分析法と称す。）を千葉3製鋼 Q-BOP 2号転炉に設置し，底吹き転炉内の脱炭反応挙動を解明するとともに，本システムの転炉終点制御法と排ガス回収法への適用性について検討した。

## 2. 質量分析法の原理および特徴

従来の転炉排ガス分析法を Fig. 1 に従い説明する。回収あるいは，放散中の排ガス流量は，サチュレーター以降で水蒸気飽和状態でベンチュリー式流量計を用いて測定される。排ガス組成は，炉頂に設置した赤外分光計で CO, CO<sub>2</sub> 濃度を，熱伝導度計で H<sub>2</sub> 濃度を，IDF 以降に備えた磁気式分析計により O<sub>2</sub> 濃度を，おのおの測定している。質量分析法の原理を Fig. 2 に示す。質量分析法とは，Ar, He 等の炉内反応に対して不活性なガスをトレーサーとし，ガス系の物質収支式から排ガス流量を決定するものである。Ar トレーサー法を例にとる

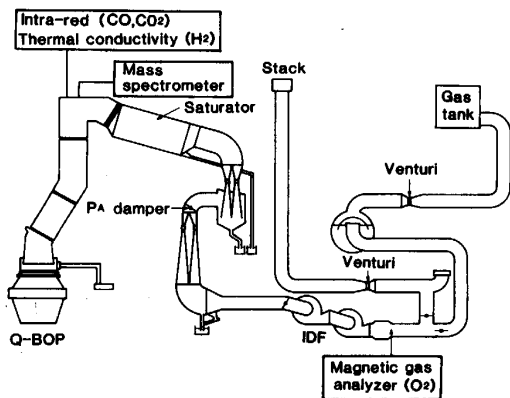


Fig. 1. Waste gas analysis and recovery system installed at Q-BOP.

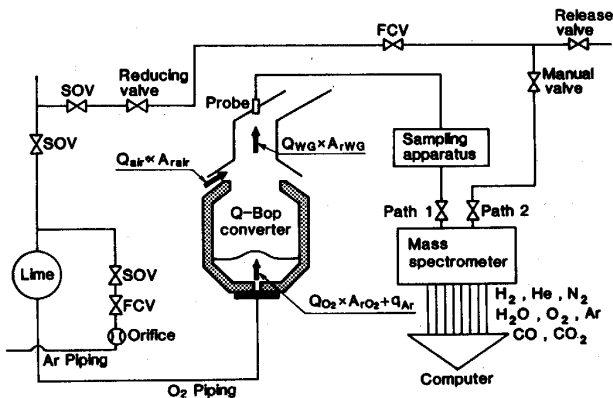


Fig. 2. Installation of waste gas analysis and argon injection system with mass spectrometer.

と，吹込みガス，吹錬酸素，混入空気中の Ar を炉内への Ar インプット源とし，煙道内の排ガス組成を質量分析計で測定し，Ar 濃度の希釈度より排ガス流量を計算する。ついで，排ガス組成と流量から，鋼浴脱炭速度やスラグ中への酸素吸収速度などを時々刻々評価する。

質量分析法の特長を従来法と比較し，以下に示す。

1) 転炉排ガスの一部がスカートと炉口間より流出した場合，ベンチュリー流量計では煙道内を通過する流量のみしか測定できない。質量分析法では，Ar 濃度の希釈度より流量を計算するため，流出分を加味した排ガス全流量の測定が可能である。

2) 排ガス分析から鋼浴の脱炭速度を評価する場合，従来法では，標準状態の乾燥排ガス流量を得るために，圧力，湿度，温度補正を行う必要があり，排ガス流量測定の見誤差原因となるが，質量分析法ではこうした補正は不要である<sup>1)</sup>。

3) 従来法では，排ガスの流量と組成の測定に関して位置，方法が異なるために，両者の遅れ時間が同一ではなく，脱炭速度などの演算を行う場合，同位相に合わせる必要がある。質量分析法では，両者の遅れ時間は等しくて演算の精度に優れる。

4) 1台の質量分析計で，多成分のガスの同時分析が可能であり，分析計本体の応答速度が1s程度と速い。

## 3. 質量分析法の設備概要

本章では，千葉3製鋼 230 tQ-BOP 転炉に設置した質量分析法の設備概要を述べる。

### 3.1 質量分析計

本実験で用いた質量分析計は，PERKIN-ELMER 社製 MGA 1200 で偏向磁場型である。

質量分析計は四つのサンプリングパスを有し，H<sub>2</sub>, He, N<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O, CO, O<sub>2</sub>, Ar, CO<sub>2</sub> の8成分の同時連続分析が可能である。分析計の主仕様と各ガス成分の測定範囲を Table 1 に示す。本実験では，パス1で排ガス分

Table 1. Main specifications of mass spectrometer.

Accuracy of analysis	±0.1% (vs. Full scale)							
Flow rate of sample gas	210~1 000 cc/min							
Pressure of sample gas	760 mmHg±20%							
Temperature of sample gas	20~130°C							
Measuring range (%)								
	H <sub>2</sub>	He	N <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> O	CO	O <sub>2</sub>	Ar	CO <sub>2</sub>
Path 1	20	2	100	10	100	20	2	100
Path 2	20	2	20	10	100	100	2	20

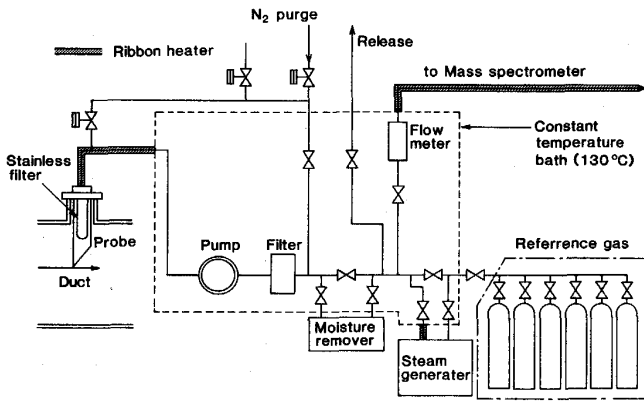


Fig. 3. Schematic view of waste gas sampling system.

