

数学モデルによる酸素高炉プロセス の解析

山岡 秀行*・亀井 康夫*²

Analysis of Oxygen Blast Furnace Process Based on a Mathematical Simulation Model

Hideyuki YAMAOKA and Yasuo KAMEI

Synopsis:

Theoretical study was made to search an effective use of oxygen in the blast furnace with a one-dimensional blast furnace mathematical model and following results were obtained.

1) The straight use of oxygen in the blast will result in the increase of the fuel rate because of the lack of heat at the furnace shaft caused by the excessive increase of the flame temperature.

2) The use of oxygen with the combined use of the pulverized coal in large quantities is reasonable to restrain the excessive increase of the flame temperature and both the low fuel rate and the high productivity will be achieved without any other measures such as the hot gas injection into the furnace shaft.

Key words: blast furnace; oxygen; pulverized coal; mathematical simulation model.

1. 緒 言

現在、高炉法は比類なき生産規模と熱効率を達成し、製鉄法の主流の座を占めている。しかし一方では、高強度のコークスと塊成鉱を必要とするため、原料の厳選と大規模の塊成化設備を必要とする等の問題点をも有している。このような問題点の解決を目的として各種、新しい製鉄法の開発が試みられてきた。R. DÜRRER により支持された酸素低シャフト炉¹⁾はその一例である。彼は、熱風に替えて酸素を使用することによりシャフト高さを低くすれば、生産速度を倍増させるとともに原料制約条件をも緩和できるとした。しかし、酸素低シャフト炉は化学原料ガス製造等に実用化された例はある²⁾ものの、従来からの熱風高炉を凌駕して製鉄法の主流となるには至っていない。宮下³⁾によれば、送風中の酸素濃度を上昇させるといわれるシャフト部熱不足問題が顕在化するためである。このようなシャフト部熱不足問題に対処すべき方法として、シャフトの上部や下部さらには羽口から加熱ガスや加熱還元ガスを吹き込む方法が提案されている^{4)~8)}。

このような実績を踏まえて、ここでは高炉1次元数学モデルを使用して高炉操業におよぼす酸素送風の影響を

調査するとともに酸素を活用して高炉機能の向上を図るべき方策について検討した。

2. 高炉酸素送風方法の検討

Appendix に示した高炉の1次元数学モデルを使用し、高出鉄比と低燃料比をとともに達成すべき酸素送風方法について検討した。

対象高炉としては Appendix で引用した炉容積 3 680 m³ の高炉を採用した。

また、ここでは出鉄比は最大出鉄比を意味するものとし、出鉄比、燃料比等の操業成績を以下のように算定した。すなわち、出鉄比の制約要因としては、通気性、伝熱、還元反応、溶解、荷下がり等が上げられるが、本1次元数学モデルでは通気性、伝熱、還元反応、溶解については速度論的に考慮している。そこで、安定な荷下がりを達成し得るか否かに関しては、羽口レベルから炉頂までの圧力損失の装入荷重(単位面積当たりの鉱石とコークスの重量の単純加算値)に対する比で定義した圧損レベルを導入し、対象とした高炉では、安定操業下で圧損レベルは 0.60 以下であったことを勘案し、安定な荷下がりを達成すべき圧損レベルの上限値を 0.60 とし、出鉄比の上限制約とした。計算では、それぞれの操

平成元年 10 月本会講演大会にて発表 平成 3 年 1 月 28 日受付 (Received Jan. 28, 1991)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki pref. 314-02)

*² (社)日本鉄鋼連盟溶融還元研究開発委員会実施委員会 (R & D Task Force, JISF DIOS Process, Committee for Research & Development on the Direct Iron-Ore Smelting Reduction Process, The Iron & Steel Federation of Japan)

業条件の下で出鉄比を順次増加させて1次元数学モデルにより操業成績を計算し、計算された圧損レベルが0.60となるときの出鉄比を最大出鉄比とし、燃料比等の操業成績も、その時に計算される値とした炉頂圧力は圧力損失を介して最大出鉄比に影響するが、ここでは、対象高炉と同一の1.68 kgf/cm² (gauge) とした。

2.1 高炉操業におよぼす送風中酸素濃度の影響

数学モデルを使用して高炉操業におよぼす酸素送風の影響について検討した。結果を Fig. 1 に示す。送風中の酸素濃度を上昇させると出鉄比は増加する。しかし、燃料比に関しては適正な酸素濃度が存在し、酸素濃度を過度に増加させると燃料比は上昇する。適正な酸素濃度は送風温度に依存し、送風温度が30°C から1200°C の範囲では、約18% から30% の範囲にあるが、これらの条件はいずれもフレーム温度（レースウェイにおける理論燃焼温度に相当するが、ここでは、1次元数学モデルで計算されるレースウェイ部で生成するガスの温度とする。）で約2100°C に対応している。

ここで、送風中の酸素濃度を過度に増加させると燃料比が上昇する原因を、Fig. 2 に示す送風中の酸素濃度の増加に伴う炉内状態の変化と照合させて説明すれば、以下ようになる。すなわち、コークスのブドワール反応は反応温度に強く依存するため、高炉内はコークスの

ブドワール反応が活発化する温度（コークスの反応性に依存し、一般に900°C から1000°C 以上であるが、ここでは、900°C としている）を境として間接還元帯と直接還元帯に分離できるが、燃料比を削減するためには間接還元が進行し得るに十分な幅の間接還元帯が形成される必要がある。しかるに、送風中の酸素濃度を過度に増加させるとフレーム温度が上昇しすぎるため、ガスと原料の熱交換が炉下部で急激に進行して滴下帯、溶解帯および直接還元帯が縮小する一方、炉上部ではガス不足となって原料の加熱が進行せず、予熱帯が大幅に拡大する結果、間接還元帯が縮小する。このため間接還元がほとんど進行せず、直接還元反応が増加し、結果として燃料比は上昇する。これは、いわゆるシャフト部熱不足の状態である。逆に、送風中の酸素濃度を過度に低下させてフレーム温度を低下させすぎた場合、炉下部におけるガスと原料の熱交換が遅れて、滴下帯、溶解帯および直接還元帯が拡大するため、間接還元帯は縮小する。加えて、炉上部では予熱帯が縮小し、高温のガスが多量に排出されるため、燃料比は上昇する。すなわち、空気中の窒素は R. DURRER が指摘した¹⁾ ような一概に無益なものではなく、高炉内の反応や伝熱を円滑に進行させる上においてフレーム温度を適当な値（本1次元数学モデルによれ

