

© 1990 ISIJ

技術報告

大型高炉における高出鉄比操業

中島 龍一*・岸本 純幸*・飯野 文吾*
堀田 裕久*・伊藤 春男*・古屋 茂樹*

High Productivity Operation in a Large Blast Furnace

Ryuichi NAKAJIMA, Sumiyuki KISHIMOTO, Bungo IINO,
Hirohisa HOTTA, Haruo ITO and Shigeki FURUYA

Synopsis :

At the high productivity operation of Keihin No. 2 BF (4 052 m³, blown in 1979), taking into account the limit of five limited factors (fluidization of burden materials at throat, flooding of dropping liquid below cohesive zone, heat flux ratio, traveling time of burden in furnace and flame temperature at tuyere nose), the appropriate operational diagram with oxygen enrichment and humidity addition has been introduced and estimated. According to this diagram, the steps to increase the productivity have been planned and carried out with the increase of oxygen enrichment and humidity addition simultaneously.

In order to increase the productivity, the increase of blast volume was considered to be more effective than the decrease of coke rate. Therefore, following five countermeasures against the improvement of permeability in furnace have been carried out.

1. Increase in strength and size of coke
2. Decrease in fine ratio of burden materials
3. Improvement of burden distribution controllability by repairing the throat profile
4. Burden distribution control aimed at U-type pattern (sharp central flow with strong peripheral flow)
5. Changes in tapping procedures corresponding to the high productivity operation.

As a result, the high productivity operation over 2.4 t/m³/d has been continued in Keihin No. 2 BF since June of 1989. Especially, the maximum productivity 2.69 t/m³/d (10 900 t/d) was recorded in August of 1989.

Key words : blast furnace ; high productivity ; appropriate operational diagram ; fluidization ; flooding ; heat flux ratio ; traveling time ; tuyere flame temperature ; burden distribution control.

1. 緒 言

石油ショック以降、鉄鋼需要の低迷により、高炉部門においては、長く低出鉄比操業を強いられてきた。しかし、1987年以降、飛躍的な景気拡大に伴い、鉄鋼需要が増大し、高いレベルの安定した溶鉄供給、すなわち、高炉の高出鉄比操業技術の進展が、再び強く望まれている。

さて、京浜1高炉(4 052 m³, 1976年11月火入れ)は、1989年7月13日に吹卸しを終え(炉命12年9か月)、現在、改修中である。その間、京浜製鉄所は、京浜2高炉(4 052 m³, 1979年7月火入れ)一基体制であり、高出鉄比安定操業が強く求められた。そこで、過去に出鉄比2.4以上を記録した高出鉄比高炉¹⁾の実績を調査するとともに、高出鉄比操業の制約要因を検討し、酸素富化と湿分増加の併用による増産方法および適正操業範囲

図に基づいた増産計画を立案した。そして、その計画に沿って操業を実行した結果、京浜2高炉では、1989年6月以降、出鉄比2.4以上の高出鉄比操業が可能となり、1989年8月には、出鉄比2.69を達成した。

本報告では、京浜2高炉の高出鉄比操業の考え方およびその特徴について、紹介する。

2. 高出鉄比操業の基本的考え方

これまでの高出鉄比高炉の特徴として、

- (1)送風量増大(送風量増大+高酸素富化)
- (2)燃料比低減(高風温+低湿分)

の二つが挙げられる。しかし、その両者とも羽口先温度を上昇させ、炉内の通気性が悪化し、安定した高出鉄比操業を継続することは、難しかった。

そこで、羽口前理論燃焼温度(以下、羽口先温度と称す)の上昇を抑えるとともに、水素還元を促進を狙って、

平成2年4月本会講演大会にて発表 平成元年11月21日受付 (Received Nov. 21, 1989)

* NKK 京浜製鉄所 (Keihin Works, NKK Corporation, 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

湿分増加による高出鉄比操業の可能性について検討した。過去の実績より、出鉄量は羽口から吹き込まれる酸素量に比例し燃料比に反比例すること、および燃料比は、湿分 10 g/Nm³ 増加により、7 kg/t 上昇することから、出鉄量の変化を推定した。京浜 2 高炉の 1989 年 7 月実績（送風量：7522 Nm³/min, O₂ 富化率：2%, 送風湿分：40 g/Nm³）をベースに、O₂ のみを変更した場合と湿分のみを変更した場合の出鉄量の変化を Fig. 1 に示す。

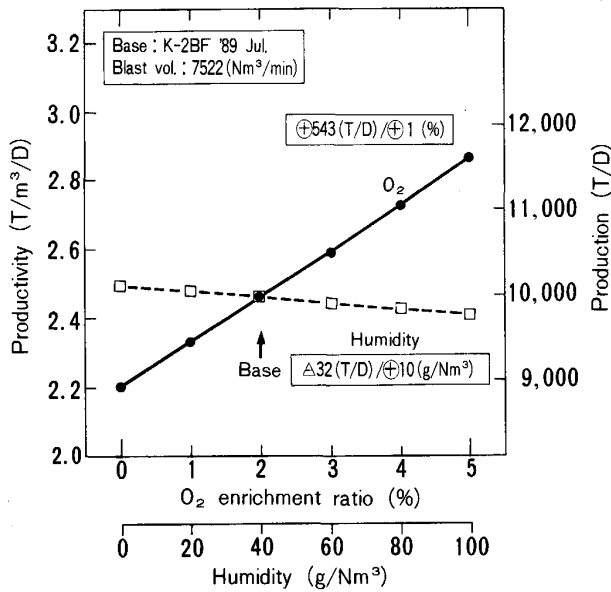


Fig. 1. Estimation of productivity with an increase of oxygen or humidity independently.