析を、パス2で吹錬酸素の分析を行うものとした。

3.2 排ガスサンプリング装置

排ガスサンプリング装置の詳細を Fig. 3 に示す。ステンレスフィルター (10 μm) を内蔵したプローブを介して、炉頂煙道ガスを所定量サンプリングする。排ガス中の H<sub>2</sub>O 濃度測定も可能なように、サンプリング導管をリボンヒーターで加熱し、サンプリング装置内を 130°C の恒温槽としている。また、サンプリングされた排ガス中の H<sub>2</sub>O 分の除去を行う場合は、電子クーラーを経由して排ガスを質量分析計に送入する。各ガス成分の校正のために 6 本の標準ガスボンベと水蒸気発生装置を有している。なお、サンプリング導管の配管径は、プローブから分析計までの排ガスの輸送時間を最短にすべく、配管抵抗計算に基づいて 8 mmφ を選定した。排ガスの分析遅れ時間は、炉内からサンプリング系を経て分析に要する時間にして 10 s であった。

3.3 質量分析法の設備構成

質量分析法の Ar ガス注入、酸素サンプリング、排ガスサンプリングの配管系統図を Fig. 2 に示す。Ar ガスは、煙道内での濃度の不均一化を防ぐために吹錬酸素配管中に注入するものとした。吹込み Ar ガス流量  $q_{Ar}$  は、4.5~5.0 Nm<sup>3</sup>/min とした。吹錬酸素の分析は、排ガス流量計算の精度を高める意味から、各ヒートごとに吹錬開始直前とサブランス測定直前の 2 回実施した。

3.4 排ガスデータ演算システム

質量分析計からの排ガス分析値信号、送酸速度、プロパン流量、副原料 (鉄鉱石、石灰、蛍石等) 投入速度などの吹錬実績データに基づき、吹錬期間中、2 s ごとに以下の項目の計算を行う。

(1) 排ガス流量の計算

排ガス流量  $Q_{WG}$  (Nm<sup>3</sup>/min) および、炉口からの混

入空気流量  $Q_{air}$  (Nm<sup>3</sup>/min) は、炉内の N<sub>2</sub> と Ar の物質収支から、(1), (2)式にて与えられる。

$$Q_{WG} = (100 \cdot q_{Ar} \cdot N_{2air} + Q_{O_2} \cdot Ar_{O_2} \cdot N_{2air} - Ar_{air} \cdot Q_{O_2} \cdot N_{2O_2} - Ar_{air} \cdot Q_p \cdot 100) / (N_{2air} \cdot Ar_{WG} - Ar_{air} \cdot N_{2WG}) \dots (1)$$

$$Q_{air} = (Q_{WG} \cdot N_{2WG} - Q_{O_2} \cdot N_{2O_2} - Q_p \cdot 100) / N_{2air} \dots (2)$$

ここで  $Ar_{WG}$ ,  $N_{2WG}$  は、排ガス中の Ar, N<sub>2</sub> 濃度 (%),  $Ar_{O_2}$ ,  $N_{2O_2}$ ,  $Ar_{air}$ ,  $N_{2air}$  は吹錬酸素中、空气中 Ar, N<sub>2</sub> 濃度 (%),  $Q_{O_2}$ ,  $Q_p$  は吹錬酸素流量、パージ N<sub>2</sub> 流量 (Nm<sup>3</sup>/min) である。

(2) 脱炭速度の計算

鋼浴脱炭速度  $dC/dt$  (kgC/min), および脱炭酸素効率  $\eta$  (%) の計算は (3), (4)式で行った。

$$dC/dt = 12 \cdot Q_{WG} \cdot (CO_{WG} + CO_{2WG}) / 2240 - 36 \cdot Q_{C_3H_8} / 22.4 \dots (3)$$

$$\eta = \{ Q_{WG} (CO_{WG} + CO_{2WG}) - 300 Q_{C_3H_8} \} / 2(Q_{O_2} + S_{O_2} - 1.5 Q_{C_3H_8}) \dots (4)$$

ここで、 $CO_{WG}$ ,  $CO_{2WG}$  は排ガス中の CO, CO<sub>2</sub> 濃度 (%),  $Q_{C_3H_8}$  はプロパン流量 (Nm<sup>3</sup>/min),  $S_{O_2}$  は副原料中の固体酸素の供給速度 (Nm<sup>3</sup>/min) である。鋼浴 C 濃度の時間推移は、基準 C 濃度を溶銑 C 濃度  $C_{HM}$  (%) あるいはセンサーランス測定 C 濃度  $C_{SL}$  (%) とした場合、それぞれ (5), (6)式で求められる。

$$C(t) = \{ 10 \cdot W_{HM} \cdot C_{HM} - \Delta C_0^t(t) \} / (10 \cdot W_{ST}) \dots (5)$$

$$C(t) = C_{SL} - \Delta C_{SL}^t(t) / (10 \cdot W_{ST}) \dots (6)$$

ここで  $\Delta C_0^t(t)$  (kgC) は吹錬開始からセンサーランス測定間の任意時刻  $t$  における吹錬開始からの積算脱炭量であり、 $\Delta C_{SL}^t(t)$  (kgC) はセンサーランス測定から吹錬終了間の任意時刻  $t$  におけるセンサーランス測定からの積算脱炭量である。 $W_{HM}$ ,  $W_{ST}$  は、溶銑、溶鋼重量 (t) である。

