

論 文

UDC 669.162.263.2 : 669.162.267.34

小倉第2高炉における解体調査結果*

佐々木寛太郎**・羽田野道春**・渡辺 雅男**・下田 輝久**
横谷 勝弘**・伊東 孝夫***・横井 毅***

Investigation of Quenched No. 2 Blast Furnace at Kokura Works

Kantaro SASAKI, Michiharu HATANO, Masao WATANABE, Teruhisa SHIMODA,
Katuhiko YOKOTANI, Takao ITO, and Takashi YOKOI

Synopsis:

When Kokura No. 2 B.F. was blown out on 25th, Sept., 1974, the furnace was quenched with water and the investigation in the blast furnace was carried out concerning the following items:

- (1) The distribution of burden materials, patterns of melting zone and shapes of the raceway in the furnace.
- (2) The change of some properties of coke and sinter in the furnace.
- (3) The relationship between operating conditions and some phenomena in the furnace.

1. 緒 言

高炉操業において、装入原料の炉内における降下状況分布状況、諸反応の進行状況の解明は、極めて、重要であるとともに、高炉操業者が等しく求めてきたところである。特に、炉内のガス流れのコントロールに大きな影響をおよぼすと考えられているレースウェイについて、その形状、大きさと、そこにおけるコークスの挙動、およびコークス性状の与える影響を明らかにすることは、これまで経験に頼ってきた高炉操業者にとつて、非常に有効な情報を提供するものといえる。

ところが、これらの諸問題に関して、稼動高炉における炉内測定は炉内が高圧、高温であることなどにより、非常に困難であり、休風中におけるコアボーリング、羽口前でのコークス採取や、実操業中における羽口観察孔よりの観察などが炉内状況を推定しうる唯一の手段となつている。

かかる観点より、最近、高炉を通常操業の状態で吹止め、急冷後、炉内装入物分布状況、ならびに、炉内における装入物性状変化の調査などを行なう高炉解体調査が各社で実施されている^{1)~4)}。

炉内調査の目的としては、

- i) 炉内装入物分布状況、装入物性状変化を通じて複雑な炉内現象を解明する。
 - ii) 高炉操業において炉況を左右する溶解帯、レースウェイ状況の実態を把握する。
 - iii) 高炉装入原料の性状変化過程の解析により原料品質の管理基準の再設定を行なう。
- などがあり、高炉操業にとつて有益な情報を収集するための有効な手段と考えられる。

当社では、S 49. 9. 25 小倉 2 B.F. を吹止め、水冷却後、初めての炉内解体調査を実施した。

本報告は、今回の解体調査を通じて判明した炉内装入物の分布状況、炉内装入物の性状変化、ならびに、それら炉内現象と操業条件の関係に関する検討結果を報告するものである。

2. 調 査 方 法

小倉 2 B.F. の炉内装入物を通常操業の配合で充填したまま吹止め、注水冷却した後、Fig. 1 に示すとおり炉下部の炉内調査に主眼をおき、シャフト下段以下の領域について、手掘り、ならびに、ボーリングによる炉内装入

* 昭和50年10月本会講演大会にて発表 昭和50年9月29日受付 (Received Sept. 29, 1975)

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

*** 住友金属工業(株)小倉製鉄所 (Kokura Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

物分布状況の観察と装入物の採取を実施した。装入物の採取位置は、Fig. 1 に示すとおり炉内方向では、シャフト下部より羽口レベルまでの領域で 16 レベル、1 レベ

ルあたり 9 個所、又、レースウェイ周辺では、1 羽口あたり 12 個所であった。

なお、当高炉の設備諸言を Table 1 に示す。

3. 調査結果

3.1 炉内装入物分布状況

炉内調査の結果、判明した炉内装入物の分布状況は、Fig. 2 に示すとおり、操業時のコークス、鉱石を交互に装入する装入シーケンスに起因したコークス層、鉱石層の層状構造が炉下部まで持続しており、炉芯部には、コークスと粒鉄で構成される炉芯コークスが逆V型状に存在していた。

3.1.1 コークス層と鉱石層の層状構造

コークス層、鉱石層の層状構造は炉芯部で鉱石層が軟化、融着、熔融現象を開始する羽口レベル上 6~7m まで半径方向全域にわたって持続しているが、それ以下のレベルでは、炉芯部において、炉芯コークスが存在するため、層状構造は炉中間部から炉壁部の範囲でのみ残存する。また、この軟化、熔融を開始するレベル以下の領域では、鉱石層の炉芯コークスに隣接する部分は、一部鉱石粒子間は固着し、岩盤状の融着層として存在する。

コークス層、鉱石層の安息角は、填充調査結果より既知のとおり炉頂部において、普通、30° 強であるのに対し、炉内調査の結果、シャフト下段以下では約 10° 前後に低下している。これは、レースウェイにおけるコークスの消費に伴って、炉壁部での荷下り速度が炉芯部に比し大きくなるため、装入物の降下とともに安息角が減少

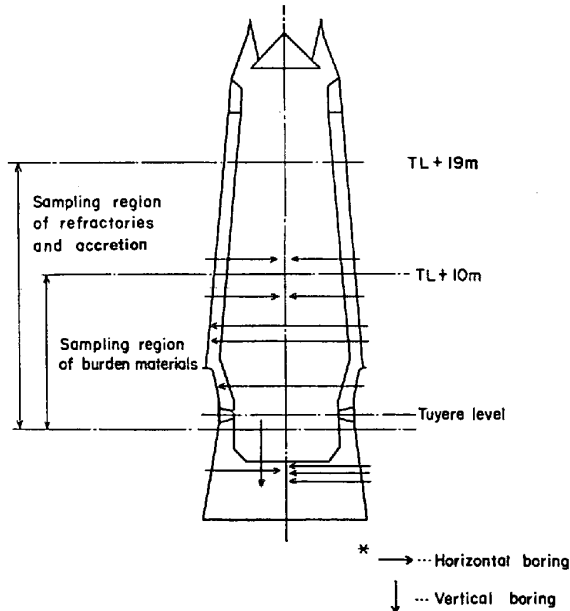


Fig. 1. The investigated region in Kokura No. 2 B.F.