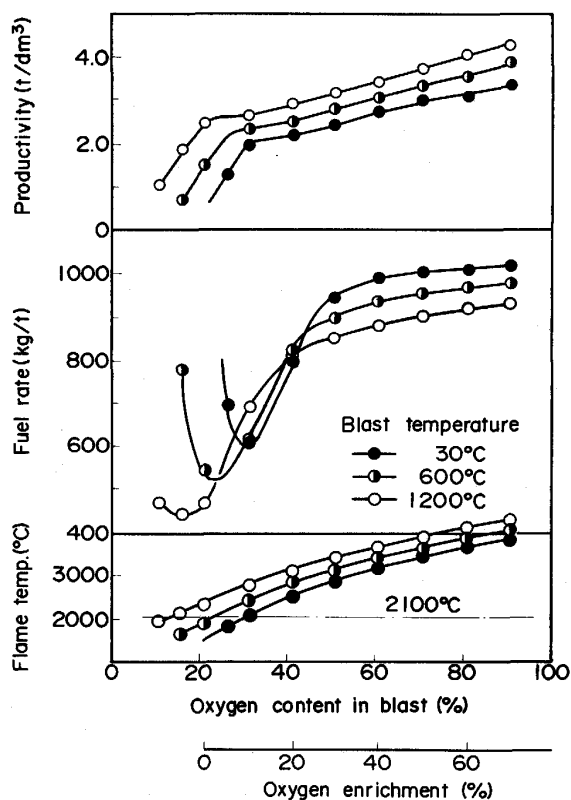


Fig. 1. Effect of the oxygen concentration of blast on the blast furnace operation.

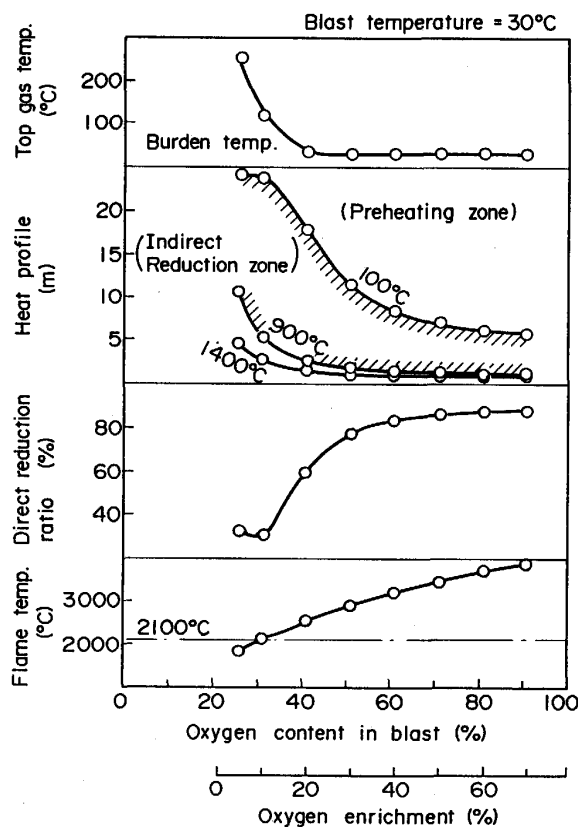


Fig. 2. Effect of the oxygen concentration of blast on the blast furnace operating conditions.

ば、約 2100°C) に調整するために必要な要素であり、単なる送風中酸素濃度の増加は燃料比の増大をもたらす。したがって、酸素送風において燃料比を低位に維持するためには、フレーム温度を適正な値に制御するため、何らかの付随的な操作を併用する必要がある。

2.2 複合送風の効果

酸素送風によるフレーム温度の過度の上昇の抑制には水蒸気、粉鉱石、燃料などが有効である。そこで、1次元数学モデルによりそれぞれの効果について検討した。ただし、燃料は微粉炭で代表させた。

結果を Fig. 3～Fig. 5 に示す。計算によれば、いずれの場合も燃料比が最小となるフレーム温度は約 2100°C であり、それぞれの吹込み量の増加とともに燃料比最小点は高酸素濃度側にシフトする。しかし、酸素濃度の増加とともに燃料比が低下するのは微粉炭吹込みを併用する場合のみであり、水蒸気や粉鉱石の場合には、吹込み量の増加とともに燃料比は増加する。これは、水蒸気や粉鉱石の場合、炭素-水蒸気反応 ($\text{C} + \text{H}_2\text{O} = \text{CO} + \text{H}_2$) や酸化鉄の溶融還元反応により、羽口前におけるコークスの消費量が増加して原料の降下が促進され、原料の加熱と鉱石のガス還元に必要な原料の炉内滞留時間が短縮されるためである。逆に、微粉炭の場合、微粉

