

669.184.244.66.001.57:669.184.235.645

に鑄型構成, 電気炉鋼塊処理量, などによつて決る. Simulation を行なつた結果, 鋼塊起重機の稼働率が高くなることが予想された. 結果の一例として鑄型構成, 電気炉鋼塊処理と二造塊鋼塊処理量との関係をFig. 2に示す. すなわちC型鑄型使用鋼種比率の影響が最も大きい. C型材が40%では約12万1千t/月である. 鋼種Aのみの出鋼で考えた場合は, 二造塊鋼塊処理能力は, 13万~13万5千月の生産能力があると考えられる. そこで, 鋼塊起重機の使用時間を減少する方策として, 生産計画に, C型材出鋼割合の減少, 電気炉鋼塊の一造塊処理, および鋼塊貨車, 鋼塊トラックの所要時間などについて検討を行ない, 各対策を実施した.

以上の検討結果をまとめると, 未検討部分(屑鉄積み込み能力, 鑄型置場面積, 鋼塊輸送能力)を若干残しているが, 当工場2/3基操業時の生産能力はC型鑄型使用鋼種の比率が40%で12万1千t/月, またC型材が30%では12万5千t/月程度であると推測される.

5. 実際操業結果

2/3基操業当初においては予測されたごとく, 鋼塊起重機の稼働率が高く, 注入線待ちなどが発生したので二造塊を中心としてC型出鋼比率の減少, 電気炉鋼塊の一造塊処理, 鋼塊トラックおよび貨車の配車方法, 計画休止などについて検討を行ない, 各対策を実施しその後は順調な生産を続けている.

6. 将来の合理化計画

その後, 2/3基操業を行なっているいろいろの新しいデータが得られたので未検討部分を含めて, 生産能力および設備合理化の再検討を行なつた. 結果は2/3基操業開始前の予測とそれほどちがつていない. その結果の一覧表をFig. 3に示す. すなわち鋼塊起重機を1基増設するのみで, 約13万t/月の生産が可能である. またFig. 3に示すごとく, 作業改善, 設備改造などにより13万5千t/月の生産も可能である. さらに14万t/月以上の工場にする見通しもついている. 現在, 鋼塊起重機の1基増設は既に決定されて, 1965年3月からは, 現在の鋼種構成で13万t/月(鋼種Aのみに換算すると14万t/月)の工場となる予定である.

7. 結 言

洞岡転炉工場3基整備, 2基常時稼働操業に際して, Hand Simulation および I. B. M. 7070 を使用しての Computer Simulation を行ない各工程能力を算出し, 生産計画, およびその達成, 将来の設備合理化計画の一助とすることができた. 現在当工場の能力は, 12万3千t/月であるが, 昭和40年4月よりは, 鋼塊起重機1基が増設され, 月産13万t(鋼種Aのみでは14万t/月)となる予定である. また月産13.5万t, さらに14万tの見通しもついている.

(68) LD 転炉の模型による研究

日本鋼管, 技術研究所

下間 照男・○佐野 和夫

The Study of Several Phenomena in LD Converter by Cold Models.

Teruo SIMOTUMA and Kazuo SANO.

1. 結 言

LD 転炉操業において, 製鋼能率の向上のために, 噴出量の減少, 製鋼時間の短縮を図らねばならぬが, 噴出量におよぼす要因として, 他の条件が一定ならば, ノズルの型式, 形状, 炉体プロフィールなどはかなり重要なものと考えられる.

われわれはこれら要因の水準を大巾に変えて, それらの要因と, 噴出量および製鋼時間との関係を明らかにするために, LD 転炉の噴出機構および製鋼反応をある程度までは Simulate できると思われるモデルを考えて, このモデルによる実験ならびに解析を行なつた. その結果ノズルの中心軸の傾斜角度と噴出量および製鋼時間との関係, ノズルの孔数と噴出量および製鋼時間との関係, 鋼浴直径と鋼浴深さの比と噴出量および製鋼時間との関係などを求めることができたので報告する.

2. 研究 方法

2.1 モデル

酸素気流の代りに無水塩酸を適量の空気で稀釈した混合気流を, 鋼浴の代りに重曹の過飽和水溶液を, slagの代りにメチルオレンジをヘキシルアルコールに溶解して流動パラフィンに混合させたものを使用した.