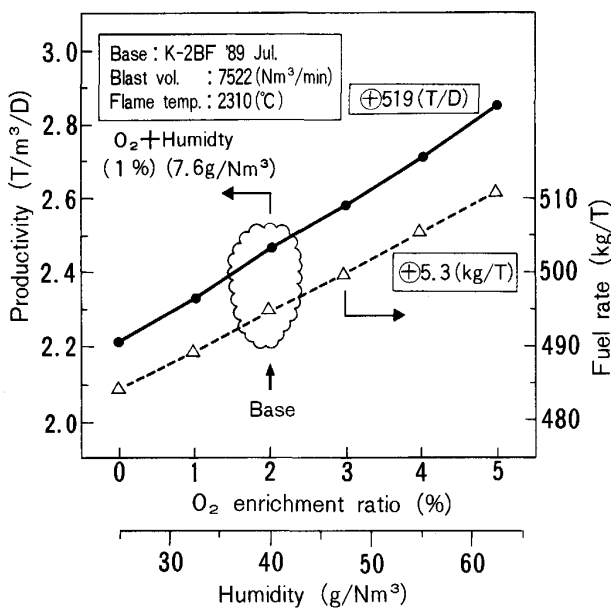


Fig. 2. Estimation of productivity and fuel rate with increase of oxygen and humidity simultaneously under constant tuyere flame temperature.

これより、湿分 10 g/Nm³ の増加により、燃料比は 7 kg/t 上昇するが、湿分 (H₂O) による持込み酸素量が増加して出鉄量増減がほぼ相殺され、トータルの出鉄量減は、32 t/日にすぎない。

次に、羽口先温度 ($T_f = 2310^\circ\text{C}$) 一定下で、O₂ 富化と湿分増加を併用した場合の出鉄量と燃料比の変化を Fig. 2 に示す。O₂ 富化 1% と湿分 7.6 g/Nm³ の増加に対して燃料比は 5.3 kg/t 上昇するが、O₂ と H₂O の持込み酸素量が増加し、トータルとして 519 t/日 の出鉄量増となる。

これより、基本的方針として、

- ①湿分 40 g/Nm³ 以上を維持する。
- ②羽口先温度 2300°C 以上では、O₂ 富化に湿分増加を併用し、羽口先温度 2400°C 以下に維持する。
- ③従来のような燃料比の低減を狙わず、送風増を可能にする羽口先条件および装入物分布を狙うことを基本とした。

3. 操業推移

京浜 2 高炉の過去 4 年間の操業推移を Fig. 3 に示す。1989 年 2 月約 8000 t/日レベルから、ほぼ直線的に増産し、8 月には、10900 t/日を達成している。各種操作

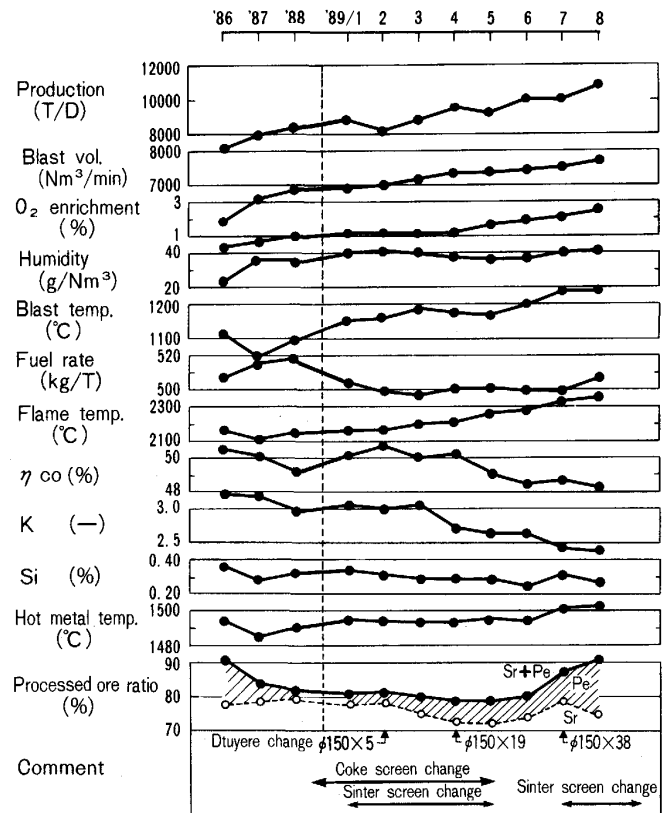


Fig. 3. Transition of blast furnace operation in Keihin No. 2 BF.

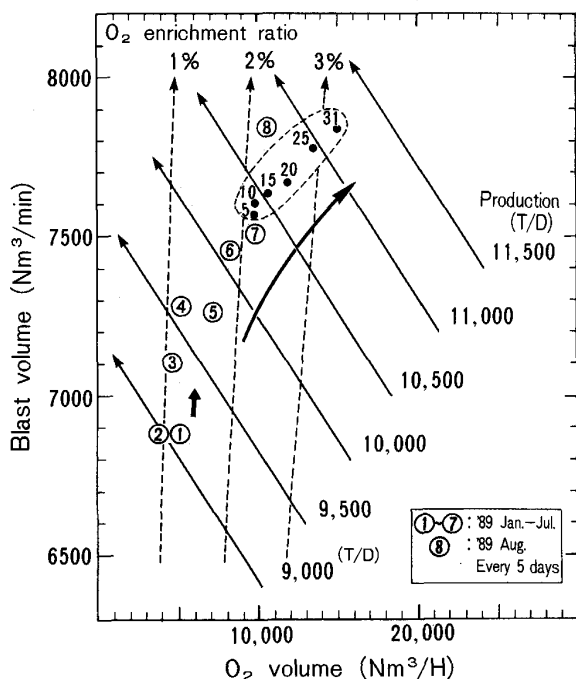


Fig. 4. Operational results of steps for the increased production in Keihin No. 2 BF '89/Jan.~Aug.).

