

技術資料

高炉の計算制御*

堀江 重栄**・山本 倫久**・宮下 恒雄**

Blast Furnace Computer Control

Shigeyoshi HORIE, Tomohisa YAMAMOTO, and Tsuneo MIYASHITA

1. はし が き

高炉の計算制御については、日本鋼管において、また IRSID など外国においても、すでに 10 年にわたって研究が進められてきた。その方式は、いずれも物質収支と熱収支をもとにして高炉下部の熱的変動を制御しようとするものであり、方法の差はあるが実際高炉に適用されるようになってきた。

これらはいずれも高炉の限られた重要な因子のみをとりあげており、その他の因子は一定影響を無視しうるとみなしうる環境を前提としている。そのため一定とみなしえない環境—異常炉況—の予知や制御が行なわれないかぎり、高炉を完全に計算制御しているとはいえない。とくに高炉の場合のように最近では異常状態に陥いることは少ないとはいえ、この結果が重大であるので計算制御を実用化する場合の障害となる。これが高炉の計算制御がのび悩んでいる理由のひとつである。このため異常状態の解明と、従来開発された方式のより普遍化という意味の動力学的な高炉の解析とが、現在および今後の高炉計算制御の研究方向となっている。

以上の高炉プロセス自体の計算制御と併行して、計算機技術の進歩に伴って、原料の装入および熱風炉切替のプログラム制御などの個々の制御も計算機に受持たせることが可能となり、さらにもつと広い工場間にわたる一貫した原料の需給、在庫、配合管理にまでも適用されようとしている。

ここでは、高炉の冶金プロセスの計算制御を中心に、そのモデルの構成、実際の適用結果および計測技術を含めて紹介する。

2. 高炉計算制御モデルと基礎理論

2.1 熱収支モデル

今日までに実用化された高炉計算制御モデルは、すべて高炉の熱収支をもとにしており、高炉炉内の反応帯の区分の仕方にそれぞれの特徴がある。一般的な高炉炉内反応は、つぎのようになる。

400°C 以下の炉頂部：装入物付着水分の蒸発
 400~1 000°C の部分：間接還元，結合水の分離蒸発
 1 000°C 以上の部分：間接，直接還元，石灰石の熱分解，鉄以外の酸化物の直接還元，
 銑鉄とスラグの形成

羽口先：コークスおよび吹込燃料の燃焼

高炉炉内で、これらの反応は重複して起こり、温度や位置により明確に区分することは困難であるが、熱収支モデルではこれらの反応を考慮して、炉全体をひとつの領域とみた総括熱収支、あるいは、炉下部の高温部のみに着目した熱収支や、炉下部でとくに熱量変動の大きな反応のみに着目した熱収支をもとにしており、

熱収支モデルの基本的な考え方は、まず対象とする高炉の定常状態での熱収支から、その高炉に固有な熱損失を推定するが、これは (1) 式で示される。

$$(\text{固有熱損失}) = (\text{入熱}) - (\text{固有熱損失以外の出熱}) \quad (1)$$

制御に用いる式は、(1) 式で求めた固有熱損失を既知値として、短時間の非定常な熱収支を考え、炉内に蓄積された熱量の増減を推定する (2) 式である。

$$(\text{炉内蓄積熱量}) = (\text{入熱}) - (\text{固有熱損失以外の出熱}) - (\text{固有熱損失}) \quad (2)$$

高炉の計算制御は、(炉内蓄積熱量) の増減を打消す方向に (入熱) を増減することである。

2.1.1 総括熱収支を基礎としたモデル

総括熱収支を基礎としたモデルとして、制御は考えていないが、操業条件の変更に伴うコークス比変化の推定を目的とした LANDER らのモデル¹⁾があげられる。これは (1), (2) 式の原理そのものである。日本鋼管川崎で開発したモデル^{2),3)}の初期の考え方は、総括熱損失を基礎として改良したもので、炉熱の代用特性として銑鉄中 Si% をとり、(炉内蓄積熱量) の増減と Si% との関係を統計的に求めている。日本鋼管川崎モデルを例とし

* 昭和45年6月4日受付 (依頼技術資料)

** 日本鋼管(株)

て簡単に総括熱収支モデルについて述べる。

(2) 式を実際の高炉プロセスについて計算するには短期間の物質収支を計算するが、これには高炉プロセスの進行過程を連続的に把握できる高炉炉頂ガス分析値と装入物の量と分析値、羽口から吹込む熱風組成と燃料の量や組成により、N₂ 収支、C 収支、H₂ 収支、O 収支を計算する。

$$\begin{aligned} & (\text{炉頂ガス量}) = (\text{送風量}) \times (\text{送風中 } N_2\%) / \\ & (\text{炉頂ガス中 } N_2\%) \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

(3) 式より (炉頂ガス量) を求め (4) 式より短期間の鉍石から奪われる酸素量を求める。

$$\begin{aligned} & (\text{鉍石から奪われる酸素量}) \\ & = (\text{炉頂ガス中に } CO \text{ と } CO_2 \text{ としての全酸素量}) \\ & - (\text{送風の酸素量}) - (\text{石灰石としての酸素量}) \\ & - (\text{SiO}_2, \text{MnO}, \text{P}_2\text{O}_5 \text{ の還元により発生する酸素量}) \\ & \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

鉍石の酸化度が FeO_x で既知であれば、奪われた酸素量 XO は (4) 式より求められ、短期間の生産速度が推定される。高炉の炉下部の蓄積熱量の変動に最も大きな影響をおよぼす要因として、鉄酸化物の直接還元量を (5) 式の C 収支から求める。

$$\begin{aligned} & (\text{ソリューションロス炭素量}) \\ & = (\text{炉頂ガス中の全炭素量}) - (\text{羽口先燃焼炭素量}) \\ & - (\text{銑鉄中炭素量}) \\ & - (\text{SiO}_2, \text{MnO}, \text{P}_2\text{O}_5 \text{ 還元のための炭素量}) \\ & - (\text{石灰石の炭素量}) \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

実際高炉では水素還元も重要で H₂ 収支も考慮して、(4) と (5) 式を修正する必要がある。また (4) と (5) 式で、鉄以外の酸化物の直接還元を既知としているが実際には制御した結果得られる値であり、とりあえず目標成分をいれて制御することになる。

以上の物質収支と、物性値により (2) 式は具体的に (6) 式のようにあらわされる。

$$\begin{aligned} & (\text{炉内蓄積熱量}) = (\text{羽口先コークス燃焼熱}) \\ & + (\text{熱風顕熱}) + (\text{吹込燃料の燃焼熱, 顕熱}) \\ & + (\text{送風中湿分顕熱}) + (\text{スラグ生成熱}) \\ & + (\text{間接還元反応熱}) - (\text{水性ガス反応熱}) \\ & - (\text{ソリューションロス反応熱}) \\ & - (\text{コークス滓化熱}) - (\text{水素還元熱}) \\ & - (\text{装入物水分蒸発熱}) - (\text{石灰石分解熱}) \\ & - (\text{炉頂ガス顕熱}) - (\text{銑鉄顕熱}) - (\text{スラグ顕熱}) \\ & - (\text{鉄以外の酸化物還元熱}) - (\text{固有熱損失}) \\ & \dots\dots\dots (6) \end{aligned}$$

(6) 式において、14, 15, 16 項は左辺の (炉内蓄積熱量) の増減をあらわす結果の項で、基準値をいれるべきであろう。実際の制御モデルは、炉上部の反応で時間的にも、エネルギーの温度レベルからいつてもあまり関係ない項を定数項としてまとめ、(7) 式のように、炉下部の反応に関する項から成る式にまとめられた。

$$\begin{aligned} Z(\Delta Si)_n &= b_1 F_b + b_2 F_b T_b + b_3 F_h + b_4 F_b M \\ & + b_5 F_b [\sum C] / [N_2] + b_6 (Si)_{n-1} Z + b_7 Z + b_8 \dots (7) \end{aligned}$$

- ただし、Z: 鉍石から奪われる酸素量
- (ΔSi)_n: 溶鉄中 Si% の前タップとの差
- F_b: 送風量
- T_b: 送風温度
- F_h: 吹込み燃料量
- M: 送風中湿分
- b_i: 常数 (定常状態の実績から求める)
- (Si)_{n-1}: 予測する前タップの溶鉄中 Si%
- [ΣC] = [CO] + [CO₂] + [CH₄]
- [CO], [CO₂], [CH₄]: 炉頂ガス中 CO, CO₂, CH₄%
- [N₂]: 炉頂ガス中 N₂%

実際の高炉は、熱容量が大きく、熱的な慣性と反動的な慣性を考える必要があり、(7) 式のおおのの因子が、下部蓄積熱量の変動に影響する期間を調べ、インプットデータをとる期間をきめ、制御の信頼性をあげている。

2.1.2 高温部の熱収支を基礎としたモデル

高炉の熱レベルを制御するためには、総括熱収支をもとにするより、炉内温度を考慮して、高炉プロセスを分割して、1000°C 以上の高温部分の熱収支をもとにするほうが有効である。高炉プロセスを温度別に分割して熱収支を計算することは、すでに古く REICHARDT⁴⁾の熱線図として知られているが、最近 IRSID において RIST⁵⁾らが高炉の C 収支と O 収支および 1000°C 以上の領域における熱収支をきわめて明快に説明しうる図式解法⁶⁾を報告している。STAIB⁶⁾らは高炉の図式解析法を高炉計算制御に適用することを考え、Sidelor 社のオメクール工場の高炉にデータ処理装置を設置して研究開発を進め、1964 年にノルマンディ冶金会社の第 3 高炉で実際に高炉計算制御を行なった。

RIST⁷⁾(IRSID) らは、高炉プロセスを下降する装入物と上昇する還元性ガスとの熱交換器であると同時に酸素交換器とみて、図 1 に示すように 3 分割をした。高炉の熱交換機能は、装入物とガスの温度差が 20~40°C で、温度が 1000°C 前後の熱保存帯の上部に、装入物を 1000°C 前後まで予熱する上部熱交換帯と、羽口先で発

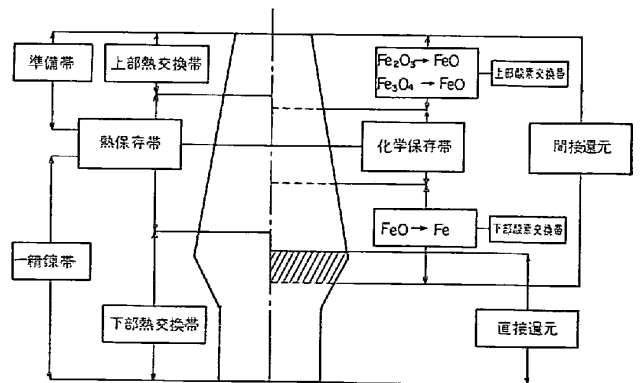


図 1 高炉の熱交換および酸素交換機能

生じた高温のガスから下降する装入物に熱量が与えられ、溶融銑鉄やスラグを生成する下部熱交換帯に分割される。酸素交換機能の面から、熱保存帯と上部熱交換帯は、コークスが不活性な領域で、酸化鉄の間接還元が起こる。とくに熱保存帯の領域内ではウスタイト-ガスが化学平衡に達する領域があり、化学保存帯とされている。高炉の操業度が高く、装入物の降下速度が速かつたり、装入物分布が不良であると、平衡状態は存在せず、化学保存帯は消失し、ヘマタイトやマグネタイトがウスタイトと共存する。この場合も含めて、Fe 1 原子当たりの還元剤消費量と還元ガス利用率（化学保存帯が存在するとき効率を 1 とする）により動特性直線⁹⁾の概念をとりいれ酸素交換図が示される。この図式の詳細な説明は文献⁹⁾にゆずるとして、装入物は全部自溶性焼結鉱で送風中にも H₂ を全く含まない簡単な場合について解説する。