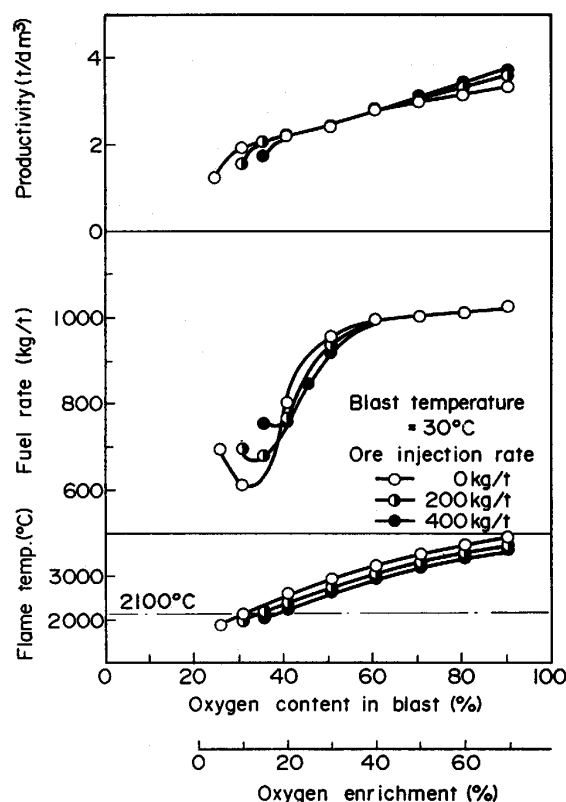


Fig. 4. Effect of the ore injection on the blast furnace operation with oxygen enriched cold blast.

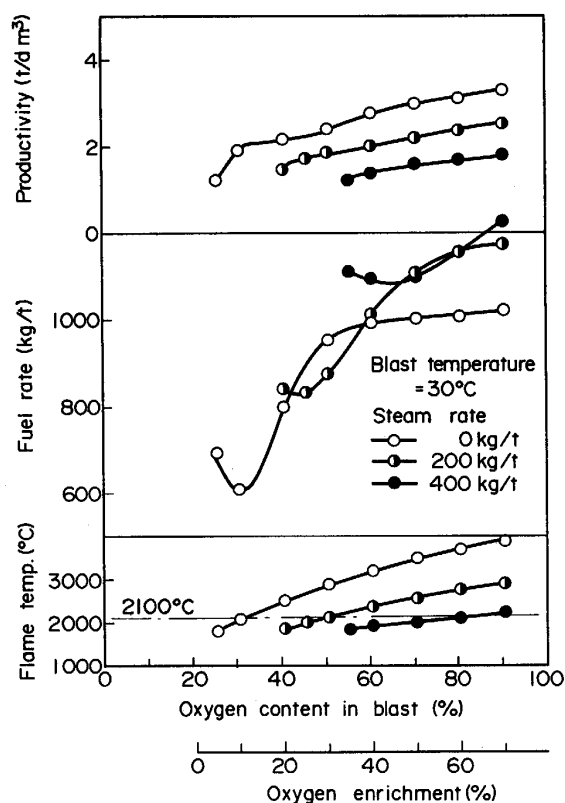


Fig. 3. Effect of the steam injection on the blast furnace operation with oxygen enriched cold blast.

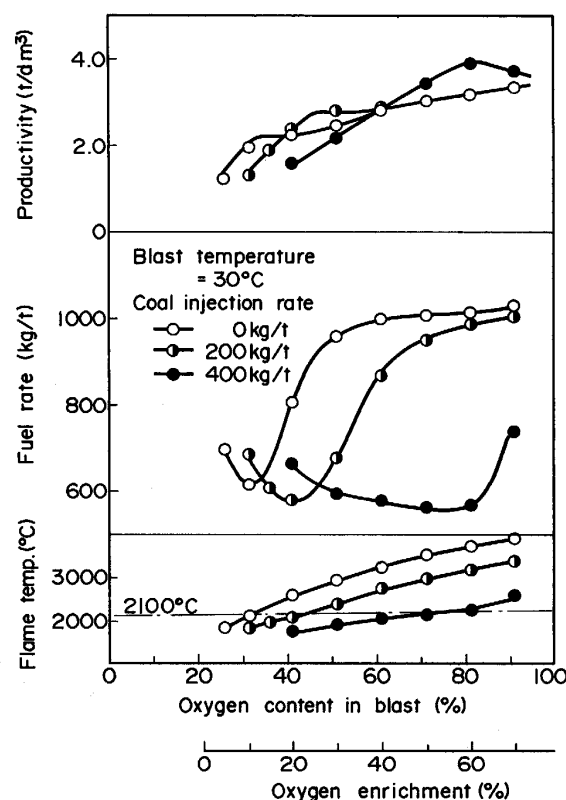


Fig. 5. Effect of the pulverized coal injection on the blast furnace operation with oxygen enriched cold blast.

炭中の炭素がコークスに代替するため、羽口前におけるコークスの消費量は減少し、原料の滞留時間が増加するのでガス還元が促進され、燃料比は低下する。ここで、微粉炭吹込みを併用する場合についてみれば、燃料比を最小にする送風中の酸素濃度は微粉炭吹込み量が 200 kg/t の場合約 40% であり、微粉炭吹込み量が 400 kg/t の場合は約 80% である。微粉炭吹込み量が 400 kg/t の場合における炉内状態を Fig. 6 に示す。酸素濃度が 40% から 80% の範囲で間接還元帯が幅広く形成され、間接還元が十分に進行することが示されている。なお、酸素濃度が高くなるほど間接還元帯が拡大しているにもかかわらず、直接還元比率に大差が無い理由は、間接還元反応に有効な約 500°C 以上 900°C 以下の温度領域は酸素濃度が高くなっても、さほど拡大しないことによる。また、酸素濃度が高いほど燃料比が低くなる理由は、酸素濃度が高くなるほど炉頂ガス温度が低下することによる。