Table 1. The outlines of Kokura No. 2 B.F.

Inner volume	1 350m ³
Hearth diameter	8.4m
Top pressure	1.05 kg/cm ² G
Tuyere	22
Tap hole	2

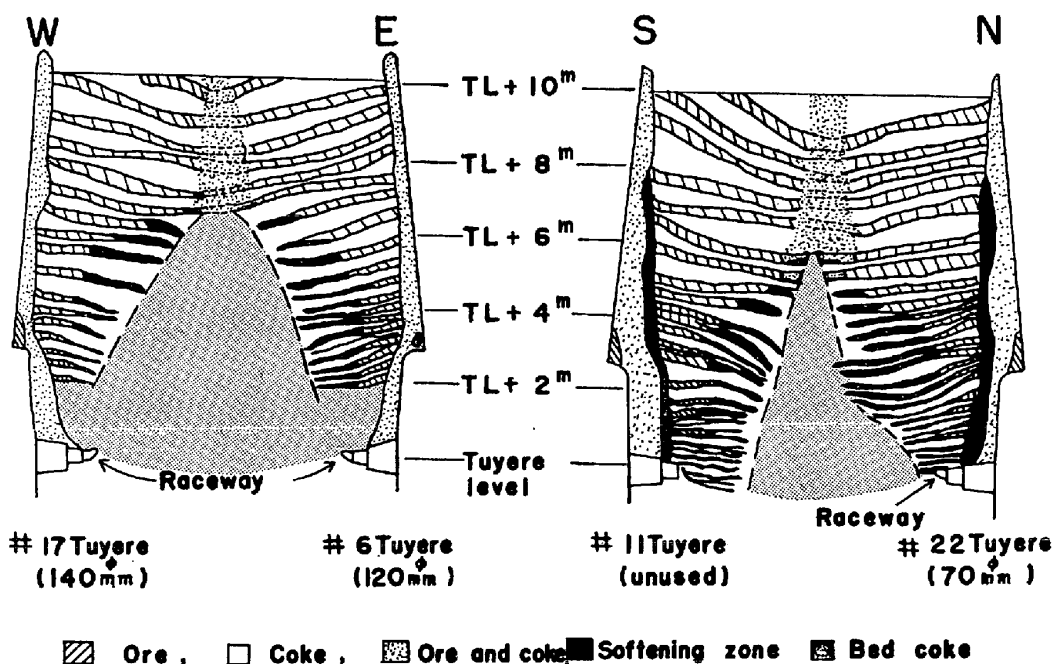


Fig. 2. The distribution of burden materials in Kokura No. 2 B.F.

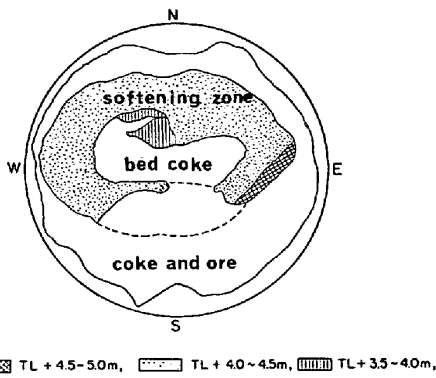


Fig. 3. The horizontal section of softening zone at 3.5~5.0 m above tuyere level.

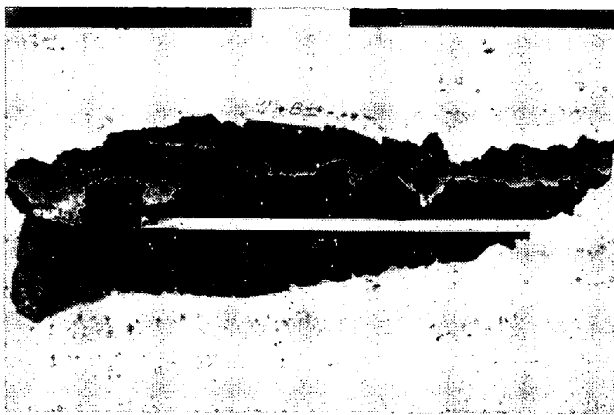


Photo. 1. The vertical section of softening zone.

したのであろう。

3.1.2 融着層と炉芯コークス

融着層は、Fig. 2の黒色層に示すとおり逆V形状の炉芯コークスの周辺より炉壁に向つて発達し、ドーナツ状に層状分布する。Fig. 3は羽口レベル上4~5mレベル(ベリー部)における融着層の一例であるが、炉芯部で垂れ下がり、炉壁寄りで盛り上つたドーナツ状を呈する。融着層の下面は、その垂直断面に示すとおり、溶融滴下寸前となりコークス層に喰いこんだ状態となつている。

炉芯コークスと融着層の境界部は、鉍石が加熱、還元され溶融、滴下を開始する溶解帯であり、この溶解帯の形状に関しては、他社の炉内調査結果において報告されているとおり、操業条件の相違により逆V型、W型、V型と種々な形態を呈すると考えられるが、本調査において、溶解帯の形状が逆V型を呈した事実は、炉芯部ガス流れが炉壁部よりも強化された操業状態によるものと考えられる。すなわち、溶解帯の形状は、炉内のガス流分布に強く依存し、炉壁ガス流が強化されれば、逆V形状の立上り勾配の低下とあいまって、W形状への移行もありうると解釈できる。

