

## 論 文

UDC 669.162.263.42 : 669.162.228 : 532

## 実験炉による羽口前燃焼帯の解析\*

羽田野 道 春\*\*・平 岡 文 章\*\*

福 田 充 一 郎\*\*・増 池 保\*\*

## Analysis of the Combustion Zone in the Experimental Blast Furnace

Michiharu HATANO, Bunsho HIRAOKA

Mitsuichiro FUKUDA, and Tamotsu MASUIKE

## Synopsis:

The combustion of fuels in the raceway and the resultant raceway depth were investigated using an experimental blast furnace simulated to the lower part of a commercial furnace. The results obtained are as follows:

- 1) The combustion of a great majority of cokes takes place near the boundary of the raceway. When fuel is not injected, CO and H<sub>2</sub> are hardly observed in the raceway, although their concentration increases rapidly by the carbon solution reaction which takes place near the boundary of the raceway.
- 2) With heavy fuel oil injection, the combustion zone approaches to the tuyere nose and the temperature rises at the furnace wall around the tuyere. At the same time, the region where CO and H<sub>2</sub> are generated shifts near to the tuyere.
- 3) The raceway depth under the condition of combustion is possibly estimated by taking account the properties of coke, the changes of gas volume and temperature in front of tuyere into Wagstaff's equation.

## 1. 緒 言

高炉の羽口前燃焼帯を中心とした高炉下部現象の解明は、高炉操業者に課せられた急務であり、モデル実験あるいは実炉の解体調査により次第にその実体が明らかにされつつあるが、まだまだ不明確な点が多い。著者らは1973年に、高炉の下部のみを対象とした実物大の実験炉を作製し、高炉下部現象に及ぼす諸要因の影響について検討して来た結果、送風条件およびコークスの性状によつて羽口前レースウェイの性質および炉下部のガス流れが大きく変化し炉況と密接な関係を持つことが判明した。

本報告では、レースウェイ内での燃料の燃焼状況と燃焼を伴った時のレースウェイ深さを主として羽口レベルに設置したゾンドの情報と解体調査結果に基づいて検討した。

## 2. 高炉下部実験炉の特徴と実験方法

## 2.1 炉本体および付帯設備

高炉下部実験炉の概略図を Fig. 1 に、外観写真を

Photo. 1 に示す。

特に、高炉の下部現象を解明する目的で、炉体はベリ一以下のみとした。また、実炉に近い下部現象を再現するために、炉体を可能な限り大型化し、当社の小倉旧1高炉と同じ炉床半径としたが、完全な円型炉ではなく中心角48°の扇型炉である。炉高は5.5m、内容積27.5m<sup>3</sup>である。熱風炉一基を有し、1000°Cの高温送風も可能で酸素添加装置により送風中の酸素濃度を制御できる。羽口は三本であるが、現在のところ、一本の羽口しか使用していない。銑鉄の溶解能力は6t/hrである。

## 2.2 計測設備

実炉では困難な計測も含め、でき得る限り多数の計測に努めた。主な計測項目は次のとおりである。

- 1) 羽口レベル、羽口上1.5m、3mの各レベルに設置した水平ゾンド (Photo. 2 参照) による、炉壁-炉芯間の任意の位置における圧力・温度・ガス組成
- 2) 炉壁内面の圧力・温度 (36カ所)
- 3) 羽口に設置した、水冷棒によるレースウェイ深さ
- 4) 垂直ゾンドによるレースウェイ上方圧力分布
- 5) 羽口上4mレベルでの半径方向荷下り速度分布

\* 昭和49年11月、本会講演大会にて発表、昭和50年9月4日受付 (Received Sept. 4, 1975)

\*\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Co., Ltd., 1-3 Hondori Nishinagasu Amagasaki 660)

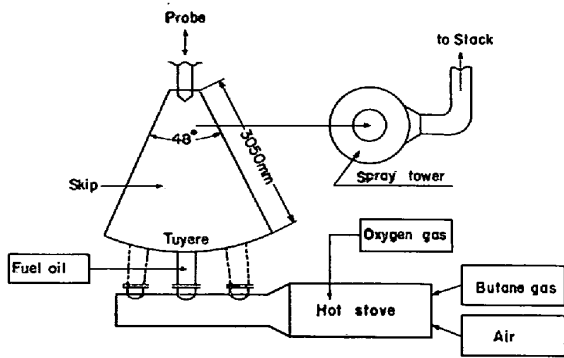


Fig. 1. Schematic diagram of experimental blast furnace.

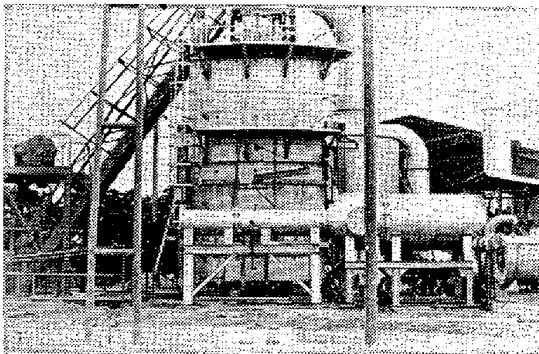


Photo. 1. Experimental blast furnace.

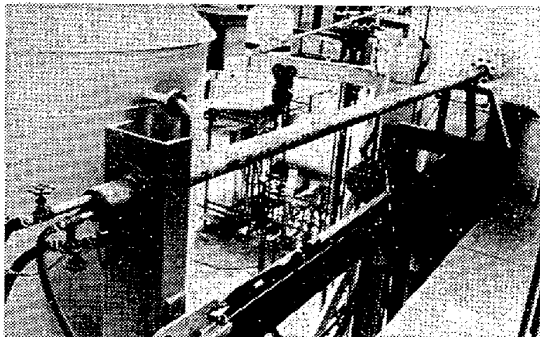


Photo. 2. Gas sampling probe.