以上、酸素送風下において高出鉄比と低燃料比を両立させるためには微粉炭吹込みの併用が有効であることが示された。

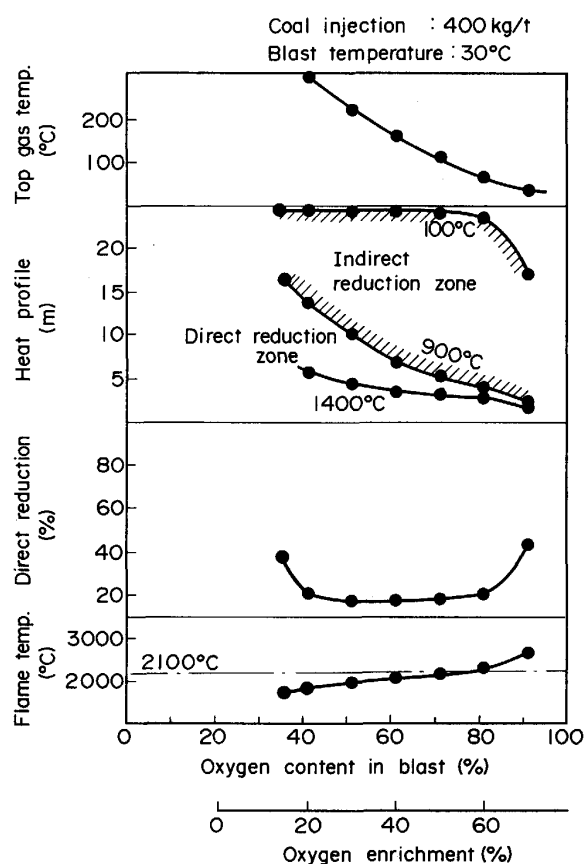


Fig. 6. Effect of the oxygen concentration of blast on the operating conditions of the blast furnace with combined injection of pulverized coal by 400 kg/t.

2.3 微粉炭多量吹込みを併用する酸素高炉

微粉炭の多量吹込みを併用した酸素送風下における送風中酸素濃度と燃料比、微粉炭比、出鉄比、送風中に微粉炭/酸素比率および装入の鉱石/コークス比率 (O/C) の関係を Fig. 7 に示す。ここでは、フレーム温度が 2100°C になるように微粉炭の吹込み量を調整している。

同図より、微粉炭の多量吹込みを併用して酸素濃度を増加すればコークス比は大幅に減少し、酸素濃度が 50% 以上で微粉炭比は 300 kg/t 以上となり、全燃料の 50% 以上が微粉炭に置換されることがわかる。同時に出鉄比も増加し、酸素濃度 50% 以上では 3 t/d/m³ を上回ると予測される。

従来、R. DÜRRER¹⁾ は熱風に替えて酸素を使用すれば高シャフトは不要とした。また、大野ら⁴⁾ や M. QIN⁵⁾ はシャフト部熱不足を回避するためにシャフト部への加熱ガスや加熱還元ガス吹込みを特徴とする酸素高炉を提案している。そこで、本 1 次元数学モデルを使用して、ここに示した微粉炭吹込みを併用する高炉操業法によればシャフト高さの影響を計算した。

結果を Fig. 8 に示す。計算によれば、シャフト高さ

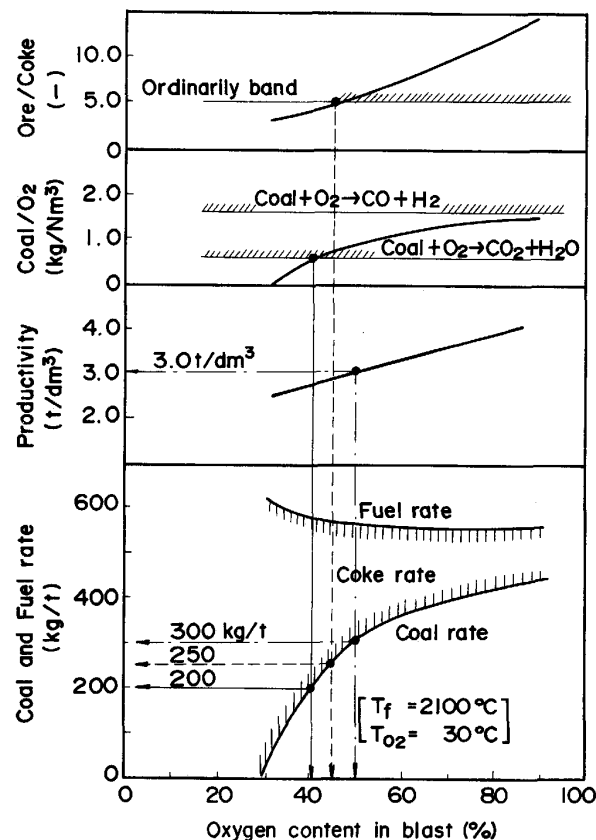


Fig. 7. Operation indices of the blast furnace with oxygen enriched cold blast with the combined injection of pulverized coal.

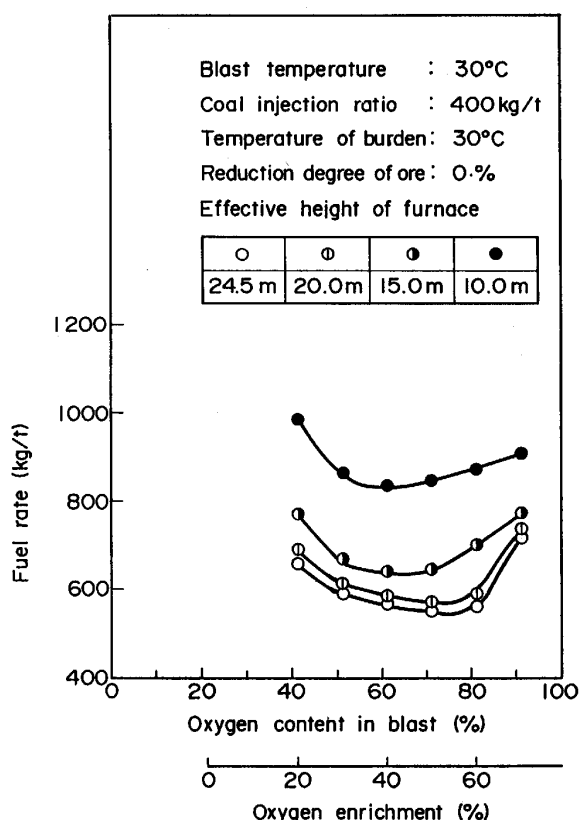


Fig. 8. Effect of the shaft on the height on the blast furnace operation with oxygen enriched cold blast with the combined injection of pulverized coal.