3.1.3 レースウェイ状況

羽口レベルにおける炉内充填状況は、コークスとコークス粒子間、および、コークス粒子表面に存在する粒鉄鉍滓により構成される。レースウェイ近辺(炉壁部)と炉芯コークスとの充填状態の相違は、前者の方が後者よりもコークス粒子間の粒鉄、鉍滓が多量に存在し、密に充填されていた点である。これは、炉壁部における融着層がレースウェイ直上まで下降し、急激に溶融する結果、そこでこの溶鉄滓は十分な流動性を有さず炉床まで滴下しないでコークス粒子間に滞留したためであらう。したがつて、当高炉におけるように、融着層が炉壁部で炉下部まで降下する操業状態では、レースウェイ近辺の通気性は阻害されていたと考えられる。

各羽口のレースウェイ形状をFig. 4, 5に示す。レースウェイ形状の中で特徴的な事柄は、Fig. 4の水平断面図中、破線で示した二重、ないしは、三重のレースウェイ殻が確認されたことである。レースウェイ殻は、Photo. 2に見られるとおり、細粒コークスと溶鉄滓で固着した緻密な層として存在している。これは、吹卸し前の減風時に、送风量に応じて形成されたレースウェイの形骸と考えられ、レースウェイ深度が送風条件に応じて

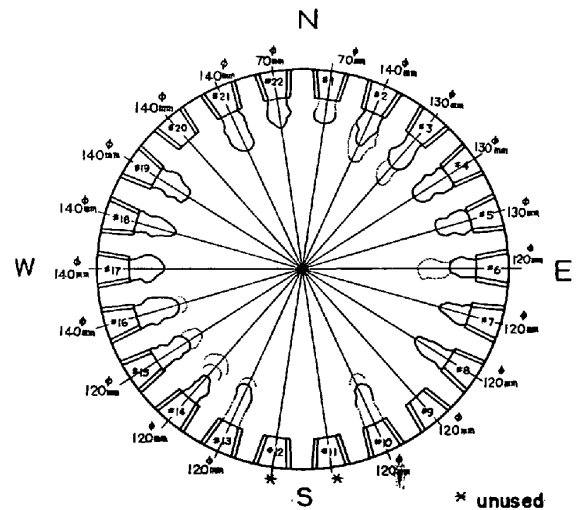


Fig. 4. The distribution of raceway at tuyere level.

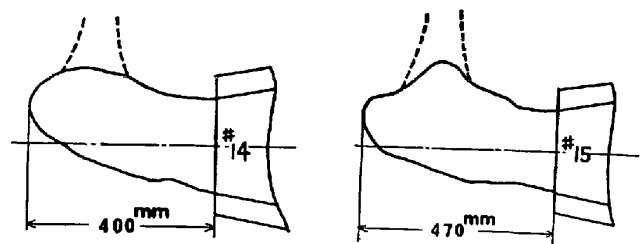


Fig. 5. The vertical section of raceway.

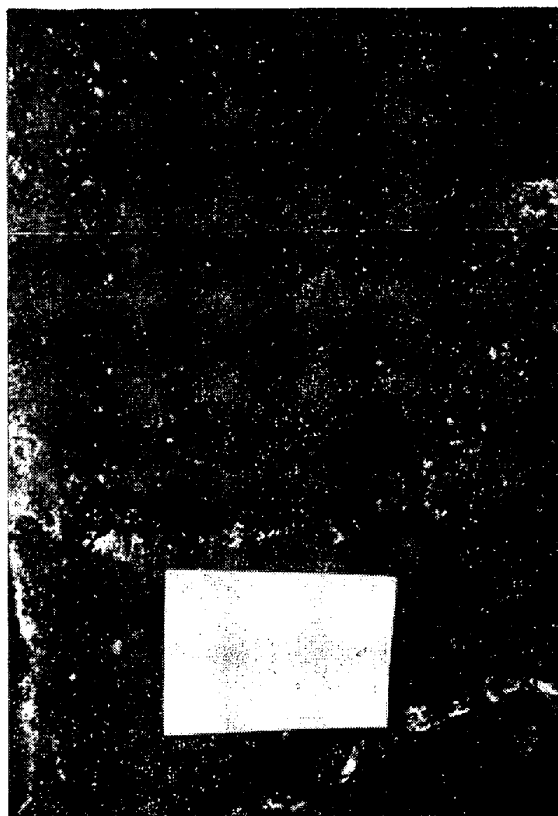


Photo. 2. The shell of raceway.

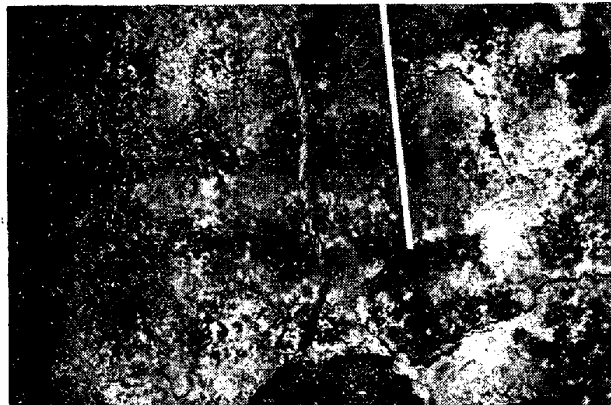


Photo. 3. The formation of raceway in softening zone.