による炉内の通気抵抗 (K 値²) の低下に伴い、送風量および O_2 量を増加させ、増産をはかった。しかし、それに伴い、ガス利用率・シャフト効率の低下が顕著となったため、主に送風温度の上昇により対処した。

次に、1月から8月の増産方法について、送風量と O_2 量の実績および概略出銹量の関係を Fig. 4 に示す。増産に際して、まず、送風量増 (2~4 月)、次に O_2 富化 (5 月) を実施し、その後、送風量増と O_2 富化を併用した。そして、 $T_f = 2330^\circ C$ 以上にて、 O_2 富化と同時に湿分増を併用した。

4. 京浜 2 高炉における高出銹比操作の特徴

4.1 原燃料条件

高出銹比操作時の炉内通気性の改善および出銹滓の円滑化を狙って、焼結鉱・コークスの炉前粉率を下げるるとともにコークスの粒度・強度を上げる対策をとった。これらの原燃料性状の推移を Fig. 5 に示す。

焼結鉱については、従来使用していた小粒焼結鉱 (-5 mm, 平均粒径 2.3 mm) をカットするとともに、風量増にしたがって、漸次庫下篩の篩目を拡大した。しかし、焼結鉱の増産の影響により、平均粒径および -5 mm 粉は、ともにほぼ一定で推移した。

コークスについては、コークスグリズリの篩目の拡大およびコークス炉の稼働率低下に伴い、平均粒径は約

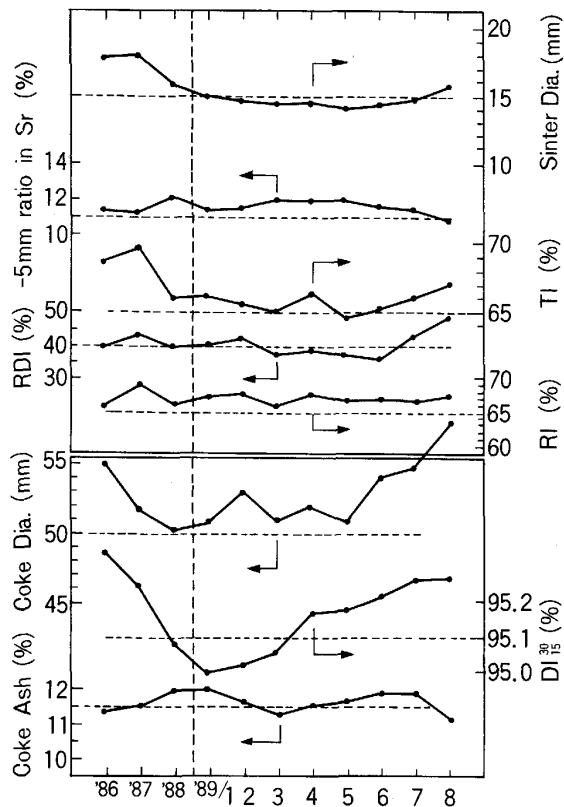


Fig. 5. Transition of sinter and coke properties for blast furnace burdens for these several years.

52 mm から約 58 mm まで約 6 mm 増大した。同時に、冷間強度目標を従来の DI_{15}^{30} 95.1% から 95.25% に上昇させ、強度の確保に努めた。

4.2 装入物分布制御

京浜 2 高炉におけるムーバブルアーマー (Movable Armor, 以下 MA と略す) による装入物分布制御の実績と水平ゾンデ (ストックラインレベル 5 m 位置) の (中心温度/周辺温度) 比およびシャフト一段平均温度の推移を Fig. 6 に示す。また、水平ゾンデの温度の指数化および MA 強度 (コークスと鉱石の MA 押し出し距離の比) の指数化を合わせて、Fig. 6 に示す。

分布制御の基本方針として、4 バッチ ($C_1C_2O_1O_2$) および 5 バッチ ($C_1C_2O_1O_2O_3$) のいずれの場合でも、 C_1 および O_1 は、ほとんどすべて MA を使用せず炉周辺部に装入し、 C_2 および O_2, O_3 に MA を使用して、ガス流分布を制御した。増産期 (1987 年 4 月以降) には、減産期 (1986 年 1 月~1987 年 3 月) に比べて、MA 指数 (1.0 以下周辺流指向) は、約 1.1 から 0.9 まで低下しており、周辺部ガス量を維持するように、シャフト一段平均温度を $100^\circ C$ 以上に維持した。

