

講 義

UDC 669.162.267.4.01 : 669.162.224.4

高 炉 複 合 送 風 の 理 論*

館 充**

Theory on Combined Blast

Mitsuru TATE

1. 緒 論

よく知られているように複合送風とは、高温・調湿・酸素富化送風と気・液・固体燃料の吹込との複合的な適用である。このうち燃料吹込は、それ自体複合送風の別名と解されているように、不可欠の重要構成要素である。

燃料吹込のアイデアそのものは決して新しいものではなく、すでに 1838 年、イギリスで高炉への重炭化水素吹込の特許も成立しており、その約 100 年後の 1936 年ドイツで実際にタールの吹込が行なわれている¹⁾。にもかかわらず燃料吹込が高炉操業技術のひとつとして定着したものは 1960 年代に入ってからであった。着想から工業化までに長年月を費す例は、技術史上しばしばみられるが、燃料吹込についていえば、これにはいくつかの理由がある。

この技術の実現を促がした社会的背景として、一方では原料炭の総消費量の増大とその供給能力の相対的低下ならびにコストアップ、他方では石油・石油化学工業の急速な成長に伴つての重油や天然ガスの生産量の急増・これらと関連してのいわゆるエネルギー革命の機運などがあつたことは確かである。しかしこの客観的な条件のほかに、製鉄技術そのものの発展の水準と関係した条件の成熟度の問題がある。

まず第 1 に過去における燃料吹込のアイデアは、それによつて炉床温度を上昇させようという正しくない主張に立脚していたことをあげねばならない。事実上述のドイツの例はこの主張を試したものであり、それは当然成功しなかつた。誤りの根源は燃料の吹込によつて発生する熱量の大きさと、それによつて到達する温度水準の高さを混同したことにあつた。すなわち、たとえば炉頂から装入されるコークスと同品位の粉コークスを羽口から吹込んだときの単位重量あたりの燃焼熱は、炉内を降下して羽口に達したコークスのそれと同じであるが、

予熱程度の相異のため到達温度水準が異なるという自明の事実、さらに炭化水素吹込の場合には、羽口先でのその燃焼が部分酸化であつて、発熱量が（完全熟焼の場合にくらべて）小さく、しかも燃焼炭素単位量あたりの生成ガス量が多くなるため、温度水準がさらに低くなることなどの認識が不十分だつたのである。逆にいつて吹込技術が定着をみるにいたつたのには、この点についての理解が正確になり、いわゆる熱補償—それは厳密には温度補償というべきものであるが—の概念が確立したといふことがある。もつともこの技術の実現後間もなく、吹込量が著しく多くない場合には、熱補償を全くまたは少ししか行なわなくとも、積極的效果を期待できることがわかつたが、これは送風温度の水準がすでに十分高くなつていたので、燃焼帯温度の低下による否定的効果がカバーされたものと考えられている。そしてこのことはまた送風温度の水準が 600°C 程度にすぎなかつた 1930 年代においては、燃料吹込の効果が期待できなかつたことをも示している。

第 2 に、かりに燃料吹込を温度上昇のためにではなく、コークスの部分的置換のために行なうことを意図したとしても、それには機が熟していなかつたといふことがある。鉍石の整粒や焼結・ペレタイジングなどの事前処理がはなはだしく不十分で、高い送風温度の適用が不可能であつた時代には、直接還元を適切に大きくできなかつたこと、したがつて還元剤源としてのコークスの必要量が多く、しかもこのコークスの燃焼により生成されたガスのエネルギーの利用が不十分であつたこと、などのため、コークス比の水準は高く 1 t/t-p 程度がふつうであつた。このことは燃料吹込以前に、コークス比の低下のためになすべき多くの処置が残されていることを示すものであつた。実際わが国を先頭として過去 20 年間の

* 昭和46年9月3日受付 (依頼講義)

** 東京大学生産技術研究所 工博

コークス比の低下は、鉍石とコークスの品位の向上、整粒と自溶化を含む事前処理、高温（調湿）送風などの適用によつて実現されたのであり、その結果として、これらの方法のみによつてはもはやコークス比の大幅な低下は期待できないという地点に到達した。そしてそのことがコークス以外の燃料によつて、コークスの一部を置換するという課題を現実的なものとしたのである。

こうして燃料吹込はその客観的、主体的条件の成熟によつて実現をみたが、それは間もなく複合送風の1構成要素としてとらえられるようになった。そしてこの燃料吹込から複合送風への発展には酸素富化送風が重要な役割を演ずることになる。

前述のコークス比低下の歩みは操業度の向上と併行して行なわれ、この結果として出銑比の大幅向上がみられたことは周知の通りである。しかしそのことはまた生産性の一その向上にとつて次第にきびしい条件をつくりだした。わが国の製銑技術はこの課題を主として大型化と高圧操業の採用によつて解決してきたが、酸素富化送風もこのための一つの手段であることは早くから知られていた。それが現実に主流となりえなかつた理由は、主として高炉に使えるほど酸素がやすくも余つてもいないという事情によるものであつたが、酸素富化送風そのものにも問題がなくはなかつた。すなわちこの方法はその適用の仕方にもよるが、富化を過度に行なえば、羽口先温度の過上昇による荷下がり不順化、ならびにガス量の減少、したがつて熱流比の増大によるガス還元不良化、をひきおこす可能性があるということである。ところが酸素富化のこの特徴がまさに複合送風にとつては重要な意味をもつのである。というのはこの2つの問題点はちようど、炭化水素吹込の特徴である温度低下とガス量の増加と相殺しうるからである。こうして酸素を燃料吹込時の熱補償のために用いることによつて、ガス量の増加を抑制すれば、コークス比の低下と操業度の向上との二律背反を克服できるという点に、複合送風の意図があるといえる。見方を変えれば酸素富化送風の否定的効果を燃料吹込の併用によつて補償するのが、複合送風のねらいともいえる。この事情は熱風温度の上昇と調湿ないし燃料吹込との関係と類似している。

以上に述べたことから、複合送風は燃料吹込の別名というよりは、それより高次元の概念としてとらえるべきである。この概念とその理論の骨組はすでに1950年代に確立していたが、その大規模な展開を今日わが国でみるにいたつたのには、原料炭事情のひつ迫化によるコークス比の格段の低下への志向があり、ここにもまた技術の発展の契機についての重要な示唆をみることができ

る。

2. 熱補償と送風量

2.1 熱補償

熱補償については BOGDANDY²⁾らのように、ボッシュガスの熱含量を一定に保つという考え方もあつたが、現在では理論燃焼温度を一定に保つという考え方が支配的である。(BOGDANDY らの場合もボッシュガス量一定をもう一つの原則としているから、事実上理論燃焼温度一定と同じである)。理論燃焼温度 T_i は燃焼帯に関する熱収支の式(2.1)によつて計算される。

$$T_i = (Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4) / Q_5 \dots\dots\dots (2.1)$$