逐次、変化したことを示している。

Fig. 5 の垂直断面図に示すとおり、一般に、レースウェイは炉芯方向上方に発達し、レースウェイ上部には、非常に疎な状態にコークスが充填された円筒状の部分(図中の破線部)が認められた。

さらに、羽口レベルまで融着層が降下していた北方位では、Photo. 3 に見られるように融着層内にレースウェイの形骸が認められた。

3.2 炉内におけるコークス性状の変化

高炉内におけるコークスは熱源、還元剤のほかに、通気・通液性維持体としての機能を有している。高炉の安

定操業という見地から、炉内における通気・通液性を良好に維持するためには、炉内コークスが粒度劣化を起こすことは極めて好ましくない。

小倉 2 B.F. 炉高方向におけるコークスの粒度劣化は Fig. 6 に示すとおり、羽口レベル上 2~3m の領域で顕著な粒度劣化を起こしている。この現象は、炉下部での苛酷な化学的、物理的条件に起因するものであり、とりわけ、高温・高圧下で化学的に引き起こされたコークス性状の変化が本質的な原因であると考えられる。つまり、コークスのマクロ強度の一例として、Fig. 7 に示すドラム強度 (DI₁₀₀) の変化に見られるとおり、羽口上 2~3 m の領域での強度劣化が顕著となつている事実が、それを物語る。

この炉下部におけるマクロ強度の劣化原因としては、コークスと CO₂ ガスとの反応が考えられる。すなわちカーボン・ソリュージョン反応 (C+CO₂=2CO) の起こりやすさを示す指数であるコークスの反応性とマクロ強度の間には、負の相関があり、マクロ強度の劣化が反応性の増大に起因することがうかがえる。一例として、反応性と熱間回転摩耗強度 (HSI₄₀₀) との関係性を Fig. 8 に示す。

従来より、コークスの反応性を促進する因子としてはアルカリ金属の触媒作用と反応界面積の 2 点が指摘されている。本調査においても、Fig. 9 に示すとおり、反応

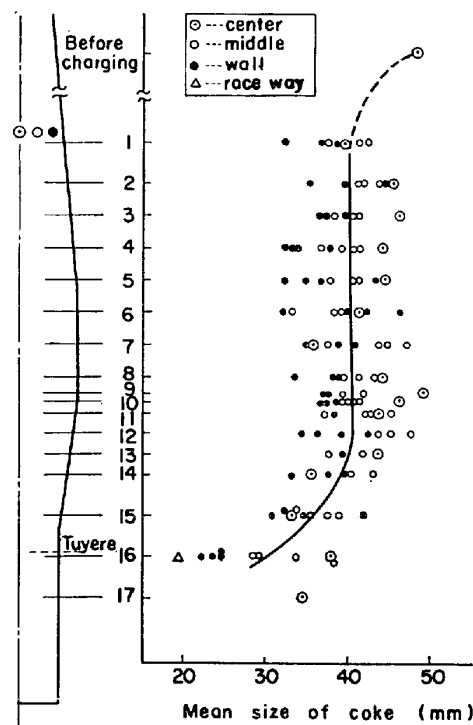


Fig. 6. The longitudinal distribution of mean size of coke.

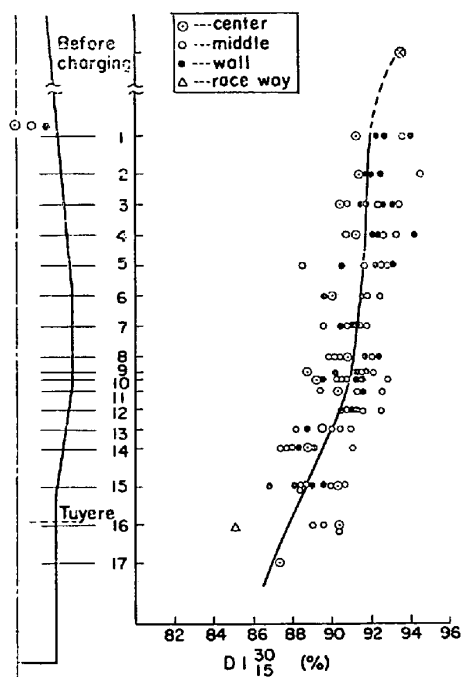


Fig. 7. The longitudinal distribution of drum strength of coke.

性とコークス灰分中のアルカリ量 ($K_2O + Na_2O$) の間には正相関が成立し、また、Fig. 10 に示すとおり、両者の炉高方向の分布においても、ほぼ、そのピーク値が一致していることから、コークスのガス化反応がアルカリを触媒として起こっていることがわかる。さらに、Table 2 に示すとおり、反応温度 $950^{\circ}C$ 、 CO_2 流量 $12 l/min$ 、反応時間 $1hr$ という条件において実験的に行なつた堅型電気炉によるアルカリ (K_2CO_3) 雰囲気下でのコークス反応量がアルカリ無添加の場合に比し、2 倍強の高値を示すことが確認されている。

装入前コークス灰分中のアルカリ量は、3%程度と少量であるにもかかわらず、炉内で 10~20% 程度に濃化する現象は、アルカリの沸点が低く、還元・酸化されやすいなどの性質によるもので^{5)~6)}炉内の高温域と低温域の間で循環し、蓄積されてゆくと考えられる。とりわけ Table 3 に示すとおり、 K_2O の炉内蓄積が Na_2O よりも著しい。

Table 2. The comparison of coke reactivity with and without alkali.