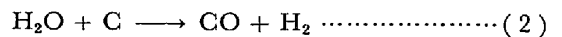
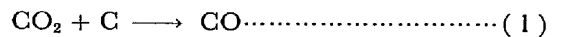
内状態が定常に達したと思われる時点で、各種計測を実施する。なお、操業中のストックラインがほぼ一定になる様に装入を行なう。操業終了後は、直ちに水冷して炉内残存コークスの採取、炉壁状態の観察、レースウェイの調査などを行なう。

### 3. レースウェイ内での燃料の燃焼状況

実炉の羽口前燃焼帯内でのガス組成、温度等の計測結果は、PERROTT<sup>2)</sup>, RYAZNOV<sup>3)</sup> らによつて報告されているが、実炉では要因を種々変えて計測することは操業上の支障を伴うためにほとんど不可能である。そこで、高炉下部実験炉によりコークス及び重油の燃焼条件を種々変更させて、その影響を検討した。燃焼状態は、主として羽口レベルおよび羽口上 1.5m レベルに設置した水冷ゾンデによるガス組成、温度、圧力の計測値から判断した。

#### 3.1 コークスの燃焼と荷下り

Fig. 2 に、羽口レベルに設置した水冷ゾンデによる羽口中心軸上のガス組成、温度、圧力の計測値を示す。操業条件は、Table 1 の I-a に示すようにコークスのみの燃焼で、羽口風速は 270 m/sec、送風中の酸素濃度は 15.1% で、CO<sub>2</sub> が約 5% 含まれている。また、操業終了後に測定したレースウェイ形状を模式的に示したが、羽口中心軸上のレースウェイ深さ（羽口先端からの距離）は 1.10m である。Fig. 2-b) に示すように、CO<sub>2</sub> は、羽口からの距離が 0.4m のレースウェイ中間部から徐々に増加の傾向を示し、レースウェイ境界近くで最大値に達する。この CO<sub>2</sub> の分布から、コークスの燃焼は、レースウェイ境界に近いレースウェイ内部（境界より 0.2~0.3m 内側の位置）で最も活発に進行していることが推定される。一方、CO および H<sub>2</sub> はレースウェイ内ではほとんど存在しないが、コークスの燃焼がほぼ完了するレースウェイ境界部で次の二反応が始まり増加する。



上記二反応は極めて急速に進行し、反応開始位置より 0.4m の間に完了している。

Fig. 3 は、風量を下げて II-a の送風条件で操業した時の状況を示す。風量の低下に伴つてレースウェイは縮小するが、レースウェイ境界近くで CO<sub>2</sub> がピーク値を示し同時に (1), (2) の反応が急速に進行して CO および H<sub>2</sub> が発生する傾向は全く同じである。ガス温度は、Fig. 2-a) に示すように、コークスの燃焼の進行に伴つて上昇し、レースウェイ境界付近でピークに達する

- 6) 炉況監視のための、微圧振動および音響測定
- 7) 羽口視窓からのレースウェイ内の観察

#### 2.3 操業条件と実験方法

送風条件は、羽口一本当たりの諸元が可能な限り実炉に近づくよう設定した。羽口は、現在 140φ 1 本のみ使用しているが、径および本数（最高 3 本）の変更も可能である。また、装入物は、現在までのところ、コークスのみで、鉬石の装入は行なっていない。したがつて、軟化溶融帯が本実験では考慮されていない。

実験方法は、所定の性状を有するコークスを装入し、一定の送風条件下で約 10 hr の操業を行なうが、炉壁温度、炉壁圧力、レースウェイ深さなどから判断して、炉

Table 1. Blast conditions.

		I - a	I - b	I - c	II - a	II - b	III - a	III - b	III - c
Blast volume : $V_B$	Nm <sup>3</sup> /min	69.7	65.0	61.0	56.2	52.1	51.7	44.7	44.7
Blast temperature : $T_B$	°C	900	900	900	900	900	900	900	900
Oxygen enrichment : $O_2$	Nm <sup>3</sup> /min	3.0	3.0	9.0	4.5	4.5	0	6	6
$O_2$ content in blast	%	15.1	15.4	23.0	19.0	18.9	11.3	21.2	21.2
$CO_2$ content in blast	%	5.0	5.0	5.3	5.0	4.8	5.3	4.1	4.1
Bosh gas volume : $V_g$	Nm <sup>3</sup> /min	89.7	90.3	89.9	73.9	74.9	64.9	64.9	67.1
Blast velocity : $v_B$	m/sec	270	262	250	234	218	219	192	192
Heavy fuel oil injection	l/min	0	5.65	5.65	0	5.4	0	3.9	5.8
Flow rate of heavy fuel oil at the injection nose	m/sec	0	3.33	3.33	0	3.19	0	2.30	3.42
Excess oxygen ratio : $EO_2$		—	0.9	1.3	—	0.9	—	1.3	0.9
Temperature in front of a tuyere (measured value)	°C	1640	1400	1630	1640	1430	1465	1680	1520