ここに、 Q_1 ：羽口先燃焼コークス炭素の燃焼熱量

Q_2 ：吹込燃料の有効燃焼熱

Q_3 ：複合送風の顕熱

Q_4 ：羽口先燃焼コークスの顕熱

Q_5 ：生成ボッシュガスの熱容量

であり、これらの次元は単位時間あたり、または単位羽口燃焼コークス炭素あたりの熱量とするのがふつうである。(2.1)式で最も問題になるのは Q_4 である。というのは燃焼帯へ降下するコークスの(予熱)温度の評価がむずかしいからである。理論的に最も正しいのは鞭ら³⁾のように、これを羽口より上部で進行するプロセスに関する数学モデルと関係づけて定めることであるが、実際的には RAMM⁴⁾の提唱した予熱温度を $0.75 T_i$ とする方法が多く用いられている。ここでは RAMM の方法を採用することとし、コークスの比熱を $0.4(\text{kcal}/\text{kg}^\circ\text{C})$ とすると T_i は式(2.2)で与えられる。

$$T_i = (Q_1 + Q_2 + Q_3) / (Q_5 - 0.3C_{Tm}) \dots\dots (2.2)$$

ここに C_{Tm} は羽口先燃焼コークス炭素量 (kg/min) とする。そこで $Q_1 \sim Q_3$ 、 Q_5 もそれぞれ毎分あたりの量をとることとなるので、乾送風量を $V_B(\text{Nm}^3/\text{min})$ 、送風水分を $\varphi(\text{Nm}^3/\text{Nm}^3)$ 、酸素添加量を $v_0(\text{Nm}^3/\text{Nm}^3 \text{ d.B.})$ 、燃料添加量を $w_F(\text{kg}/\text{Nm}^3 \text{ d.B.})$ 、送風温度を T_B とすると、これらは式(2.3)~(2.7)によつて与えられる。

$$Q_1 = 2340C_{Tm} \dots\dots\dots (2.3)$$

$$Q_2 = V_B w_F \{ (12/12+n) \cdot 2340 - Q_F \} \dots\dots (2.4)$$

$$Q_3 = V_B \{ [(1+v_0)c_0 + \varphi c_{H_2O}] T_B + w_F c_F T_F - 2580\varphi \} \dots\dots\dots (2.5)$$

$$Q_5 = V_B \{ 1 \cdot 21 + 2\varphi + 2v_0 + (11 \cdot 2n/12+n)w_F \} \bar{c}_G \dots\dots\dots (2.6)$$

$$C_{Tm} = V_B \{ 0 \cdot 21 + 0 \cdot 5\varphi + v_{O_2} - (11 \cdot 2/12+n)w_F \} (12/11 \cdot 2) \dots\dots\dots (2.7)$$

ただし、 c_0 、 c_{H_2O} 、 c_F はそれぞれ2原子ガス、水蒸気

および燃料の比熱, \bar{c}_G はボッシュガスの平均比熱であり, T_F は燃料の予熱温度である. また燃料は CH_2 で表わされ, 分解熱 Q_F (kcal/kg) の純粋な炭化水素と仮定している.

式 (2.3)~(2.7) からわかるように, 式(2.2)には V_B は含まれないことになるから, T_i の値は送風の温度, 水分, 酸素富化率, 燃料添加率によつて, すなわち複合送風の組成と温度によつて定まることになる.

熱補償の手段となりうるのは送風温度, 送風水分および酸素添加量 v_0 であり, これらの値を計算するには, ある基準状態における理論燃焼温度 T_i° と等しい T_i を与えるような T_B, φ, v_0 を求めればよい. (Q_5 の計算にあつてはボッシュガスの N_2, CO, H_2 の量とそれぞれの比熱との積和として求めるのがよい). 一例として $T_B^\circ = 1000^\circ C, \varphi^\circ = 0.03, v_0^\circ = 0, w_F^\circ = 0$ ($T_{iB}^\circ = 2170^\circ C$) の通常送風を基準状態とし, w_F を 0.01 (燃料は重油で $n = 1.6, Q_F = 445$) としたときの単独の補償値 $\Delta T_B, \Delta \varphi$ および Δv_0 を求めると次のようになる.

$$\Delta T_B = 52^\circ C, \Delta \varphi = 0.0103 Nm^3/Nm^3 (8.2 g/Nm^3), \Delta v_0 = 0.01 Nm^3/Nm^3$$

これからわかるように送風温度による熱補償は, かりにこれを $1200^\circ C$ まで上昇させるとしても, 重油 $0.04 kg/Nm^3$ までにすぎず, これによつては w_F を著しく大きくしうる見通しはない. またわが国では夏期の大気湿分が $0.03 Nm^3/Nm^3$ に達することを考慮すれば, 送風水分による熱補償はさらにいつそう限られたものであることがわかる. したがつて w_F を著しく大きくしうるためには, 酸素の大量使用が必要ということになる.

酸素の重要性にかんがみ, V_0 と w_F との一般的関係を求めるため, 式(2.2)に式(2.3)~(2.7)を入れて整理すると次の形になる.

$$T_i = (A + Bv_0 - Cw_F) / (D + Ev_0 + Fw_F) \dots\dots (2.8)$$

$$\text{ここに } A = (12/11.2)2340(0.21 + 0.5\varphi) + (c_O + \varphi c_{H_2O})T_B - 2580\varphi \dots\dots (2.9)$$

$$B = (12/11.2) \cdot 2340 + c_O T_B \dots\dots (2.10)$$

$$C = (Q_F - c_F T_F) \dots\dots (2.11)$$

$$D = 0.79 c_{N_2} + (0.42 + \varphi) c_{CO} + \varphi c_{H_2} - 0.3(12/11.2)(0.21 + 0.5\varphi) \dots\dots (2.12)$$

$$E = 2c_{CO} - 0.3(12/11.2) \dots\dots (2.13)$$

$$F = (11.2nc_{H_2} + 0.3 \cdot 12) / (12 + n) \dots\dots (2.14)$$

基準状態として $w_F = 0, v_0 = 0$ の通常送風の場合を考え, φ と T_B を一定とし, 酸素だけで熱補償を行なつて基準の理論燃焼温度 T_i° を保つものとするれば, $T_i^\circ = A/D$ を考慮して, 次式をえる.

$$BV_0 - Cw_F = T_i^\circ (EV_0 + Fw_F)$$

これから次の関係をえる.

$$v_0 = \frac{w_F [(Q_F - c_F T_F) + T_i^\circ (11.2nc_{H_2} + 3.6) / (12 + n)]}{[(12/11.2) \cdot 2340 + c_O T_B - T_i^\circ (2c_{CO} - 3.6/11.2)]} \dots\dots (2.15)$$

ここに c_{H_2}, c_{CO} はそれぞれ H_2, CO の比熱 (kcal/Nm³C) である.

(2.15)から燃料として重油を用いる前述の例 ($T_i^\circ = 2170^\circ C$) については次のようになる.

$$V_0 = 1.00 w_F \dots\dots (2.16)$$

ただし, このさい $c_F T_F$ 項を無視している.

以上は理論燃焼温度一定の原則にしたがつて熱補償を完全に行なう場合に関するものである. しかし前述のようにこの意味での完全熱補償が実際にも不可欠の条件というわけではない. 燃焼帯へ降下するコークス温度が常に $0.75 T_i$ になるという根拠がないこと, 複合送風時と通常送風時とで, 燃焼帯やレースウェイの構造が全く同じとはいいいくく*, したがつてその機能が同じといえないこと, などを考慮すれば, これはむしろ当然といふべきかもしれない. 理論燃焼温度が高すぎることによるトラブルは知られていても, その許容最低温度についてはまだ定説がない. さらにそもそも理論燃焼温度それ自体が抽象的な概念であり, それが実在的な意味をもつわけではない. それゆゑ熱補償のこの仕方は目下のところ一つの約束の域をでないといえる.

2.2 送風量

複合送風の量の設定にあつては,

(1) 基準状態と毎分あたり供給全酸素量を等しくして, 羽口燃焼全炭素量 (kg/min) を一定に保つ.

(2) 基準状態と羽口燃焼コークス炭素量 (kg/min) が等しくなるようにして, 装入物の降下速度を近似的に一定とする.

(3) 基準状態とボッシュガス量 (Nm³/min) が等しくなるようにして, ガス圧損失の増大をさける.

(4) 基準状態の湿り空気量 (Nm³/min) と酸素富化湿り空気量 (Nm³/min) を等しくして, 羽口先端ガス速度を一定とする.

(5) 基準状態と乾風量 (Nm³/min) を等しくする. (出鉄量の増大をはかる).

などの方針が考えられる. これらのうちどれを採用するかは, 基準状態のあり方や操業の政策によることはもちろんであるが, 基準状態における操業度と ore/coke が

* たとえば NEKRASOV³⁾ は天然ガス吹込を行なっているソ連の 2000m³ の高炉酸化帯は, 多量の H₂O の存在のために通常送風の場合のそれにくらべて著しく大きくなると述べている.