の低下とともに燃料比は増加するが、本結果は、ここに示した高炉操業法では、シャフトは燃料比の削減に重要な役割を果たすことを示している。したがって、フレーム温度を約 2100°C に調整すべく微粉炭の多量吹込みを併用することを特徴とする本酸素送風法は、R. DÜRRER により提唱された酸素低シャフト炉とは区別されるべきものである。また、本結果は、Fig. 7 にも示したように、シャフト等から加熱ガスや加熱還元ガスを吹き込まなくともシャフト部熱不足を回避できることを示しており、大野らや Q. KINSHENG らにより提案されている酸素高炉とも区別されるべきものである。

以上、高出鉄比と低燃料比を両立させるべき新しい酸素高炉法を提示した。

3. 微粉炭多量吹込みを併用する酸素高炉の課題

微粉炭多量吹込みを併用する酸素高炉の技術課題を以下に整理した。

まず、Fig. 7 で送風中の微粉炭/酸素比率に着目すると、微粉炭比が約 200 kg/t に対応する酸素濃度が 40% 以上の条件では送風中の酸素量は微粉炭の完全燃焼 ($\text{Coal} + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$) の化学当量限界を下回る。す

なわち、第 1 の課題は、このような高い微粉炭/酸素比率の条件で微粉炭を燃焼し得るかどうかである。

次に、Fig. 7 で、O/C に着目すると、微粉炭比の増加とともに O/C は増大し、微粉炭比が 250 kg/t を超えると 5.0 を上回るようになるが、このような条件は、通常の高炉操業で経験する範囲を超えている。一般に、鉱石/コークス比率が増加するほど融着帯は肥大し、通気性が悪化するものとされている。したがって、第 2 の課題は、このような高 O/C の状態で安定操業を維持できるかどうかである。

宮崎ら⁹⁾の燃焼実験に基づけば熱風の場合、微粉炭の燃焼率は微粉炭/酸素比率が 0.3 kg/Nm³ を超えると著しく燃焼率が低下するが、酸素送風の場合、微粉炭/酸素比率が 1.2 kg/Nm³ まで燃焼率は低下していない。この値は、酸素原単位が 300 Nm³/t 程度であることも勘案すれば、微粉炭比 360 kg/t に相当する。すなわち、この実験結果は、熱風に替えて酸素送風にすれば、微粉炭の多量吹込みは可能であることを示している。

一方、酸素低シャフト炉では原料荷重が軽減されるため、原料品質制約を緩和できる。しかし、ここに示した酸素高炉では、Fig. 8 に示したように、低燃料比指向の観点から高シャフトが必要である。したがって、融着帯の肥大を抑制して安定操業を維持するため、コークスと鉱石の厳格な品質管理が重要になる。

4. 結 言

高炉 1 次元数学モデルを使用し、酸素送風を活用して高出鉄比と低燃料比を両立させるべき高炉の操業方法について検討し、以下の結果を得た。

1) 送風中の酸素濃度を単純に増加させるのでは、フレーム温度が過度に上昇し、いわゆるシャフト部熱不足問題が発生して燃料比は増加する。

2) 酸素送風下において微粉炭等の燃料吹込みを併用することにより、高出鉄比と低燃料比を両立させることができる。

3) この場合、燃料比を低位に維持するためにシャフト高さは必要である。したがって、本方法は R. DÜRRER¹⁾により提唱された酸素低シャフト炉やシャフト部への加熱ガス吹込みを併用する酸素高炉⁴⁾⁵⁾とは区別され、新しい酸素高炉と称されるべきものである。

4) 上記のプロセスでは、装入鉱石/コークス比率の増加に起因する融着帯の肥大化に対処して安定操業を維持するため、鉱石やコークスの厳格な品質管理が重要になる。

Appendix

高炉 1 次元数学モデル

A・1 数学モデルの構成

Fig. A1 に構成を示す。高炉内をレースウェイ部、湯溜まり部および羽口～炉頂間に対応する有効反応部の 3 部位に分け、それぞれの反応帯を以下のように規定する。

(1) レースウェイ部；送風ガス、コークスおよび重油、微粉炭、粉鉱石、副原料などの物質が反応し、ガス（いわゆるボッシュガス）と溶鉄およびスラグが生成する。

(2) 湯溜まり部；有効反応部およびレースウェイ部から流入する溶鉄とスラグが合体して出鉄口から流出し、この間、鉄滓温度は湯溜まりの熱放散に応じて降下する。

(3) 有効反応部；原料が加熱、還元、溶解され、溶鉄とスラグが生成する。この部位は固体温度により以下のように五つの反応帯に分けられる。

① 予熱帯；原料が予熱され、原料中の水分が蒸発し、完了する。

② 間接還元帯；ソリューションロス反応を伴わずに、鉱石のガス還元反応のみが生起する。

③ 直接還元帯；ソリューションロス反応が、鉱石の間接還元反応で生起する CO_2 と H_2O の量に見合って生起し、鉱石の還元が完了する。

④ 溶解帯；鉱石と副原料が溶解し、完了する。

⑤ 滴下帯；溶鉄の侵炭と SiO_2 、 MnO 、 P_2O_5 の還元反

応が生起し、完了する。

各反応帯の区切り温度は以下のように設定した。

T_{s1} ；装入原料の温度。入力設定する。

T_{s2} ；原料水分の蒸発完了温度。ここでは 100°C とする。

T_{s3} ；コークスのガス化反応が開始する温度。ここでは 900°C とする。

T_{s4} ；鉱石の溶解開始温度。ここでは 1400°C とする。

T_{s5} ；鉱石の溶解完了温度。ここでは 1400°C とする。

T_{s6} ；滴下帯出口の溶鉄、スラグおよびコークス温度とし、出鉄温度と湯溜まりの熱放散量から計算する。

A・2 計算の骨子

所定の出鉄量と出鉄温度を得るために必要とするコークス比および送風量を、有効反応部内反応帯におけるガスと原料の熱交換、間接還元帯における鉱石のガス還元反応を速度論的に考慮して計算する。各反応帯でのガスの流通抵抗を考慮して圧力分布も予測する。