Alkali	Change of coke weight			Reaction rate
	W_0 (before reaction) (g)	W_1 (after reaction) (g)	$W_0 - W_1$ (g)	$\frac{W_0 - W_1}{W_0} \times 100(\%)$
Without alkali	1493.0	1420.5	72.5	4.9
With alkali	1515.5	1355.5	160.0	10.6

なお、コークス中に濃縮したアルカリを EPMA により検出したところ、Photo. 4 に示すとおり、Na は気孔周辺に偏在し、K は気孔壁中に分散している状況が認められた。

このような機構でアルカリが高温部に濃縮すると、その触媒作用によりガス化が促進されるため、コークス中の気孔壁の厚さが薄くなり、気孔率の増加と同時にマクロ強度の低下をもたらす結果となる。Fig. 11 に示すとおり、気孔率とマクロ強度の間には負の相関が成立し、上述の推定を裏付けている。

なお、コークスの耐摩耗強度の指標となるマイクロストレングス (MS I) は、Fig. 12 に見られるとおり、炉下部で増大しており、炉下部における炉内コークスの粒度

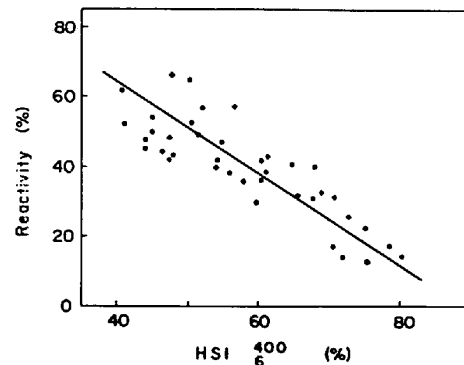


Fig. 8. The relationship between reactivity and hot strength.

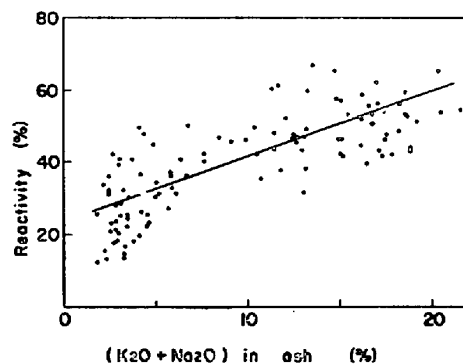


Fig. 9. The relationship between reactivity and alkali oxides in ash of coke.

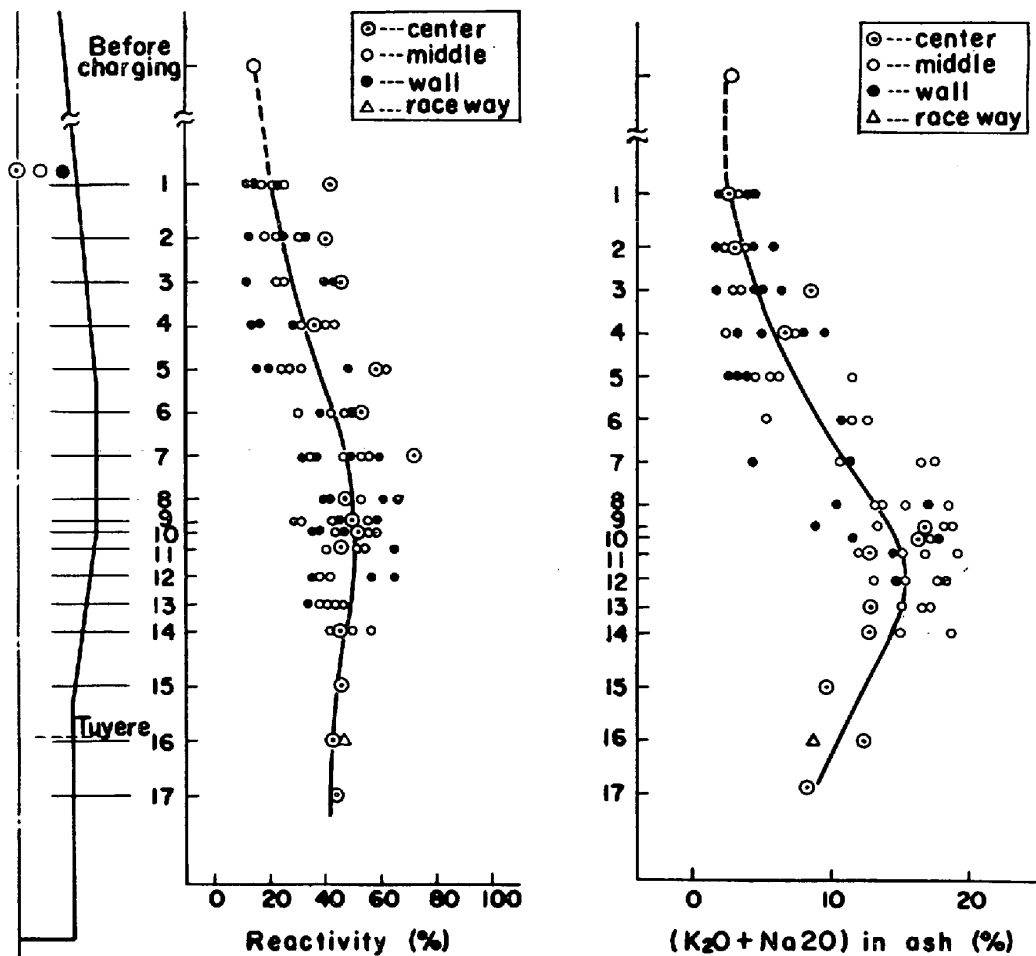
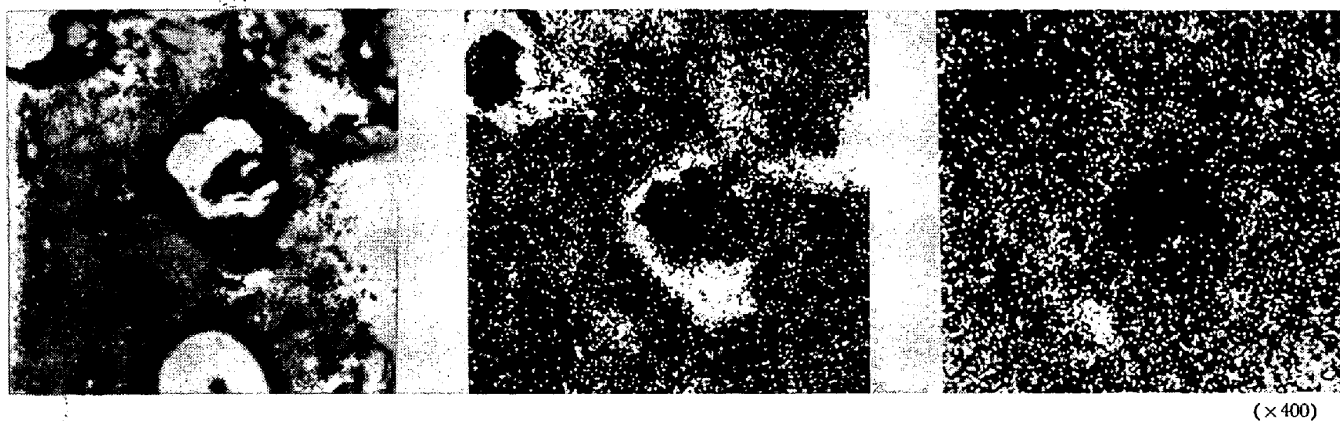