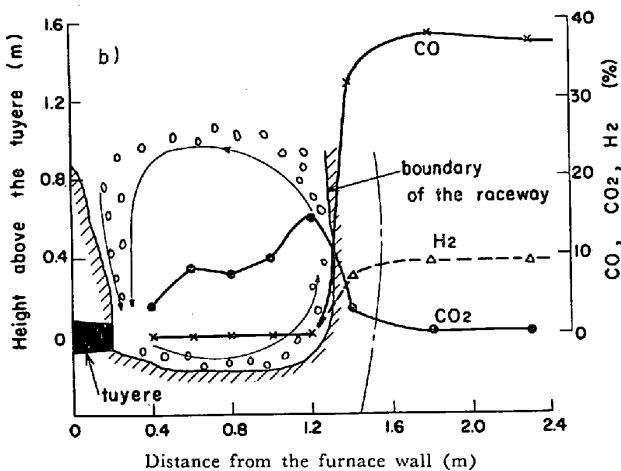
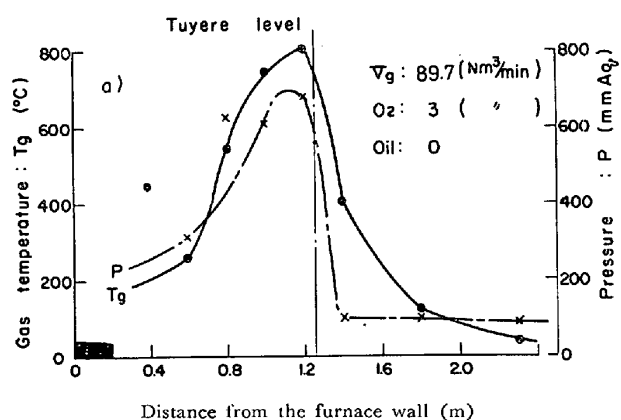


Fig. 2. Combustion of cokes in the raceway.

が同時に圧力も最高値を示す。さらに、レースウェイ境界付近では、(1)、(2)式で示される吸熱反応が急速に進行すること、炉芯方向への浸透ガス量が低下することの二者が主原因で著しい温度低下を示す。

Fig. 4-a) に、羽口上 1.5m レベルにおける半径方向ガス組成分布を示す。このレベルでは  $CO_2$  の大部分は、(1) 式で示される反応によつて  $CO$  に変化しているが、レースウェイ天井部では 2~3% の  $CO_2$  が依然して存在する。

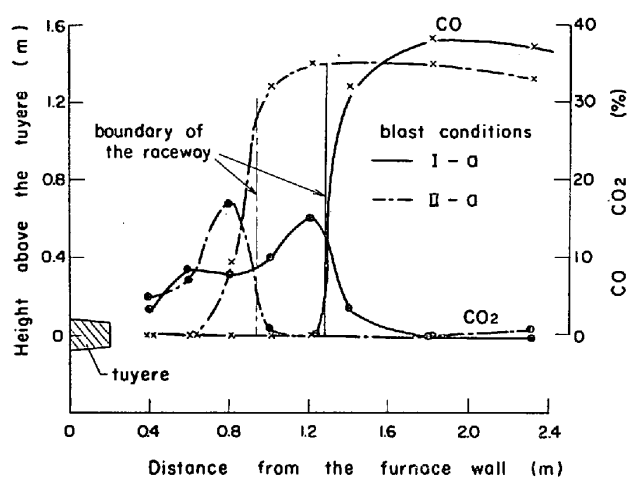


Fig. 3. Combustion of cokes in the raceway.

以上のようにゾンデによる諸計測値から、コークスの燃焼の大部分はレースウェイ境界に近いレースウェイ内部で起こり、同時にカーボンソリユーション反応が急速に進行することが観察されたが、この傾向は RYAZNOV が実炉で計測した結果とほぼ一致する。

次に、レースウェイ内でのコークスの燃焼に伴つて起こる荷下り状況をマーカーの装入および羽口上 4.5m レベルに設置した懸垂方式の荷下り測定装置により計測した結果を Fig. 5 に示す。

Fig. 5-a) は操業終了 2 hr 前にマーカーとして石灰石を装入し、操業終了後の分布状況を調査したものである。装入時点での石灰石の分布状況は図中破線で示したように半径方向でほぼフラットであつたが、操業終了後の調査では、実線で示すようにレースウェイ上方の石灰石は完全にレースウェイ内へ落ち込んでいた。一方炉中間部から炉芯に装入された石灰石の動きは極めて小さく、レースウェイ上方で図のような蟻地獄が形成された。

したがつて、レースウェイへのコークスの供給はレー

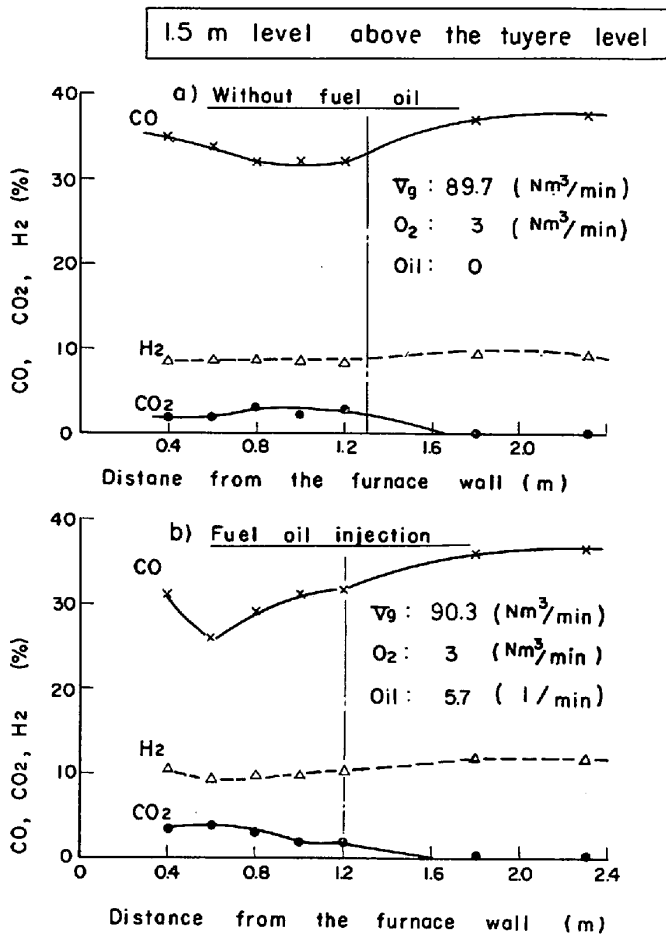


Fig. 4. Radial distributions of gas composition at 1.5 m level above the tuyere level.