2.2 模型の縮尺材質

模型の縮尺は炉体, ノズルともに実炉の1/10とし, 炉体の材質は透明塩化ビニールを, ノズルはSUS18を使用した.

2.3 相似条件

流体力学的, 反応工学的に多くの相似条件が考えられるが, これらのすべてを満足させることは原理的に不可能であるので, 噴出量と反応速度を最も支配する次の諸要因について重点的な相似させた. 相似条件を次に示す.

2.3.1 凹みの深さの相似条件

模型実験と実炉とで凹みの深さ ϕ と鋼浴の深さ L との比 ϕ/L が等しくなるように選ぶ.

すなわち,

$$\phi_m/L_m = \phi_f/L_f \dots\dots\dots (1)$$

凹みの深さ ϕ は S. G. Afanasev¹⁾らの結果を使つて(1)式を整理すると次のようになる.

$$U_{mm} = k\sqrt{(\gamma_{gf}/\gamma_{gm})(\gamma_{bm}/\gamma_{bf})(d_{d,f}/d_{d,m})}U_{mf} \dots\dots\dots (2)$$

こゝに,

- γ_g : 噴流ガスの密度
- γ_b : 鋼浴の密度
- d_d : divergent jet の鋼浴面における直径
- U_m : 鋼浴面上における噴流中心軸上の流速
- k : 模型の縮尺
- [添字]
- f : 実 炉

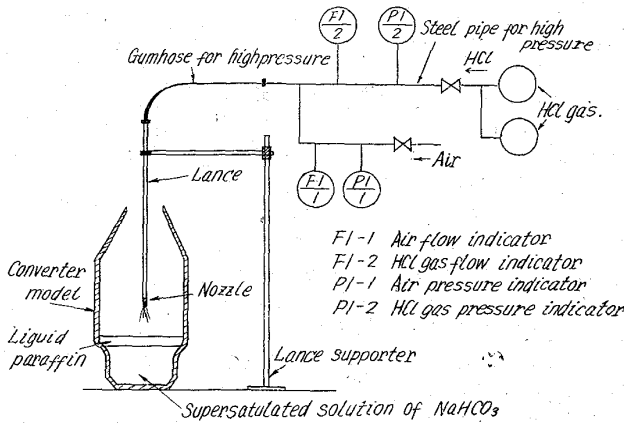


Fig. 1. Schematic diagram of cold model.

m: 模型

2.3.2 流体の流れの相似条件

ノズル出口の噴流のマッハ数を、模型と実炉ではほぼ等しくする。

2.3.3 反応の相似条件

単位鋼浴容積当りの反応速度 (min/sec. cm³) を実炉と模型とではほぼ等しくする。

2.4 実験装置

実験装置の系統図を Fig. 1 に示す。

2.5 実験計画

2.5.1 噴出量, 脱炭速度におよぼす要因とその程度

噴出量と脱炭速度とを特性値にとり、鋼浴量(W), 単位鋼浴量当りの酸素流量 (F/W), 鋼浴面から炉口までの高さとの比 (H/D₀), 鋼浴直径と鋼浴深さとの比 (D₀/L), 鋼浴面上の噴流の動圧 P_b (ランス高さに相当), ノズルにおける噴流速度 (U₀), ノズルの形状の7要因をそれぞれ2水準にとり、主効果を調べる。

2.5.2 ノズル角度との噴出量および脱炭速度との関係

single hole nozzle について、ノズル角度を2°から15°まで(角度は垂直軸を0°とする)6水準に、ランス高さを3水準にとつて、3 holes nozzle については、ノズル角度を2°から12°まで6水準に、ランス高さを2水準にとつて、噴出量および脱炭速度を調べる。

2.5.3 ノズルの孔数と噴出量, 脱炭速度との関係

ノズル角度0°の場合、ノズル孔数を1と3の2水準にとつて噴出量, 脱炭速度を調べる。

ノズル角度10°の場合、ノズル孔数を2, 3, 4の3水準に、ランス高さを3水準にとつて噴出量, 脱炭速度を調べる。この実験に参考値として、通常の single hole nozzle を同じ条件で試験する。