Fig. 10. The longitudinal distribution of reactivity and alkali oxides in ash of coke.



(a) Micro photograph

(b) EPMA photograph : Na

(c) EPMA photograph : K

Photo. 4. Concentrated alkalis around pores detected by EPMA (At TL+4.5m).

劣化の原因としては、考えがたい。

以上に述べたとおり、炉下部におけるコークスの粒度劣化はアルカリ触媒下におけるコークスのガス化によるマクロ強度の低下に起因し、あわせて、炉下部における物理的条件の激化、とりわけレースウェイ、および、レースウェイ近傍における衝風エネルギーによる流動化、

衝突等の衝撃がコークスの顕著な粒度劣化を引き起こすと結論できる。

3.3 炉内における焼結鉱性状の変化

3.3.1 焼結鉱の再酸化について

解体調査に際しては、散水冷却を行なっているため、調査時還元率は再酸化の影響を受けている。そこで室内

Table 3. The change of alkali content in ash of coke in blast furnace.

	Before charging	At TL+ 7.0m level	At TL+ 3.5m level
K O in ash coke (%)	1.9	3.2	11.6
Na O in ash of coke (%)	1.2	2.0	3.5

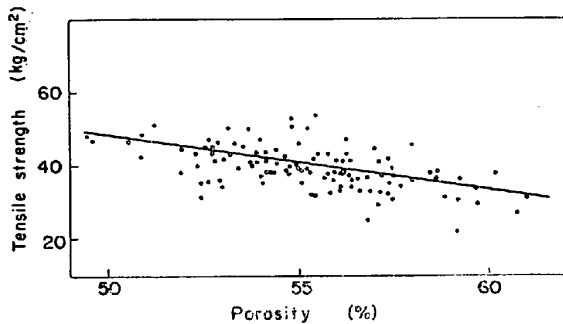


Fig. 11. The relationship between tensile strength and porosity.

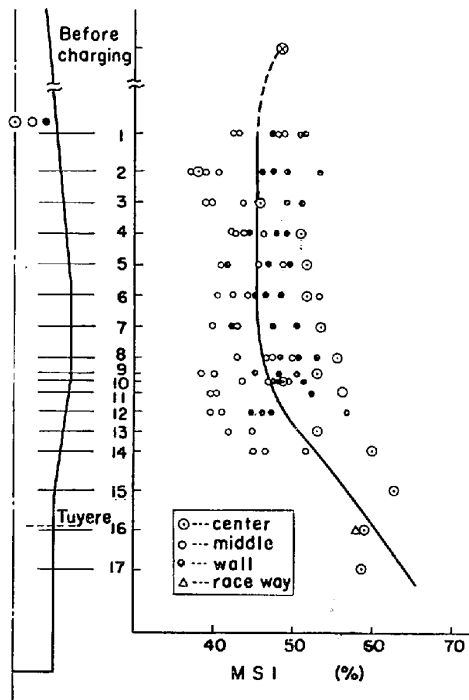


Fig. 12. The longitudinal distribution of micro-strength of coke.

実験によりその影響を確認し、あわせて粉化原因検討に資した。

Fig. 13 に示す実験装置を使用し、初期還元率の異なる試料について注水を行ないながら、冷却条件下での再酸化率を測定した。

その結果

1) 初期還元率と再酸化後の還元率との関係は還元率70%までは比例関係にあり、再酸化率は20~30%である。(Fig. 14)

2) 散水による再酸化は、注水が炉下部に浸入する程度に炉内温度が低下してから起きたと推定される。

3.3.2 焼結鉱の粉化

イ) 炉内粉化状況とその原因解明にあたって解体調査の結果、シャフト部における焼結鉱の粉化は Fig. 15 に示すように予想以上に激しく、通常作業中においてもこのように粉化しているのか否かに関して疑問