図 2 に原理的な高炉操業線図を示す。O 収支は縦軸で示され、(8) 式にてあらわされる。単位はすべて Fe 1 原子当たりについてとする。

$$\begin{aligned} & (\text{炉頂発生全 O 原子数}) = (\text{送風中 O 原子数 } y_v) \\ & + (\text{鉄以外の金属酸化物の還元により生成する O 原子数 } y_f) + (\text{酸化鉄の直接還元により奪われる O 原子数 } y_d) + (\text{酸化鉄の間接還元により奪われる O 原子数 } y_i) \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

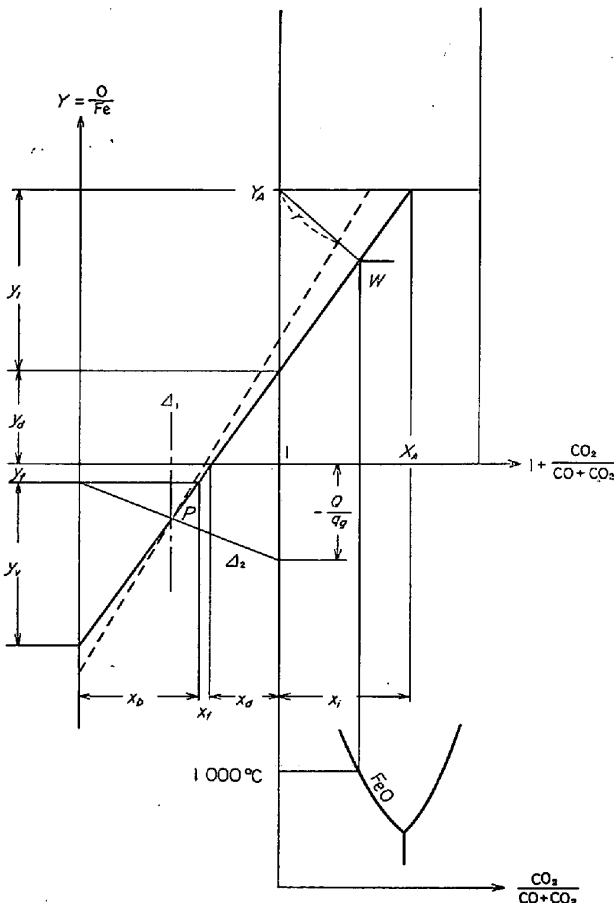


図 2 操業線図の原理

横軸は(8)式で示す酸素交換の場合の炭素の酸化の進行をあらわす。すなわち x_b, x_f, x_d はそれぞれ(8)式の右辺 1, 2, 3 項に対応して酸素と結合し CO ガスを生成する C 原子数である。 x_i の C 原子に対応する CO が酸化鉄の間接還元にあずかり、CO₂ にまで酸化され炉頂ガスとなるから、その酸化度は X_A で示され、装入物酸化度は Y_A で示される。直線の勾配 μ は、鉄 1 原子当たりの還元剤のモル数をあらわす。以上は物質収支のみであるが、操業直線はシャフトでの間接還元の制約と、高温部での熱収支の制約をうけて、その位置と勾配がきまる。まず間接還元の制約は、MEISSNER らの論文⁹⁾にあるように、熱保存帯の温度を 1000°C と仮定すれば、最も効率よく反応が進む場合に、ウスタイト-ガスが平衡に達する場合であり、すなわち化学保存帯が存在するときである。図 2 で W 点は、縦座標としてウスタイトの酸化度 1.05 をとり、横座標にはこれと平衡するガスの酸化度を取り、これがシャフトでの間接還元の限界となる。RISR らの⁷⁾は、操業直線が W 点を通る場合に理想状態にあるとして、還元ガス利用率 $r=1$ としているが、実際高炉では、操業度が高いことや、炉内ガス、装入物分布が不均一であることから r は 1 以下であり操業直線は W 点を通らない。

もうひとつの大きな制約は高温部分における熱収支からの制約である。熱保存帯の温度を T_R °C (W 点をきめるときには 1000°C と仮定した) として、これを基準とした熱収支をとると、装入物の持込む顕熱とガスの持込む顕熱は 0 とおくことができ(9)式のように簡単に示すことができる。

$$y_v(q_v + q_c) = y_d q_g + Q \text{ [kcal/O atom]} \dots\dots\dots (9)$$

ただし、 q_v : T_R °C 以上の送風顕熱 [kcal/O atom]

q_c : C → CO で T_R °C 以上の反応熱 [kcal/O atom]

q_g : C + CO₂ → 2CO で T_R °C 以上の反応熱 [kcal/O atom]

ここで Q は(10)式で示されるように、酸化鉄の直接還元熱を除いた T_R °C 以上での必要熱量であり、

$$\begin{aligned} Q = & (\text{スラグ顕熱 } l) + (\text{溶銑の顕熱 } f) + (\text{熱損失 } p) \\ & + (\text{鉄以外の金属酸化物還元熱 } y_f q_f) \\ & + (\text{溶鉄への C の溶解熱 } r q_r) \\ & - (\text{この領域での間接還元反応熱 } y_i q_i) \dots\dots\dots (10) \end{aligned}$$

図 2 より平面 (X, Y) の操業直線の方程式は(11)式のように表わされる。

$$Y = (y_v + y_f + y_d)X - (y_v + y_f) \dots\dots\dots (11)$$

(9) と(11)式より y_d を消去すると(12)式が得られ、これは助変数 y_v にしたがって変動する操業直線群を表わし、(13)、(14)式で示されるふたつの直線の交点からきまる固定点 P を有する。

$$\begin{aligned} y_v [X(q_c + q_v + q_g)/q_g - 1] - [Y - (X-1)y_f \\ + XQ/q_g] = 0 \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

$$d_1 : X = q_g / (q_c + q_v + q_g) \dots\dots\dots (13)$$

$$d_2 : Y = (X-1)y_f - XQ/q_g \dots\dots\dots (14)$$

すなわち、高炉プロセスのあらゆる定常的な状態は、操業直線により図式的に解析できるが、このような理論をもとにして短期間の高炉の熱レベルを制御する場合には、熱保存帯と化学保存帯の存在を証明することは困難であり、その温度 T_R や、化学保存帯に流入する装入物酸化度 y_z を推定することはできない。しかし装入物酸化度 Y_A が既知であり、炉頂ガス組成を連続的に測定できれば、図 2 と (13), (14) 式によつて得られる固定点 P は、送風量、送風温度などの操業条件と、定常状態における固有熱損失 p が既知であり、銑鉄の成分値として目標値をきめれば、操業直線を推定することが可能となる。STAIB⁶⁾らは以上の熱収支をさらに簡単にして、計算制御に適するように (15) 式に示すモデルを考えた。

$$\begin{aligned} & (\text{熱風顕熱}) + (\text{羽口先コークス燃焼熱}) \\ & = (\text{酸化鉄の直接還元熱 } y_d q_g) + (\text{固有熱損失}) \\ & + W_u \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

(9), (10), (15) 式を対比すると、 W_u は銑鉄とスラッグの顕熱、 SiO_2 , MnO , P_2O_5 などの還元熱などを含めた (炉内蓄積熱量) に相当する項である。IRSID では実際高炉を対象としてその炉頂ガス分析値と操業条件から連続的に W_u を推定して、高炉の熱レベルを表わす代用特性値、たとえば、銑鉄中 $\text{Si}\%$ と対比させ、定常的な操業状態から W_u とその代用特性値を結びつける一定の調整値 W_R を決定する。 W_R は操業条件が大幅に変化しないかぎり一定であり、このようにすれば W_u は熱状態を保とうとする基準操業に対する較正值を表わす。

以上は高炉の定常的な状態をモデル化したものである。高炉は熱的容量が大きいので熱的な慣性を考えなければならぬことはすでに述べた。これについて STAIB⁶⁾らは、高炉内にて融解帯と羽口先コークス燃焼帯の間に燃焼予備帯としての“コークス蓄熱帯”が存在するとして高炉の炉熱がある定常状態から他の定常状態に移行する過渡的な状態でつぎのふたつの機能を演ずるとして

(1) 融解帯から流出するコークスの過剰または不足にしたがつて、コークスを蓄積または供給する燃料の予備帯となる。

(2) “コークス蓄熱帯”の体積が変動することにより融解帯の高さが移動し、過渡的な状態の融解強度 P_i に変化を生ずる。実際的には高炉操業者が感じている炉芯コークス (高炉の羽口から 2 m 程度先に存在する未燃焼コークスの柱) の過渡的な状態における増減、熱的な慣性を究明し、動的な特性をとり入れた高炉計算制御を試みようとするものであり、STAIB⁶⁾らが最近報告⁹⁾したのものによれば、風熱、湿分、吹込燃料量などの操作因子を急変したときに銑鉄中 $\text{Si}\%$, W_u および生産速度 (融解強

度) P_i の変化推移を調べて、定量的なモデル化を試みている。

STAIB⁶⁾らの考えた高炉計算制御モデルは、以上のような理論にもとづいて、(16), (17) 式にて示される。まず O 収支から生産指数 P_i [$\text{Fe t}/\text{乾送風 } 1000 \text{ Nm}^3$] は Fe t 当たりの装入物からガスへ移動した平均酸素量 Ω [$\text{O}_2 \text{ Nm}^3/\text{t-Fe}$] と燃料吹込量 j [$\text{g}/\text{送風 Nm}^3$] および炉頂ガス中 CO , CO_2 , H_2 , N_2 [いずれも %] を用いて (16) 式のようになる。

$$P_i = (1/\Omega) \{395 \times (\text{CO} + 2 \text{CO}_2 - \text{H}_2) / \text{N}_2 + 14 \times (\text{CO} + \text{CO}_2) / \text{N}_2 + 0.615j - 210\} \dots\dots\dots (16)$$

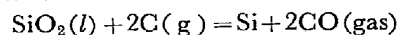
W_u は 1000°C を基準にした熱収支であるから、 h を送風湿分 [g/Nm^3], θ を送風温度 [$^\circ\text{C}$], F を屑鉄装入量 [$\text{kg}/\text{t-Fe}$] とすれば、(17) 式にて示される。

$$\begin{aligned} W_u = & (1000/P_i) \times \{1.375 \times (\text{CO} + \text{CO}_2) / \text{N}_2 \\ & - 0.145 \times (\text{H}_2 / \text{N}_2) + 0.44h / 1000 + 0.366\theta / 1000 \\ & + 0.87j / 1000 + 0.896\} - 0.14F + 96 \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

2.1.3 高温部の熱収支に冶金反応を考慮したモデル

基本的には高温部の熱収支モデルであるが、以上のモデルがいずれも銑鉄中 $\text{Si}\%$ を炉熱の代用特性とみて、短期間の (炉内蓄積熱量) をあらわす変数との相関関係を求めて制御しているのに対して、このほかにスラッグ中の a_{SiO_2} (スラッグ中 SiO_2 の activity) を考えたモデルとして、VAN LANGEN¹⁰⁾や POOS¹¹⁾によつて CNRM のリエージュの試験高炉で研究され、アイモイデンのオランダ国立高炉鉄鋼会社の第 5 高炉で実用化されたものがあげられる。

高炉の計算制御は、その熱レベルの制御を目的としながら、いずれも具体的には銑鉄中 $\text{Si}\%$ の調整を対象としているが、高炉下部における主反応の SiO_2 の還元は、速度論的にみれば、羽口上部の高温部で SiO_2 が還元され気化した SiO が生成し、銑鉄中の C により Si まで還元されることが通説となつているが、つぎの反応式から明らかのように、反応温度以外に a_{SiO_2} , P_{CO} などの要因に支配されており、さらに湯留部では溶鉄中の C , Si , Mn , P , S などの元素の含有量により、銑鉄中 $\text{Si}\%$ は変化する。