2.5.4 鋼浴直径と鋼浴深さとの比 (D₀/L) と噴出量, 脱炭速度, 脱炭速度との関係

他の条件を一定に保つたまま、鋼浴直径と鋼浴深さとの比 (D₀/L) を4水準に変えて、噴出量, 脱炭速度および脱炭速度を調べる。

2.5.5 噴出量, 脱炭時間と各種要因との重回帰分析

噴出量 (y₁), 脱炭時間 (y₂) を特性値とし、溶鋼量 (x₁, x₂) 鋼浴直径と鋼浴深さとの比 (x₃) 鋼浴面上から炉口までの高さとの比 (x₄), 炉口直径と鋼

浴面から炉口までの高さの比 (x₅); ノズル角度 (x₆), 単位溶鋼量当りの総噴流量 (x₇) 単位溶鋼量当りの HCl の流量 (x₈), 鋼浴面における噴流中心軸上の流速 (x₉) ノズルの孔数 (x₁₀) の10要因との間で重回帰分析を行なう。

3. 研究結果

3.1 噴出量, 脱炭速度におよぼす要因とその程度

噴出量におよぼす影響度の高いものから順序をつけると、①ノズル形状, ②H/D₀, ③D₀/L, ④P_bとなる。

脱炭速度におよぼす影響度の高いものから順序をつけると、①F/W, ②U₀, ③ノズル形状, ④P_bとなった。

3.2 ノズル角度と噴出量および脱炭速度との関係

single hole nozzle による結果を Fig. 2 に、3 holes nozzle による結果を Fig. 3 に示す。これからわかるように、噴出量は single hole nozzle でも 3 holes nozzle でも、ノズル角度により大きく変化し、その傾向にあまり差がない。またランス高さを変えても変化の傾向は維持されている。

脱炭速度はノズル角度によりあまり変化は認められない。

3.3 ノズルの孔数と噴出量および脱炭速度との関係

ノズル角度0°の場合の結果は、孔数により噴出量, 脱炭速度とに有意差がなかった。

ノズル角度10°の場合の結果を Fig. 4 に示す。これから2孔ノズルは3, 4孔ノズルにくらべて、噴出量が非常に少ないが、脱炭速度が遅いことがわかる。

3.4 鋼浴直径と鋼浴深さとの比 (D₀/L) と噴出量, 脱炭速度および脱炭速度との関係

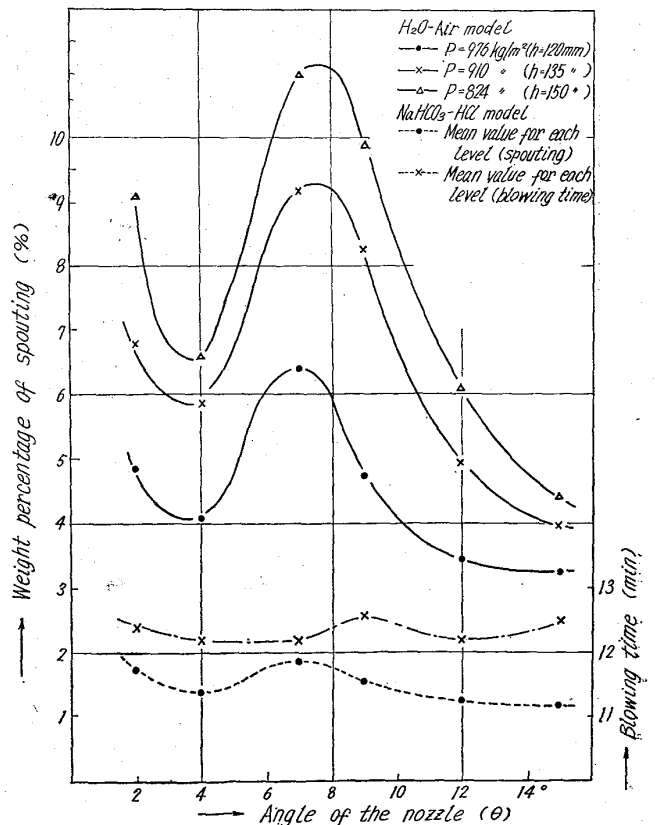


Fig. 2. Spouting weight and the rate of decarbonization against the angle of nozzle.

