

討 論 会 集 録*

高 炉 プ ロ セ ス の 化 学 工 学**

座長 東北大選研 工博 三本木 貢 治

講演：試験高炉の操業解析***

東大生研 工博 館 充・中根千富

【質問】 日本鋼管技研 下間 照男

高炉の送風限界について、ユニークな考え方と手法を導入して解析検討されたのを興味深く拝見したが、次の諸点についてお伺いしたい。

(1) 炉内微圧振動について

① 炉内微圧振動は粒子の流動に起因して生ずることを示されているが一方ソ連文献¹⁾によれば、炉内微圧振動が炉内の部分的フラッディングに起因して発生するとある。この異なる要因に起因する微圧振動の差異についてどうお考えか？

② 粒子の流動化の程度と炉内微圧振動の振幅周波数との間にどのような定量的関係があるか？

もし定量的関係をつかめれば、微圧振動測定を炉内通気状態変化の予測に利用することの可能性についてどうお考えか？

(2) モデル実験について

① モデル実験の相似条件は何を重点的にとり上げ、どの程度まで合わせられたのか？

② $U^* = K(Re_p)^n$ なる関係は U^* の定義式から、粒子、ガスの条件が一定ならば恒等的に $U^* \equiv K Re_p$ となると考えられる。(∵ $U^* = \bar{U}/U_t = Re_p (\mu/D_p \cdot \rho_F) \cdot (1/U_t)$, いま $(\mu/D_p \cdot \rho_F) \cdot (1/U_t) = K$ とすれば $U^* = K Re_p$)。したがって U^* と Re_p との関係を特に論ずることはないと思われるが、この点いかがお考えか？

(3) 送風限界を規定する要因—結果の一般化—について

① 限界送風量に対応する U^* の値と、流動開始速度 U_{mf} と終末速度 U_t との比 U_{mf}/U_t との間にはどのような関係があるのか？

② 図13で大型高炉の送風限界を予想する際に、試験高炉の18次操業で得られた $U^* = 7.6\%$ を目安としておられるように思われるが、 U_{mf}/U_t は試験高炉に比して大型高炉のほうが大きくなる。(∵ $U_{mf}/U_t = (g \cdot \phi_c^2 \cdot D_p^2 / 200) \{ (\rho_s - \rho_F) / \mu_F \} (6/F_0(\epsilon) \epsilon_{mf}) / \{ 31g(\rho_s - \rho_F) \cdot D_p / \rho_F \}^{1/2} \phi_s$, ただし $500 < Re_M < 20000$)。送風限界の U^* も同様に大型高炉のほうが試験高炉よりも大きくなると思われる。また大型高炉と試験高炉とで ore/coke ならびに装入物への荷重などによりかなり差があ

るため、送風限界の U^* にもかなり差が出ると考えられるが、これらの点についていかがお考えか？

③ 送風限界におよぼすフラッディングの影響度についてはどのように考えられるか？

参 考 文 献

- 1) A. S. クアルキン, B. I. キタエフ: 高炉の装入物層の棚吊に関する問題によせて「高等学校通報」鉄冶金 1962 (No-2) p. 20~28

【回答】

(1) 炉内微圧振動について

① 炉内の部分的フラッディングに起因する微圧振動であれば、フラッディングの発生する下部のほうに大きい振動が測定されるものと考ええる。今回の実験においては上部に大きい振動が測定されているので粒子の流動に起因するものと考えた。しかし下部のフラッディングが原因となつて、上部に流動を起こす場合があれば、その要因の区別はできないと思う。

② 粒子の流動化の程度と微圧振動の振幅、周波数との間の定量的関係は得られていない。もしこれらの関係が得られれば、炉内通気状態を予測する重要な手段となると思う。

(2) モデル実験について

① シャフト部における物理的条件をなるべく達成するように考えたが、向流移動層の代わりに、充填層を用いた。使用粒子は操業試験に使用したものと同一で、壁効果の無視できる容器を用い、冷風を通して、微圧変動の実測と肉眼的な流動の確認を行なった。

② 定義式から $U^* = K Re_p$ となるが、使用粒子に粒度分布があり、また密度の違う粒子の混合体、冷風とガスの違いなどを同一に整理する上で、 $U^* = K(Re_p)^n$ とした。

(3) 送風限界を規定する要因—結果の一般化—について

① U^* は実測値であり、 U_{mf}/U_t は計算値である。 U_{mf} を実測すると計算値より小さい値になる。これは流動開始点をどこにとるかの判定が不明確なためと考えられる。実測値は計算値と一義的に対応しないが、 U_{mf}/U_t の計算値のほうが高い。限界送風量に対する U^* も幅があるが、実測値を操業条件などから検討して U^* を推定した。

② D_p と U_{mf} との関係で、 $D_p < 0.5 \text{ mm}$ のとき D_p^2 に比例するが、 D_p が大きくなるほど乗数が小さくなる。したがって大型高炉と試験高炉の場合、ore/coke 装入物の荷重、空間率に差があつても、送風限界の U^* に大きな違いはないと考えて、大型高炉の場合試験高炉と同一の取扱いをすれば、という仮定で試算したのであ

* 昭和43年9月本会講演大会における討論会

** 鉄と鋼: 54 (1968) 10, S 669~688

*** 鉄と鋼: 54 (1968) 10, S 669~672

る。

③ 送風限界におよぼすフラッディングの影響度については、文献などにのべられているが、フラッディングが確認され、その上で操業上にどのような影響があるかを知らねば、何ともいえない。今後試験高炉などによつて、フラッディングを確認する実験を行ないたいと考えている。