POOS¹¹⁾は高炉計算制御をウスタイトの還元で特徴づけられるシャフトの作用と、炉下部の熱収支およびスラッグ中の a_{SiO_2} により銑鉄中 $\text{Si}\%$ を制御するふたつの面を考えている。高炉シャフト部の作用とその制御は、オンラインではないが、炉頂ガス分析値から、送風流量装入原料の酸化度と炭酸塩量、直接還元率 R , 間接還元率 γ_{CO} , 水素還元率 γ_{H_2} およびウスタイトレベルでの CO の利用率 $\eta_{\text{CO}}^{\text{FeO}}$ を連続的に計算しており、たとえば、 $\eta_{\text{CO}}^{\text{FeO}}$ が変動したときには、羽口におけるガス速度 (操業速度)、シャフトのガス分布、装入物の被還元性、炉の温度プロファイルなどの変化をチェックするが、現在

これを制御する手段はないとしている。

炉下部の熱状態は、図3に示すように、スラグと銑鉄の温度を任意に選んで1300°Cのときに、銑鉄中Si%が0になるとして、この銑鉄とスラグを生成するときに必要な標準熱量 B_s を決定する。さらに目標値のSiを含有する銑鉄を生成するための実際所要熱量を B_r とすると、図3から(18)式によりSi還元所要熱と、そのSiを含有するのに必要なスラグと銑鉄の温度を得るために必要な熱量が E_c として表わされる。

$$E_c = B_r - B_s \dots \dots \dots (18)$$

a_{SiO_2} の影響を考慮するために、リージュの試験高炉でスラグの塩基度を0.7~1.4の広範囲に変化させた試験操作を実施して、図4に示す関係を得た。

Poosら¹¹⁾は研究を進めている間に、予測計算値と実際結果の間に時間的なズレがあることを認め、シャフトの動き、湯留りの熱状態を計算する過程で、とくに装入時にしか知られず、また数時間ずれてしか湯留り熱状態に影響を与えない特性が入り込むほか、炉頂ガス分析値も位相ずれを生じていると考え、インプットデータのとり方でこれを解決しようとしている。

2.1.4 特定の反応に着目した実用モデル

ここで述べるモデルは、高温部熱収支モデルと本質的に変わらないが、実際高炉に適用されているものであり、VAN LANGEN らによりアイモイデンの第5高炉で用いられたモデル¹²⁾、SPALLANZAIN らによるもので、イタル

シデールの Piombino 第3高炉で試みられたモデル¹³⁾および日本鋼管の水江第1高炉の計算制御モデルがこれに属するといえよう。IRSID のモデルで(15)式をみると、左辺のークス燃焼熱、送風顕熱は操業因子である送風流量、送風温度、送風湿分、燃料吹込量などが完全に管理されていれば容易に計算しうる項であり、固有熱損失も特定高炉で操業条件が変わらなければ、ほぼ一定とみなすことができる。さらに W_u の各項目はよく調べてみると、銑鉄とスラグの顕熱や SiO_2 , MnO , P_2O_5 の還元熱はいずれも制御結果であり、明確な項目として炉下部の熱量変動に影響してくるものは、酸化鉄の直接還元量であり、もうひとつは実際高炉の計算制御において必ず考慮せねばならない操業因子などが変化したときに生ずる高炉の熱的慣性の問題である。

VAN LANGEN らが、Poos らとの研究結果¹⁰⁾にもとづき、アイモイデンの第5高炉に適用したモデル¹²⁾は、装入ークスの水分制御と炉頂装入物分布の均一化をはかった上で、操業因子と炉頂ガス分析値から、直接還元率と生成銑鉄量を推定して、基準温度を1200°Cにとつた熱収支から、たとえば、直接還元率が1%増加すれば熱料吹込量を5kg/t-pig増加して、銑鉄もt当たりの入熱量が一定となるように制御し、銑鉄中Si%を調整しようとしている。

SPALLANZAIN らは、STAIB らのモデル⁹⁾を、Piombino 第3高炉に適用した結果 W_u と銑鉄中Si%との相関を認められないが、この理由は高炉プロセスの熱的慣性を考慮していないことに起因するとして、時間 t_i における銑鉄成分は初めの出鉄成分に関係があり、さらに時間 $t_i - (\tau + m)$ から時間 $t_i - \tau$ までの炉下部のプロセス進行に関係があることを見出した。 m は出鉄時の成分変化がそのプロセスにより推定される時間を意味づけ、 τ は出鉄と周期 m の間の時間遅れを表わす。実際高炉で m と τ をいろいろ変えてデータを解析して、間接還元により奪われる酸素量 O_{RI} [kg/hr]、直接還元により奪われる酸素量 O_{RD} [kg/hr]、送风量 V_v 、熱風温度 T_v 、予測する前タップのSi; Si_{i-1} [%] 同様にMn; Mn_{i-1} および τ と m を変えた2点の t_v , O_{RD} , Si の値の差を Δt_v , ΔO_{RD} , ΔSi として、銑鉄温度を予測する式として(19)式、銑鉄温度を予測する式として(20)式が得られ計算制御に用いられている。

$$\begin{aligned} \%Si_{i-1} = & 0.5206 \times 10^{-4} O_{RI} + 0.1432 \times 10^{-4} V_v \\ & - 0.1029 \times 10^{-3} O_{RD} + 0.6321 \times 10^{-2} T_v \\ & - 0.1022 \times 10^{-3} \Delta O_{RD} + 0.495 \times 10^{-2} \Delta T_v \\ & + 0.5515 \%Si_{i-1} + 0.2084 \Delta \%Si + 56.0 \dots (19) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} T_{Gi} = & 80.77 \%Mn_{i-1} + 35.83 \%Si_{i-1} \\ & - 18.59 \Delta \%Si - 0.6383 \times 10^{-2} O_{RD} + 1414.04 \dots (20) \end{aligned}$$

日本鋼管の水江第1高炉で初期に適用されたモデル²⁾は、図5に示すように高炉プロセスをモデル化したもの

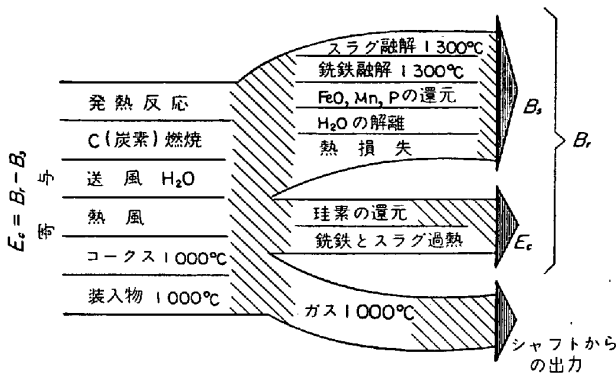


図3 E_c の計算図

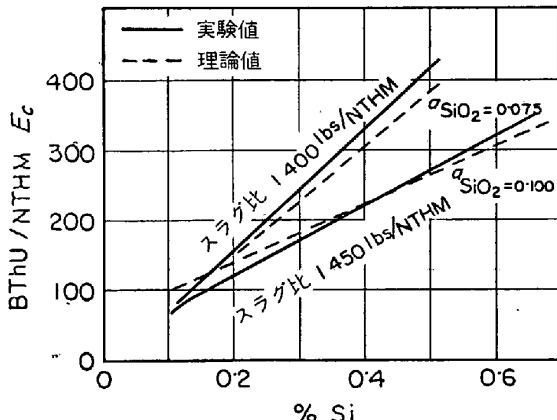


図4 銑鉄中Si%と E_c の関係

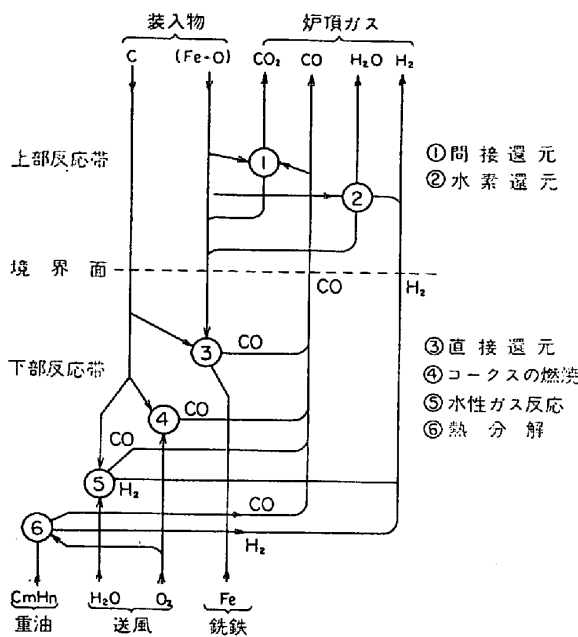


図 5 高炉炉内冶金反応模型図

であり、炉下部の熱バランスから乾送風 1 Nm³ 当たりの (炉内蓄積熱量、を求め、これが銑鉄中 Si% の前タップとの差に比例すると考えている。ここで操業因子である、送風流量 F_b 、送風顕熱、吹込燃料分解熱を設定値として、変数としては、送風中湿分分解熱 M 、炉頂ガス組成より計算される量として銑鉄生産速度に比例する量 $(\alpha + \beta + \gamma)$ および直接還元量 α を変数とする。ここで β は間接還元量、 γ は水素還元量である。このほかに補助変数として、送風圧力 P_b と炉頂圧力 P_t より、通気性を表わす因子 $F_b / (P_b - P_t)$ および前タップ Si% ; Si_{*n-1*} をとるとそのモデルは (21) 式のように表わされる。ここで $C_0 \sim C_6$ はいずれも定数である。

$$dSi_n = C_0 + C_1 Si_{n-1} + C_2 \alpha_n + C_3 (\alpha_n + \beta_{n-1} + \gamma_{n-1}) + C_4 M + C_5 F_b / (P_b - P_t) + C_6 \dots (21)$$

さらに高炉の熱的慣性を考慮するために、添字 n の項は、予測するタップから 0~3 時間前の 3 時間平均値を、添字 $n=1$ は 3~6 時間の 3 時間平均をとつて、大波による炉内反応状態の変化を少なくすることと、計器の測定誤差を消去するのに役立てた。

後にこのモデルを改良して (下部蓄積熱量) Q_L と送風湿分 M 、直接還元 α 、および溶解熱容量すなわち銑鉄生成速度 δ より熱収支が (22) 式で表わされるとして、

$$Q_L = f(M, \alpha, \delta) \dots (22)$$

高炉の制御は Q_L を一定にして操業すればよいから、制御式は最終的に (23) 式のようになる。

$$M = \varphi(\alpha, \delta) \dots (23)$$

この式により Si% と無関係に熱レベルを制御しうる。

以上述べた熱収支を基礎とするモデルは、実際の高炉計算制御に適用されているが、操業因子や炉頂ガス成分値をもとにして、プロセス内で何が起ころうが最終的結

果のみ計算し制御しようとするブラックボックスモデルである。これに対して高炉の高さ方向での任意の位置の温度や装入物の還元状態なども含めて、操業状態を推定するためには、動力学的モデルによらねばならない。

2.2 動力学的モデル

動力学的モデルが実際の高炉計算制御に適用された例はないが、高炉の操業条件を変えたときの予測計算や解析計算に用いられている。このモデルは高炉内では、ガスと装入物は向流押し流れであるとして、径方向の分布は一様であると仮定し、任意の微小部分をとつて、この部分についての熱収支、ガスから固体への熱移動および物質移動を表わす 3 つの微分方程式をつくり、境界条件を与えて高さ方向について解を得ることからなる。この場合にモデルによつて炉内プロセスの分割の仕方や、境界条件のとり方が異なる。