すでに十分大きい場合には、複合送風によつてコークス比がさらに低下することを考慮にいれて、ガス量と装入物の降下速度の動向がとくに注目されることになる。そこで送風量とボッシュガス量、羽口燃焼コークス炭素量との関係を調べてみる。

送風水分 φ は一定に保つものとし、基準状態の量に〇印をつけることにすれば、羽口燃焼コークス炭素量比およびボッシュガス量比は次のように表わされる。

$$C_{Tm}/C_{Tm}^{\circ} = (V_B/V_B^{\circ}) \{0.21 + 0.5\varphi + V_O - (11.2/12 + n)w_F\} / (0.21 + 0.5\varphi) \dots\dots\dots (2.17)$$

$$V_{Gm}/V_{Gm}^{\circ} = (V_B/V_B^{\circ}) \{1.21 + 2\varphi + 2v_O + (11.2n/12 + n)w_F\} / (1.21 + 2\varphi) \dots\dots\dots (2.18)$$

ここで再び $\varphi = 0.03$, $n = 1.6$ の場合を選び、酸素だけで完全に熱補償を行なう場合を考え、式(2.16)の關係を用いて式(2.17), (2.18)を計算すれば、次のようになる。

$$C_{Tm}/C_{Tm}^{\circ} = (V_B/V_B^{\circ}) (1 + 0.7843w_F) \dots (2.19)$$

$$V_{Gm}/V_{Gm}^{\circ} = (V_B/V_B^{\circ}) (1 + 2.613w_F) \dots\dots (2.20)$$

次に上述の(1)~(5)の場合について V_B/V_B° を計算すれば次のようになる。

$$(1) \quad V_B/V_B^{\circ} = (0.21 + 0.5\varphi) / (0.21 + 0.5\varphi + V_O) = (1 + 4.444w_F)^{-1} \dots\dots\dots (2.21)$$

$$(2) \quad V_B/V_B^{\circ} = (1 + 0.7843w_F)^{-1} \dots\dots\dots (2.22)$$

$$(3) \quad V_B/V_B^{\circ} = (1 + 2.613w_F)^{-1} \dots\dots\dots (2.23)$$

$$(4) \quad V_B/V_B^{\circ} = (1 + \varphi) / (1 + \varphi + V^{\circ}) = (1 + 0.9709w_F)^{-1} \dots\dots\dots (2.24)$$

$$(5) \quad V_B/V_B^{\circ} = 1 \dots\dots\dots (2.25)$$

これからただちに(1)の場合には C_{Tm}/C_{Tm}° も V_{Gm}/V_{Gm}° も共に1より小さく、かつ w_F の増大につれて減少すること、(5)の場合にはこの逆になることがわかる。したがつてこのような方針は一般には採用されないものとみてよい。すると(2)~(4)の場合が残るが、このうち(2)の場合にはボッシュガス量が増大し、(3)の場合には羽口燃焼コークス炭素量が減少する。(4)の場合には両者の中間で(2)に近く、羽口燃焼コークス炭素量は減少するが、その程度は(3)の場合よりはるかに少なく、またボッシュガス量は増大するが、その程度は(2)の場合よりやや少ないということになる。なお酸素富化空気量比は $(V_B/V_B^{\circ}) (1 + 0.9709w_F)$ であるから、(2)の場合は増大、(3)の場合は減少ということになる。

3. 複合送風によるコークス比の低下

3.1 コークス比計算式の誘導

高炉に装入されたコークスの炭素の一部は銑鉄に溶解し、一部は Si, Mn, P などの還元で費され、またかなり大きな部分がソリューション・ロス反応(あるいは酸化鉄の直接還元反応)によつて消費され、残り大部分が羽口先で送風の酸素によつて燃焼する。羽口先での炭素の燃焼の結果生成された CO の一部はガス還元に参加する。それゆゑコークス炭素比 C_k を次のようにその構成部分に分解することができる。

$$C_k = C_T + C_S + C_P + C_e \dots\dots\dots (3.1)$$

ここに C_T , C_S , C_P , C_e はそれぞれ、羽口燃焼、ソリューション・ロス、銑鉄溶解、Si などの還元の炭素(kg/t-pig)である。

複合送風の一成分である燃料—その最も現実的なものは重油や天然ガスのような炭化水素であるから、以後燃料はすべて CH_n なる組成をもつ炭化水素とし、多少とも含有される N, O などは無視する—中の炭素は、その酸化に有利な条件のもとでは、羽口先で送風中の酸素を奪つて CO となるから、それだけ(3.1)の C_T の燃焼を抑制する。生成 CO は C_T の燃焼により生成された CO と同等の機能をもっているから、吹込燃料の一次的な機能は C_T の部分的置換にあるといえる。

他方 C_T 1 kg から生成される CO は $1.867Nm^3$ であるにたいし、燃料の炭素 1 kg あたりの生成ガスには $1.867Nm^3$ の CO のほかに、その $n/2$ 倍の H_2 が含まれる。この H_2 は CO と同様、多かれ少なかれ、還元利用されるので、条件によつては C_S の減少にも寄与しうる。したがつて吹込燃料にはソリューション・ロス炭素の減少という二次的な機能をも期待できるということになる。

実際に複合送風の適用によつて C_T , C_S がどれだけ減少しうるかを規定するのは、次の2つの条件である。

3.1.1 酸素収支

これは銑石の酸化鉄の酸素がコークスおよび吹込燃料由来の還元剤によつて、完全に脱除されねばならないということである。すなわち銑鉄 t あたりの被還元酸化鉄の酸素量を $O_r(Nm^3/t-p)$ とすれば、式(3.2)が成立せねばならない。

$$O_r = (11.2/12) \{C_T \eta_{CO} + C_S(1 + \eta_{CO})\} + V_B \varphi \eta_{H_2} / 2P + (V_B w_F / P) (11.2/12 + n) (\eta_{CO} + n \eta_{H_2} / 2) \dots\dots\dots (3.2)$$

ここに η_{CO} , η_{H_2} はそれぞれ CO, H_2 の利用率、P は

出鉄量 (t/min) である。

式(3.2)の右辺第2, 3項の V_B/P (鉄鉄 t あたり送風量) は, 式(3.3)を用いて C_T と複合送風の組成によつて表現できる。

$$(12/11 \cdot 2) V_B \{0 \cdot 21 + 0 \cdot 5\varphi + V_O - (11 \cdot 2/12 + n) w_F\} = P C_T \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

また第3項の $V_B W_F/P$ は鉄鉄 t あたりの燃料吹込量 (kg/t-p) であつて, (3.3)を用いて式(3.4)によつて表わされる。

$$f = (V_B W_F/P) = (11 \cdot 2/12) C_T w_F / \{0 \cdot 21 + 0 \cdot 5\varphi + v_O - (11 \cdot 2/12 + n) w_F\} \quad \dots (3.4)$$

これらを式(3.2)に入れて整理すれば式(3.5)をえる。

$$C_T (\eta_{CO} + \eta) + C_S (1 + \eta_{CO}) = C_r \quad \dots\dots\dots (3.5)$$

ここに, $C_r = (12/11 \cdot 2) O_r$ であり, また,

$$\eta = \{11 \cdot 2/12 + n\} w_F (\eta_{CO} + n \eta_{H_2}/2) + \varphi \eta_{H_2}/2 / \{0 \cdot 21 + 0 \cdot 5\varphi + v_O - (11 \cdot 2/12 + n) w_F\} \quad \dots\dots (3.6)$$

基準状態として通常送風の場合を考え, ここでもそのときの諸量に○印をつけて表わせば, $O_r^\circ = O_r$ なら式(3.7)が成立する。

$$C_T^\circ \eta_{CO}^\circ + C_S^\circ (1 + \eta_{CO}^\circ) = C_r \quad \dots\dots\dots (3.7)$$

式(3.5)と(3.7)を比較すれば, 複合送風時の羽口燃焼コークス炭素の還元への寄与率が, みかけ上通常送風時より η だけ大きくなるのがわかる。(以上の所論ではコークス揮発分由来する H_2 の還元への寄与, ならびに通常送風時の送風水分由来 H_2 のそれを無視している)。