増産時の分布制御の方針として、通気抵抗の低いガス流れパターンを最優先に考え、従来の水平ゾンデの温度

パターン実績と通気抵抗指数の関係を比較・検討した。水平ゾンデの(中間/周辺)温度比と(中心/周辺)温度

比の関係を Fig. 7 のように整理し、五つのパターン(中心型, 周辺型, おわん型, フラット型, 中間型)に分類した。

次に、どのパターンがあるいは、Fig. 7 上のどのあたりが、もっとも通気抵抗が低いかを推定するため、Fig. 7 上の点のおおの通気抵抗指数(K 値)から、Fig. 8 に示すような等通気抵抗線図を描いた。これより、③のおわん型の部分では、K 値はほぼ 2.8 以下で、低く安定しているため、増産時の水平ゾンデの温度パターンは、③のおわん型を指向することとした。おわん型パターンを狙うため、1989 年 4 月以降、まず、中間流を抑え、その後周辺流を強める MA アクションを実施した。その結果、Fig. 7 に示すように、シャープな中心流と強い周辺流をあわせもつ典型的なおわん型パターンを獲得した。そして、Fig. 9 に示すように、K 値は大きく低下し、送風量や富化 O₂ 量の増大が可能になった。

4.3 出鉄滓管理

1989 年 1 月~2 月の出鉄回数は、7.5 回/日であったが、増産に伴い計画的に増加させ、8 月実績は、10.9 回/日であった。また、円滑な出鉄滓作業は、高出鉄比操業には不可欠であり、以下に示すような作業管理の強化を実施した。

- 1) 開孔方法変更による出鉄口径の安定化
- 2) ドリルおよび金棒径の増大による出鉄滓速度の上昇
- 3) 出鉄口充填材の材質変更による耐スラグ性の向上
- 4) 出鉄口充填材の充填量増大による出鉄口深度の確保(3.2 m 以上)および残鉄滓量の低減
- 5) ラップ出鉄の徹底

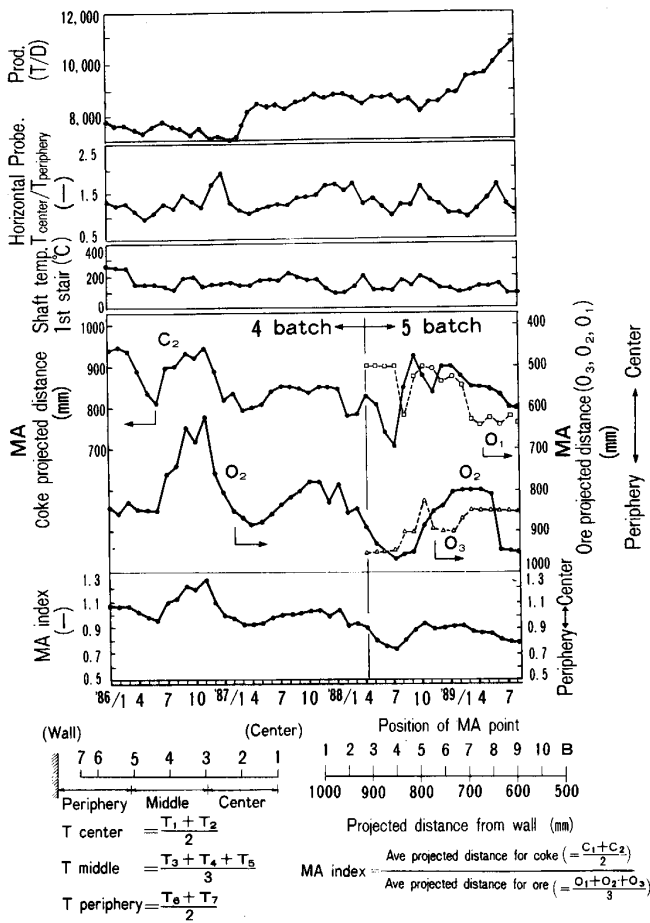


Fig. 6. Transition of movable armor (MA) index, temperature index of horizontal probe and shaft temperature of 1st stair for these several years ('86 Jan~'89 Aug.).

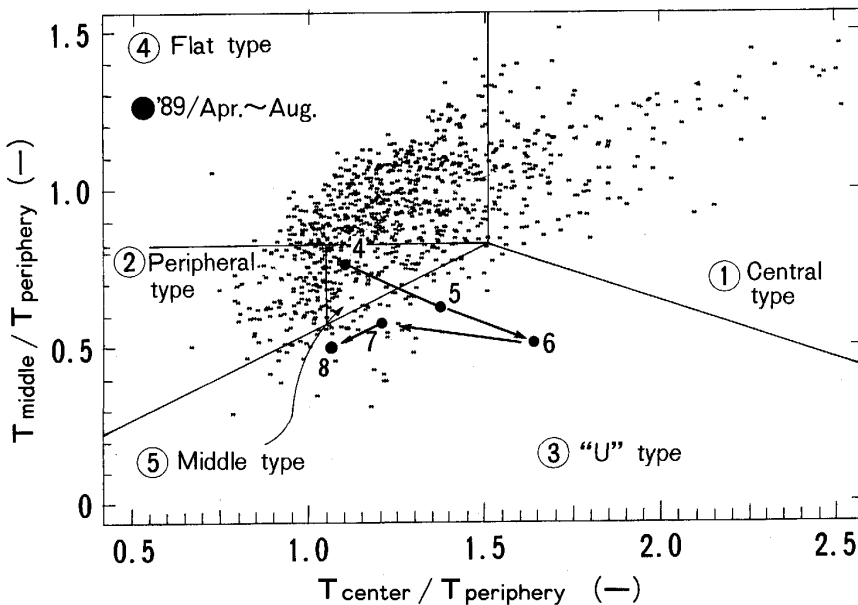


Fig. 7. Classification of gas flow pattern on the temperature profile of horizontal probe ('86/Jan. ~ '89/Apr.).