スウェイ天井部の極めて狭い領域で起こり、横からの供給はほとんどないと考えられる。上述の傾向は、Fig. 5-b) に示す羽口上 4m レベルにおける半径方向の荷下り速度分布からも推察される。

3.2 重油吹き込みの影響

重油が燃焼するためには、霧化-蒸発-混合-着火-揮発分の燃焼-未燃炭素の燃焼というステップを経る。これらの個々の段階を進むためには、おのずと必要な燃焼時間がある。高炉で重油の燃焼に与えられる時間はわずかである。ブローパイプから吹き込まれた重油は羽口前の酸化帯の末端に到達するまでに燃焼を終らないと霧滴は燃焼する機会を逸して煤となり、コークス置換率の低下あるいは通気障害を起こし炉況へ悪影響を及ぼすことが考えられる。いま重油の燃焼に与えられた時間  $T$  を考えてみる。重油は吹き込まれるとすぐ熱風と同じ流速を持ち、羽口前酸化帯深さを 1000 (mm)、重油吹き込み位置から羽口先端までの距離を 1200 (mm) とすると、

$$\begin{aligned} \text{酸化帯長さ} &= (\text{吹き込み位置から羽口先端までの距離}) \\ &+ (\text{羽口前酸化帯深さ}) = 1200 + 1000 = 2200 \text{ (mm)} \end{aligned}$$

であり、熱風の流速はほぼ 200 (m/sec) であるから、

$$T = 2200 / 200 = 11 \times 10^{-3} \text{ (sec)}$$

となり、重油の燃焼に与えられた時間は 11 (msec) である。

一般に、 $t$  時間に燃焼が完了し得る液滴の最大直径は次の式で表わされる。

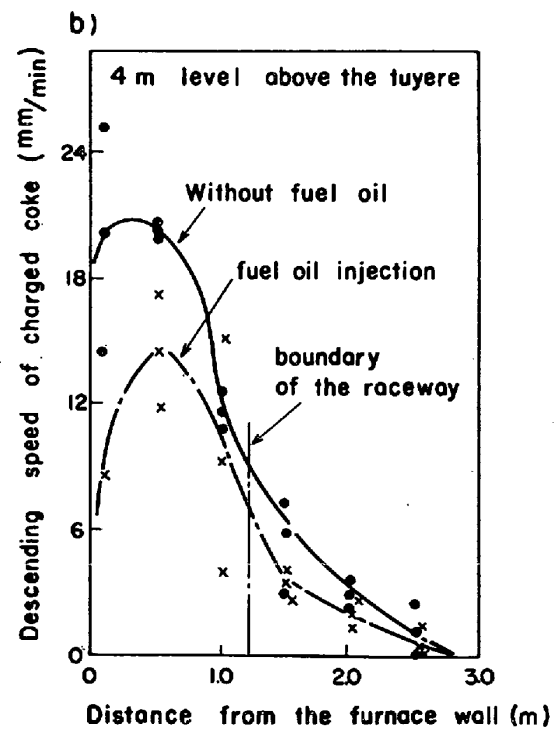
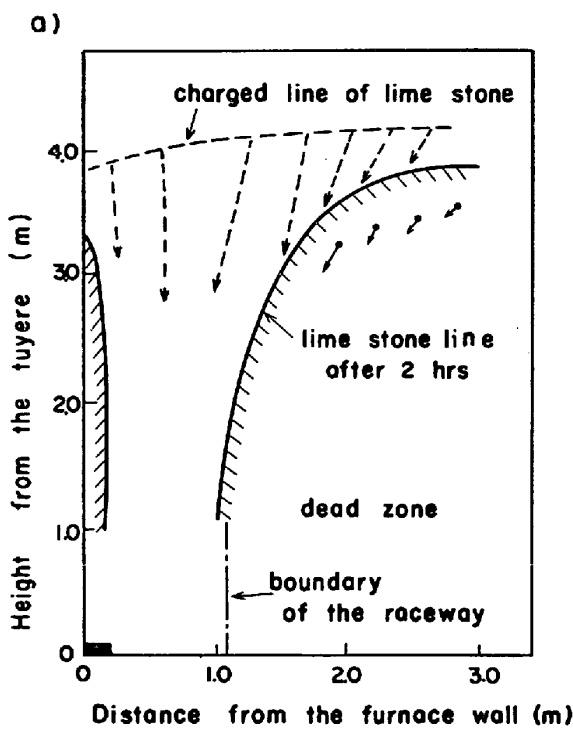


Fig. 5. Radial descending speed distributions of charged coke.

$$D = \sqrt{k \cdot t} \text{ (cm)} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $k$  は燃料の性質による燃焼速度で温度の関数である。高温での数値は求められていないが、THRING & MASDIN<sup>4)</sup> の灯油に関する実験結果から  $1 \sim 4 \times 10^{-2}$  (cm<sup>2</sup>/sec) 程度の値と推定される。

Fig. 6 に、これより求めた霧滴直径、燃焼時間、燃焼速度の関係を示す。いま  $k$  を小さめに見積つて、 $4 \times 10^{-2}$  (cm<sup>2</sup>/sec) と仮定すると、長さ 2 200 mm の酸化帯内で油滴が燃焼するために要する燃焼時間は  $11 \times 10^{-3}$  (sec) であるから、図より 100  $\mu$  以下に霧化されておれば燃焼上問題ないと言える。しかし、実際には操業条件によつて酸化帯長さが異なり、さらに、重油吹込み量、O<sub>2</sub> 濃度、衝風スピードなどの条件で燃焼性が違うため、実炉における重油の燃焼を理論的に取り扱うのは非常に困難である。