BOGDANDY ら¹⁴⁾のモデルを例にとると、 dz の微小部分で定常状態においてガスから装入物に移動した熱量 Q_a は、入熱であるガスのエンタルピー減 $W_o(dE_G/dz)$ で示され出熱である装入物のエンタルピー増 $B(dE_B/dz)$ 、この微小部分で起こる還元反応量 $\omega A_1(dR/dz)$ 、および炉熱損失 Q_e に等しく (24) 式のように示される。

$$Q_a = W_o(dE_G/dz) = B(dE_B/dz) + A(dR/dz) + Q_e \dots (24)$$

ただし W_o はガス量、 E_G と E_B はガスおよび装入物のエンタルピー、 R は鉱石還元率、 ω は還元される方による定数、 A は定数である。この部分におけるガス-固体間の熱伝達の式より、空隙率を ϵ 、粒径 d 、熱伝達係数 α 、 u をガス温度、 θ を装入物温度とすれば、ガスから固体への熱移動量 Q_a は、(25) 式のように示される。

$$Q_a = 6 \times (1 - \epsilon) / d \{ \alpha (u - \theta) \} \dots (25)$$

物質移動の式は鉱石の還元反応速度式 $(dR/dt) = F_R$ が既知の関数として与えられていれば (26) 式のようになる。

$$(dR/dz) = (\sigma/B) F_R \dots (26)$$

σ は装入物層の密度、 B は装入物の降下速度を示す。

高炉の動力学モデルの基本式は以上の 3 つの基本的な微分方程式で与えられ、その解は位置 z の関数としてのガス温度 u 、装入物温度 θ 、還元率 R の関数として得られる。実際の計算は差分方程式の形にして、境界条件として、炉頂で装入物温度 (20°C) と還元率 (0%) とし反応塔終端でガス温度 (1000°C) とガス組成を与え、終端での還元率 R_2 を仮定して、途中でのいろいろな仮定を変更しながら反応塔の下端におけるガスの入口温度と先に仮定した最終還元率 R_2 がちようど一致するまで試行錯誤計算を行なう。

このような計算を可能にするためには、いろいろなガス組成と温度範囲での各種鉱石の粒度別に反応速度式を求めておく必要があり、また膨大な計算量を必要とする。BOGDANDY ら¹⁴⁾は前炉を向流の鉱石還元反応塔とみな

し、シャフト部を3分割して、各領域で起こる反応を仮定しているが、ELIERMAN ら¹⁵⁾は、同様なモデルを考え、高炉をつぎのように5分割してそれぞれ反応を仮定して計算をしている。

- (1) 湯留り；溶融 FeO の還元， P_2O_5 ， MnO ， SiO_2 の還元，スラグと銑鉄の加熱。
- (2) 羽口燃焼帯；熱風によるコークスの燃焼，高温ガスから装入物への熱移動。
- (3) 融解物質が存在する帯；溶融 FeO から Fe への直接還元。
- (4) 溶融帯；石灰石の熱分解，等温で融解した装入物が存在する。
- (5) 炉胸部；酸化鉄の間接還元および水素還元，水性ガス反応，石灰石の熱分解。

FLIERMAN らの計算¹⁵⁾の特徴は、BOGDANDY ら¹⁴⁾がシャフトについてのみしか計算していないのに、羽口先端の装入物温度は、溶融帯の温度と銑鉄の組成が一定の場合に、なお存在する FeO の量のみ依存すると仮定して、羽口先ガス温度と羽口先装入物温度を、先験的に FeO が低い場合と高い場合をとり、この条件を変えながら装入物温度が $25^{\circ}C$ になり、しかも熱収支、熱交換、還元率の面から矛盾の起こらないように反復試行計算を行なう。

H. BEER ら¹⁶⁾は高炉を多数の断面に分割して、まったく同様な計算を、炉床径 $5.5m$ で、焼結鉄配合 93% 装入の高炉について計算した結果、計算結果と実際操業試験結果がよく一致し、このような動力学的モデルを用いれば炉頂より羽口までの間の還元率変化、温度プロフィール変化などの情報が得られ、反応の経過や相互作用がわかるとしている。H. BEER らの計算結果¹⁶⁾の一例として、高炉の高さ方向におけるガスと装入物温度を図6に

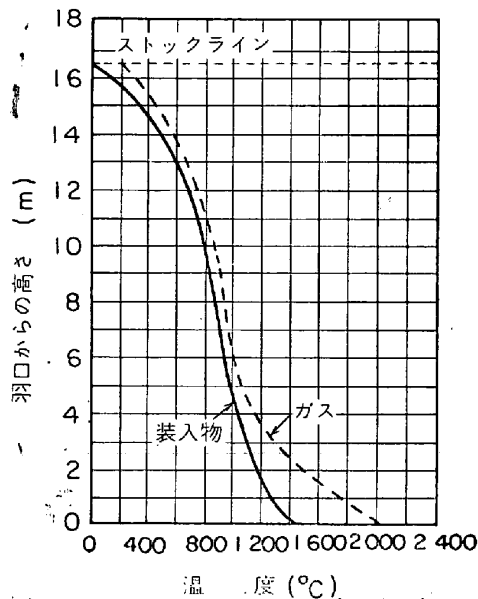


図6 高炉のガスと装入物の温度

示すが、切断面での平均温度分布、炉頂ガスや銑鉄の温度などは実測値とよい一致をみたとしている。

このような高炉解析モデルは、わが国においては鞭らによつて報告¹⁷⁾されており、高炉の計算制御によりむしろ操業解析に用いられている。動力学的モデルは、シャフト部における熱交換と還元の現象をより詳細にモデル化することに重点がおかれ、高炉の熱レベルの制御に直接関係のある高温領域については、熱交換もガス-固体(コークス)-溶融帯の系を考えねばならず、反応も造滓反応、スラゲ-メタル間の冶金反応など不明な点が多く、モデル化が困難であり高炉の計算制御には用いられていない。今後さらに炉内反応状況と結びついた基礎反応速度や移動速度についての正確な知識を増さないかぎり、動力学的モデルの実際高炉への適用はむずかしい。

これとは別に、高炉計算制御モデルに非定常な見方を導入することの試み¹⁸⁾がなされているが、高炉の熱的慣性や反応的な慣性を考慮して予測結果が最も精度よくなるように、インプットデータをとる期間あるいは重みづけを変えてゆこうとするものである。高炉計算制御の実用化を進めてゆくためには、仮定の上に詳細なモデルを構成するよりも、このような制御工学的な考え方を、あわせてゆくほうが有効だと思われる。

3. 計算制御による高炉操業

高炉内の反応は複雑であつて、数多くの要因が影響し合っている。第2章でとりあげた要因はある程度限られたものとなつており、影響の大きいものだけをとりあげたということがいえよう。とりあげなかつた要因は通常の操業における変動範囲では一定値としてもほとんど影響がないと考えられるからである。したがつて高炉炉内反応の基本的な数式モデルは共通であつても、それぞれの高炉の操業状況によつてとりあげるべき要因は多少異なり、制御式は異なる場合がある。たとえば装入原料の物理的・化学的特性をどの程度制御式に織り込むべきであるかは、原料予備処理その他による装入原料の安定度合によつて差異が生ずることとなる。

種々の操業条件を安定化すれば簡単な制御式によつて操業することが可能である。操業条件の安定化は、原料の買付け・高炉および付帯設備などの制約があるため、操業の考え方だけで実現できるものではないが、よい制御結果を得るための基本となるものである。

以下に計算制御によつて操業したいいくつかの高炉の操業状況を紹介しよう。必ずしも複雑な計算式を用いなくても、その高炉に適合した要因が正しくとりあげられていれば、良好な制御結果が得られることに留意されたい。

3.1 IRSID 方式

フランス鉄鋼研究所 (IRSID) は S. M. NORMANDIE の Mondeville 第3高炉 (炉容 $828m^3$) で 1964 年にオ

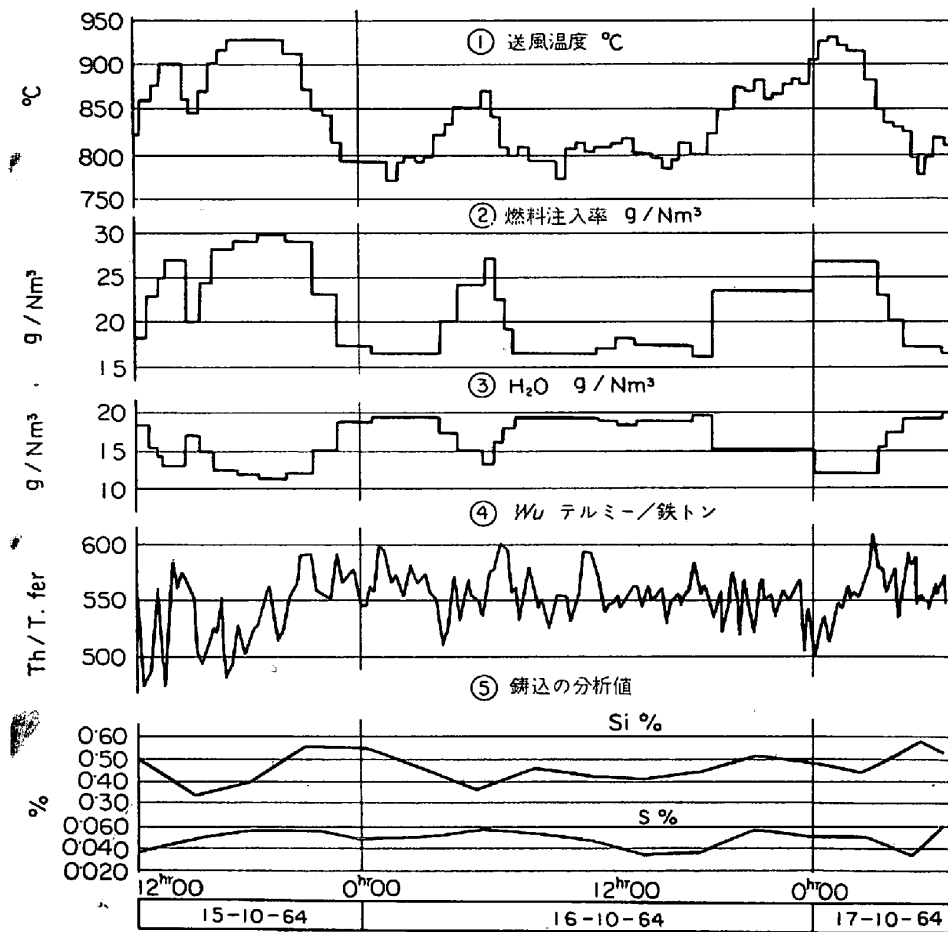


図 7 S. M. NORMANDIE における計算制御の例
実施した修正と得られた結果

ンライン制御の操作を実施した。

(17) 式で表わされる熱余裕のパラメータ W_u の値を 10 分ごと (1 分~3 時間ごとに可変) に計算し, W_u の目標値からの偏差に [比例+積分] の演算をした値にしたがつてアクションをとる。アクション量の単位は吹込燃料流量 ± 100 l/hr, 送風湿分 ± 1 g/m³, 送風温度 $\pm 10^\circ\text{C}$ であつて, これらを何らかの基準によつて組み

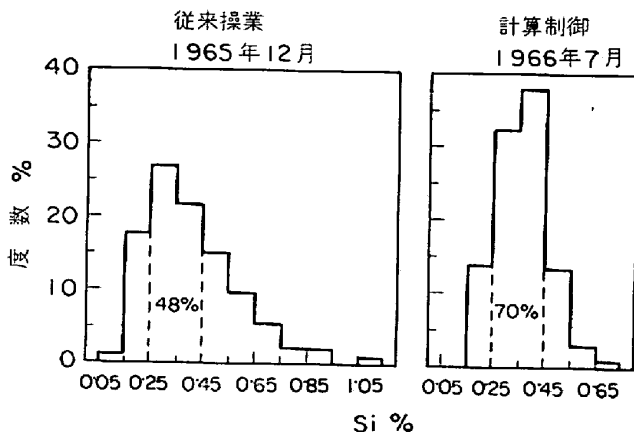


図 8 A. T. H. Ruhrort における鉄中 Si% のヒストグラム

3-2 CNRM 方式

ベネルクス 冶金研究所 (CNRM) の研究結果に基づいて, オランダの KNHS の Ijmuiden 第 5 高炉 (炉容

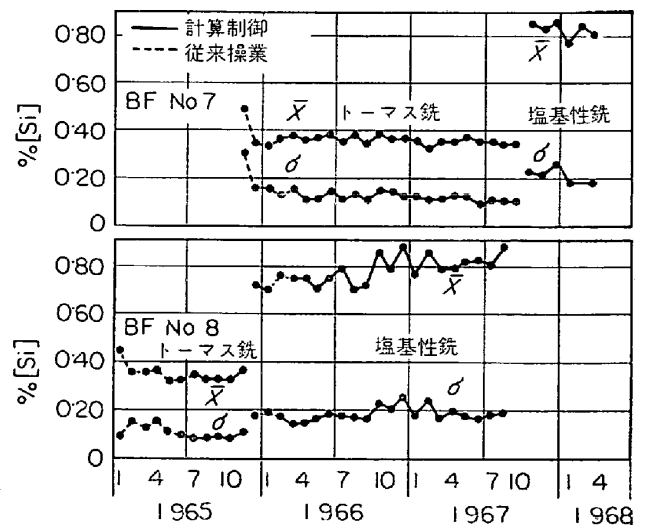


図 9 A. T. H. Ruhrort における計算制御時の鉄中 Si% の推移

合わせて制御する。操業の状態を図 7¹⁹⁾に示す。 W_u の値は通常炉内の熱状態を表わし, 溶鉄中珪素含有量 (鉄中 Si%) の変化と強い相関があるが, スラッグの塩基度と鉄鉄トン当たりスラッグ重量の変動または送風条件の過度の変動があつた場合には, 熱状態を表わさなくなる。そこで鉄中 Si% の実績値によつて W_u の目標値 W_R の値を修正する方式をとつている。