以上、本報で使用した質量分析法の設備概要について述べた。質量分析計を転炉の排ガス分析に利用した従来の研究<sup>1)3)~6)</sup>を本法と比較する。本法の特長は以下のように要約される。①排ガス煙道内での Ar 濃度の不均一分布を防止し、かつ排ガス流量の測定精度をあげるべく、底吹酸素配管内に所定量の Ar ガスを注入し、トレーサーとしての Ar ガスの濃度を増加させている。②排ガス中の H<sub>2</sub>O 分析が可能である。底吹転炉では、保護ガスとして、羽口外管に炭化水素を利用しているため、炉内での酸素バランス、水素バランスをとるうえで、排ガス中の H<sub>2</sub>O 分析が必要となる。

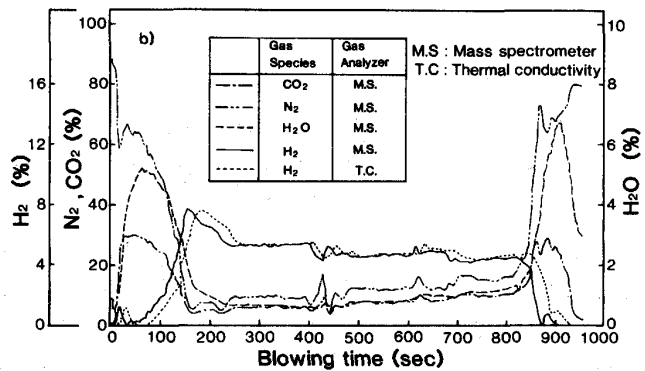
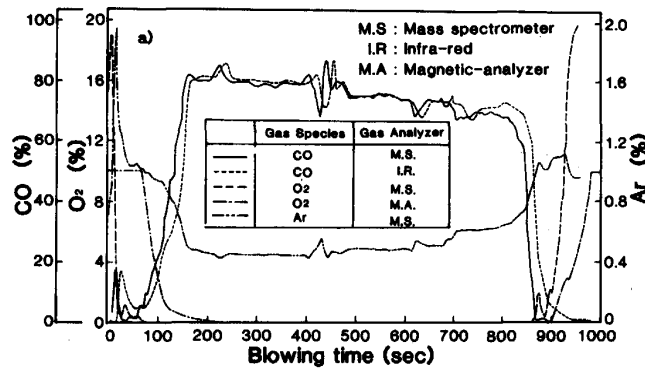
### 4. 排ガス成分, 排ガス流量の経時変化

#### 4.1 排ガス成分の経時変化

排ガス分析実験ヒートの主な吹錬条件を Table 2 に示す. 質量分析計で得られた排ガス成分の経時変化を Fig. 4 a), b) に示す. Fig. 4 a) には赤外分光計 (CO) と磁気風式分析計 (O<sub>2</sub>) の分析値を, Fig. 4 b) には熱伝導度計 (H<sub>2</sub>) の分析値を質量分析計の分析値と比較して示した. なお, この場合の Ar 吹込み流量  $q_{Ar}$  は 4.5 Nm<sup>3</sup>/min であった. 質量分析計の値は従来の分析計の値と良好な対応が見られる. ただし, サンプリング位置, サンプリング系および, 分析計自身の応答速度の差などのために質量分析計では CO, H<sub>2</sub> 値に関して 18 s, O<sub>2</sub> 値に関して 80 s 分析の遅れ時間が短縮されている.

Table 2. Operational conditions of Q-BOP blowing during the experiments of waste gas analysis.

Chemical compositions of hot metal	C/4.3 ~ 4.5%, Si/0.10 ~ 0.75%, Mn/0.24 ~ 0.70%, P/0.05 ~ 0.13%, S/0.01~0.05%
Hot metal ratio	100%
Oxygen flow rate	$Q_{O_2}$ =560~820 Nm <sup>3</sup> /min



a) CO, O<sub>2</sub>, Ar in waste gas  
b) CO<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O, H<sub>2</sub> in waste gas

Fig. 4. Change of waste gas compositions with time during the blowing.

CO 濃度は脱炭最盛期で 80 % 以上の高値を示す. O<sub>2</sub> 濃度は, 混入空気の多い吹錬初期と末期には 10 % 以上の値を示すが, 脱炭最盛期には 0 % となる. Ar 濃度は吹錬初期では 1.6 % 以上であり, 吹錬末期には 1.2 % と高い値を示すが, 吹錬中期では, 混入空気量がわずかなため, 0.4~0.5 % の値を示す. CO<sub>2</sub> 濃度は吹錬初期, 末期には 20~30 % の値をとるが, 脱炭最盛期には約 5 % と低下し, 炉口での燃焼率が小さいことがわかる. N<sub>2</sub> 濃度は, 吹錬初期と末期には 60 % 以上の値を示すが, 脱炭最盛期には 5 % と低値となる. H<sub>2</sub> 濃度は吹錬初期と末期には 1 % 以下の値であるが, 脱炭最盛期には 5~6 % と高値を示す. 炉内への H<sub>2</sub> 供給源として, 羽口冷却用の C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>, および副原料中の H<sub>2</sub>O 分がある. H<sub>2</sub>O 濃度は, 吹錬初期と末期に 5~7 % と高く, 脱炭最盛期には 1 % 以下に低下する.