そこで、実炉と類似の条件下で重油を吹込んだ場合の、レースウェイ内での重油の燃焼状況を観察するとともに重油の吹込み条件を 2, 3 変更してその影響を定性的に調査した。

3.2.1 重油の燃焼状況

Table 1 の I-b の条件で重油を吹込んだ時の、羽口レベルにおけるガス組成、温度、圧力分布を Fig. 7 に示す。重油の吹込み方法は、6 $\phi$  の単孔ノズルからのたらし込み方式で、吹込み位置は羽口先端より 680 mm 手前である。羽口一本あたりの重油吹込み量は、5.65 l/min で実炉の最大吹込み量に近い。また、酸素過剰率は 0.9 で、燃焼性の点では非常に不利な条件となっている。重油吹込み時間は、場合によつて若干異なるが、4

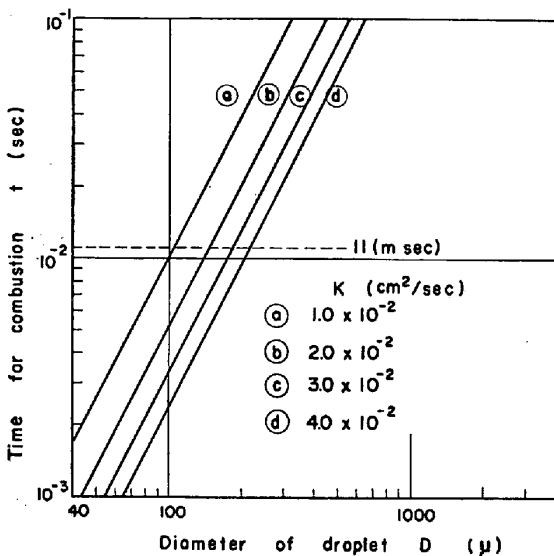


Fig. 6. Relation between time necessary for combustion and diameter.

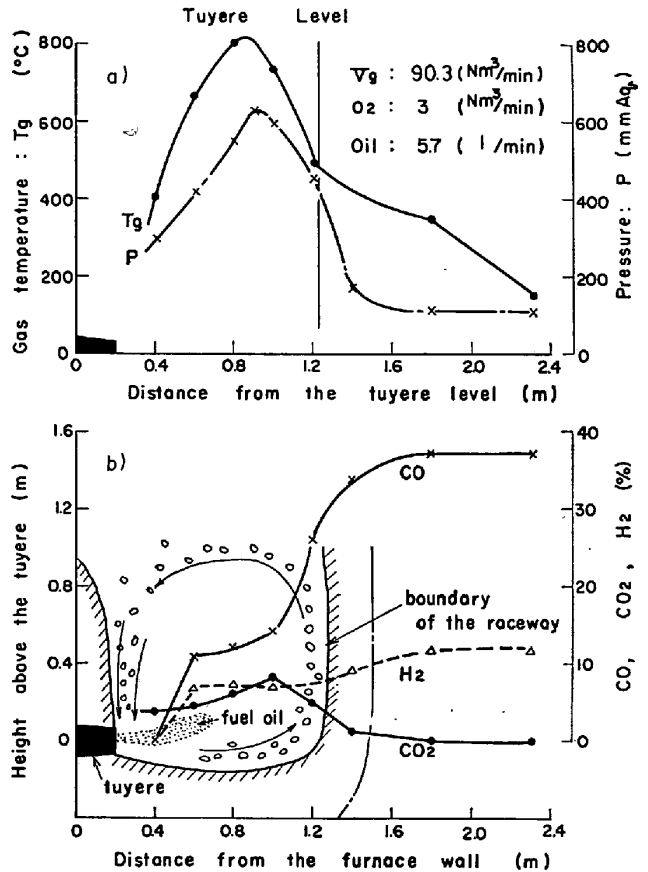


Fig. 7. The effect of the fuel oil injection on the combustion before the tuyere.

~5 hr である。酸素過剰率の計算は次式に従つた。

$$\text{酸素過剰率} = \frac{\text{送風中酸素量}}{\text{重油の完全燃焼に必要な酸素量}}$$

図に見られるように、コークスのみの燃焼の場合と比較して、レースウェイ内のガス組成分布に非常に大きな相違が見られる。コークスのみの燃焼の場合、前述のようにレースウェイ内では、CO および H<sub>2</sub> がほとんど存在せず、レースウェイ境界付近でその濃度が急激に高くなるのが特徴であつた。一方、重油を吹込んだ場合、CO と H<sub>2</sub> の発生位置が羽口に近づき、羽口前 0.4m の位置で 11% の CO と 7% の H<sub>2</sub> が計測されたが、明らかに重油の燃焼によつて生成したと考えられる。いま、この位置で吹込み重油の全量が燃焼し、CO と H<sub>2</sub> が発生したと仮定して、物質バランスから CO と H<sub>2</sub> 濃度を求めると各々 11.0% と 8.4% となる。もちろん羽口前 0.4m で測定された CO の中にはコークス中 C との反応によつて生成した CO も若干含まれるので厳密な事は言えないが、少なくとも H<sub>2</sub> ガス濃度から考えて重油の大半が羽口前 0.4m の付近で燃焼している事が推定される。

しかし、未燃炭素がレースウェイ内で完全に燃焼して

いるか否かについては煤の発生量の測定を行なっていないので本データからは不明である。また、残存酸素とコークスの燃焼は、コークスのみの燃焼の場合と同様、レースウェイ中間部から境界部にかけて進行するが、境界付近では同時にカーボンソリェーション反応により CO と H<sub>2</sub> 濃度がさらに上昇する。