西独の ATH では, IRSID が開発した数式モデルとガス分析システムを導入し, Ruhrort の第 7 高炉 (炉容 1334m³) および第 8 高炉でオンライン制御を行なつている。装入条件の安定化に留意し, コークス・鉍石・焼結などについて, 篩分け・成分のチェック・コークス水分補正その他の管理を厳重に行ない, スラッグ成分の安定化と操業全体の安定化をはかつた上で, IRSID が開発した数式モデルによる制御を行なつている。制御の結果鉄中 Si% が安定した模様を図 8²⁰⁾および図 9²¹⁾に示す。

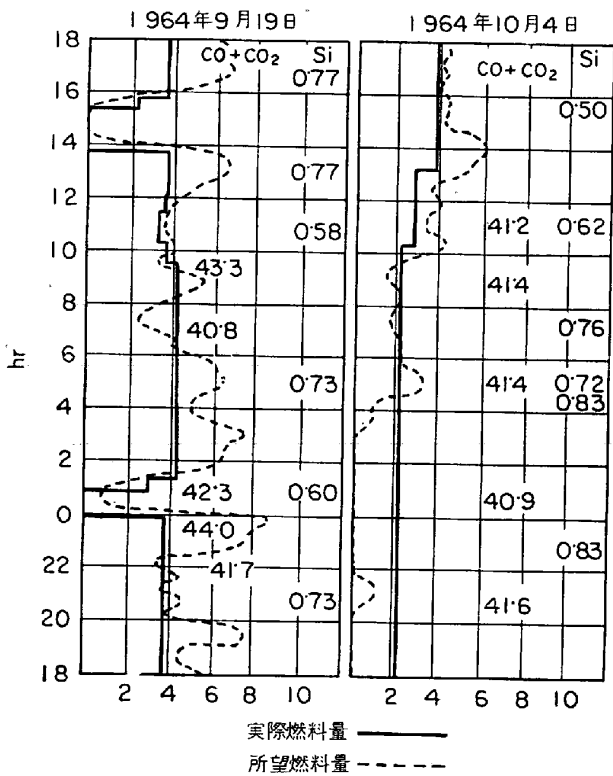


図 10 K. N. H. S. Ijmuiden における吹込燃料量の計算制御結果

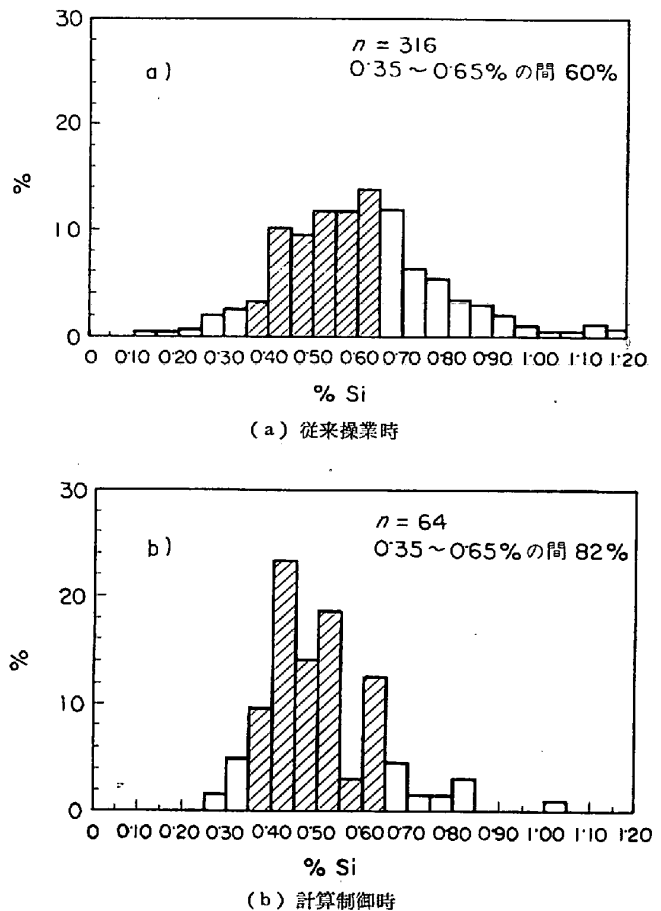


図 11 K.N.H.S. Ijmuiden における銑中 Si% のヒストグラム

1370m³) が計算制御を実施している。装入物を一定に管理し、とくに装入物分布の均一化を図つた上で、計算機で4分おきにつきの計算を行なう。

- ① 送风量、送風の組成、および炉頂ガスの組成からの直接還元率と生成銑鉄量との計算。
- ② 実際還元量と目標還元量との差、および生成速度 (還元率+1%=+5 kg燃料/銑鉄トンの関係式) とからの必要燃料量の計算。

必要燃料量を記録計に表わし、1時間に1回実際燃料量を必要燃料量の平均値に合わせる。目標還元量は銑中 Si% の実績値とそれに相当する期間の直接還元量の関係をもとにして、銑中 Si% の実績値と目標値の差および装入物の [C]/[Fe] 比率の変動で修正して算出する。燃料量についての制御結果の一例を図10¹²⁾に示す。また図 11¹⁰⁾は計算制御によつて銑中 Si% のバラツキが減つたことを表わしている。

CNRMが最近の研究結果を集約して、ベルギーの Forges de Thy-Marcinelle & Monceau の第4高炉 (炉容1071m³) で1968年に計算制御のテストを行なつた。装入物の coke/ore 比を安定化し、炉下部の必要熱量として (18) 式で規定

される E_c の値を維持するように送風湿分と吹込燃料量で調整した場合の銑中 Si% を図 12²²⁾に示す。バラツキがかなり減少していることが明らかである。

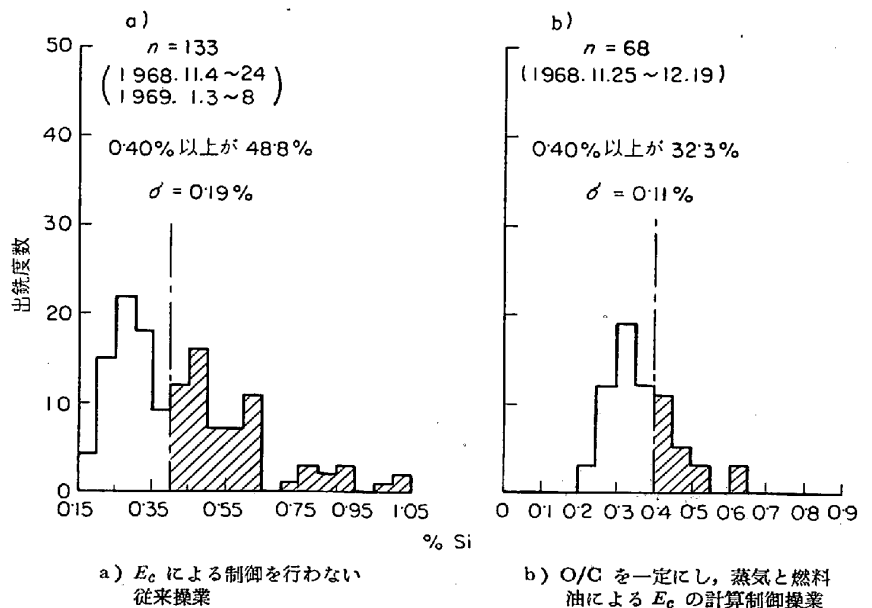


図 12 Forges de Thy-Marcinelle & Monceau における銑中 Si% のヒストグラム

3.3 Italsider 方式

イタリアの Italsider, Piombino の第 3 高炉 (炉容 916m³) では、炉内の時間遅れと熱的慣性に留意した(19)式、(20)式で表わされる鉄中 Si% と溶銑温度の予測式を開発した。操炉上のアクションのとり方については報告されていないが、これらの式による予測の精度は図 13²⁾に示すとおりである。

3.4 日本鋼管方式

日本鋼管、京浜製鉄所の水江第 1 高炉 (炉容 1709m³) では、装入物の事前処理に留意し、装入物の ore/coke

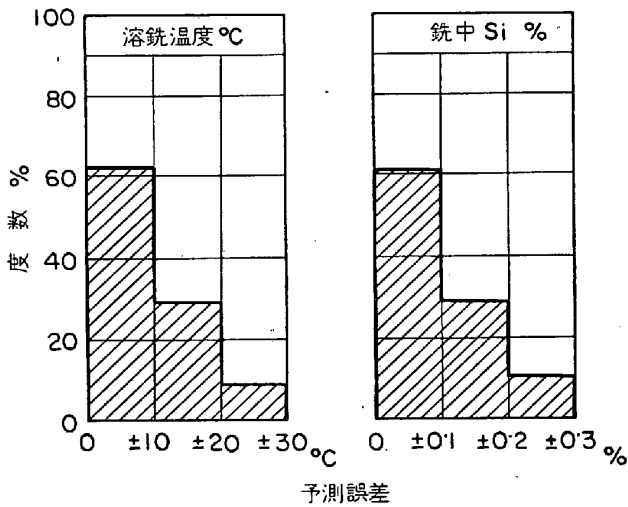


図 13 Italsider Piombino における溶銑温度と鉄中 Si% の予測誤差のヒストグラム

比を一定にし、送風温度と吹込燃料量を一定にして操業の安定化を図つた上で、炉内下部帯の熱レベルを一定に保つように制御している。調整は送風湿分のみで行なつており、調整値を直接算出する制御式をつぎのとおりに与えている²³⁾。

$$M = C_0 + C_1 \alpha \dots\dots\dots (27)$$

ただし M: 送風湿分, α: 直接還元量,
C₀ および C₁: 設定した常数

図 14²⁾は制御の系統図であり、炉頂ガス成分などの測定値を用いて (27) 式による送風湿分は毎分計算される。この送風湿分の計算値に不感帯や変動限界を設けて実際の調整値を定め、調整を 7 分～3 時間ごとに行なうオンライン制御によつて炉況が安定した。制御の制果を見るために、3 時間ごと調整の場合の鉄中 Si% の変動状況を図 15²⁾に示す。

3.5 Inland Steel 方式

アメリカの Inland Steel, Indiana Harbor の第 5 高炉では、各種の炉況変動要因に対してそれぞれ熱的に等価な送風温度の変化量を定めて、計算機で送風温度の調整値を算出し制御している。

炉況変動要因としては、送風湿分・送风量・炉頂ガス CO・炉頂ガス温度・炉体冷却水による損失熱をとり上げている。30 分ごとの調整による閉ループ制御試験を行なつたときの鉄中 Si% は図 16 に示すとおりである。