#### 4.2 排ガス流量および混入空気流量の経時変化

(1), (2)式より求めた吹錬中の排ガス流量と混入空気流量の経時変化を Fig. 5 に示す. 排ガス流量は, 排ガス回収前後に 2500 Nm<sup>3</sup>/min 以上となるが, 排ガス回収中は 1500~2000 Nm<sup>3</sup>/min の値を示す. 混入空気量は, 排ガス回収前後に 2000 Nm<sup>3</sup>/min 以上となるが, 排ガス回収中は 400 Nm<sup>3</sup>/min 以下と低値を示す.

### 5. 炉内脱炭反応挙動の解明

(3), (4)式より求めた鋼浴脱炭速度  $dC/dt$ , 脱炭酸素効率  $\eta$  の経時変化を Fig. 6 に示す. 脱珪が終了する吹錬開始 300 s から 800 s までの脱炭最盛期には  $\eta$  は 100 % 近い値を示し, 質量分析法は炉内の物質収支を正確に評価可能なことがわかる. 鉄鉱石中の固体酸素は気体酸素と同様の反応効率を示すが, 鉄鉱石投入の開始あるいは終了時に脱炭酸素効率に谷あるいは山のピーク

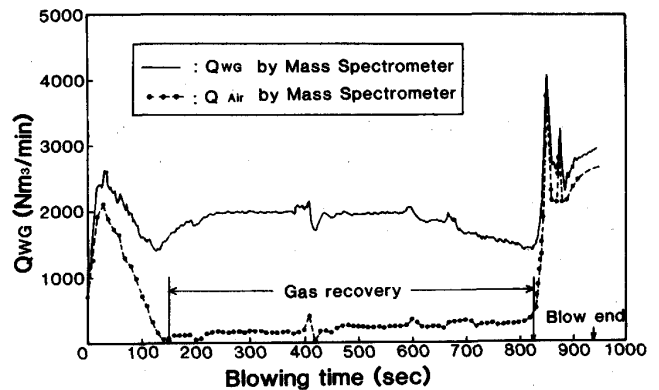


Fig. 5. Change of waste gas flow rate and air flow rate sucked at the mouth of converter during the blowing.

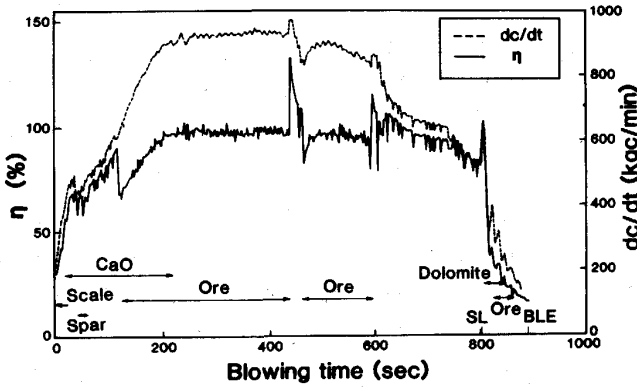


Fig. 6. Change of decarburization rate and the fraction of oxygen reacted with carbon during the blowing.

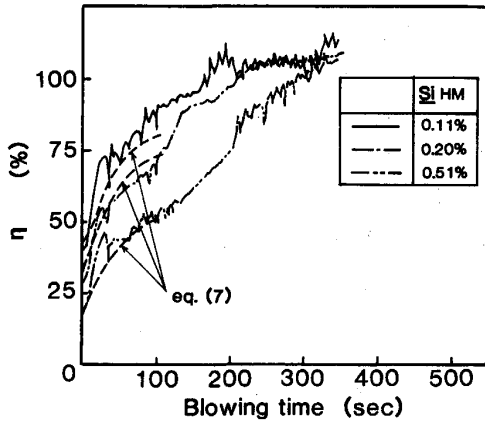


Fig. 7. Change of the fraction of oxygen reacted with carbon during the initial stage of blowing.

が見られ、鉄鉱石の分解反応の遅れを示している。鉄鉱石の分解反応の遅れは、吹錬初期では80s脱炭最盛期には16~24s程度である。

吹錬初期における脱炭酸素効率の経時変化を溶銑Si濃度  $Si_{HM}$  (%) 別に Fig. 7 に示す。これより、吹錬開始から200s間では  $Si_{HM}$  が高いほど  $\eta$  は小さい値をとるが、300s以降は  $Si_{HM}$  によらず100%の値を示す。 $Si_{HM}$  と吹錬開始0, 50, 100sの脱炭酸素効率  $\eta_0, \eta_{50}, \eta_{100}$  (%) との関係を図. 8 に示す。各時刻の  $\eta$  値は  $Si_{HM}$  と密接な関係にあり、 $\eta$  を吹錬時刻  $t$  の2次関数で近似すると(7)式が得られる。

$$\eta = (-5.01 \times 10^{-3} + 3.86 \times 10^{-3} Si_{HM}) \cdot t^2 + (0.967 - 0.652 Si_{HM}) \cdot t + (39.73 - 42.63 Si_{HM}) \dots \dots \dots (7)$$

(7)式の計算値を Fig. 7, Fig. 8 に示すが、 $\eta$  の測定値と良く対応している。脱珪期における脱炭酸素効率と溶銑Si濃度の関係は、従来定性的に論じられていたが、排ガス分析の連続情報より定量的な知見を得ること