式(3.5)および(3.7)では還元に関係するパラメータとして η_{CO} と η_{H_2} を採用しているが, これらの代わりに間接還元率 R_i , 直接還元率 R_d などを用いることは明らかである。

$$O_r R_i = O_r (1 - R_d) = (11 \cdot 2/12) (C_T \eta_{CO} + C_S \eta_{CO}) + V_B \varphi \eta_{H_2} / 2 P + (V_B W_F/P) (11 \cdot 2/12 + n) (\eta_{CO} + n \eta_{H_2}/2)$$

$$O_r R_d = O_r (1 - R_i) = (11 \cdot 2/12) C_S$$

3.1.2 熱収支

第2の条件は炉の全体についても, 各部分についても熱の収支の均衡性がまもられるということである。具体的な収支のとり方やその評価は, 研究者によつて異なつており, この点にこそ複合送風の理論の多様性がみられるといつても過言でない。たとえば BOGDANDY²⁾ や RAMM⁴⁾ のように全熱収支 (総括熱収支) だけをとるものもあれば, DECKER⁶⁾ や HODGE⁷⁾ らのように部分収支を積み重ねるものもある。さらには林⁹⁾ のように実用性を重視する観点から, 一定の前提のもとに物質収支のみによつて複合送風の効果を予測しようとするものもあ

るといつた具合である。しかしここではそれらの紹介や評価に立ち入らず, かつ定量的な厳密性よりはむしろ定性的な明快性を重視することにした。すなわち熱流比が極端に大きくなる限り, 炉の上部で熱の不足をきたすことはないという事情, ならびに炉熱, あるいは鉄鉄の組成や温度の一定性を保証するうえで, 炉の下部に関する部分熱収支の要求をみたすことが重要であることを考慮して IRSID のモデルにおける processing zone の熱収支を考える。そこでここでもまた基準状態の諸量を○印で表わすことにすれば式(3.8)が成立せねばならない。

$$q_C - q_V - q_L - q_S = q_C^\circ - q_V^\circ - q_L^\circ - q_S^\circ \quad \dots (3.8)^*$$

ここに, q_C : 羽口先における炭素の燃焼熱 (kcal/t-p)

q_V : 複合送風の顕熱から送風の水分および燃料の分解熱を差引いた量 (kcal/t-p)

q_L : processing zone の熱損失 (kcal/t-p)

q_S : ソリュージョン・ロス反応の吸熱量 (kcal/t-p)

(複合送風の場合には processing zone で $FeO + CO = Fe + CO_2$, $CO_2 + C = 2CO$ なる反応とならんで, $FeO + H_2 = Fe + H_2O$, $H_2O + C = H_2 + CO$ なる反応が進行することも考えられるが, いずれも総括的な結果は $FeO + C = Fe + CO$ となることを考慮して, 両者を区別しないこととした)。したがつてこれらの量は式(3.9)~(3.12)によつて計算される。

$$q_C = 2340 \{C_T + (12/12 + n) f\}$$

$$q_V = (V_B/P) [\{(1 + v_O) c_O + \varphi c_{H_2O}\} (T_B - T_R) - 2580\varphi + w_F \{c_F (T_F - T_R) - Q_F\}] \quad \dots\dots\dots (3.10)$$

$$q_L = Q_L/P \quad \dots\dots\dots (3.11)$$

$$q_S = 3240 C_S \quad \dots\dots\dots (3.12)$$

ここに T_R は thermal reserve zone の温度, Q_L は processing zone の熱損失 (kcal/min) である。

式(3.3)から (V_B/P) を求めて式(3.10)に入れ, また式(3.4)を式(3.9)に適用した後, $q_C + q_V$ を求めれば,

$$q_C + q_V = a C_T \quad \dots\dots\dots (3.13)$$

$$a = 2340 + \frac{\{(11 \cdot 2/12 + n) \cdot 2340 - (11 \cdot 2/12) (Q_F + Q_{FS}) w_F\} - (11 \cdot 2/12) \cdot 2580\varphi}{0 \cdot 21 + 0 \cdot 5\varphi + v_O - 11 \cdot 2/12 + n w_F} \quad \dots\dots\dots (3.14)$$

ただしこのさい $T_B = T_R (= 1000^\circ C)$ とし, $Q_{FS} =$

* コークス比の大幅な変化がある場合には, t 当たりスラグ量の変化が大きくなるので両辺にそれに関する項を入れる必要がある。しかしその項も $C_T + C_S$ に比例するとみられるから式の構成にはかわりがない。

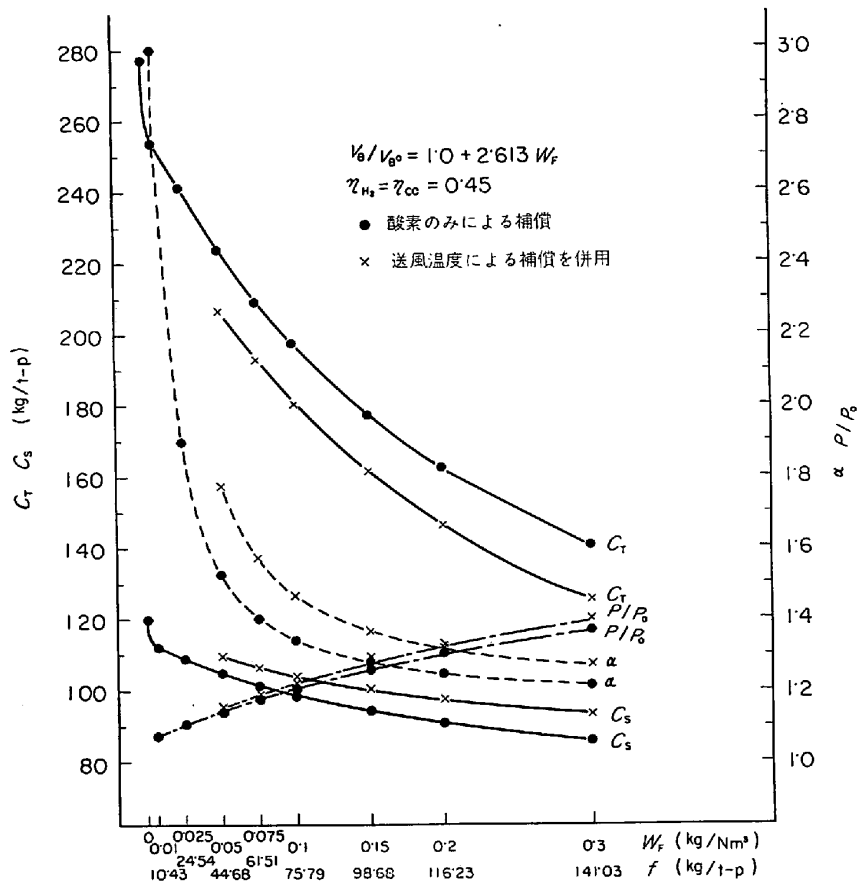


図1 w_F と諸量との関係

$c_F(T_R - T_F)$ とおいている。

同様にして基準状態については、 $(T_B^0 = T_R^0 = 1000^\circ\text{C})$

$$q_C^0 + q_V^0 = a^0 C_T^0 \dots\dots\dots (3.15)$$

$$a^0 = 2340 - 2580\varphi^0 / (0.21 + 0.5\varphi^0) \dots\dots\dots (3.16)$$

したがって式 (3.8) は次の形に書ける。

$$a C_T - 3240 C_S - q_L = a^0 C_T^0 - 3240 C_S^0 - q_L^0 \dots\dots\dots (3.17)$$