3.6 制御成果

計算制御を高炉に適用した例は、前述のものを始めと

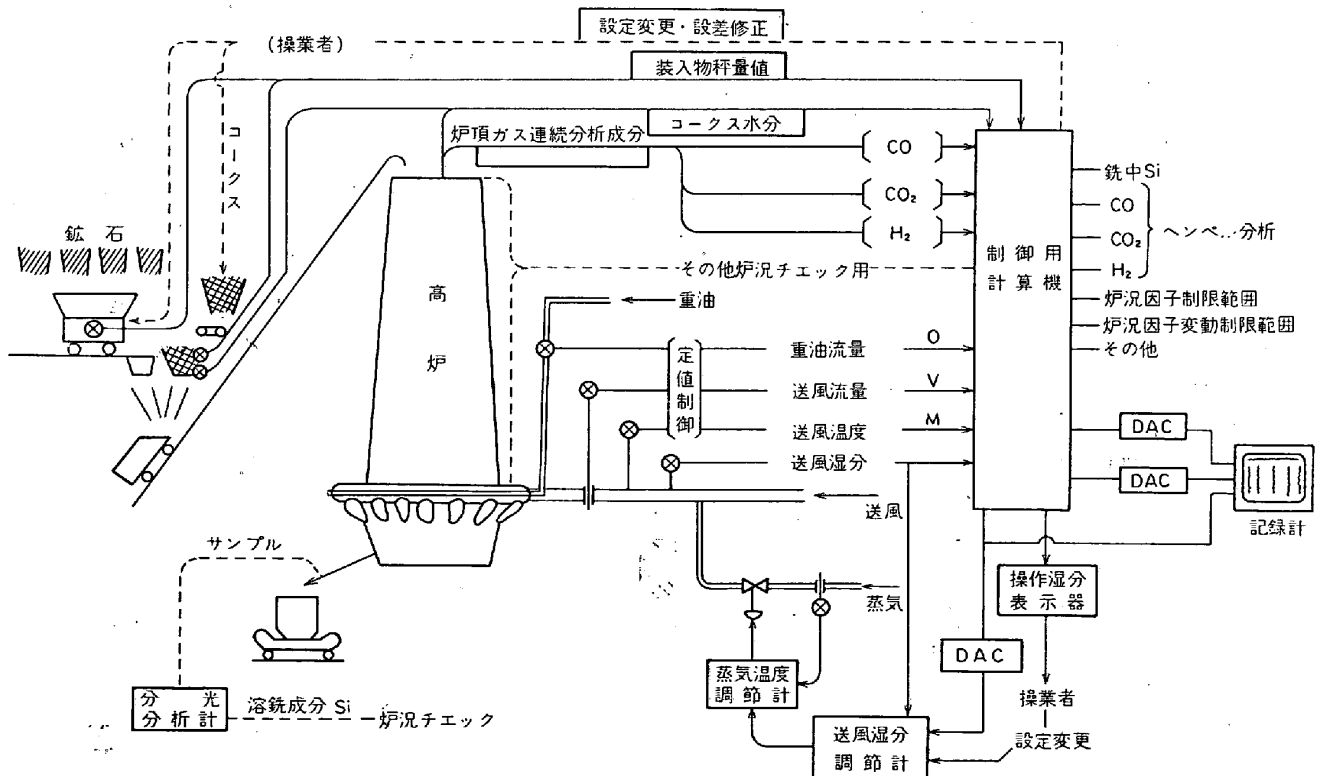


図 14 日本鋼管における高炉計算制御系統図

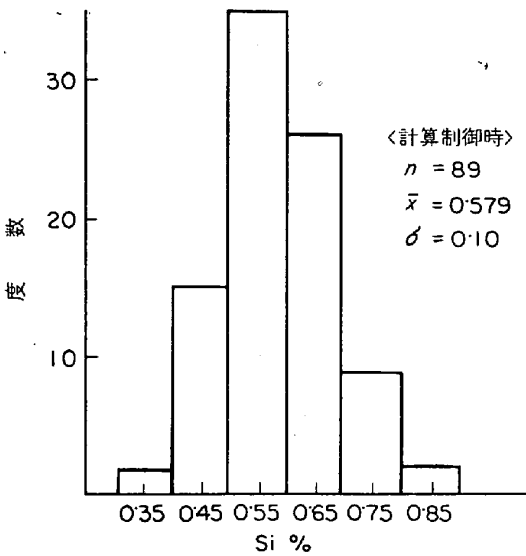
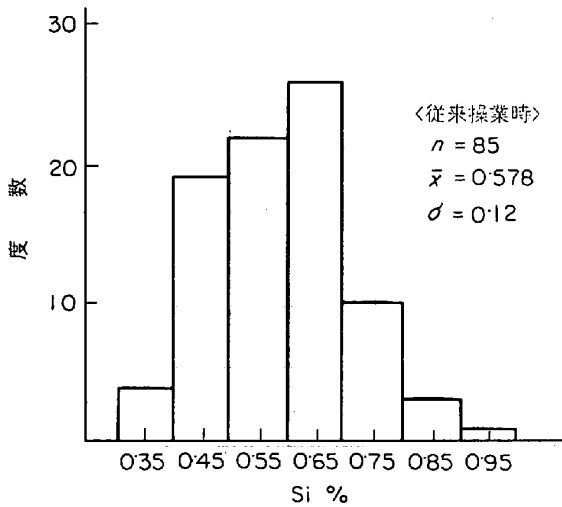
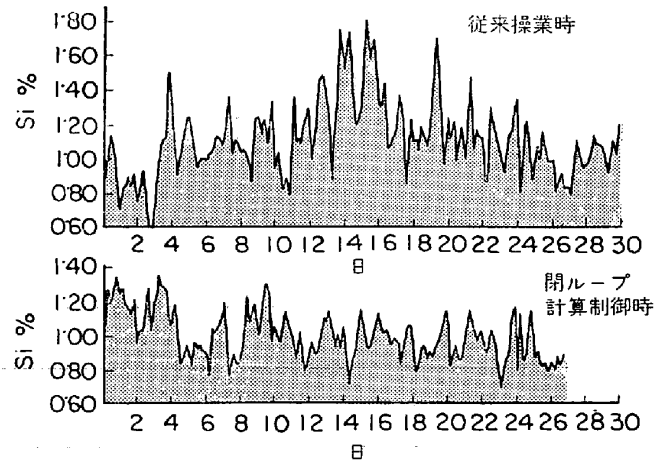


図 15 日本鋼管京浜における鉄中 Si% のヒストグラム

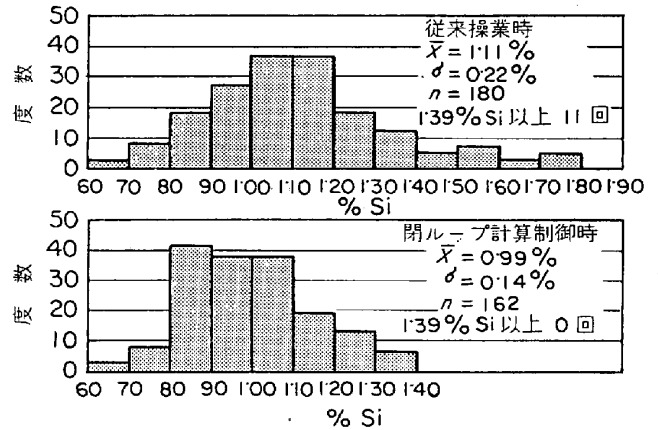
して 10 件あまり公表されているが、つぎのような方式が多い。

すなわち、装入条件をなるべく一定に保つて、炉内の熱状態を表わすパラメーターを刻々算出し、熱状態の実績値と目標値との差を表示して、その差の値に基づいて操炉者があらかじめ定められた操業基準にしたがつて調整を行なう。一方、計算機で直接に調整すべき操作量を算出し、閉ループでオンライン制御する方式も次第に実用化されつつある。

計算制御の成果としては、直接・間接に種々の項目があげられるが、具体的に表わせるものとして鉄中 Si% の変動の減少状況についていくつかの報告をまとめて見ると、図 17 のようになる。操業条件にもよるが、標準偏差 σ の絶対値で 0.10%Si, 平均値との比 σ/\bar{x} で 0.14 が最小値である。



a) 出鉄ごとの鉄中 Si% の変動



b) 鉄中 Si% のヒストグラム

図 16 Inland Steel Indiana Harbor における計算制御の操業結果

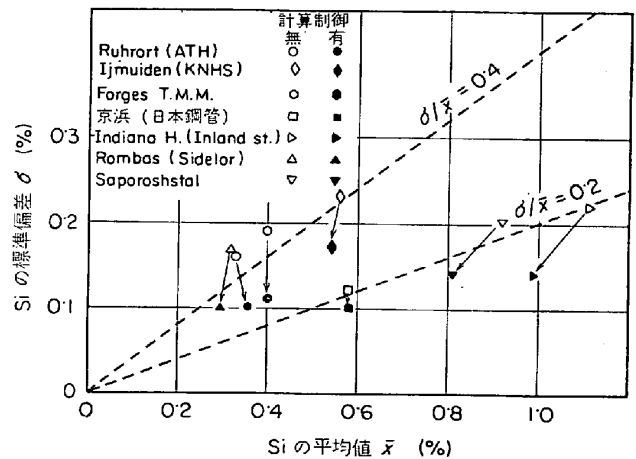


図 17 計算制御実施時の鉄中 Si% の変動 (各社)

4. 制御機器

4.1 計算機

高炉に設置する計算機にどんな仕事をやらせるかによって、使う計算機の性能が決まる。

通常の仕事としてまず炉体を中心とした操業状況のロ

ギングがあげられる。送風条件と炉頂ガス関係の各種計測値、炉内状況と炉体冷却に関する計測値は最も一般的であり、さらに装入物の秤量値、熱風炉に関する計測値、出鉄作業と銑鉄の性状などについての情報をロギングすることも多い。次いで計算制御のための制御式の計算を行なう。制御式の種類によつて複雑さは異なるが、一般には基本式の計算はそれほど複雑でなくても、入力信号の不確かさに対処するためのチェックと予備処理や、式の係数を修正するための解析用データの収集などが必要となるために、かなりの記憶容量を必要とする場合が多い。さらに装入装置のシーケンス制御に計算機を用いる場合もあり、また熱風炉や炉体関係の DDC (直接制御) ならびに原料配合計算や、原料～製銑の生産管理・実績収集まで含めることも考えられる。

用いられる計算機はいずれにせよプロセス用計算機であつて、操業のロギングと制御計算の場合には、演算速度はとくに速い必要はなく通常の計算機で支障はない。記憶容量は仕事の内容で決まるが、報告されている例では主記憶装置 (コア) で 4K~16K 語、補助記憶装置 (ドラムまたはディスク) で 0~512K 語である。プロセス用計算機として当然のことながら、プロセス計測値を直接読取るので入出力装置が重要である。とくに秤量値を読取る場合には、伝送方式も含んで問題が生ずることもあり、重量の無線伝送に苦しんだとの報告¹²⁾もある。

装入シーケンスの制御を行なわせる場合には、時間的にかかなり制約を受けることとなり、サイクルタイムが速く、主記憶容量の大きい計算機が必要になり、また故障時の対策も十分に考慮しなければならない。

生産管理・実績収集に対しては、記憶容量が増し、カードリーダーなどのビジネス用システムで用いられる入出力装置がつくこととなつて、システムとしてかなり複雑となるとともに、データ処理の対象となる期間が長くなるので、いつたん故障したさいの再スタートについての配慮をしておく必要がある。

炉頂制御とロギングのみでなく、シーケンス制御・DDC・生産管理まで含めることは、計算機の能力としては可能であるが、かなり異種の仕事が混在することになるので、いくつかの計算機に分担させたほうが使用上の問題は少なくなるのではないかと思われる。

4.2 計測機器

4.2.1 高精度を要する計測器

操業監視や小ループ制御のために従来から用いられていた計測器であつても、計算制御を行なうために機器の安定性と測定値の精度について非常に高度な性能を要求されるようになったものがある。それは炉頂ガス分析計・送風湿度計・送風流量計などであるが、ここではとくに問題の多い炉頂ガス分析計について述べることにする。