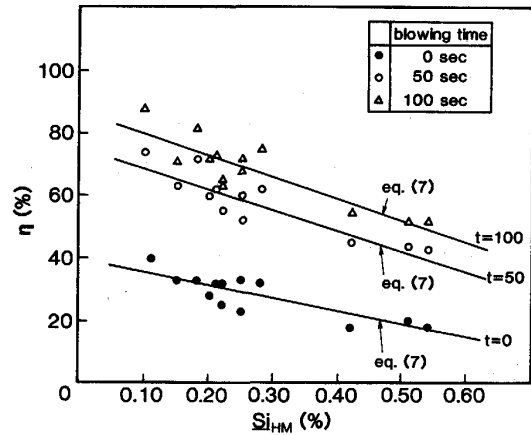


Fig. 8. Influence of silicon content in hot metal on the fraction of oxygen reacted with carbon during the initial stage of blowing.

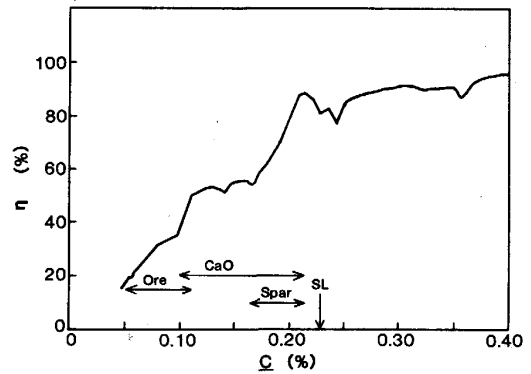


Fig. 9. Fraction of oxygen reacted with carbon as a function of carbon content in the bath during the final stage of blowing.

ができた。

吹錬末期の脱炭酸素効率と鋼浴C濃度の関係を Fig. 9 に示す。ここで鋼浴C濃度は(6)式より求めた。脱炭酸素効率が急激に低下しはじめる ( $\eta$  が80%以下になる。) 脱炭速度遷移点に相当する鋼浴C濃度  $C_{cr}$  は底吹き転炉の場合0.20%程度であり、LD転炉の  $C_{cr} \approx 0.5\%^{7)}$  と比較して、極めて低い値を示している。脱炭速度遷移点は脱炭反応が酸素供給律速から鋼浴のCの拡散律速に移行する点であり、底吹き転炉の  $C_{cr}$  が低いのは鋼浴の攪拌強度が大きく、鋼浴のCの物質移動の容量係数が増大するためと考えられる。吹止め時の炭素濃度  $C_f$  が0.045%においても  $\eta$  は約15%の値を示す。上吹き転炉の場合、 $\eta$  は炭素濃度0.045%において約5%と推定される<sup>7)</sup>。

### 6. 転炉終点制御への適用

質量分析法の転炉終点制御への適用性について検討した。著者らは吹錬末期のセンサーランス測定以降の終点予測式として以下のモデル式を提案した<sup>8)9)</sup>。

①脱炭モデル式

$$-dC/dO_2 = \{ (1.555 W_{SL}/C^2)(\beta/\alpha) + 9.33 W_{ST} \}^{-1} \dots\dots\dots (8)$$

ここで  $W_{SL}$  はスラグ重量 (t),  $\beta/\alpha$  はパラメーターである。

②昇温モデル式

$$\Delta T = A \cdot \Delta O_2 / W_{CH} + B(C, C_{SL}) + D(\Delta W_{ore}, \Delta W_{CaO}) \dots\dots\dots (9)$$

ここで  $\Delta T$ ,  $\Delta O_2$ ,  $\Delta W_{ore}$ ,  $\Delta W_{CaO}$  はセンサーランス測定以降の昇温量 (°C), 吹錬酸素量 (Nm<sup>3</sup>), 鉄鉱石投入量 (t), CaO 投入量 (t),  $A, B, D$  はパラメーター,  $W_{CH}$  は炉内全装入重量 (t) である。

センサーランスにて鋼浴C濃度と温度を測定以降, Fig. 10 に示すように, 一定時間ごとに吹止めに至るまで吹錬軌跡を (8), (9) 式で予測する。ここで, 吹止め目標範囲を  $C_{fA} \pm 0.015\%$ ,  $T_{fA} \pm 12^\circ\text{C}$  として, 図中に斜線領域として示した。実線が質量分析法 (6) 式と (9) 式による予測曲線, 点線が (8) 式と (9) 式による予測曲線である。なお, 図中黒丸にて実際の吹止め  $C$ ,  $C_{fR}$ , 温度,  $T_{fR}$  を示した。図より, 質量分析法は, 従来の脱炭モデル式と同様に吹錬後半の脱炭挙動を追跡する手段として有効であることがわかる。質量分析法の精度を検討するために, (3) 式の積分から求めたセンサーランス測定以降, 吹止めまでの鋼浴脱炭量  $\Delta C_{WG}$  (kgC) と物質収支から分析値を用いて求めた鋼浴脱炭量  $\Delta C_{MB}$

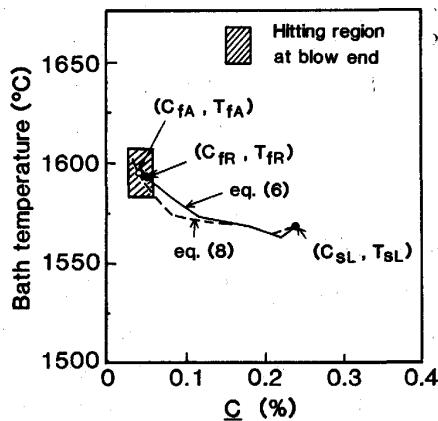


Fig. 10. Typical example of the blowing orbit after the sensor lance measurement, predicted by dynamic control models or by waste gas analysis.