【質問】 住金中研 工博 中谷 文忠

(1) 図 3a および図 3b に炉頂ガス組成の正常変動と異常変動を示されているが、正常時の場合は、装入周期をサイクルとしたガス変動が明りように表われており、装入直後には $\text{CO}\%$ が低く $\text{CO}_2\%$ が高く、装入直前には CO が高く CO_2 が低い。すなわち、炉内の還元される酸素量に依存していることが首肯されるが、異常時においては、 $\text{CO}\%$ の低い点が必ずしも CO_2 の高い点に対応していない。

図 3b において $\text{CO}\%$ の高い点はスリップあるいは棚落ちの直後であろうか、お伺いしたい。

(2) 図 6 において棚吊時の炉内圧力分布を示しておられるがその中でボッシュ部の圧力のほうがかえつてベリー、シャフト下部よりも低いものがあるがこのような状態では炉内をガスが下から上方に流れることはできないように思う。

したがって棚吊り発生時においては同一高さの断面においてもかなり圧力差があり、ベリー、シャフト下段で示された圧力よりも高い圧力が、ボッシュ部のどこかに存在するのではないだろうか。

(3) 平均装入回数および ore/coke の実績を直線近似されて $P-V_B$ の関係式を求められ、 7.4m^3 の送風量のとき最大出鉄量を示すとされ、図 5 にこれらの実績を示しておられるが、この図の実績のプロット点からはこれら最高出鉄を示す送風量は認め難いのではないだろうか。

【回答】

(1) 図に示したのは、第 16 次操業の結果であるが、スリップ、棚落ちを確認していない。第 17 次、第 18 次操業でも、増風段階で異常変動が現われることを確認しているが、特にスリップ、棚落ちなどに関連がない。講演概要集にのべたように、直接還元帯に関係するものと考えられる。

(2) 図は実測を示すが、上部より下部の圧力が低く出る原因としては、①圧力測定系統に閉塞があつた、②同一高さ断面で圧力分布が存在していた、の 2 点が考えられる。①については十分注意して測定したが、必ずしも万全ではなかつた。②は、たとえば測定孔の炉内側前面に壁付きなどの障害があつて、正しく圧力を指示しないときが考えられる。この点については、更に測定法などを考えて、正しい値を測定できるように努力する。

(3) 第 16 次、第 17 次操業の実績では、 $P-V_B$ 曲線は明らかに単調増大を示しているが、第 18 次操業では、実測点が少ないが、増風に伴つて出鉄量のいく分減少している点がある。また $7.5\text{Nm}^3/\text{min}$ 段階以上では、安定した炉況が得られず、実測点を図に示すことができなかった。荷下り不順がなければ、過度の増風は ore/coke の低下を招き、出鉄量が減少すると推定できるので、図のように最高値があるものと考えた。

【質問】 九大工 工博 八木貞之助

(1) 16 次操業の異常変動時における荷下り状況はどのようなであつたか？ slip が多かつたように思われるがいかがか？

(2) 本研究で求めた増風の max は高炉の操業が不可能になる点に置かれているようであるが、実際操業においては、もう少し手前に置くべきと思うがいかがか？

【回答】

(1) 第 16 次操業の異常変動時に、スリップなどの荷下り不順の傾向は見られなかつた。

(2) ご質問のとおりで、試験高炉の実績では、出鉄量最大の点が操業不可能になる点のごく近くで得られた。大型炉では必ずしもこのとおりであるとは考えられない。しかし、操業の安定度から、増風の max は、いずれの場合でも、若干手前に置くべきであると考えられる。

講演：垂直ゾンデによる高炉炉内状況の検討*

川鉄技研

岡部俠児・浜田尚夫・渡辺昭嗣

【質問】 北大工 工博 吉井 周雄

高炉内のガス中で変化を受けないで排出されるものは N_2 であるので $(\text{CO}+\text{CO}_2)\%$ の変化は $\text{CO}+\text{CO}_2$ の増減していることとなる。シャフト下部、ボッシュ上部でソリューションロス、直接還元にて羽口面のガスより CO は増加しているはずでありその上 CaCO_3 の分解で更に $(\text{CO}+\text{CO}_2)$ は増加してくる。

しかし鉍石の間接還元はガス量の変化を伴わない。そして炭素析出反応は CO は CO_2 に変化し $(\text{CO}+\text{CO}_2)$ の量は減少していく。したがってシャフトで CaCO_3 の分解が終わつた後は $(\text{CO}+\text{CO}_2)$ の増加する反応は考えられなく、むしろ減少する傾向を持つはずである。しかるに図 5 では $(\text{CO}+\text{CO}_2)\%$ が 500°C 付近で極少値を取り再び増加している。全圧も減少しているがこれはこのことにあまり関係は少なくガス採取時に N_2 より $\text{CO}+\text{CO}_2$ が選択的に採取されたと考えられるかもしれない。流路の変化ということではちよつと納得できない。また図 4 では 4, 7, 8, 9 の数値は 500°C より $\text{CO}/(\text{CO}+\text{CO}_2)$ が増加しているがゾンデが鋼管のために内面の鋼を CO_2 が酸化して減少したなどのことは考えられないだろうか。

【回答】

図 4 における 4, 7, 8, 9 などの挙動は図 1 の測定データの例におけるガス組成の変化と対応している。このような低温域では CO_2 濃度変化が停滞するはずであるが、このような現象が生じた原因としてはゾンデ内およびガス採取場所までの間におけるガス組成の変化、あるいは高炉内におけるガス流路の変動、すなわち半径方向のガスの流れの存在などが考えられるであろう。

ゾンデ先端からガス採取場所までガスを導く過程でのガス組成の変化としては CO_2 , H_2O などによる鋼管の

* 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S 677~680