炉頂ガスの CO および CO₂ 含有量は炉内反応の監視

用 (CO+CO₂, CO/CO₂ として用いる) として、H₂ 含有量は炉体冷却水の炉内への漏水検知用として従来から測定されていたが、とかく不安定で精度もきわめて悪かつた。しかし制御用の計算をするに当たつて、炉内の還元量は炉頂ガス成分から計算するのが時間遅れが少ない点ですぐれていることから、最近では炉頂ガス分析に全面的に頼つているといえよう。送風湿度の調整幅 ±2g/Nm³ に対応する炉頂ガス CO, CO₂ 成分の必要精度は約 0.2~0.4% CO, CO₂ であるともいわれており、精度向上が急務となつた。計算制御を実施するには、炉頂ガス分析計の性能向上が不可欠の要件といえよう。

除塵・除湿のためのサンプリング装置の改良、高感度で安定な分析計の開発、サンプルガスの温度圧力変動対策、較正方法の改良などの努力が実り、最近では注意して設計すればほぼ性能を満足できるようになつた¹⁹⁾²⁴⁾²⁵⁾。

改良されたサンプリング装置の一例を図 18 に示す。これらの改良の結果、CO, CO₂ 分析計の精度は

誤差の標準偏差 $\sigma = 0.015 \sim 0.05\%$ CO, CO₂ の程度となつている。図 19²⁴⁾ は誤差分布の一例である。

計算制御に成功した高炉のガス分析計はいずれも、CO, CO₂ 用として赤外線式、H₂ 用として熱伝導式を用いており、発信器は恒温槽に入れている。サンプルガス圧力は絶対圧一定に制御するか、あるいは絶対圧を測つて補正をしているところが多い。標準ガスによる較正は全自動または遠隔手動で行なえる装置がついており、1時間~1週間に1度の頻度で較正している。

一方ガスクロマトグラフも種々の改良によつて性能が向上し、十分実用に耐えるようになってきた²⁶⁾²⁷⁾。断続測定という不利な点はあるが、CO, CO₂, H₂, N₂ と全成分を測定して合計 100% であることを計算機でチェックできる長所があり、絶対値の精度を安定させることができる。

4.2.2 特殊計測器

炉内の状況を把握するために、炉頂ガス成分などから直接還元量、間接還元量を推定し、羽口先理論燃焼温度を送風の性状から計算で求めているのが一般である。これらを直接測定できないかとの試みが行なわれており、羽口先温度の実測²⁸⁾や、炉内高さ方向数段階についてガス温度・ガス成分の実測²⁹⁾などの報告もあるが、いずれ

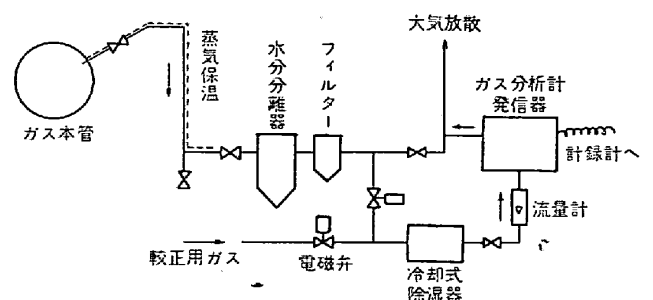


図 18 高炉炉頂ガスサンプリング系統図

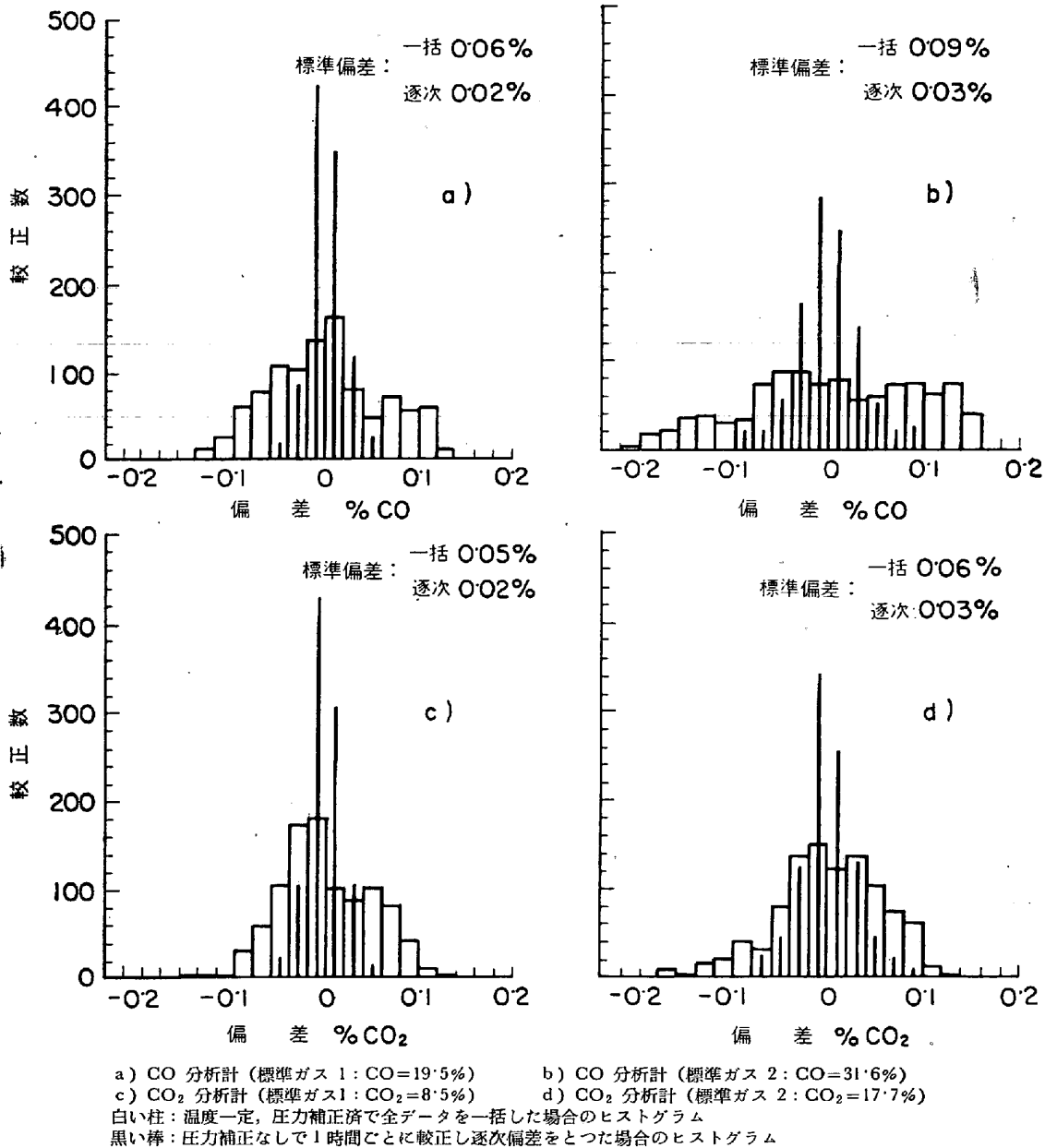


図 19 Forges T.M.M. における 2 カ月間の赤外線式 CO および CO₂ 分析計の誤差

も試験にとどまっている。

一方炉内状況の不均一性を検出することによつて異常を予知しようとの試みがかなり積極的に行なわれている。炉頂にゾンデを入れて水平方向のガス成分、温度、圧力の分布を測る試験は数カ所で行なわれており、炉頂ストックラインのプロファイルを測定した例もある³⁰⁾。羽口毎風量分布の測定も種々の試みがなされている。これらはいずれもテストの段階であるが、大型高炉においてはこれらの情報による異常予知は重要な問題であり、今後の発展が期待される。

5. 高炉の制御に関する展望

5.1 数式モデルの発展

これまで述べてきたように、数式モデルはかなり進歩

して実用に供せられるようになってきた。しかしながら現在得られている数式モデルは、決して反応のすべてを解明しているわけではなく、仮定にもとづいて、あるいは周囲の条件が一定であるとの前提によつて成り立つのである。

そこで当然のことながら不明確な反応に対して十分な検討を行ない、高炉内での現象を解明することが望ましい。これは単に高炉の操業をやりやすくするためではなく、根本的に現状とは違つた技術が発生した場合にも適用可能なように、仮定や条件のなるべく入らない基本式を導いておくことが、大きな技術進歩のために望まれることである。

一方操業に用いる制御式というのは、操業上一定にしてうる変数に関しては、操業そのものの安定化に努力して

なるべく数式からは除いて単純化を図り、アクションをとるべき値を明確に算出して、計算機と直結したオンライン制御を行ないうる形にすべきであると考え、そのためには単純化した制御式の適用範囲および適用の前提条件を明らかにしておくことが必要である。

当然のことながらこのように単純化した制御式の適用範囲は広くはないので、いわゆる異常炉況は範囲外となり通常炉況のみが制御の対象となる。しかし操業の安定化に積極的な努力を払っているため、通常炉況の占める割合は大きなものにしようである。

5.2 異常炉況

5.2.1 異常炉況についての考え方

異常炉況とは通常炉況の制御方法では望ましい操業ができず、何か別のアクションを必要とする状態を指すのであるが、それがどういう方法で認識しうるかは必ずしも明確ではない。棚吊りやスリップは異常炉況である。特定の温度・圧力などの計測値が限界値をはずれた場合も異常である。さらにもつと複雑なくつかの現象を組合わせてやつと判断できる異常もあろう。

このようにまず何を異常というかの認識の問題を明らかにする必要がある。

つきにはこれを予知するためのいろいろの手段が開発されねばならない。

そして本当に必要なのは異常を予防するための処置である。異常には非常に数多くの種類があるのですべての的確な処置を定めることは困難かもしれないが、これができたときに初めて計算機にすべてをまかせることが可能になる。困難ではあるが操業側からの要請が強い事柄である。

5.2.2 物理性状への着目

炉内の状況を把握するのに、これまでは主として熱収支に重点を置き、一部の冶金反応を加味して検討を進めてきた。異常炉況を考える場合には炉内の不均一さが重要な問題であり、それにはガスの流れ・通気性・装入物の粒度などの物理的な性状に着目する必要がある。

通気性の重要さについては VIDAL³¹⁾によつて Forges de T. M. M. の第 4 高炉における試験結果が報告されている。通気性 (通風抵抗の逆数) を

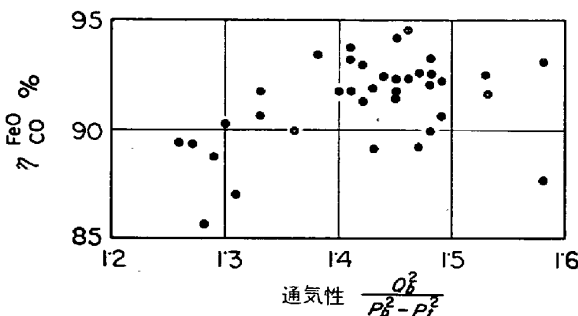


図 20 CO ガス利用率 η_{CO}^{FeO} に対する高炉内通気性の影響

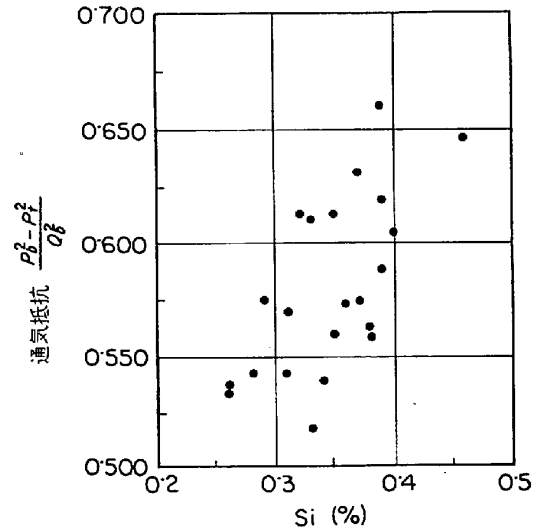


図 21 高炉内通気抵抗と鉄中 Si% との関係

$$(\text{通気性}) = \frac{(\text{送風流量 } \text{Nm}^3/\text{min})^2}{(\text{送風圧 } \text{mmHg})^2 - (\text{炉頂圧 } \text{mmHg})^2} \dots\dots\dots (28)$$