3.2.2 重油吹込み時の炉内温度，通気性

重油の燃焼が羽口近くで進行するため、重油吹込みによつて羽口レベルのガス温度のピーク位置はレースウェイ境界付近から羽口方向へと移行する。(Fig. 7-a))

さらに、重油吹込みによつて炉壁側の荷下りが著しく抑制される (Fig. 5-b)) 結果、炉壁の温度が全体に上昇した。

また、炉内の通気性については、酸素過剰率が 0.9 と煤の発生しやすい条件であるため、レースウェイ周辺で目づまりを起こし圧力の上昇が予想されたが、Fig. 7-a) の羽口レベル圧力分布が示すように、レースウェイ内圧力の上昇は全くなく、燃焼性から見てかなり苛酷な条件下でも一般に言われているような煤の発生による通気障害は考えがたい。次に、レースウェイ深さについては、Fig. 8 に示すように、重油吹込み開始 1 hr 後に変化が現われ、一般にいわれているような縮小現象が見られた。重油吹込みによる羽口前燃焼温度の低下と H<sub>2</sub> 濃度上昇によるガス密度の低下が主原因と考えられる。

3.2.3 重油の燃焼位置に及ぼす酸素濃度，衝風スピードの影響

重油の燃焼性に影響を及ぼす要因は数多いが、なかでも衝風中の酸素濃度，衝風スピードの影響が大きいと考えられる。そこで、上記二要因を取り上げ、これらが重油の燃焼性に及ぼす影響を検討した。重油の燃焼がレースウェイ内のどの位置で起こっているかを前述の諸計測から正確に判断するのは困難であるが、重油の燃焼が最

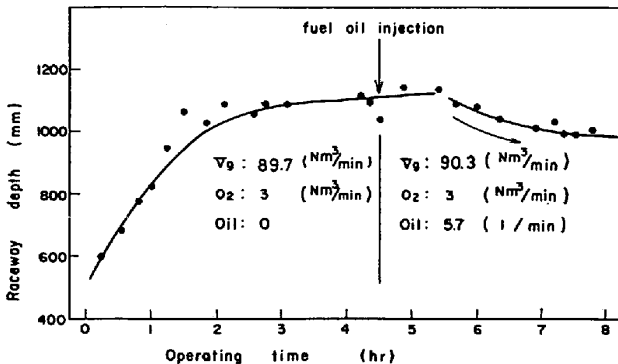


Fig. 8. The effect of fuel oil injection on the raceway depth.

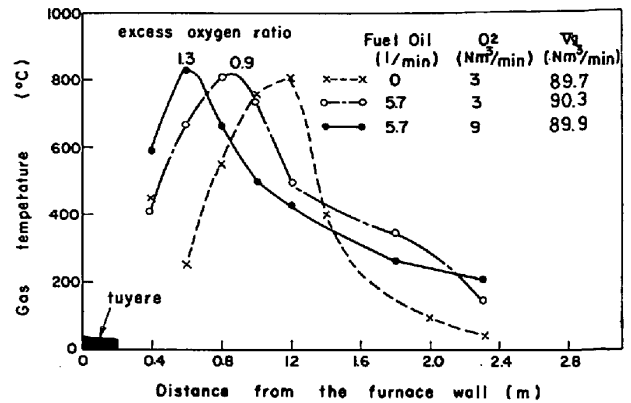


Fig. 9. The effect of excess oxygen ratio on the combustion of injected fuel oil.

も盛んに起こっている位置において、ガス温度がピークに達すると考え、羽口レベルにおけるガス温度のピーク位置を重油の燃焼位置とした。

Fig. 9 に、ボッシュガス量一定条件下で酸素濃度（酸素過剰率）を変化させた時の羽口レベルガス温度分布を、また、Fig. 10 に、酸素過剰率一定条件下で羽口風速を変化させた時の羽口レベルガス温度分布を示す。

さらに、最高温度を示す位置から重油の燃焼フレーム長さ（重油吹込み位置から燃焼ピーク位置までの長さ）と、重油の燃焼に要した時間を求め、これらと羽口風速および酸素過剰率との関係を Fig. 11 に示した。

上記三図から次のことが言える。

a. ボッシュガス量一定条件下で酸素過剰率を高くすると最高温度を示す位置が羽口側に近づき、明らかに燃焼速度が増していることが分かる。羽口風速一定下で、酸素過剰率を 0.9 から 1.3 に上げると燃焼に要する時間は約 0.5 msec 短くなる。したがって煤の発生はそれだけ少なくなると考えられるが、高温部が羽口に近づくため羽口および羽口周辺の熱負荷は大になる。

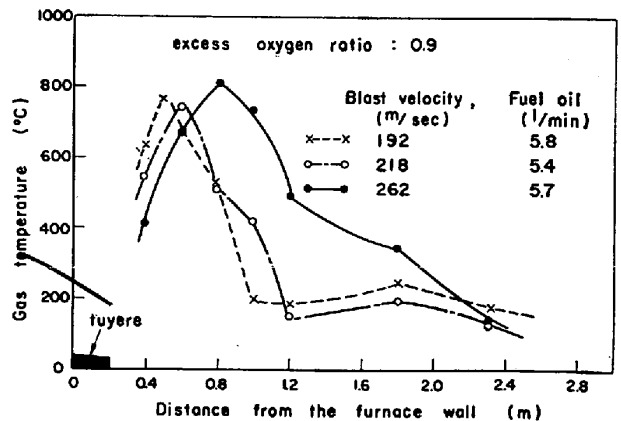


Fig. 10. The effect of blast velocity on the combustion of fuel oil.