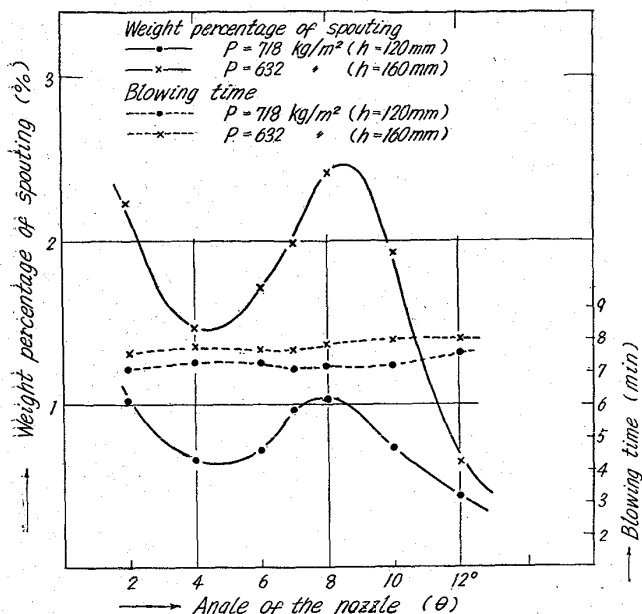


Fig. 3. Spouting weight and the rate of decarbonization against the angle of 3 holes nozzle.

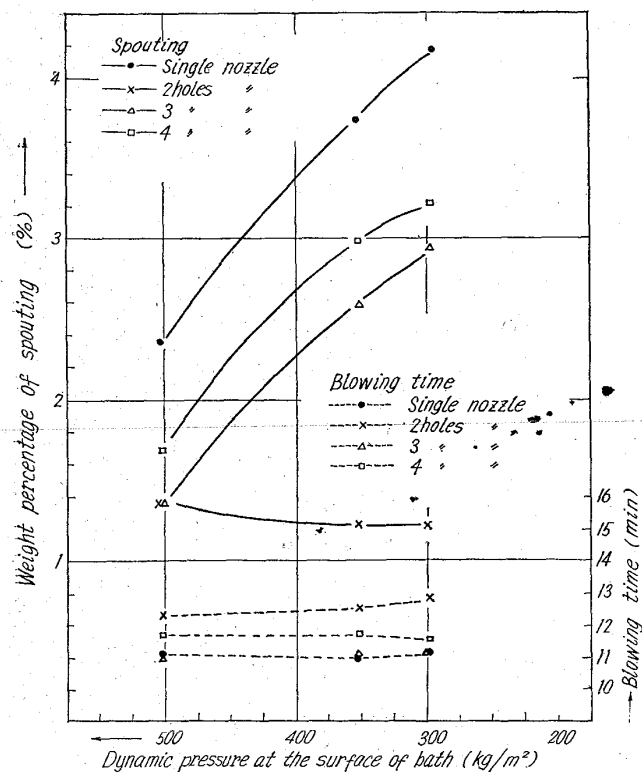


Fig. 4. Spouting weight and the rate of decarbonization against the number of nozzle holes.

D_0/L と噴出量、脱炭速度との関係を Fig. 5 に示す。これからわかるように、 D_0/L が小さいほど噴出量が少なくなるが、脱炭速度は変化しない。また HCl の濃度を変えてもこの傾向は崩れない。