本数学モデルは簡略モデルであり、半径や方向や円周方向の分布も考慮していない。そこで、モデルの信頼度を高めるため、ガスと固体の熱伝達、鉱石のガス還元反応、炉体熱損失および通気抵抗に関して 4 個の修正係数 α 、 γ 、 hw 、 β を導入した。これらの修正係数は、対象とする高炉の直近の操業実績を用いて更新する。

Fig. A2 に計算の手順を示す。有効反応部の伝熱計算ではガスと原料の熱交換速度を考慮して各反応帯の長さが計算される。間接還元帯の反応計算では、鉱石のガス還元反応速度を考慮して間接還元帯下端のガス組成が計算される。ここで、反応帯長さの合計が対象高炉の有効炉高に一致するように送風量が決定され、間接還元帯下端での CO_2 が 0 となるようにコークス比が決定される。

具体的な計算の内容を以下に示した。

(a) 総括物質収支計算；出鉄量と溶鉄成分、塊鉱石や副原料などの成分、コークス比と成分、送風量と組成、燃料および原料の吹込み量と組成を使用して、原料使用量、スラグ生成量、各反応帯出入口の原料とガスの成分毎流量および各反応帯内の化学反応量を計算する。

(b) 湯溜まり部の熱収支計算；出鉄量、スラグ量および出鉄温度を使用し、熱放散を考慮して滴下帯出口の溶鉄、スラグおよびコークスの温度を計算する。

(c) レースウェイ部の熱収支計算；送風、燃料および粉鉱石や副原料の吹込み量と組成と温度、レースウェイ部に流入するコークスの量と温度、湯溜まり部へ流出する溶鉄とスラグの量および有効反応部に流入するガス（ボッシュガス）の流量を用い、送風中酸素による吹込み燃料とコークスの燃焼反応、吹込み鉱石の熔融還元反応を考慮し、ボッシュガスの温度（フレイム温度）を計算する。

(d) 有効反応部の熱収支計算；各反応帯境界の固体温度、ガスと原料の流量およびフレイム温度（滴下帯入口ガス温度）を用い、各反応帯の総括収支を示す次の関係式を使用して、下方から順次、反応帯境界のガス温度を計算する。

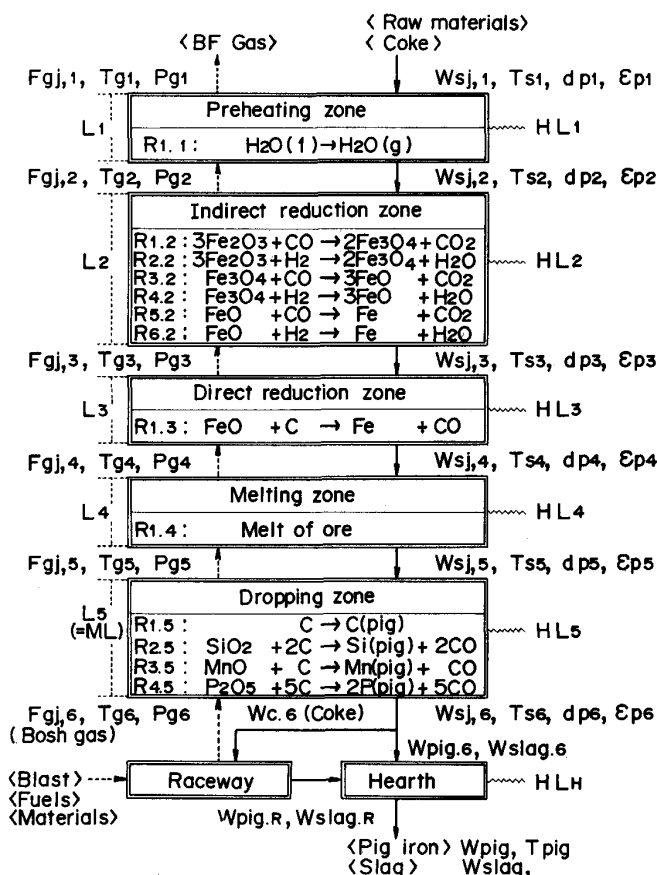


Fig. A1. Construction of 1-dimensional blast furnace mathematical model.

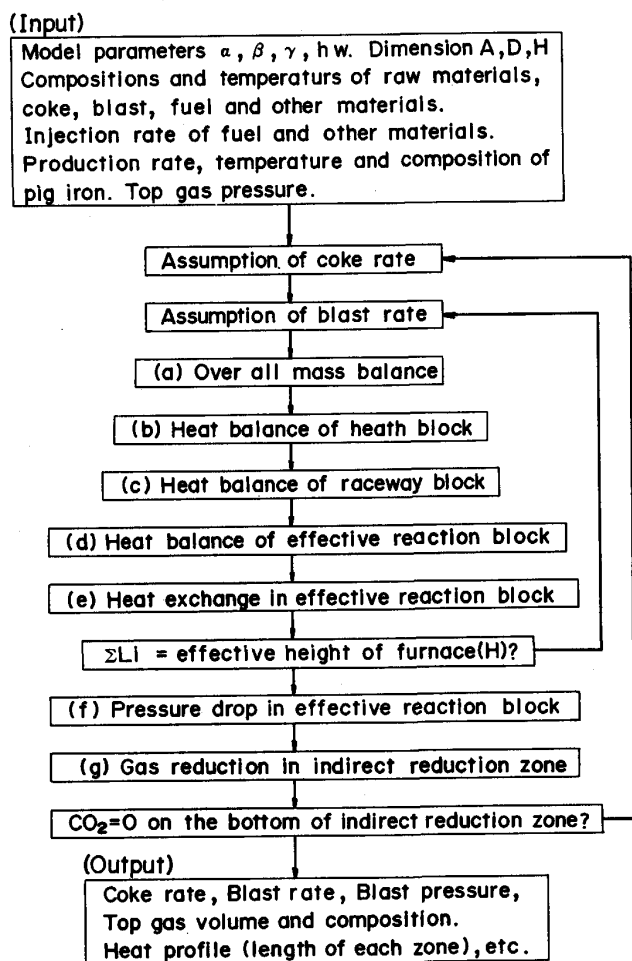


Fig. A2. Calculation procedure of 1-dimensional blast furnace mathematical model.