(kgC) とを比較して Fig. 11 に示す。両者の相関係数  $r$  は 0.945 と高く, 勾配 1 のまわりの標準偏差  $\sigma$  は 43.1 kgC となる。鋼浴 C 濃度に換算した時の  $\sigma$  は 0.018 % C となり, 質量分析法はセンサーランス測定以後の脱炭量の予測法として精度の高いものである。今後, 中炭素, 高炭素濃度域での使用において, あるいは, 低炭素濃度域で脱炭モデル式と併用する方法として, 質量分析法は適中率の向上に有効な武器となるものと考えられる。

### 7. 転炉排ガス回収効率の向上

本章では, 排ガス分析により得られた知見をもとに, 底吹き転炉における排ガス回収効率の向上策を検討する。

#### 7.1 現行の転炉排ガス回収システム

現在実施されている排ガス回収システムの概要を Fig. 12 に示す。吹錬初期および末期の排ガス流量一定区間 (C. F.) や流量制御 I, II 区間 (F. C. I, F. C. II)

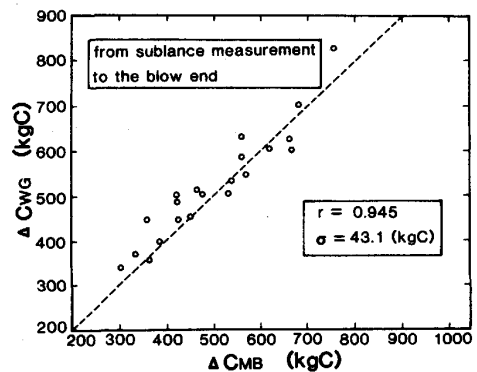


Fig. 11. Comparison of quantity of decarburization estimated from waste gas analysis with that estimated from mass balance.

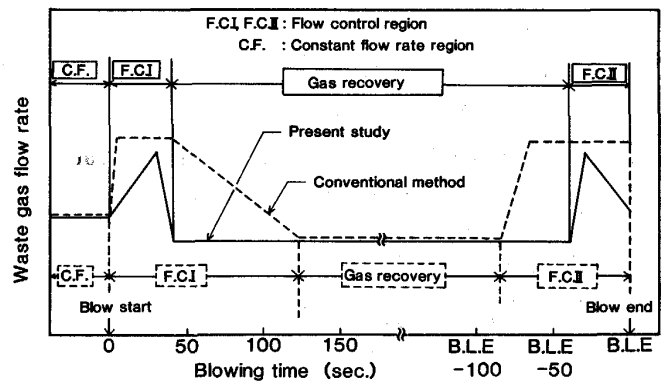


Fig. 12. Comparison of control pattern of flow rate of waste gas between by conventional method and by present work.

Table 3. Chemical compositions of inert gas layer for preventing explosion.

Gas species	Concentration
CO	< 12.5%
H <sub>2</sub>	< 4.0%
CO+H <sub>2</sub>	< 11.0%
O <sub>2</sub>	< 5.5%

は、排ガス回収前後に排ガス煙道内に不活性ガス層を形成するためのものである。排ガス回収中は、P<sub>A</sub>ダンパー (Fig. 1) の制御により、炉口圧力を制御し、炉口からの混入空気流量の低減と炉内ガスの噴出防止を図る。不活性ガス層とは Table 3 で定義される爆発組成範囲外の成分を有するガス層であり、高カロリーの回収排ガスと空気層との混在を避けて煙道内あるいは回収タンク内における排ガスの爆発を防止するものである。不活性ガス層の生成時間は炉口から IDF までの煙道内を不活性ガスで充満せしめる意味から 30 s 程度必要である。排ガス回収時間を延長するには、回収期間の前後において所定量の不活性ガス層を迅速に生成させる必要がある。

7.2 炉内ガス発生量予測による不活性ガス層の生成

不活性ガス層の早期、安定生成を行うには炉内ガスの発生を予測した排ガス流量パターンの先行制御が必要となる。脱炭酸素効率 η を用いれば、炉内ガスの各成分の発生量は以下の式で予測される。

①鋼浴 C の酸化反応で生成される CO ガス発生量

$$Q_{CO}^c \text{ (Nm}^3\text{/min)} = 2\eta (Q_{O_2} + S_{O_2} - 1.5 \times Q_{C_3H_8}) / 100 \dots\dots (10)$$