脱炭速度は D_0/L によつて有意差がない。

3.5 噴出量、脱炭速度と各種要因と重回帰分析

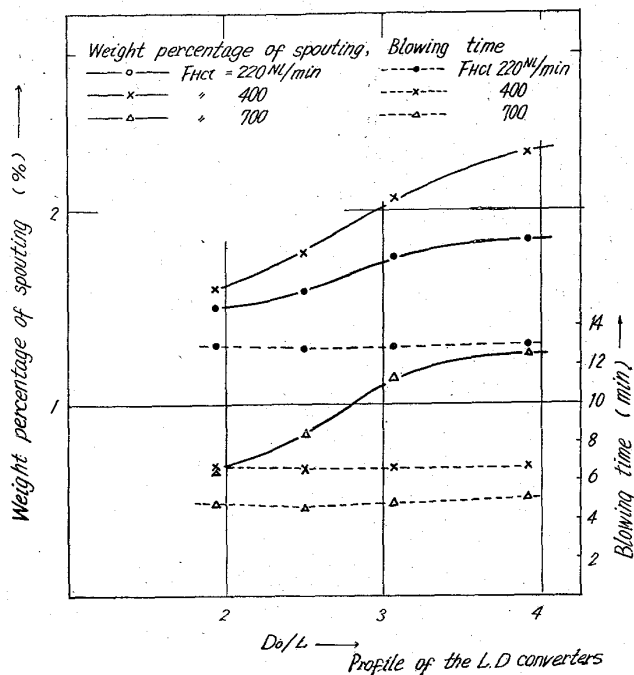


Fig. 5. Spouting weight and rate of decarbonization against the profile of LD converter.

噴出量 y_1 については下式で示される。

$$y_1 = 94.29 - 18.46x_1 + 18.70x_2 + 60.45x_3 - 55.24x_4 + 8.998x_4^2 - 91.25x_5 - 18.72x_6 - 0.00866x_6^2 + 0.004316x_6^3 + 67.96x_7 + 3.567x_8 - 0.331x_9 - 0.0003458x_9^2 + 2.597x_{10} \dots \dots \dots (3)$$

脱炭時間 y_2 については下式で示される。

$$y_2 = 5.934 + 0.9453x_1 - 0.9453x_2 + 0.01059x_3 + 0.004635x_6 - 2.248x_7^{-1} + 20.12x_8^{-1} - 0.01600x_9 - 0.2499x_{10} \dots \dots \dots (4)$$

4. 考 察

LD 転炉の吹錬のように各種冶金反応と流体力学的運動が激しく作用し合うプロセスを完全に Simulate できる模型実験は原理的に不可能であるので、噴出機構と脱炭機構に重点をおいて相似条件を選んで模型実験を行なったが、噴出量、脱炭速度におよぼす要因とその程度、特にランス高さと吹錬時間、噴出量との関係、slopping を生ずる時期など、実炉とかなりよく傾向が合っていることが確かめられたので、このような模型実験の結果は、若干の修正を加える程度で実炉に適用しようと考えてよい。

multi hole nozzle は single hole nozzle にくらべて噴出量が少ないが、この理由を解明するため、ノズル角度を変えたものと、ノズル角度を 0° にして孔の数を変えたもので、他の条件をまったく等しくしたまま噴出量を比較した結果、噴出量が少なくなるのはノズル角度、すなわち鋼浴面への噴流の浸入角度によることがわかった。これは噴流の侵入角度がある一定角度になると鋼浴の流れに2次流が生じ、鋼浴面からの噴出角度が浅くなるためと考えられる。このことは噴出状態、鋼浴流の運動を 16 耗カメラで撮影した結果から確認された。

また2孔ノズルの噴出量が減少するのも、2孔ノズル

ではこの2次流が特に烈しくなるためと考えられる。

D_0/L が小さくなるにしたがつて噴出量が減小するの
 も、 D_0/L が小さくなるにつれて、2次流の動きが激し
 くなるものと考えられる。

5. 結 言

1. 噴出機構と脱炭反応に相似条件の重点をおいたこ
 の模型実験は LD 転炉とかなり相似性があると考えら
 れる。

2. 模型実験の結果、噴出量、吹錬時間と、ノズル形
 状、炉体プロフィールなどの諸要因との関係を見出すこ
 とができた。

3. multi hole nozzle が single hole nozzle にく
 らべて噴出量が少ない理由を明らかにすることができ
 た。

4. 今後実際操業との対比において、相似条件の検討
 模型実験の結果の修正の必要がある。

文 献

- 1) S. G. AFANAS'EV, M. M. SHUMOU and M. P.
 KVITKO: Stal, (1960) 10, p. 719

(69) 1600°C までの高温における含
 ニッケルクロム鉄鉱石還元の際
 の選択還元および鉄と脈石の分
 離について

(鉄鉱石の還元に関する研究—II)

東京大学生産技術研究所

工博 雀部 高雄・江本 房利
 吉越 英之・福永 弘一

The Selective Reduction and the Separation of Iron and Gangue Materials during Ni-Cr-Bearing Iron Ore Reduction at High Temperatures up to 1600°C.