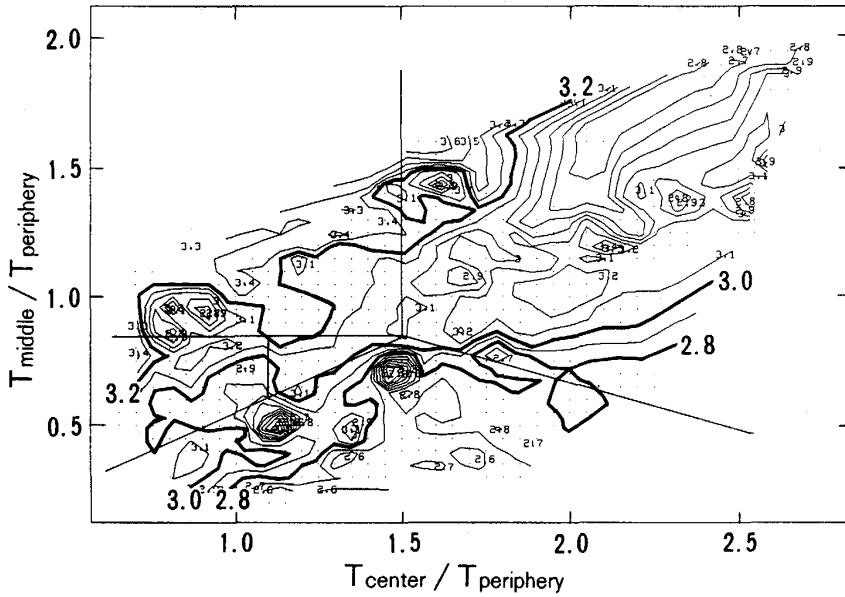


Fig. 8. Effect of temperature profile of horizontal probe on the permeability resistance index (K) in blast furnace.

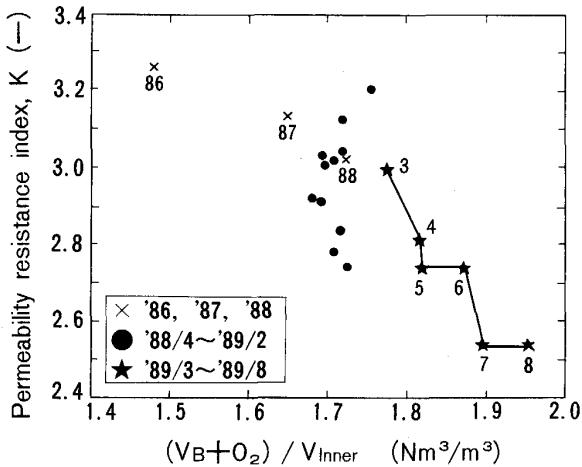


Fig. 9. Effect of the permeability resistance index (K) on volume ratio with time ($(V_B + O_2) / V_{inner}$: (Blast volume + Oxygen) / Inner volume).

5. 高出鉄比操業の炉内解析

5.1 出鉄比増に伴う炉内変化

京浜2高炉における増産前後の水平ゾンデの温度・ガス組成分布を Fig. 10 に示す。

水平ゾンデの温度・ガス組成分布では、増産とともに、中間部を抑えて、シャープな中心流と強い周辺流を確保している。

5.2 出鉄比増制約要因の検討

高出鉄比操業時、高炉内の物理的・化学的要因による出鉄比の限界について、以下の五つの点について検討した。

- 1) 炉口部における吹抜け、流動化
- 2) 炉下部に流下する液滴のフラッディング
- 3) 伝熱(熱流比)
- 4) 伝熱・還元(装入物降下時間)
- 5) 羽口先温度

5.2.1 炉口部における吹抜け、流動化

炉口部における鉱石およびコークスの最小流動化開始速度 (U_{mf}) については、下記の WENN³⁾ らの実験式を用いた。

$$U_{mf} = \left(\frac{\mu_g}{d_p \rho_g} \right) (\sqrt{33.7^2 + 0.0408 G_a} - 33.7) \dots (1)$$

$$G_a = d_p^3 \cdot \rho_g (\rho_p - \rho_g) g_c / \mu_g^2$$

d : 粒径 (cm)

ρ : 密度 (g/cm³)

μ : 粘度 (poise)

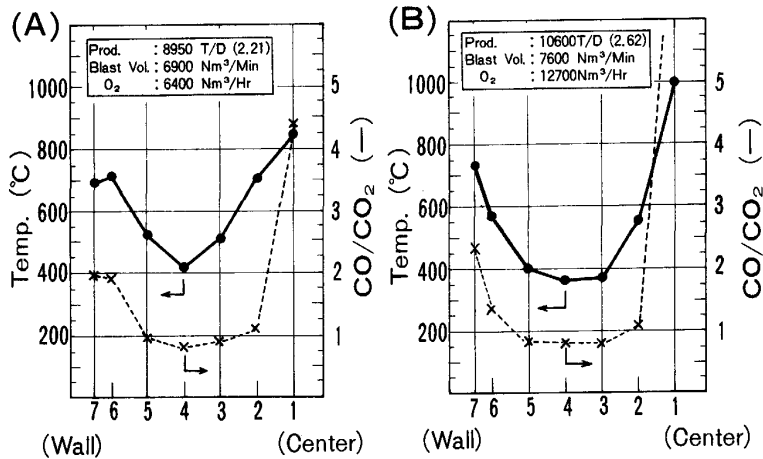
g_c : 重力換算係数 (g·cm/gf·s²)