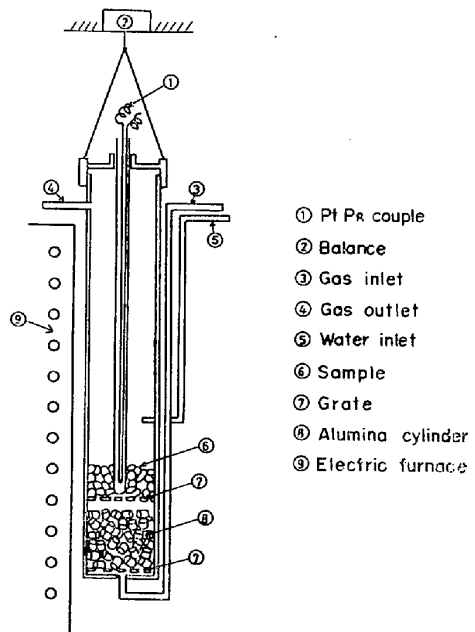


Fig. 13. The experimental apparatus used for the re-oxidation and reduction.

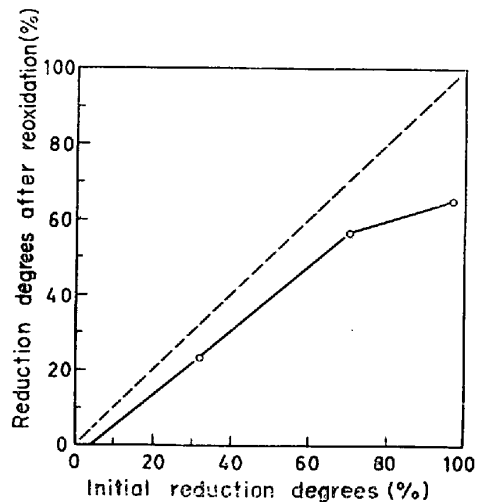


Fig. 14. Relation between initial reduction degrees and reduction degrees after re-oxidation.

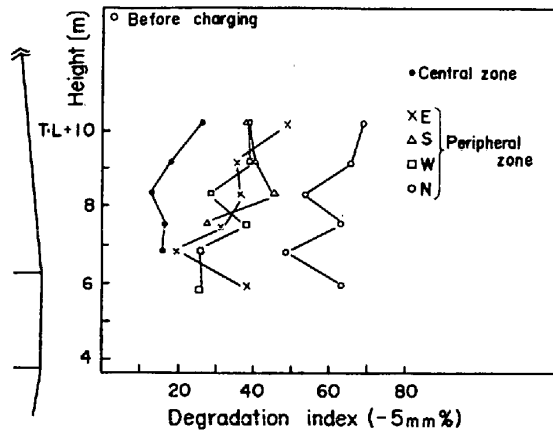


Fig. 15. The distribution of the degradation index of sinter in the shaft. (Kokura No. 2 B. F.)

となつた。なお、Fig. 15, 16, 17, 18 および 20 の Degradation index はふるい分けによる -5 mm 粉率である。

そこで粉化原因解明を次の方法で行ない、ほぼ原因解明ができたと考える。

炉内における粉化原因として考えられる項目

1) 散水冷却による焼結鉱の粉化 (120hr にわたる水冷の後、調査が行なわれたためこの点に関して検討。)

2) 還元粉化

i) 操業中 (吹止前) の粉化。

ii) 冷却中 (吹止後解体調査時点まで) の粉化。

につき、これらの再現実験を行ない、それにもとづいて考察を行なつた。

ロ) 粉化原因推定実験

1. 散水冷却の影響

散水による影響を調査するため、Fig. 13 の実験装置を使用し試験を行なつた結果、

1) 粗粒 (-15 mm 程度) については、水冷による粉化の影響がみられるが、

2) 細粒 (-5 mm 以下) の分布に対しては、ほとんど影響はみられず、

炉内粉化の原因を散水冷却の影響と考えることは難しいとの結論を得たので次に還元粉化の影響につき調査した。

2. 還元粉化の影響

実験項目は、

i) 還元温度、ガス組成の影響

ii) 還元時間の影響

iii) 初期還元率の影響

である。

1) 温度、ガス組成の影響

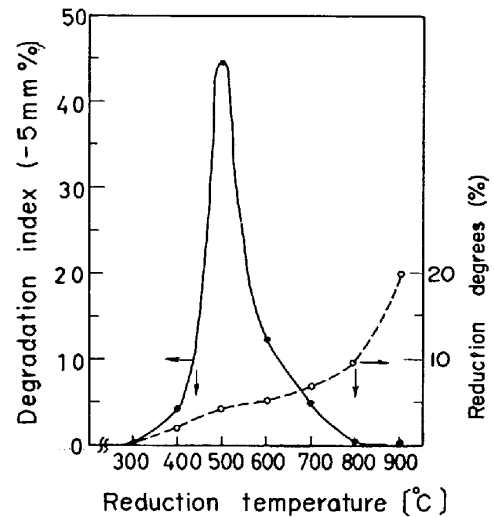


Fig. 16. The effect of reduction temperature on the degradation index (-5 mm%) and reduction degrees.