(Studies on reduction of iron ore—II)

Dr. Takao SASABE, Fusatoshi EMOTO,
 Hideyuki YOSHIKOSHI and Kōichi FUKUNAGA.

1. 緒 言

鉄鉱石の還元に関する研究のうち、1300°C 以上の高
 温における還元機構の研究は比較的少ない^{1)~3)}。著者ら
 は前報⁴⁾において 1300°C 以上の温度域における鉄鉱石
 還元の際に認められる中空鉄殻の形成に関する研究報告
 を行なった。その際に、鉄鉱石が還元し中空鉄殻を形成
 する場合に、鉄鉱石中の鉄分が鉄殻となり、脈石は中空
 鉄殻の内壁に分離凝集し、鉄と脈石の分離が行なわれる
 ことを報告した。また鉄鉱石の還元温度が 1300°C 以上
 の高温においては還元が急速に進行することを明らかに
 した。

W. BAUKLOH & G. HENKE の研究⁵⁾によれば、1000
 °C 以上の高温における同一還元温度において、酸化ク
 ロムの還元は鉄の還元と比較して相当長時間を必要とす
 ることが知られている。含 Ni-Cr 鉄鉱石を 1300°C 以

上の高温で還元し、中空鉄殻を形成し、脈石を中空鉄殻
 の内側に凝集させ、鉄と脈石を分離する際に、鉱石中の
 Cr が鉄と脈石との間に如何に分配されるかに関する研
 究は見当らない。本報告においてはこの点に関する研究
 を行なった。さらに還元して得られる中空鉄殻をそのま
 まさらに高い温度 1500°C~1600°C 付近におくと、鉄と
 脈石が溶融分離して、中空でない塊状鉄塊が得られる。
 この際の鉄塊中の非鉄成分の挙動についての研究も同時
 に行なった。

2. 実験装置および実験方法

実験は前報同様 20 kVA 堅型タンマン炉を使用した。
 鉱石は 60 メッシュ以下に篩分したものを水で固め乾燥
 した生ペレットを用いた。このペレットを黒鉛坩堝中の
 コークス中で加熱して還元した。使用した鉱石は Table
 1. に示した。

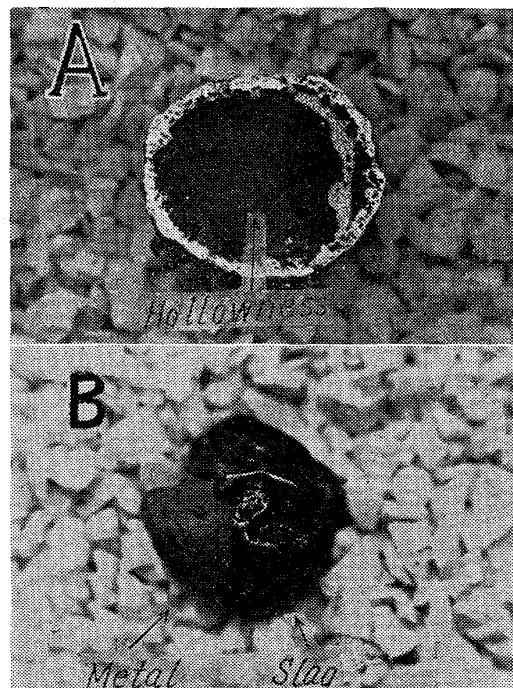
3. 実験結果および考察

3.1 中空鉄球の鉄殻中の Cr について

前報に示したように、あらかじめ高温にしてある炉の
 中にペレットの入った黒鉛坩堝を挿入して一定の昇温曲

Table 1. Chemical composition of iron ore containing Ni and Cr.

T·Fe	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MnO	P
50.85	1.50	4.19	<0.0	0.39	0.012
S	TiO ₂	Cr	Ni	FeO	MgO
0.174	0.14	3.24	0.681	<0.1	



A) The iron shell with hollowness, reduced at 1420°C, 60 min.

B) Separation of metal and slag, at 1500°C

Photo. 1. The iron shell with hollowness and separation of metal and slag. (2/3)