と定義すると、ウスタイトレベルにおける CO ガスの利用率 η_{CO}^{FeO} と通気性の関係は図 20 のとおりであつて、通気性の変化が利用率に影響をおよぼしている。また鉄中 Si% と通風抵抗 (通気性の逆数) との関係は図 21 のとおりであつて、通風抵抗の変化が Si% に影響をおよぼしていることを示している。

一方瀬川³²⁾は物理的性状のうち、装入物の粒度と送風

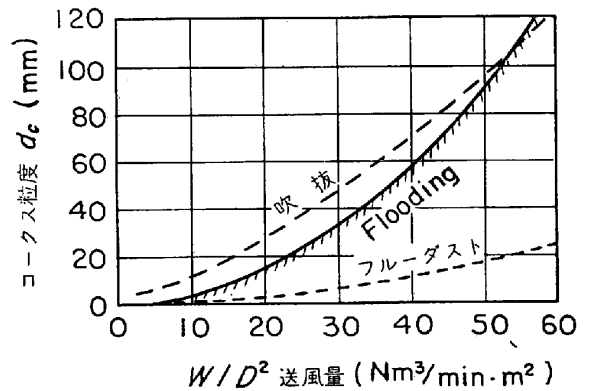


図 22-1 コークス粒度と送風量の制限

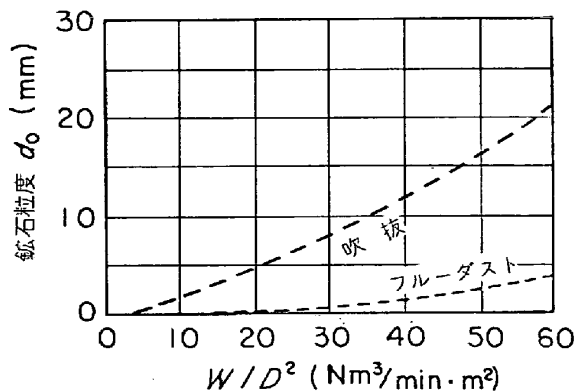


図 22-2 鉱石粒度と送風量の制限

量(流速)の関係について検討し、コークスと鉱石の粒度が小さく送風量が多すぎると、吹抜けが起こり、溶融層付近で flooding を起こして棚吊りが発生し、流速過大によるダストの飛散(フルーダスト)が発生することを定量的に示した。図 22-1 および図 22-2 は吹抜け・flooding・フルーダストの限界を表わすもので、限界線より左上の領域で操作することが必要である。

5.2.3 熱収支と反応からの判定

異常炉況をもつとマクロ的に熱収支と反応の状況からとらえる方法も提案されている。

POCHWISNEW ら³³⁾は主として炉頂ガスの組成から 3

つの中間特性値を計算し、これらの組み合わせによつて炉況を判定しようとした。中間特性値はそれぞれ

$$\text{炭素消費指数} : p = \frac{O_{\text{装入物}}}{C_{\text{酸化}}} = \frac{CO_2 + 0.5CO - \beta N_2}{CO_2 + CO}$$

$$\text{間接還元量} : q = \frac{O_{\text{間接還元}}}{C_{\text{酸化}}} = \frac{0.5CO}{CO_2 + CO}$$

$$\text{熱消費量} : M = \frac{\text{kcal}}{Nm^3 O_2 \text{装入物}}$$

として定義し、おのおのの値が標準値より大きい小さいかによつて 12 通りに区分して、炉況の特徴と望ましい処置法を明示している。内容を表 1 に示す。

表 1 高炉の熱経済の安定化および制御の概括

p	q	M	炉況の特徴	適当な処置法
I $P=P_N$	1 $q=q_N$	$M=M_N$	安定な熱条件	なんらの処置を要しない。
	2 $q>q_N$	$M>M_N$	ガスの還元力の利用良好、炉床は炭素が羽口面まで十分にゆきわたるから十分な熱量を保持する。したがつて炉を速やかに稼動することができる。	送風中の熱含量を低下させる、装入物が均等に沈降するから送風量の増加が可能である。
	3 $q<q_N$	$M<M_N$	直接還元部分が増大する。炉床への熱供給を減らすことができる。	$M=M_N$ となるよう送風の熱含量を増大させる。装入順序の変更
II $P<P_N$	1 $q>q_N$	$M \gg M_N$	まれに遭遇する場合	$M=M_N$ になるまで補給鉱石量を増大させる。
	2 $q=q_N$	$M>M_N$		$M=M_N$ になるまで送風の熱含量を減らして炉床の過熱を防ぐ。
	3 $q<q_N$	計算による	2つの場合がありうる a) 不均等な炉況経過のため炉頂粉塵の集積量が高まる(吹抜けの形成、炉のスリップなど) b) 装入物の組成が変わる。たとえば金属部分の補給量が高まる。この場合の鉱石量は一定しない。	a) の場合には装入物が均等な沈降ならびにガスの均等な分布を回復するまで炉への装入をひかえなければならぬ。 b) の場合は装入物の量をかえて $M=M_N$ になるまで p を変える。
II $P>P_N$	1 $q>q_N$	計算による	ガスの還元能力の利用率を向上させて、ある範囲で過負荷に基づいて生じた熱消費量の増大を補償する補償の程度は M の計算に基づいてえられる。	a) $M>M_N$ のとき装入量を減らしてはならない。炉床における過剰熱量は送風の熱含量を減少させることにより補償させる。 b) $M=M_N$ のときは、炉況経過が均等なため装入量は減らさない。 c) $M<M_N$ のとき装入量を減らす。炉床における熱量の不足は送風の熱含量を $M=M_N$ になるまで増大させることにより補償される。
	2 $q=q_N$	$M<M_N$	炉の過負荷とともに直接還元の割合が高まる。これは必然的に冷炉況の進行を導く。	$M=M_N$ になるまで鉱石の装入量を減らす。新しい値に達するまで送風の熱含量を $M=M_N$ になるよう高める。
	3 $q<q_N$	$M \ll M_N$	炉の熱管理上の最悪の乱れ	炉床の冷却を防ぐため、 $M=M_N$ に達するまで送風の熱含量を高める。炉況の進行が不均等な場合には送風量を減らす。供給系統の改装

5.3 計算機の役割

さきにも述べたように従来はロギングと炉況制御に計算機が使われてきたが、将来は次第に使用範囲が拡大していくであろう。

異常炉況の予知と処理がいずれ計算機に組み込まれるであろうし、異常時の緊急休風のシーケンス制御なども役立つものと思われる。さらに機器の信頼性にもよるが装入および熱風炉切替のシーケンス制御と、個々の小さいループの直接制御 (DDC) も、計算機に移行する候補となる動作である。そして原料配合計算や生産管理まで計算機に入れて、前後工程との関連を円滑に進めることも将来は必要な事項である。

シーケンス制御と DDC については機器の信頼性以外に技術的な問題はあまりないが、異常予知や生産管理などについては、ソフトウェアとして検討しなければならない事項が沢山あり、技術面と作業面での見直しと整理をせねばならない。

このように将来の発展を考えると検討を要するソフトウェアがまとまった段階では、作業をそれに合わせて再編成することによって、計算機を使用する前から効果が現われるのが多くの例である。

6. あとがき

長年の歴史を持ち、経験の集積によつて発達してきた高炉法は、炉内の反応について未解明の部分が多く、操業者の多年の熟練と経験的判断によつて操業が行なわれている。このようなプロセスに計算制御が、限られた環境とはいえ実用に供しうるものができつつあることは意義あることと思う。

以上のごとく高炉の計算制御はまだ研究段階であり、高炉の生産・品質の一層の安定のためこの技術の完成を望むとともに、この研究過程における高炉プロセスの解明、計測技術の進歩などが、広範囲の新技術の開発につながることを期待するものである。

文 献

- 1) H. N. LANDER, H. W. MEYER, and F. D. DELVE : Blast. Furn. Coke Oven & Raw Mat. Comm. Proc., 19 (1960), p. 219
- 2) K. KATSURA and T. YAMAMOTO: Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 260
- 3) 小林, 伊沢, 宮下, 安藤, 飯塚: 金属, 34 (1964) 7, p. 37
- 4) P. REICHARDT : Arch. Eisenhüttenw., 1 (1927) p. 77
- 5) A. RIST and N. MEYSSON : J. Metals., 19 (1967) 4, p. 50
- 6) C. STAIB, P. DANCOISNE, and J. MICHARD : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 143
- 7) A. RIST and N. MEYSSON : Rev. Metall., 61 (1964) 2, p. 123
- 8) H. MEISSNER and F. SCHORA : Trans. Met. Soc. AIME., 218 (1960) 2, p. 12
- 9) C. STAIB, N. JUSSEAU, J. VIGLIENGO and J. C. COCHERY : Rev. Metall., 65 (1968) 11, p. 717
- 10) J. M. VAN LANGEN, A. POOS, and R. VIDAL : J. Metals., 17 (1965) 10, p. 1379
- 11) A. POOS, R. VIDAL, and J. LÜCKERS : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 222
- 12) J. M. VAN LANGEN, G. A. FLIERMAN, and N. A. HASENACK : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 201
- 13) G. M. SPALLANZAIN, N. ANDREOTTI, G. SIRONI, and POMPILIO : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 242
- 14) L. BOGDANDY and R. WARTMAN : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 81
- 15) C. A. FLIERMAN, and J. M. VAN LANGEN : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 105
- 16) H. BEER, L. DIEFENBACK, and K. HEDDEN : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 128
- 17) I. MUCHI : Trans. ISIJ, 7 (1967) 5, p. 223.
- 18) J. LÜCKERS, R. VIDAL, P. LECOMTE, N. PONGHIS, and J. SURAY : CNRM (1969) 19, p. 51
- 19) P. JOURDE, C. REMONT, C. STAIB, N. JUSSEAU and A. SCHOLLER : Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) B-5 日本鉄鋼連盟, p. 171
- 20) H. BRANDI, G. HEYNERT, and F. LOBEMEIER : Steel Times, (1969) Nov. p. 731
- 21) E. WILMS, H. BEER, and O. HORNSCHU : Third BISRA Automation Conference, (1968) Plant Engineering and Energy Div., Paper, No 2
- 22) G. MORE : CNRM (1969) 19, p. 91
- 23) Y. FUJII, S. HORIE, and Y. NAGANO : AIME, (1967) Ironmaking Proceedings, p. 58
- 24) C. STOLZ : CNRM (1969) 19, p. 15
- 25) 日本鋼管水江: 計測部会資料 (昭 41) 34 回, 計 34-3-3, p. 1
- 26) 川崎製鉄千葉: 計測部会資料 (昭 40) 32 回, 計 32-2-1, p. 1
- 27) 日本鋼管福山: 計測部会資料 (昭 42) 36 回, 計 36-3-3, p. 1
- 28) 日本鋼管鶴見: 学振 19 委 2 分科会資料 (昭 41) 87 回, p. 1

-
- 29) 東大生研: 試験高炉第 19 次操業報告 (昭 43)
- 30) Y. NOËL: Journées Internationales de Sidérurgie, Automation I (Amsterdam 1965) 日本鉄鋼連盟, p. 304
- 31) P. VIDAL, P. LECOMTE, N. PONGHIS, and J. LÜCKERS: CNRM (1969) 19, p. 39
- 32) 瀬川: 製鉄研究, 235 号, p. 3320
- 33) A. N. POCHWISNEW and N. K. SHILKIN: Freiberger Forschungsh, (1961) B62, p. 37
-