添え字 p : 粒子

4.4 設備条件の整備

京浜2高炉は、火入れ後11年目を迎える老朽高炉である。シャフト残存レンガ厚については、シャフト上・中部には、部分的にレンガ厚のほとんどない箇所があり、鉄皮に外部散水を実施している。

高出鉄比操業を計画するにあたって、損耗箇所の補修を実施した。特に、炉口部のウエアリングプレートや保護ライナーの損耗が激しかったので、1989年3月までの3回の休風工事により、全周補修を行った。これにより、MAによる装入物分布の制御性が、大きく向上したと考えられる。



(A) Before increased production ('89/Feb.)
 (B) After increased production ('89/July)
 Fig. 10. Changes in temperature and gas composition profile in furnace accompanied with the increased production.

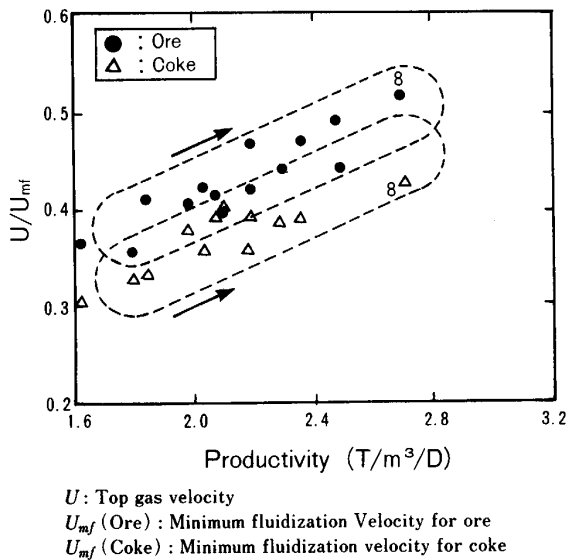


Fig. 11. Changes in actual results of U/U_{mf} (Ore) and U/U_{mf} (Coke) with the increased productivity.

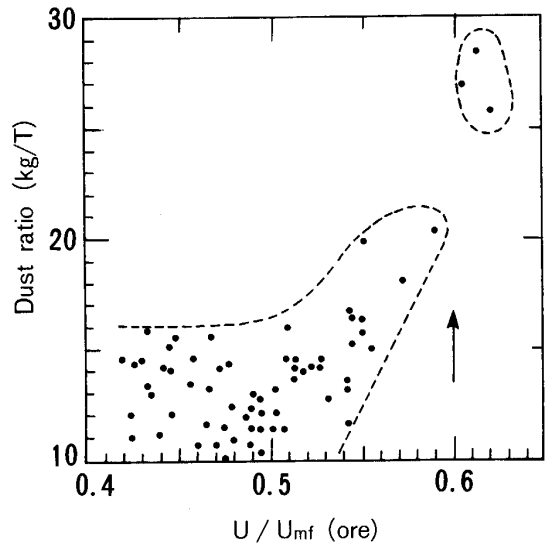


Fig. 12. Relation between dust ratio and U/U_{mf} (Ore) at throat.

g : ガス

鉱石およびコークスに対して、(炉口ガス速度/最小流動化開始速度)比と出鉄比の関係を Fig. 11 に示す。京浜 2 高炉では、他の高出鉄比高炉に比べて、焼結鉱粒径が小さく、コークス粒径がやや大きいので、鉱石の流動化に対してかなり厳しい条件にあると考えられる。特に、 U/U_{mf} が 0.6 以上では、Fig. 12 に示すように、ダスト原単位が急増し、炉口監視カメラでも、炉口中心部の原料の流動化が認められた。

5.2.2 炉下部に流下する液滴のフラッシング

炉下部に流下する液滴のフラッシング現象について、下記の二つの無次元項 (Flooding factor, Fluid ratio) を用いて、SHERWOOD らの条件⁴⁾により検討した。

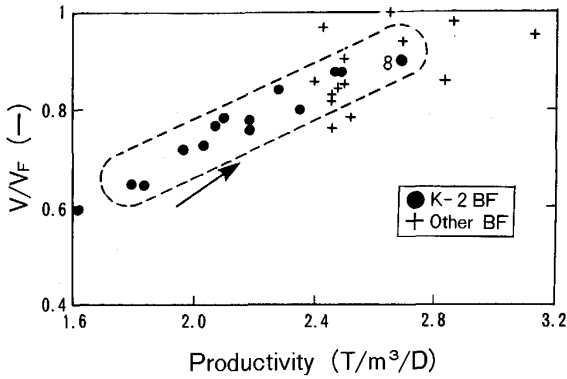
$$\text{Flooding factor} = \left(\frac{V_o^2 S_o}{g \cdot \epsilon^3} \right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right) \mu^{0.2} \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{Fluid ratio} = \left(\frac{L}{G} \right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.5} \dots\dots\dots (3)$$

$$\text{SHERWOOD らの条件: (Flooding factor)}^2 \times (\text{Fluid ratio}) \leq 10^{-3} \dots\dots\dots (4)$$

- V_o : ガスの見かけ速度 (m/s)
- S_o : 粒子の平均比表面積 (m^2/m^3)
- ϵ : 炉芯の空隙率 (= 0.35 一定)
- L : 液体の質量速度 ($\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$)
- G : ガスの質量速度 ($\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$)
- 添え字 l : 液体

SHERWOOD らの条件のボッシュガス速度を限界ボッシュガス速度 (V_F) と設定した。(ボッシュガス速度/限界ボッシュガス速度)比と出鉄比の関係を Fig. 13 に示す。 V/V_F には、炉芯部の空隙率や炉芯コークス粒径の影響が大きいため、フラッシング限界に近い作業時に



V: Bosh gas velocity
 V_F: Critical flooding velocity by SHERWOOD's Eq.