他方 $Q_L = Q_L^0$ とみなしうるところから、式 (3.11) は次のようになる。

$$q_L = (P^0/P) q_L^0 \dots\dots\dots (3.18)$$

ここで式 (3.3) およびその基準状態における形式を考慮すれば、 (P^0/P) に関する次式をえる。

$$P^0/P = (C_T/C_T^0) (V_B^0/V_B) (0.21 + 0.5\varphi^0) / \{0.21 + 0.5\varphi + v_0 - (11.2/12 + n)w_F\} \dots\dots (3.19)$$

それゆえ式 (3.17) は次のように書ける。

$$a' C_T - C_S = a^0 C_T^0 - C_S^0 - q_L^0 / 3240 = Q^0 \dots\dots\dots (3.20)$$

ここに

$$a' = (a - b) / 3240 \dots\dots\dots (3.21)$$

$$b = (q_L^0 / C_T^0) (V_B^0 / V_B) (0.21 + 0.5\varphi^0) / \{0.21 + 0.5\varphi + v_0 - (11.2/12 + n)w_F\} \dots\dots (3.22)$$

$$a^0 = a^0 / 3240 \dots\dots\dots (3.22)$$

3.1.3 コークス比の計算式

こうして問題は次の連立方程式を解くことに帰着する。

$$(\eta_{CO} + \eta) C_T + (1 + \eta_{CO}) C_T = C_T \dots\dots\dots (3.5)$$

$$a' C_T - C_S = Q^0 \dots\dots\dots (3.20)$$

これから直ちに

$$C_T = \{Q^0 (1 + \eta_{CO}) + C_T\} / \{\eta_{CO} + \eta + a' (1 + \eta_{CO})\} \dots\dots\dots (3.21)$$

$$C_S = \{a' C_T - (\eta_{CO} + \eta) Q^0\} / \{\eta_{CO} + \eta + a' (1 + \eta_{CO})\} \dots\dots\dots (3.22)$$

したがってこれからえられる $C_T + C_S$ に $C_F + C_e$ を加えて、コークスの炭素含有量で割ることによつてコークス比が求められる。またコークス炭素比の低下は

$$\Delta C = (C_T^0 + C_S^0) - (C_T + C_S) \dots\dots\dots (3.23)$$

で与えられ、置換率 α は式 (3.24) によつて与えられる。

$$\alpha = \Delta C / f = (\Delta C / C_T) (12 / 11.2) \{0.21 + 0.5\varphi + v_0 - (11.2/12 + n)w_F\} / w_F$$

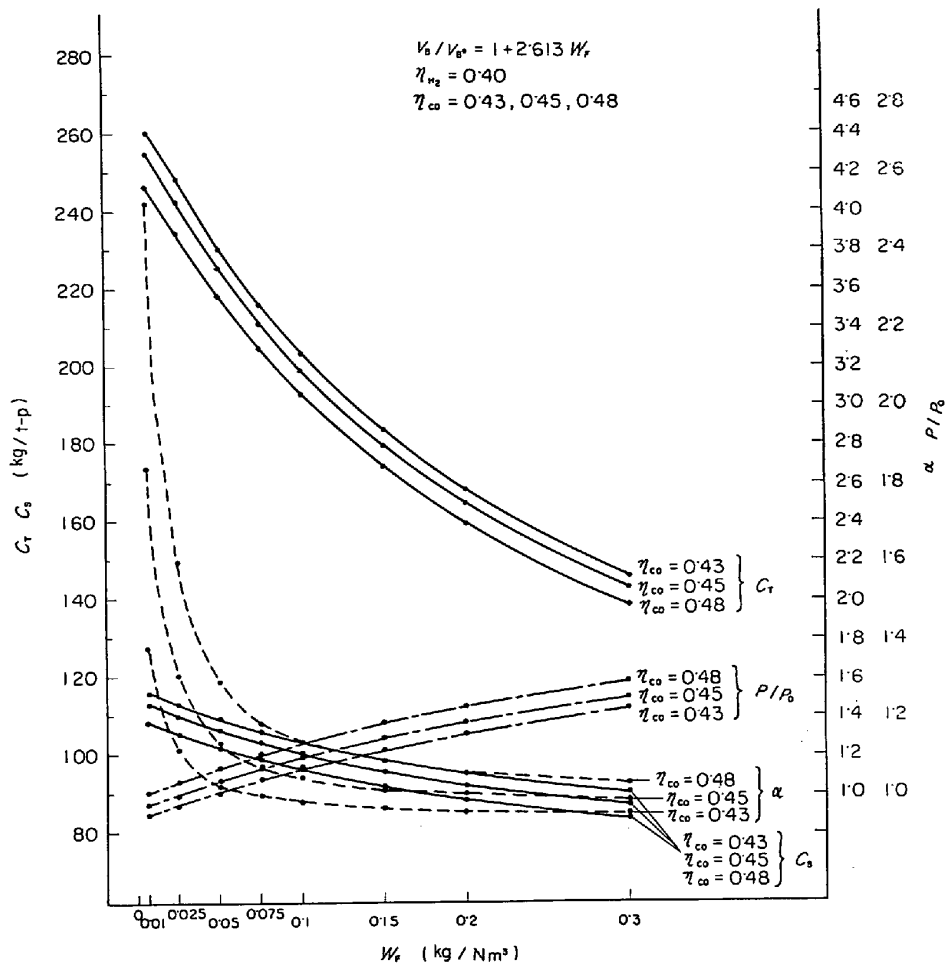


図 2 η_{CO} の 影 響

..... (3.24)

式 (3.21), (3.22) からわかるように, C_T と C_S , したがって ΔC は a' の第 2 項を除いて, 送风量そのものの直接的な影響を受けないことになる. しかしそのことは送风量の影響が少ないということではなく, 影響が η_{CO} , η_{H_2} を介して現われることを示すものとみるべきである.

3.2 η_{CO} , η_{H_2} の評価

式 (3.21), (3.22) による計算を実行するためには η_{CO} と η_{H_2} の値を知らねばならない. 問題のむずかしさは実はこの点にあるのであり結論的にいつて現段階ではこの問題への理論的な解答はでていないといわざるをえない. 送風と装入物の条件を与えて η_{CO} と η_{H_2} を予測することは, 高炉内での鉄石の還元挙動を含めて, プロセスの進行状態を正しく表現しうる数学モデルの任務というべきである. したがってさしあたってはこれらを実炉の実績に基づいて推定することになる.

η_{CO} についていえば, 現代の成績のよい高炉のそれは

ほとんどすべて 0.40 以上であり, しかも ore/coke の増大 (コークス比の低下) につれて, わずかながら増大し, 0.5 近くにまで達するという一般的傾向を示すといえる.

これにたいして η_{H_2} は, 炉により, また同じ炉でもときによりはなはだしく変動して, 一定の傾向をとらえることがむずかしい. それには η_{H_2} の計算にあたって η_{CO} の場合に反応生成物としての CO_2 の測定に依拠するようには H_2O の測定値に依拠しにくいということ, コークス中に揮発分として含有されている H_2 の挙動が十分解明されていないこと, 装入物中の水分が反応に関与する可能性があること, そして $H_2O + CO \rightleftharpoons H_2 + CO_2$ 反応の進行の可能性があること, などの複雑な事情が介在している. とくに水性ガス反応の重要性については早くから RAMM⁴⁾ によつて指摘されていたが, 実績は彼の指摘したようにはこの反応の平衡状態の成立を裏づけていないように思われる. むしろ 900°C 以下の低温域での非平衡性と, 反応の H_2O/CO 比に依存しての