$$\sum_{sj} c_{sj} W_{sj, i} T_{sj, i} + \sum_{gj} c_{gj} F_{gj, i+1} T_{gj, i+1} + \sum_n \Delta H_{n, i'} R_{n, i'} \\ = \sum_{sj} c_{sj} W_{sj, i+1} T_{sj, i+1} + \sum_{gj} c_{gj} F_{gj, i} T_{gj, i} + HL_i \quad \cdots (1)$$

HL_i は熱放散量であり、次式で記述する。

$$HL_i = \pi L_i D h w (T_{sj, i} - T_w) \quad \cdots (2)$$

hw は炉体熱放散係数であるが、それ自体を修正係数とした。 T_w は炉壁温度である。

(e)有効反応部の伝熱計算；各反応帯内でガスと原料の熱伝達、化学反応に伴う熱の生成消滅と炉体熱放散を考慮した次式に示すガスと原料の熱収支に関する微分方程式を積分し、反応帯の長さおよび反応帯内の温度分布を求める。ここで計算される反応帯長さの総和が羽口～炉頂高さに一致する条件で送風量を決定する。

$$(csWs)_i' \frac{dT_{sj, i}'}{dL} = A \alpha a h p_i' (T_{gj, i}' - T_{sj, i}') \quad \cdots (3)$$

$$(cgFg)_i' \frac{dT_{gj, i}'}{dL} = A \alpha a h p_i' (T_{gj, i}' - T_{sj, i}') \quad \cdots (4)$$

ここで、 α は熱伝達係数の修正係数である。

a は比表面積、 $h p_i'$ は RANZ の式¹⁰⁾ で与えられるガスと固体の熱伝達係数である。ただし、第5段の滴下帯における熱伝達係数は RANZ の式で計算される値の 1/10

とし、さらに修正係数 α を掛けている。 $T_{gj, i}'$ および $T_{sj, i}'$ は反応帯内部の温度を示す。固体とガスの熱容量 $(csWs)_i'$ 、 $(cgFg)_i'$ は次式で与える。

$$(csWs)_i' = \left(\sum_{sj} c_{sj} W_{sj, i+1} T_{sj, i+1} - \sum_{sj} c_{sj} W_{sj, i} T_{sj, i} - \sum_n \Delta H_{n, i'} A L_i' R_{n, i'} + HL_i' \right) / (T_{sj, i+1} - T_{sj, i}) \quad \cdots (5)$$

$$(cgFg)_i' = \left(\sum_{gj} c_{gj} F_{gj, i+1} T_{gj, i+1} - \sum_{gj} c_{gj} F_{gj, i} T_{gj, i} \right) / (T_{gj, i+1} - T_{gj, i}) \quad \cdots (6)$$

(f)有効反応部の圧力計算；各反応帯 i' における原料の粒度と空隙率およびガスの流速と密度と粘性係数を用いて流通抵抗 $[dPg/dL]_i'$ を ERGUN の式¹¹⁾ により計算し、上方から順次、反応帯出入口における圧力を求める。

$$[dPg/dL]_i' = 150 \mu_{gi}' \left(\frac{1 - \beta \epsilon p_i'}{dp_i' \beta \epsilon p_i'} \right)^2 u_{gi}'^2 \\ + 1.75 \rho_{gi}' \left(\frac{1 - \beta \epsilon p_i'}{dp_i' \beta \epsilon p_i'} \right) u_{gi}'^2 \quad \cdots (7)$$

$$Pg_{i+1} = Pg_i + [dPg/dL]_i' L_i' \quad \cdots (8)$$

β は通気抵抗の修正係数であり、空隙率を補正する。

原料の粒度 dp_i' 、空隙率 $\epsilon p_i'$ 、ガスの実流速 u_{gi}' 、密度 ρ_{gi}' 、粘性係数 μ_{gi}' は反応帯出入口における値の平均値とする。

(g)間接還元帯の反応計算；ガス還元反応速度を考慮してガスと原料の組成変化を記述する次式に示す微分方程式を上端におけるガスと酸化鉄の成分流量を境界条件として差分計算し、下端におけるガスと酸化鉄の成分別流量を求める。ここで計算される下端におけるガスと酸化鉄の成分別流量が総括収支計算で求められた値と一致する条件でコークス比を決定する。

$$\frac{d}{dL} F_{gj, 2}' = A \gamma \sum_n m_{n, gj} R_{n, 2}' \quad \cdots (9)$$

$$\frac{d}{dL} W_{sj, 2}' = A \gamma \sum_n m_{n, sj} R_{n, 2}' \quad \cdots (10)$$

ここで、 γ は反応速度の修正係数である。

$F_{gj, 2}'$ と $W_{sj, 2}'$ は間接還元反応帯内部のガスおよび固体の流量、 $m_{n, gj}$ と $m_{n, sj}$ は反応の化学当量係数である。 $R_{n, 2}'$ は、3界面未反応核モデルにおける CO ガス ($n=1 \sim 3$) および H_2 ガス ($n=4 \sim 6$) による酸化鉄の還元反応速度であり、村山らの式¹²⁾ を適用して計算する。温度および圧力としては(7)、(8)式を使用する。

A・3 妥当性

炉容積 3 680 m³ の高炉の火入れ以降約 4 年間の休風日を除く 10 日平均の操業実績データを使用し、本数学モデルの予測精度を検討した。

修正係数を全期間の平均値で固定して計算した送風量とコークス比を操業実績と比較した結果を Fig. A3 に示す。計算と実績には約 90% 前後の相関係数で示され

Table A1. A set of model parameters.