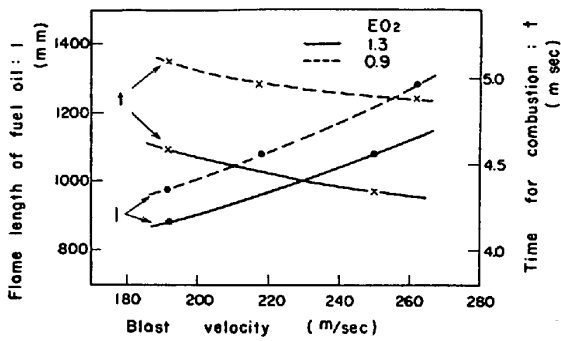


Fig. 11. The effects of blast velocity and excess oxygen ratio on the flame length and time for combustion.

b. 羽口風速を上げると、重油の霧化の状態および酸素との混合性が改善されるため重油の燃焼速度は上がると考えられるが、油滴の飛散速度が羽口風速に比例して大となるので燃焼炎長さは必ずしも短くなるとは限らない。

Fig. 11 に見られるように、酸素過剰率一定条件下で羽口風速を上げると、燃焼に要する時間が短くなっており燃焼性の改善効果が見られる。しかし、その効果は小さく、それ以上に油滴の飛散速度上昇の影響が強くなって、燃焼炎長さは羽口風速の上昇に伴って長くなっている。実験の重油の吹込み条件が、ほぼ実炉に等しい事を考えると、実炉においても羽口風速の上昇に伴って燃焼炎が長くなり、煤が発生しやすくなると考えられる。

c. 測定精度に問題はあるが、実炉とほぼ類似の重油吹込み条件下で行なった実験から、大部分の重油が燃焼するに要する時間は 4~6 msec と非常に短いことが類推される。

#### 4. 熱間におけるレースウェイ深さの解析

レースウェイ深さを定量的に評価するために、既報のごとく二次元冷間模型<sup>5)</sup>により種々検討したが、その結果では、レースウェイ深さが衝風の運動量に比例し、充填物の重力に反比例するとして導いた次の無次元項により説明できることが判明した。

Raceway Factor

$$= \left( \frac{\rho_{go} \cdot V_o^2}{g \cdot S^2} \times \frac{T_b \cdot P_o}{T_o \cdot P} \times \frac{1}{d_{so} \cdot \rho_{so}} \right) \dots\dots (4)$$

Penetration Factor =  $(D_r / D_t)$   $\dots\dots\dots (5)$

ここで、

- $V_o$  : 送風量 (Nm<sup>3</sup>/s)
- $S$  : 羽口断面積 (m<sup>2</sup>)
- $P_o$  : 大気圧 (kg/cm<sup>2</sup>)

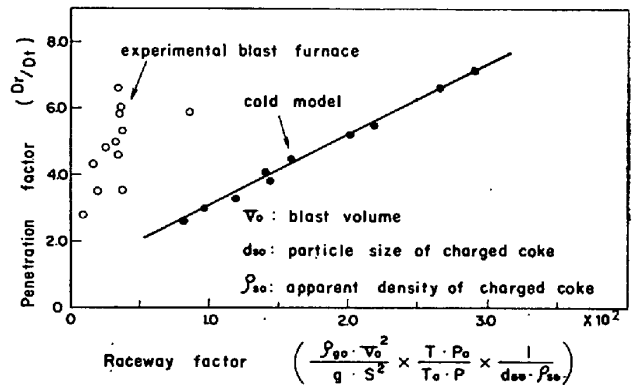


Fig. 12. The relationship between the raceway factor and the penetration factor.

$P$  : 送風圧力 (kg/cm<sup>2</sup>)

$T_b$  : 送風温度 (°K)

$\rho_{go}$  : 標準状態におけるガス密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_{so}$  : 装入コークスの密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$d_{so}$  : 装入コークスの粒子径 (m)

$g$  : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)

$D_r$  : レースウェイ深さ (m)

$D_t$  : 羽口径 (m)

しかし、高炉あるいは本実験炉のようにコークスおよび重油の燃焼や荷下りを伴い、かつ三次元的な拡がりがある場合に二次元冷間模型で得られた関係がそのまま成立するかどうかは疑問である。そこで、今までに熱間実験で得られたデータを用いて、(4)、(5)式に示す無次元量を計算し、整理すると、Fig. 12 のようになり両者の間にほとんど相関が見られないことが分かる。

主な理由としては、次の二点が上げられる。

a. レースウェイ深さは羽口前コークス粒径の影響を大きく受けるが、これを装入コークスの粒子径で代表させている。しかし、装入時の粒子径が同一であっても、コークスの性状あるいは送風条件によつて羽口前コークス粒径は大きく変化するため、実際には羽口前で採取されたコークスの粒子径を用いる必要がある。

b. レースウェイ内でコークスや重油の燃焼を伴う場合、ガスの体積および温度変化が生じるが、(4)式においては、それらを考慮していない。

そこで、上記項目を考慮して(4)式を書き直すと(6)式のようなになる。

Raceway Factor

$$= \left( \frac{\rho_{go} \cdot V_g^2}{g \cdot S^2} \times \frac{T_t \cdot P_o}{T_o \cdot P} \times \frac{1}{d_{st} \cdot \rho_{st}} \right) \dots\dots\dots (6)$$

ここで、

- $V_g$  : ボッシュェガス量 (Nm<sup>3</sup>/s)
- $T_t$  : 羽口前ガス温度 (°K)

$d_{st}$  : 羽口前コークス粒子径 (m)

$\rho_{st}$  : 羽口前コークス密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

羽口前コークスは、操業終了後の解体調査時に、レースウェイ内で採取したコークスを意味する。また、採取コークス約 120 kg の全量を 10, 25, 50 mm 目の篩い網で篩って調和平均粒子径を算出し、これを羽口前コークス粒子径とした。密度は 10~20 個の切出し試料 (約 10 mm 角) の体積と重量の測定値から算出した。