②C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> からの CO ガス発生量 Q<sub>CO</sub><sup>C<sub>3</sub>H<sub>8</sub></sup> (Nm<sup>3</sup>/min)

$$Q_{CO}^{C_3H_8} = 3 \times Q_{C_3H_8} \dots\dots\dots (11)$$

③C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> からの H<sub>2</sub> ガス発生量 Q<sub>H<sub>2</sub></sub><sup>C<sub>3</sub>H<sub>8</sub></sup> (Nm<sup>3</sup>/min)

$$Q_{H_2}^{C_3H_8} = 4 \times Q_{C_3H_8} \dots\dots\dots (12)$$

④炉内ガス発生量の総和 Q<sub>f</sub> (Nm<sup>3</sup>/min)

$$Q_f = Q_{CO}^c + Q_{CO}^{C_3H_8} + Q_{H_2}^{C_3H_8} \dots\dots\dots (13)$$

ここで、底吹き転炉内には CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O, O<sub>2</sub> ガスは存在しないものとした。この理由を以下に述べる。永田らの転炉内気相ポテンシャル測定結果<sup>10)</sup>に基づき、(14) (15) 式より H<sub>2</sub>O/H<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub>/CO 比を評価し、Table 4 に示す。K<sub>1</sub>, K<sub>2</sub> は各式の平衡定数である。

$$\left. \begin{aligned} H_2(g) + \frac{1}{2} O_2(g) &= H_2O(g) \\ \log K_1 &= \log (P_{H_2O} / (P_{H_2} \cdot P_{O_2}^{1/2})) \\ &= 13\,134 / T - 3.038 \end{aligned} \right\} \dots (14)^{11)}$$

$$\left. \begin{aligned} CO(g) + \frac{1}{2} O_2(g) &= CO_2(g) \\ \log K_2 &= \log (P_{CO_2} / (P_{CO} \cdot P_{O_2}^{1/2})) \end{aligned} \right\} \dots (15)^{11)}$$

Table 4. Estimation of the values of P<sub>H<sub>2</sub>O</sub>/P<sub>H<sub>2</sub></sub> and P<sub>CO<sub>2</sub></sub>/P<sub>CO</sub> from the partial pressure of oxygen in Q-BOP.

Total oxygen blown (Nm <sup>3</sup> /t·HM)	Gas			
	Temperature (°C)	log P <sub>O<sub>2</sub></sub>	P <sub>H<sub>2</sub>O</sub> /P <sub>H<sub>2</sub></sub>	P <sub>CO<sub>2</sub></sub> /P <sub>CO</sub>
4.3	1395	-12.92	0.0238	0.007
21.7	1402	-13.22	0.0156	0.005
37.0	1390	-11.59	0.116	0.035
4.3	1422	-12.46	0.030	0.009
21.7	1437	-13.01	0.014	0.004
37.0	1468	-11.18	0.08	0.023

$$= 14\,561 / T - 4.42$$

これより、吹錬初期、中期、末期の P<sub>H<sub>2</sub>O</sub>/P<sub>H<sub>2</sub></sub> は、2~3, 1~2, 8~12% であり、P<sub>CO<sub>2</sub></sub>/P<sub>CO</sub> は 0.7~0.9, 0.4~0.5, 2~4% である。

炉内 2 次燃焼については、炉内ガスを直接サンプリングして、その定量化を図るべきであるが、ここでは上記検討に基づき、炉内 2 次燃焼を微少であるとして無視した。次に、不活性ガス層の形成に必要な混入空気流量、排ガス流量を評価する。

a) 炉内ガス発生量 Q<sub>f</sub> を完全燃焼するために必要な Q<sub>air</sub>, Q<sub>wg</sub>

$$Q_{air}^* = 50 \times Q_f / O_{2air} \dots\dots\dots (16)$$

$$Q_{wg}^* = (100 - O_{2air}) \cdot Q_{air}^* / 100 + Q_f \dots\dots\dots (17)$$

b) Q<sub>air</sub>, Q<sub>wg</sub> の上限値

Q<sub>air</sub>, と Q<sub>wg</sub> の上限値は、O<sub>2</sub> ≤ 5.5% の条件より以下の式で与えられる。

$$Q_{air}^* \leq 0.5275 Q_f / (O_{2air} / 100 - 0.055) \dots\dots\dots (18)$$

$$Q_{wg}^* \leq Q_{air}^* + 0.5 Q_f \dots\dots\dots (19)$$

c) Q<sub>air</sub>, Q<sub>wg</sub> の下限値

Q<sub>air</sub>, と Q<sub>wg</sub> の下限値は、Table 3 に示した排ガス中の CO, H<sub>2</sub> 濃度の 3 個の条件のうち、CO<sub>wg</sub> + H<sub>2wg</sub> ≤ 11% の条件から (20), (21) 式にて示される。

$$Q_{air}^* \geq 89 Q_f / (2 \cdot O_{2air} + 0.11 N_{2air}) \dots\dots\dots (20)$$

$$Q_{wg}^* \geq Q_f + N_{2air} \cdot Q_{air}^* / 100 \dots\dots\dots (21)$$

(20), (21) 式において、混入空気中の酸素が CO と H<sub>2</sub> の燃焼に利用される割合は、炉内の CO と H<sub>2</sub> の濃度の比に等しいものと仮定した。

7.3 転炉排ガス回収効率の向上策

7.3.1 吹錬初期における排ガス流量制御法

吹錬初期における排ガスの流量制御法について論ずる。Si<sub>HM</sub> = 0.11% 吹錬酸素流量 700 Nm<sup>3</sup>/min の場合、(16)~(21) 式より求めた排ガス流量制御範囲を Fig. 13 に示す。

Q<sub>wg</sub> の上限は (19) 式で、下限は (21) 式で与えられる。Si<sub>HM</sub> = 0.51% の場合の排ガス流量制御範囲も同様に

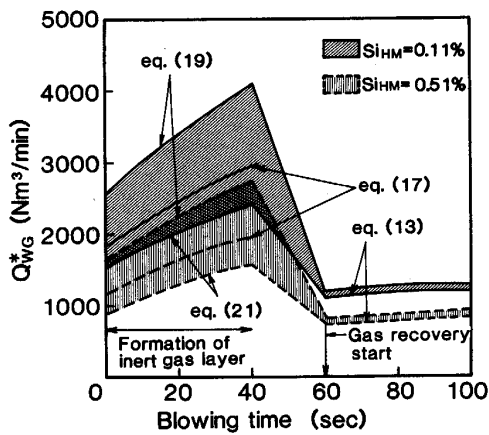


Fig. 13. Flow rate control of waste gas to form the inert gas layer at the initial stage of blowing.