Fig. 13. Changes in actual results of V/V_F with the increased productivity.

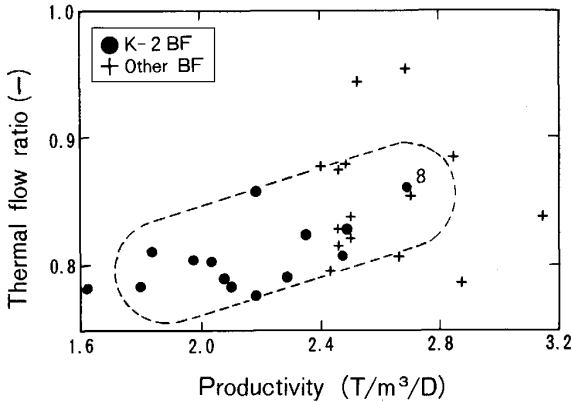


Fig. 14. Changes in actual results of thermal flow ratio with the increased productivity.

は、炉下部の通気・通液性の改善が、必須条件である。特に、 V/V_F が 0.98 以上では、出滓時間が短くなり、残銑滓量の増加に伴い風圧変動が大きくなり、炉況が不安定化した。

5・2・3 伝熱(熱流比)

ガス-固体間の熱交換からみた限界をあらわす特性値として、熱流比(=装入物の熱容量/ガスの熱容量)を用い、熱流比と出銑比の関係を Fig. 14 に示す。熱流比(γ)が、0.93 以上では、炉頂温度の低下とともに、鉾石の昇温・還元が遅れて羽口への生鉾落ちが頻発し、安定した炉況を維持できなくなった。

5・2・4 伝熱・還元(装入物降下時間)

ガス-固体間の熱交換および還元の両者からみた限界をあらわす特性値として、次式に示す装入物降下時間(θ)を用い、装入物降下時間と出銑比の関係を Fig. 15 に示す。

$$Q = \frac{24 \cdot V_{ac}}{\alpha \left(\frac{OR}{\rho_{ore}} + \frac{CR}{\rho_{coke}} \right) V \cdot W_p} \dots\dots\dots (5)$$

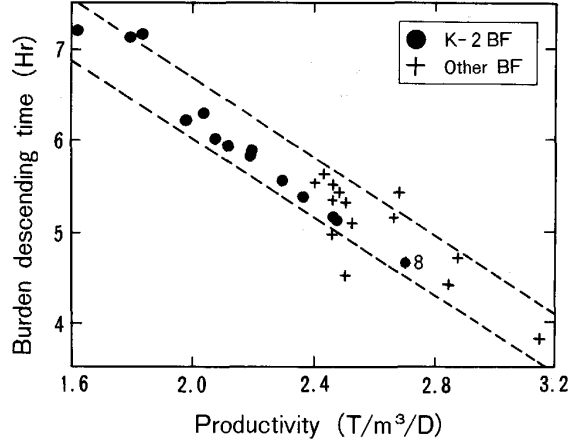


Fig. 15. Changes in actual results of burden descending time in furnace with the increased productivity.

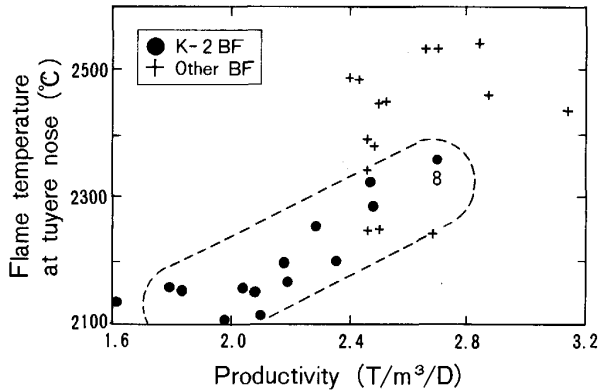


Fig. 16. Changes in actual results of flame temperature at tuyere nose by NKK's simple formula with the increased productivity.

- V: 炉容 (m³)
- V_{ac}: 有効炉容 (m³)
- W_p: 出銑比 (t/m³・日)
- OR: 主原料比 (kg/t)
- CR: コークス比 (kg/t)
- α : 圧縮比 (= 0.9 一定)