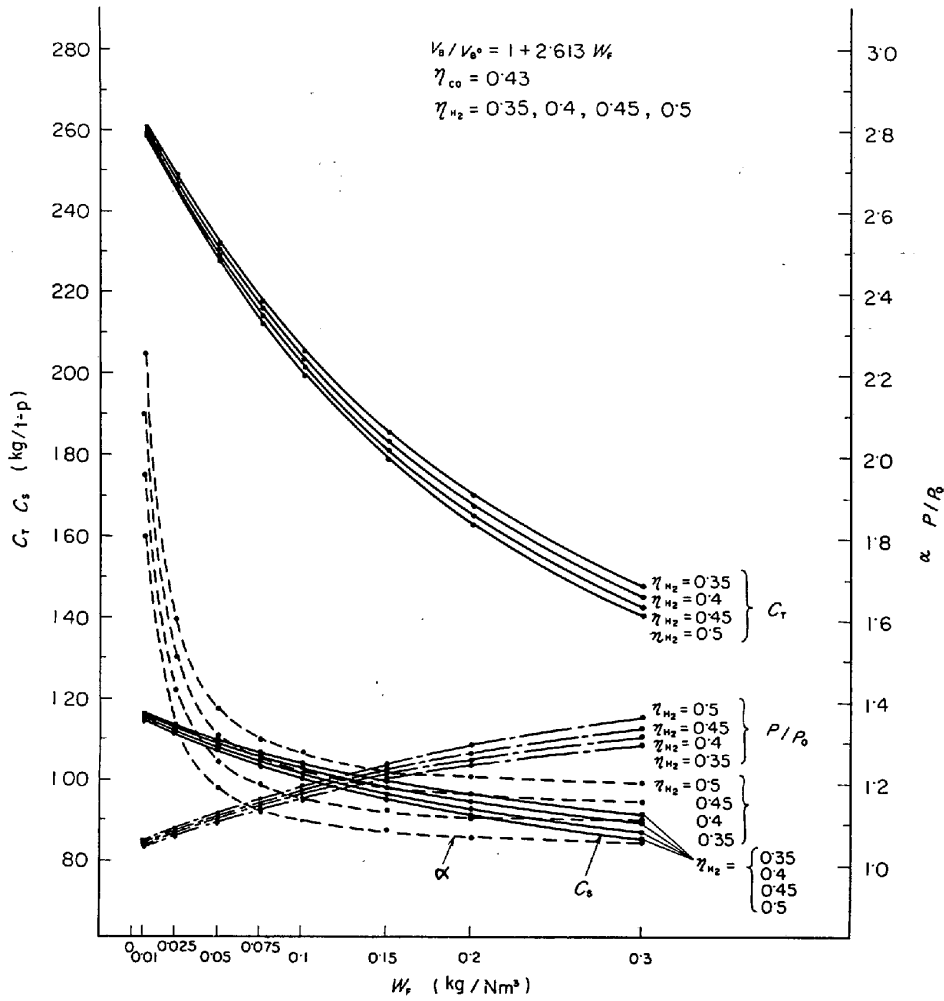


図3 η_{H_2} の影響

右向き of 進行の可能性についての TOVAROVSKII の指摘⁹⁾ が注目される。すなわち彼はこの観点に基づいて、みかけの利用率 $\eta_{H_2}^a$ と真の利用率 $\eta_{H_2}^r$ とを区別し、 $\eta_{H_2}^r$ はボッシュガスの H_2 濃度の上昇につれて単調に減少するにたいし、 $\eta_{H_2}^a$ は H_2 濃度の低いところでは $\eta_{H_2}^r$ より著しく小さいが、 H_2 濃度の上昇につれて増大して max に達した後、減少して $\eta_{H_2}^r$ に漸近するとみている。この指摘は仮説というべきものではあるが、実際にみられる η_{H_2} (TOVAROVSKII によれば $\eta_{H_2}^a$) の変化の不規則性にたいする一つの解釈として検討に値する。

いずれにせよ、 η_{CO} 、 η_{H_2} の動向を多少とも正確に表現することはむずかしいから、計算にあたっては、これまでの諸研究と同様、これらをパラメータとして取扱うことに甘んぜざるをえない。

3.3 計算例とその評価

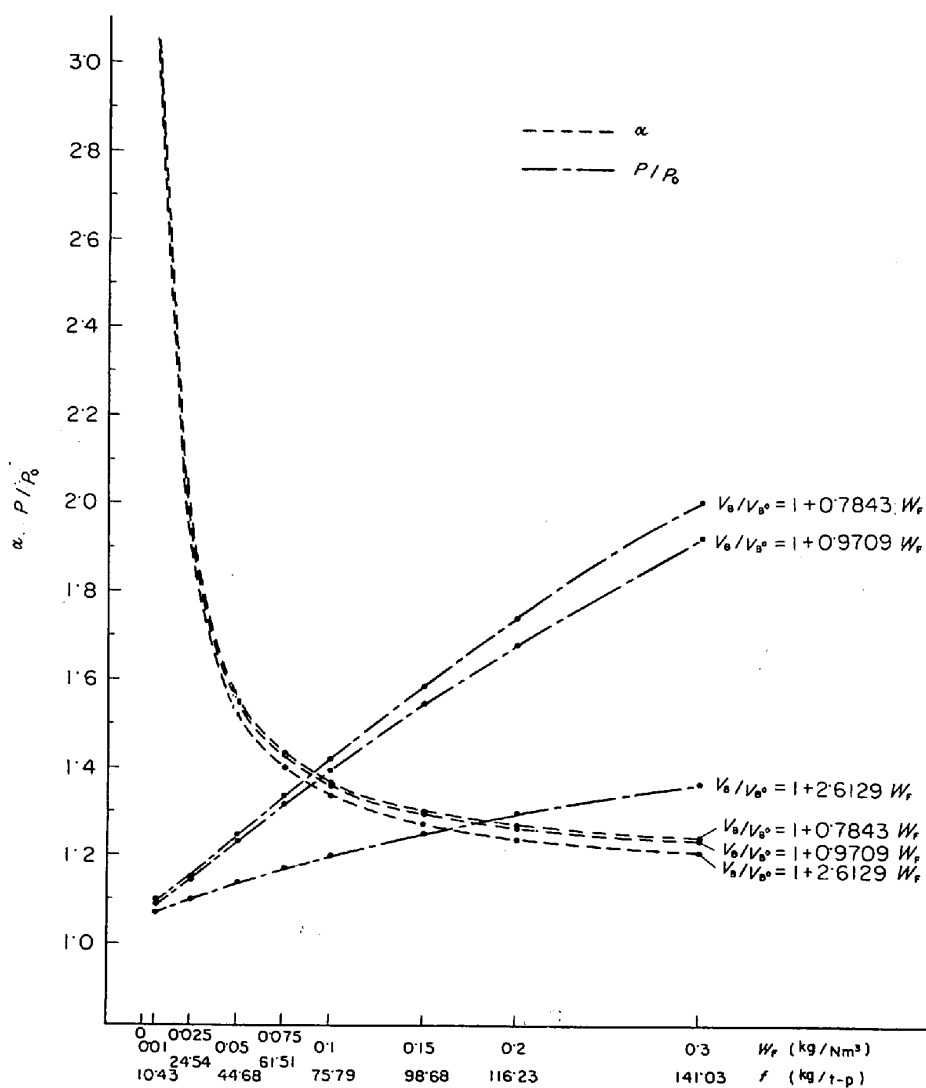
前と同様 $T_B(1000^\circ C)$ と $\varphi(=0.03)$ を一定とし、酸素だけで完全に熱補償を行なう場合を考える。また基準状態 (通常送風) におけるコークス比を 510 kg/t-p,

$C_T^0=277$ kg/t-p, $C_S^0=120$ kg/t-p, $\eta_{CO}=0.43$ とし、 $O_r=272$ Nm³/t-p, $q_L^0=7 \times 10^4$ kcal/t-p とする。燃料は重油で $n=1.6$, $Q_{FS}=700$ kcal/kg とし、 $V_0=w_F$ を適用し、 $\eta_{CO}=0.43, 0.45, 0.48$, $\eta_{H_2}=0.35, 0.40, 0.45, 0.50$ と変え、 w_F を 0.01, 0.025, 0.05, 0.075, 0.10, 0.15, 0.20, 0.30 としたときの計算結果を図1~4に示した。なお送風量としては羽口燃焼コークス炭素量一定、ボッシュガス量一定、ならびに複合送風量一定の3つの場合のみを採用した。これらから次のことが知られる。