α	β	γ	hw
0.63	0.66	0.16	0.20

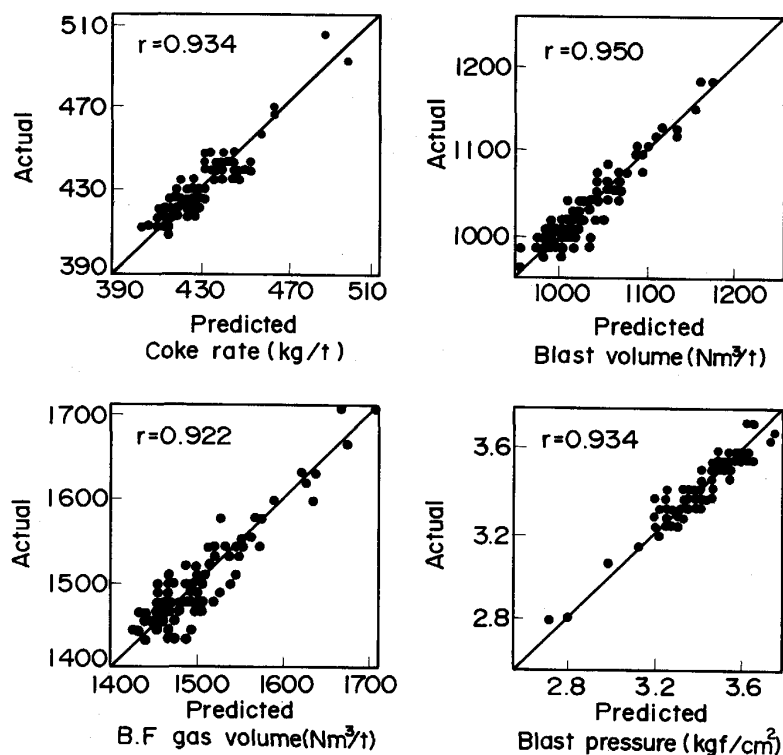


Fig. A3. Relations between actual operational results and calculated ones using 1-dimensional blast furnace mathematical model.

る一貫性が得られたことから、本数学モデルは未知の高炉操業予測においても有益な示唆を与え得ると判断できる。

記 号

a : 比表面積 (m^2/m^3)
 A : 炉段面積 (m^2)
 c_{gj} , c_{sj} : ガスと原料の比熱 ($\text{kcal}/\text{Nm}^3\text{C}$, $\text{kcal}/\text{kg}^\circ\text{C}$)
 D : 炉直径 (m)
 dp_i : 原料粒子径 (m)
 $F_{gj,i}$: ガスの流量 (Nm^3/h)
 H : 高炉の羽口レベルから層頂までの高さ (m)
 $HL_{i'}$: 炉体熱放散量 (kcal/h)
 $\Delta H_{n,i'}$: 反応熱 (kcal/kmol)
 $hp_{i'}$: ガス固体熱伝達係数 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)
 hw : 炉壁熱放散係数 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)
 $L_{i'}$: 反応帯長さ (m)
 $m_{n,gj(\text{or } sj)}$: 化学当量係数 (Nm^3/kmol or kg/kmol)
 Pg_i : ガス圧力 (kg/ms^2)
 $R_{n,i'}$: 反応速度 ($\text{kmol}/\text{m}^3\text{h}$)
 Tg_i , Ts_i : ガス, 固体温度 ($^\circ\text{C}$)
 Tw : 炉壁温度 ($^\circ\text{C}$)
 ug_i : ガスの実流速 (m/s)
 $W_{sj,i}$: 原料の流量 (kg/h)
 α : 熱伝達率修正係数 (—)
 β : 空隙率修正係数 (—)
 γ : ガス還元反応速度修正係数 (—)
 ε_{pi} : 空隙率 (—)
 ρ_{gi} : ガス密度 (kg/m^3)

μ_{gi} : ガス粘性係数 (kg/ms)

i : 反応帯 i の上端を示す添え字

i' : 反応帯 i を示す添え字

gj : ガスの成分を示す添え字 (1; CO , 2; CO_2 , 3; H_2 , 4; H_2O , 5; N_2)

sj : 原料の成分を示す添え字 (1; Fe_2O_3 , 2; Fe_3O_4 , 3; FeO , 4; Fe , 5; C , 6; H_2O , 7; その他)

文 献

- 1) デュラー著, 浅井一彦, 金森九郎共訳: 鉄の精錬—製鉄法の将来— (1955), p. 142 [丸善]
- 2) 岡本 孝, 多田嘉之助, 杉浦 卓: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 637
- 3) 宮下恒雄, 大槻 満: 鉄と鋼, **58** (1971), p. 2184
- 4) 大野陽太郎, 堀田裕久, 松浦正博, 光藤浩之, 斎藤 汎: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 1278
- 5) M. QIN and Y. NAIFU: Scand. J. Metall., **15** (1986), p. 138
- 6) R. WARTMANN: Proc. Japan and Germany Seminar (1981), p. 133
- 7) W.-K. LU and R. V. KUMAR: ISS Transactions, **5** (1984), p. 25
- 8) F. FINK: Proc. European Ironmaking Congress (1986), PV-3
- 9) 宮崎富夫, 山岡秀行, 亀井康夫, 中村文夫: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 2122
- 10) W. E. RANZ: Chem. Eng. Prog., **48** (1952), p. 247
- 11) S. ERGUN: Chem. Eng. Prog., **49** (1952), p. 89
- 12) 村山武昭, 小野陽一, 川合保治: 鉄と鋼, **58** (1971), p. 1099