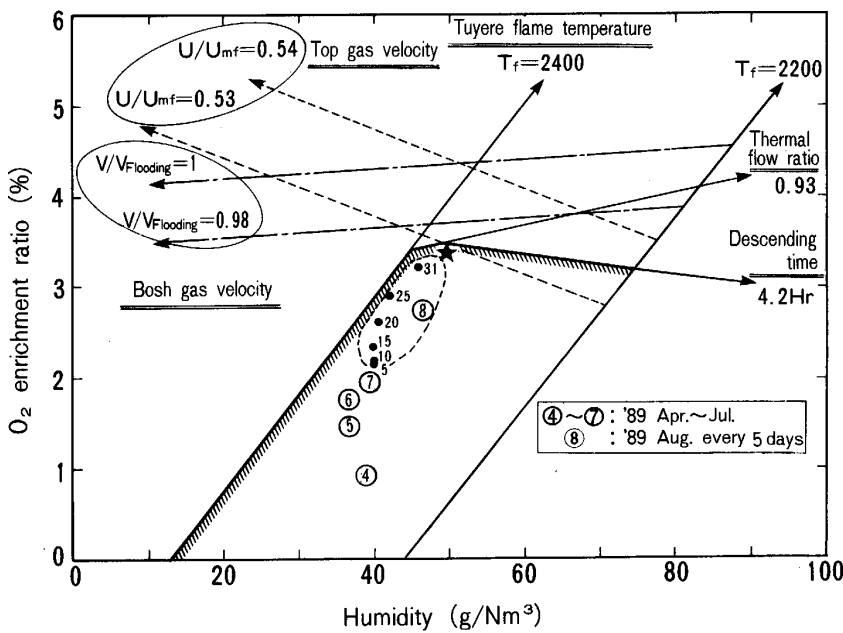
装入物降下時間 (θ) が、4.2 h 以下では、炉内での脱硫率の低下や銑中 C の低下とともに、炉熱変動が大きくなり、炉況は不安定化した。

5・2・5 羽口先温度

羽口先温度として、当所で実操業に使用している簡易式を (6) 式に示す。(6) 式による羽口先温度と出銑比の関係を Fig. 16 に示す。

$$T_f = 0.84 \cdot T_B - 2.7 \cdot Fuel - 6.3 \cdot W_{H_2O} + 60 \cdot E_{O_2} + 1574 \dots\dots\dots (6)$$

T_B: 送風温度 (°C)



Calculation conditions;
 $V = 8050 \text{ (Nm}^3/\text{min)}$
 $T_B = 1240 \text{ (}^\circ\text{C)}$
 $PC = 50 \text{ (kg/t)}$ $CR = 455 \text{ (kg/t)}$

Fig. 17. Investion of steps for the increased production on appropriate operation diagram with oxygen enrichment and humidity addition simultaneously.

Fuel: 燃料吹込み量 (kg/t)

W_{H_2O} : 送風湿分 (g/Nm³)

E_{O_2} : 酸素富化率 (%)

従来、重油吹込みの場合には、 T_f は 2400~2500°C でも操業は可能であったが、微粉炭吹込みの場合には、 T_f は 2400°C 以上になると、装入物降下が乱れ、風圧の長周期変動が現れた。

5.2.6 適正操業範囲図による増産ステップの検討

酸素と重油の多量併用吹込みにおける適正操業範囲については、樋口⁵⁾らにより、報告されている。これを応用して、前述の五つの制約要因の限界 ($U/U_{mf} \leq 0.6$, $V/V_F \leq 0.98$, $\gamma \leq 0.93$, $\theta \geq 4.2 \text{ h}$, $T_f \leq 2400^\circ\text{C}$) を考慮して、酸素富化および湿分増加の適正操業範囲を予測計算により推定した。京浜2高炉における送風量 8050 (Nm³/min)、微粉炭吹込み 50 (kg/t) とした場合の適正操業範囲を Fig. 17 に示す。

Fig. 17 に示すように、5月以降酸素富化とともに湿分増加を併用することにより、適正操業範囲内(斜線部内)で操業した結果、安定した増産が可能になり、1989年8月には、出鉄比 2.69 (t/m³/日) の好記録を得ることができた。8月末には、 $T_f = 2400^\circ\text{C}$, $\gamma = 0.93$, $\theta = 4.2 \text{ h}$ 等の限界にかなり近づいたが、特に問題なく順調な操業を続けることができた。

このように、本適正操業範囲図は、増産していく過程で、操業者が現在の操業点をあらかじめ知ることが出来る。それゆえ、いろいろな制約要因の限界に近づいた時、前もって注意を払い、対策を講じることが出来るという長所があり、安定した高出鉄比操業には、非常に有効かつ不可欠であることが立証された。

6. 結 言

1)京浜2高炉(4052 m³)は、炉冷11年めの老朽高炉であるが、1高炉改修に合わせて、1989年6月以降、出鉄比 2.4 (t/m³/日) 以上の高出鉄比操業を実施し、8月には、出鉄比 2.69 (t/m³/日) を達成した。

2)実操業に先立って、高出鉄比操業の五つの制約要因、①炉口部における吹抜け・流動化、②炉下部に流下する液滴のフラッディング、③熱流比、④装入物降下時間、⑤羽口先温度の限界を考慮して、酸素富化と湿分増加の併用による適正操業範囲を予測計算して推定した。それに基づいて、増産計画を立案し、ほぼ計画どおり操業を実行した結果、所期の目標を達成した。

3)高送風量時の炉内通気性の改善のため、実施した対策は、以下のとおりである。

- ①コークス強度・粒度の増大
- ②原燃料の粉率の低減
- ③炉口部の炉体プロフィール補修による装入物分布制御性の向上
- ④おわん型パターンを目標とする装入物分布制御
- ⑤出鉄滓管理の強化

文 献

1) たとえば、川田敏郎, 本郷英夫, 横山晃一, 上妻義美, 福井雅之: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 602
 2) P. C. CARMAN: Trans. Inst. Chem. Eng., London, **15** (1937), p. 150
 3) C. Y. WENN, Y. H. YU: A I C h E J., **12** (1961), p. 610
 4) T. K. SHERWOOD, G. H. SHILPY, F. A. L. HOLLWAY: Indust. Eng. Chem., **30** (1938), p. 765
 5) 樋口正昭, 飯塚元彦, 黒田浩一, 炭竈隆志: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 1078