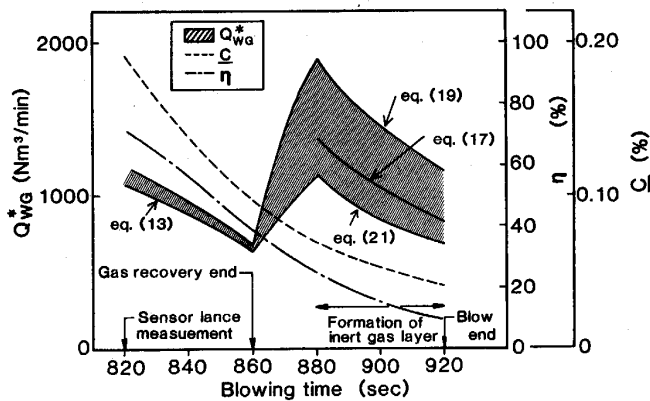


Fig. 14. Flow rate control of waste gas to form the inert gas layer at the final stage of blowing.

して Fig. 13 に示す。いずれの場合も、吹錬開始から 40 s は不活性ガス層形成のための排ガス流量制御区間であり、それ以降は、燃焼率 5 % 以下の排ガス回収に入る。従来の排ガス回収法では、吹錬ヒートによらず同一の流量パターンを採用しているため、不活性ガス層の生成が困難であつたり、過剰に生成する場合があつたが、溶銑の成分に基づいてヒートごとに異なる排ガス流量パターンをとれば、吹錬開始から、迅速に不活性ガス層を形成することができる。

#### 7.3.2 吹錬末期における排ガス流量制御

6 章にて、センサーランス測定以降の脱炭モデル式として (8) 式は排ガス積分法と同様にガス発生量の予測式として精度の良いことを示した。吹錬末期の排ガス流量制御法として、センサーランス測定から吹止め 40 s 前までは、燃焼率 5 % 以下を確保した排ガス回収、吹止め 40 s 前から吹止めまでは不活性ガス層の生成のための排ガス流量制御を行うものとする。(8)式、(16)~

(21)式より求めた排ガス流量パターンの一例を Fig. 14 に示す。図中には、(8)式より求めた  $C$ 、 $\eta$  の経時変化も示した。

以上、炉内ガス発生量予測に基づく、転炉排ガス回収法を提案した。本法を従来法と比較して Fig. 12 に実線で示す。本法では、従来法と比較して吹錬初期と末期で合計約 2 min の排ガス回収時間の延長が可能である。

## 8. 結 言

質量分析計を底吹き転炉に設置し、排ガス分析を行うことにより以下の知見を得た。

1) 底吹き転炉内の脱炭酸素効率は、脱炭最盛期で 100 % であり、吹錬末期は  $C = 0.15 \sim 0.25$  % より低下しはじめ、 $C = 0.045$  % の低炭素領域においては、約 15 % となる。

2) 吹錬初期の脱炭酸素効率は溶銑 Si 濃度に依存し、(7)式で定量化される。

3) 転炉内における鉄鉱石の分解反応に要する時間は、吹錬初期で 80 s、脱炭最盛期で 16~24 s 程度である。

4) 排ガス分析による終点炭素濃度の予測精度は、標準偏差で  $\pm 0.018$  %  $C$  であり、中炭、高炭素領域での終点制御法としても適用の可能性がある。

5) 炉内ガス発生量を予測した排ガスの回収法を提案した。本法の使用により、不活性ガス層を安定して、迅速に生成することができ、回収時間を約 2 min 延長させることが可能である。

## 文 献

- 1) G. BIANCHI, and G. HEITZ: Rapport IRSID-RP FAR, 28 (1975)
- 2) 別所永康, 中西恭二, 森 淳, 藤原善治, 山田純夫: 鉄と鋼, 65 (1979), S743
- 3) 田中 功, 藤井義博, 吉田 透, 上田裕二郎: 鉄と鋼, 66 (1980), S229
- 4) 田中 功, 城野 裕, 金本通隆, 吉田 透, 上田裕二郎, 磯上勝行: 鉄と鋼, 66 (1980), S767
- 5) 有馬慶治, 上田裕二郎, 磯上勝行, 八太好弘, 長田昭一, 谷口裕一: 鉄と鋼, 69 (1983), S1013
- 6) 新日本製鉄(株)(私信) 1981年2月
- 7) 中西恭二, 鈴木健一郎, 別所永康, 仲村秀夫, 馬田 一: 鉄と鋼, 64 (1978), S168
- 8) 永井 潤, 数土文夫, 山田純夫, 森 淳, 中西恭二, 別所永康, 土田 剛: 鉄と鋼, 64 (1978), S590
- 9) N. BESSHO, S. TAKEUCHI, K. NAKANISHI, T. EMI, S. YAMADA and F. SUDO: McMaster Sympo. Iron Steelmaking, Proc., ed. by W-K. LU, Canada (1981), p. 11-1 [McMaster University Press]
- 10) 永田和宏, 中西恭二, 数土文夫, 後藤和弘: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 277
- 11) 大谷正康: 鉄冶金熱力学 (1983), p. 170 [日刊工業新聞社]