(6)式を用いて、同じデータを再整理すると Fig. 13 の A で示されるように、比較的良好な直線関係 (相関係数 0.97) が得られた。そこで、(6)式で与えられる Raceway-Factor (RF) と (5)式で与えられる Penetration-Factor (PF) との関係式を求めると (7)式の様になる。

$$PF = 1.3744 \times 10^{-2} \cdot RF + 1.550 \dots (7) \dots \text{hot model}$$

一方、冷間実験のデータから求めた RF と PF の関係式は (8)式で示される。

$$PF = 2.0818 \times 10^{-2} \cdot RF + 0.9645 \dots (8) \dots \text{cold model}$$

両者を比較すると、二次元冷間模型で得られた直線の勾配が、熱間実験の場合の約 1.5 倍となつてはいるが、これは RF が同一であつてもレースウェイ深さは二次元模型の方が大きくなる事を示している。この主な原因は、

a. 二次元模型の場合、壁面の影響でガスおよび粒子の三次元的な拡がり方が抑制されるため、RF が同一であつてもレースウェイ深さを拡大する方向に力が働く。

b. 熱間模型の場合、コークスの燃焼に伴う荷下りによつて、レースウェイ境界を形成する固体粒子間抵抗が小さくなりこれがレースウェイを縮小する方向に働く。の二点が上げられる。

したがつて、実炉のレースウェイ深さを推定する場合、二次元冷間実験で得られた結果をそのまま適用するのは問題であり、本実験のように実炉に類似した条件下での実験結果からの推定が必要となる。

(7)式で示される関係は一応実炉にも適用できると考えられるが、適用に当つては羽口前コークスの粒度と密度およびその時の送風条件が必要である。そこで当社数高炉で羽口前コークスを採取し、その時の送風条件を用いて (6)式に従つて Raceway-Factor を計算し、これより実炉のレースウェイ深さを推定した。結果を Fig. 13 に示す。

図より次のことがわかる。

a. 実炉のレースウェイ深さは 1.0~1.7m 前後と推定される。

b. 大型高炉程、レースウェイ深さは大となる傾向にあるが、小型高炉でも装入コークスの性状が悪くて羽口

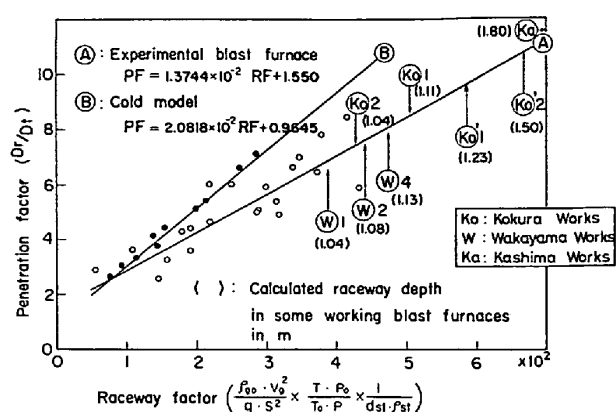


Fig. 13. The relationship between the raceway factor and the penetration factor.

前コークス粒子径が小さい場合、レースウェイ深さが異常に大きくなることもある ( $K_0' 1$ ,  $K_0' 2$ ).

この場合、現象としては炉下部での炉壁流の発達が顕著となる。

## 5. ま と め

実物大の高炉下部実験炉により、レースウェイ内でのコークスおよび重油の燃焼状況を調査し、熱間でのレースウェイ深さを解析した結果以下の点が明らかになった。

1) コークスの燃焼の大部分は、レースウェイ境界付近で行なわれる。その領域では同時にカーボンソーシオン反応が急速に進行して、CO および  $\text{H}_2$  の発生と共に温度が低下する。また、レースウェイ内では CO,  $\text{H}_2$  はほとんど存在しない。

2) 重油を吹込むと、燃焼帯が羽口側へ移行し、羽口周辺の炉壁温度が上昇する。また、レースウェイ内で発生した  $\text{CO}_2$  は重油中の C と比較的速かに反応して CO になるため、羽口近くでも CO が存在する。

また、レースウェイ深さは重油吹込みによつて縮小する傾向が見られた。

3) 酸素過剰率が低い場合および羽口風速が大きい場合、重油の燃焼フレームが長くなる。

4) レースウェイ内へのコークスの供給は、大部分レースウェイ天井部で起こる。

5) 実炉のように、コークスの燃焼および荷下りを伴った条件下でのレースウェイ深さを検討した結果、羽口前でのコークスの粒径変化および、ガスの体積と温度変化を取り組んだ Raceway-Factor (RF) と Penetration-Factor (PF) の間には次の関係式が成立する。

$$PF = 1.3744 \times 10^{-2} \cdot RF + 1.550$$

また、二次元冷間模型実験との比較では、壁面の影響により、同一 RF に対するレースウェイ深さは二次元冷



間実験の方が大となる。

文 献

- 1) *J. B. WAGSTAFF, et al.: Blast Furnace, Coke Oven and Raw Materials Proceeding, 15 (1956), p. 95*
- 2) *PERROTT, G., St. J. and S. R. KINNEY: Trans. AIME, 69 (1923), p. 543*
- 3) *F. F. RYOZNOV, P. G. NETREBKO, V. L. POKRYSHKIN, D. S. YALOVOI, L. P. BRUSOV, and G. B. BABINOVICH: Stall, 9 (1959), p. 642*
- 4) *E. G. MASDIN and M. W. THRING: Journal of Institute of Fuel, 35 (1962), p. 251*
- 5) 羽田野, 福田, 竹内: 鉄と鋼, 62 (1976), p.25