(1) w_F の増大につれて C_T も C_S も減少するが、 C_T の減少がとくに顕著であり、重油によるコークスの置換は主として羽口燃焼コークス炭素の減少によつて行なわれる。

(2) w_F の増大につれて C_T の減少率が次第に低下し、これに対応してコークス炭素置換率も漸減する。

(3) w_F の増大につれて P/P_0 は増大するが、増大率はわずかに小さくなる。

図 4 V_B/V_B^0 の 影 響

- (4) η_{H_2} の影響は w_F の増大につれて大きくなる。
 (5) η_{CO} の影響は顕著であるが、とくに w_F の小さいところで大きい。
 (6) V_B/V_B^0 の影響は主として P/P_0 についてみられ、しかもボッシュガス量一定の場合が他の2つの場合にくらべてきわだつている。

しかしこれらの結果については次の点を考慮する必要である。

(1) w_F の増大に伴う置換率の急激な減少の傾向は実際的には図の傾向より緩和されたものとなる。その理由は第1に η_{CO} が w_F の増大につれて大きくなる傾向を示すこと、第2に η_{H_2} も w_F の増大につれて ($w_F = 0$ のときのゼロから) 急激に大きくなるとはみにくく w_F の小さいところではしかるべく小さい値をとるとみられること、の2点にある。

(2) V_B/V_B^0 の影響が C_T や C_S についてはとくにみられないことになっている*が、これは η_{CO} や η_{H_2} の値を V_B/V_B^0 と無関係に設定していることによるものであり、実際にはこれらを通じて C_T , C_S にも影響するとみるのが自然である。

(3) 熱補償の仕方が異なれば結果も異なつたものになる。この一例として図1に送風温度で 150°C の補償を行なつた後、酸素のみで補償を行なう場合を示してある。例は示さないが燃料種により結果が異なることも明らかである。

4. 複合送風の適用限界

図1~4によれば w_F を 0.3 程度まで上げることに

* 図4の α についていえば、影響はむしろ常識に反する方向にでている。

表 圧損に影響する諸量の変化

w_F	0	0.01	0.025	0.05	0.075	0.10	0.15	0.20
$H_2\%$	2.36	3.30	4.63	6.64	8.41	10.00	12.71	14.58
V_G/V_G^0		1.001	1.002	1.004	1.005	1.007	1.008	1.010
ρ/ρ^0		0.999	0.978	0.947	0.918	0.879	0.850	0.814
Φ/Φ^0		1.035	1.048	1.077	1.098	1.109	1.152	1.179
ρ_s/ρ_s^0		1.022	1.034	1.052	1.067	1.083	1.106	1.124
o/c	3.3	3.55	3.68	3.89	4.08	4.26	4.58	4.86

より、コークス比を 300 kg/t-p 近くにまで下げうるようになるが、実際にそれが可能であるとは必ずしもいえない。すなわち w_F の増大を制約するいくつかの要因がある。この要因となるのは、ガス圧損失の増大に伴う通気ないし荷下がり状態の不良化、燃料の燃焼不良による置換率の低下と通気・荷下がりの悪化、さらには熱流比の増大によるシャフトでの諸過程の進行不良化、などである*。

4.1 複合送風時の圧損

RAMM⁴⁾ は高炉内におけるガス圧損失が

$$\Delta P/L = Ku^{1.7} \rho^{0.7} \mu^{0.3} \dots\dots\dots (4.1)$$

で表わされるとし、複合送風の適用によりガスの H_2 濃度が高くなるので、 ρ と μ が小さくなり、圧損が減少する可能性があることを指摘している。(u: 空塔速度, ρ : ガス密度, μ : ガス粘度)。もつとも他方ではコークス比の低下によつて、空間率が小さくなるので、通気抵抗が大きくなる可能性もあり、圧損の動向を定量的に評価することはむずかしいとことわつているが。

RAMM のようにこの問題について定量的に正確な議論を展開することはむずかしく、結論的についで今後の研究にまつべき課題というべきである。それゆえここでは半定性的に若干の論点にふれるにとどめたい。

現代の高炉は Re の大きい状態で操業していることから、式 (4.1) の $u^{1.7}$ は $u^{2.0}$ に近いと考えられ¹⁰⁾、したがつて $\rho^{0.7}$ は $\rho^{1.0}$ に、 $\mu^{0.3}$ は μ^0 に近いとみることができる。さらに複合送風の μ や ρ への影響は、高温領域ではボッシュガスの H_2 濃度の高いことがそのまま有利に現われるとしても、炉全体としてはガス中の H_2 の η_{H_2} 分率が H_2O に変わるため、それだけ効果が減殺されることを考えねばならない。他方 RAMM の指摘した固体装入物の通気抵抗の増大は式 (4.1) の K の変化と

考えられるので、たとえば文献11) のように、これを通気抵抗指数 Φ で置きかえることが適切である。これらの考察に基づいて、複合送風時と通常送風時の圧損の比を式 (4.2) のように書くことができる。

$$\Delta P/\Delta P^0 = (\Phi/\Phi^0) (u/u^0)^{1.7} (\rho/\rho^0)^{0.7} \dots\dots\dots (4.2)$$

ここで問題を具体的に取扱うため、3 の計算結果のうちボッシュガス量一定で $\eta_{CO} = \eta_{H_2} = 0.45$ の場合について、式 (4.2) の右辺の諸量を計算した結果を表に示した。ただしこのさい u の代わりに炉頂ガス量 V_G の近似値を式 (4.3) により求めて用い、ガス密度 ρ はボッシュガス組成と炉頂ガス組成との算術平均として求めた。また Φ の計算にあつては、固定炭素含量を 88% とし、求めたコークス比から鉱石比を 1.683 とし $ore/coke$ を算出し、コークス、鉱石の通気抵抗指数の値としてそれぞれ 0.012, 0.15 をとり、体積割合で平均した。表にはまた参考までにボッシュガス中の $H_2\%$ と固体装入物の嵩密度比をも掲げた。

$$\begin{aligned} V_G &= V_B \{1.21 + 2\varphi + 2V_O + (11.2n/12+n)w_F\} \\ &+ (22.4/12)PC_S \\ &= (11.2/12)P[C_T \{1.21 + 2\varphi + 2V_O \\ &+ (11.2n/12+n)w_F\} / \{0.21 + 0.5\varphi + V_O \\ &- (11.2/12+n)w_F\} + 2C_S] \dots\dots\dots (4.3) \end{aligned}$$

表からわかるように w_F の増大につれて、ガス量はわずかに増加し、また通気抵抗もかなり大きくなるが、ガス密度の顕著な減少のため、圧損の増加はごくわずかにとどまることが予想される。さらに $ore/coke$ の増大によつて装入物の密度も大きくなるため、いわゆる吹抜け限界による制約が有意になる可能性はうすいということができよう。しかしこの場合には (4.4) 式によつて表わされる熱流比 (m) が徐々に増大して、シャフト部における還元機能が次第に低下する可能性があることを考慮する必要がある。

$$m = (c_{core} \cdot G_O + c_{coke} \cdot G_C) / c_G V_G = 1.693 p$$

* 実操業ではこのほかに、燃料吹込量の増大に伴うメタル中Sの増大という問題もあるが、ここではそれにふれない。

$$(c_{\text{ore}} + c_{\text{coke}} / (O/C)) / c_G V_G \dots \dots \dots (4.4)$$

ここに c_{ore} , c_{coke} はそれぞれ鉱石, コークスの比熱, G_O , G_C はそれぞれ鉱石, コークスの流量, c_G はガスの平均比熱である.

この危険をさけるため, また他の操業上の必要のため V_B/V_B^0 を大きくすることは, 当然圧損の増大を招くことになるから, 通気抵抗の減少を保証するような他の処置を併用することが必要となる. こうして圧損増大の可能性は w_F の増大とつてかなり有意な制約条件となる見通しが強い.

4.2 燃料の燃焼

複合送風の一成分としての燃料の炭素の完全な燃焼の観点からみた添加限界の問題を定量的に取扱う一つの方法は, 燃料の燃焼帯における部分酸化を, 通常のバーナー燃焼と同様に考えることである. すなわち CH_n の完全部分酸化の条件は $CH_n + (1+n/4) O_2 = CO_2 + (n/2) H_2O$ のように, まず完全燃焼がおり, ついでこの CO_2 , H_2O が CO , H_2 に還元されること, とみることである. すると完全部分酸化の必要条件は CH_n 1 モルあたり $\beta(1+n/4)$ ($\beta > 1$) モルの過剰酸素が存在することである. (これはもちろん必要条件であつて十分条件ではない. 混合がよく行なわれて始めて十分となる). このように考えると $n=1.6$ の場合には, 式 (4.5) が完全酸化の必要条件となる.

$$0.21 + 0.5\varphi + v_0 \geq \beta \cdot 2.306 w_F \dots \dots \dots (4.5)$$

現在 $\beta=1.1 \sim 1.2$ ともいわれており, もしこのさい完全熱補償の条件をもみたすものとすれば, w_F の限界は一義的にきまることになる. すなわち $\varphi=0.03$, $v_0=w_F$, $\beta=1.1$ とおけば, 式 (4.5) から

$$w_F \leq 0.1463$$

となる. あるいは図 1 からみて鉄鉄 t あたり約 100 kg が燃焼の観点からみた限界ということになる.

しかし $\beta=1.1 \sim 1.2$ というのは早計であり, バーナーの形式その他の工夫により, まだまだ w_F を大きくできるという見解もあるようである. 実際炭化水素の完全部分酸化の前提条件がまず完全燃焼であるという根拠は十分とはいえない. 酸素の添加の仕方としても熱補償用ということで, 送風に添加して用いるよりは, 助燃剤としてバーナーに直接用いるのが有効という事実もあるようである. こうして目下のところ酸素の使用量に限界を設定しない限り, 燃焼性の要因から w_F の上限がきまるとはいえない. 燃焼帯という特殊な空間での炭化水素の部分酸化についての理論的, 実験的研究が望まれる.

5. お わ り に

以上複合送風の適用の条件, 効果, 限界, などをめぐり理論的諸問題について述べたが, 熱補償の真の基準の問題, CO と H_2 との利用率と送風条件との関係, さらに羽口先における燃料の完全部分酸化の条件の問題など, 複合送風とつて本質的ともいふべき諸問題がまだ十分解明されていないという現実, 理論の完成のためになすべき多くのことが残されていることを示すものである.

適用限界について述べた部分でふれるべくしてふれなかつた問題に, 「経済的限界」あるいは最適化の問題がある. 送風量, 熱補償剤としての酸素量, 燃料の量とそれによるコークス比の低下率と出銑量増大率, などがわかれば, 経済的に最も有利な複合送風の条件を求めることは可能はずである. それをあえてしなかつたのは, ガス利用率をパラメーターとせざるをえないという事情, 燃料の燃焼率を不問に付してきたという事情などのため, えられた計算結果が半定性的なものにとどまるという理由によるものである. さらにもし大量の燃料の使用によるコークス比の大幅低下が実現されたとすれば, 製鉄所全体のエネルギーバランスにも重大な変化がおり, 問題が製鉄工程だけにはとどまらないということも考えられる. こうして現在はやがてこの大問題に近づくための準備を急ぐべき段階といふべきであらう.

記 号

- Q_1 : 羽口先燃焼コークス炭素の燃焼熱量
- Q_2 : 吹込燃料の有効燃焼熱
- Q_3 : 複合送風の顕熱
- Q_4 : 羽口先燃焼コークスの顕熱
- Q_5 : 生成ボッシュガスの熱量
- T_t : 理論燃焼温度 ($^{\circ}C$)
- G_{Tm} : 羽口先燃焼コークス炭素量 (kg/min)
- V_B : 乾送風量 (Nm^3/min)
- φ : 送風水分 (Nm^3/Nm^3)
- v_0 : 酸素添加量 ($Nm^3/Nm^3 d.B.$)
- w_F : 燃料添加量 (kg/ $Nm^3 d.B.$)
- T_B : 送風温度 ($^{\circ}C$)
- c_O : 2 原子ガスの比熱 (kcal/ $Nm^3 \cdot ^{\circ}C$)
- c_{H_2O} : 水蒸気の比熱 (")
- c_F : 燃料の比熱 (kcal/kg $\cdot^{\circ}C$)
- \bar{c}_G : ボッシュガスの比熱 (kcal/ $Nm^3 \cdot ^{\circ}C$)
- T_F : 燃料の予熱温度 ($^{\circ}C$)
- c_{H_2} : H_2 の比熱 (kcal/ $Nm^3 \cdot ^{\circ}C$)
- c_{CO} : CO の比熱 (kcal/ $Nm^3 \cdot ^{\circ}C$)

V_{Gm} : ボッシュガス量 (Nm³/min)
 C_k : コークスの炭素比 (kg/t-p)
 C_T : 羽口燃焼炭素量 (kg/t-pig)
 C_S : ソリユーションロス炭素量 (%)
 C_p : 銑鉄溶解炭素量 (kg/t-pig)
 C_e : Siなどの還元に要する炭素量 (kg/t-pig)
 O_r : 被還元酸化鉄の酸素量 (Nm³/t-pig)
 η_{CO} : CO の利用率
 η_{H_2} : H₂ の利用率
 P : 出銑量 (t/min)
 f : 銑鉄 t 当たりの燃料吹込量 (kg/t-p) ($=V_B w_F / P$)
 C_r : 被還元酸化鉄の酸素を還元するに必要な炭素量
 R_i : 間接還元率
 R_d : 直接還元率
 q_c : 羽口先における炭素の燃焼熱 (kcal/t-p)
 q_v : 複合送風の顕熱から送風の水分および燃料の分解熱を差引いた量 (kcal/t-p)
 q_L : processing zone の熱損失 (kcal/t-p)
 q_S : ソリユーションロス反応の吸熱量 (kcal/t-p)
 T_R : thermal reverse zone の温度 (°C)
 Q_L : thermal reverse の熱損失 (kcal/min)
 Q_F : 燃料の分解熱 (kcal/kg)
 α : 置換率
 $\eta_{H_2}^a$: 水素ガスのみかけの利用率
 $\eta_{H_2}^r$: 水素ガスの真の利用率
 u : 空塔速度 (Nm³/min)
 ρ : ガス密度 (kg/Nm³)

μ : ガス粘度
 Φ : 通気抵抗指数
 c_{core} : 鉱石の比熱 (kcal/kg °C)
 c_{coke} : コークスの比熱 (")
 G_O : 鉱石の流量 (kg/min)
 G_C : コークスの流量 (")
 c_G : ガスの平均比熱 (kcal/Nm³ °C)

文 献

- 1) R. KREIDE, et al.: Stahl u. Eisen, 56(1963), p. 39
- 2) L. von BOGDANDY, et al.: Stahl u. Eisen, 82 (1962), S 1~8
- 3) 八木, 鞭: 鉄と鋼, 54(1968), p. 1019
- 4) A. N. RAMM: Contemporary Problems of Metallurgy, ed. by Samarin (Translated from Russian) (1960), p. 51, [Consultants Bureau]
- 5) Z. I. NEKRASOV, et al.: Stal', (1970)7, p. 584~594
- 6) A. M. DECKER: Theoretical Consideration on the Injection of Auxiliary Fuels into the Blast Furnace, C.N.R.M.
- 7) A. L. HODGE, et al.: A Mathematical Method for Analysing and Predicting Changes in Blast Furnace Operation, The 44th Conference of the Blast Furnace and Coke Oven and Raw Materials Committee, AIME
- 8) 林, 鈴木: 鉄と鋼, 48 (1962)12, p. 1601~1620
- 9) I. G. TOVAROVSKII: Stal', (1968)5, p. 396~400
- 10) 館: 鉄と鋼, 57(1971)8, p. 1402~1414
- 11) 川崎製鉄技研: 学振54委員会 1100 (1968)