当社高炉を対象として数式モデルにより算出された炉内温度およびガス組成プロフィールにもとづき、Fig. 13 に示す装置を使用して、炉内各高さ位置に相当する温度、ガス組成において各々 1hr 還元した場合の結果を Fig. 16 に示す。試料は 15~20 mm の焼結鉱を使用し、ガス流量は 50NL/min とした。

500°C 付近における粉化速度が非常に大きいことより、実炉内においても、500°C 帯付近における装入物の滞留時間によつておおむね粉化量が支配されていることが明らかである。

また、計算された温度および組成プロフィールにしたがつて、昇温過程において還元した場合の粉率は、Fig. 16 の結果を時間に関して積算した結果とほぼ一致することも確認された。

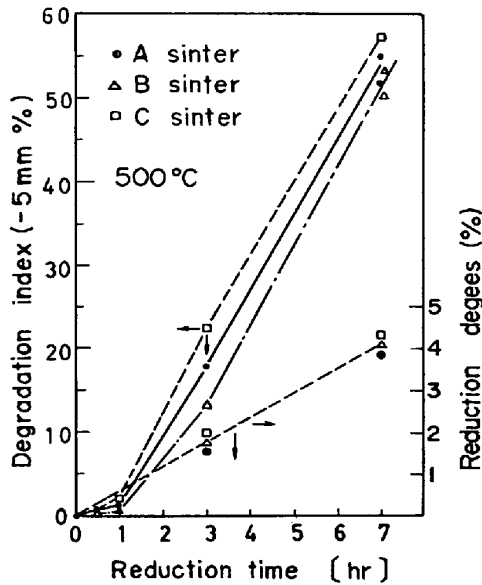
2) 還元時間の影響

吹止後の炉頂ガス組成をもとに、CO 11%、CO₂ 14%、N₂ 75% の還元雰囲気下 (ガス流量は、高炉における冷却中を想定し、装置の許す限りの最少量 80cc/min とした。) における粉率増加状況を調査した結果、Fig. 17 に示すように、おおむね時間と比例関係にあることがわかつた。

3) 初期還元率の影響

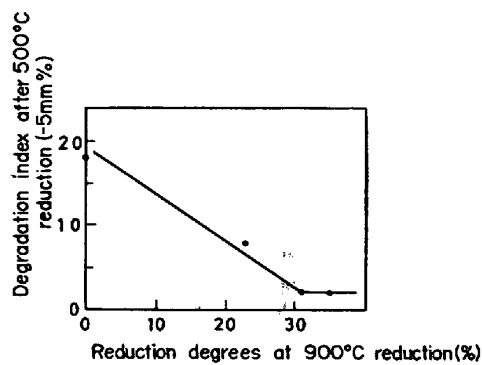
900°C で還元した異なる還元率を有する試料を再度 500°C 還元雰囲気 (ガス流量 80cc/min) に 3hr 保持した場合の結果を Fig. 18 に示す。初期還元率が高いほど、吹止後の冷却中における粉化量は少なく、還元率 30% 以上の場合には、ほとんど粉化しなくなると考えられる。

以上の室内実験の結果、解体調査時における焼結鉱粉化の主な原因は操業中および吹止後の冷却中における還



Gas composition CO 11%, CO₂ 14%, N₂ 75%

Fig. 17. The effect of reduction time on the degradation index (-5 mm%) and reduction degrees.



Gas composition CO 11%, CO₂ 14%, N₂ 75%

Fig. 18. The effect of initial reduction degrees on degradation at low temperature reduction.

元粉化であると結論できる。

ハ) 粉率の推定と粉化原因の検討

さらに操業中および吹止後における粉化量を比較する意味で、室内実験結果、吹止時還元率および冷却パターンを使用し、次の仮定を用いて粉率推定を行なった。

i) 操業中における各温度帯での粉率増加量はFig. 16のように表わされ、各々、加算性を有する。

ii) 冷却中においては、粉率増加量は Fig. 18 に示されるように吹止時還元率に依存し、Fig. 17 のように各温度帯における滞留時間に比例するため、炉内各位置において算出される粉率増加量を冷却パターンにしたがつて積算することにより、冷却中の粉率が求められる。

iii) 炉内各位置において、吹止時(操業中)粉率と冷

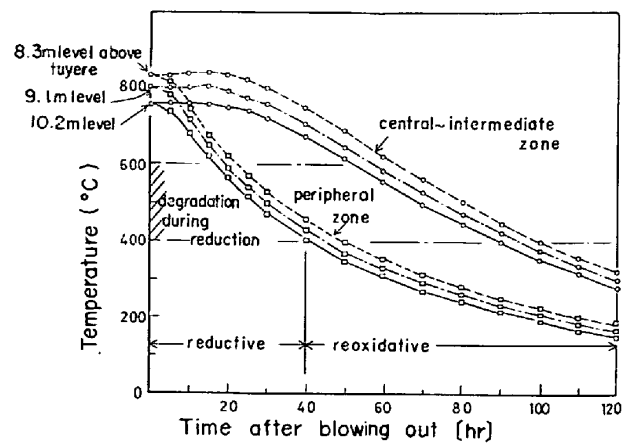


Fig. 19. Relation between reductive, reoxidative period and cooling pattern.

Table 4. Comparison of the measured degradation index with the calculated values. (T.L+8.3m level)

Position	Reduction degrees (%)	Degradation index (-5 mm%)	
		Measured	Calculated
Central zone	45.8	14.3	21.4
Intermediate zone	12.8	22.1	24.6
Peripheral zone	23.5	41.3	43.4

却中粉率は加算される。

なお、吹止時の炉内温度分布については、吹止前の当高炉を対象として数式モデルによりえられた計算結果を使用し、冷却パターンに関しては、吹止前の計算炉内温度分布を初期値として放冷のみの計算を行ない、その結果を使用した。吹止時還元率は調査実績還元率をFig. 14により補正使用した。

吹止後の冷却パターンと還元粉化および再酸化時期の関係を Fig. 19 に、粉率推定結果と実績値の比較例を Table 4 に示す。

1) 実績と推定値は比較的よい一致を示しており、概して、還元率の高い炉芯部での粉率が低く、還元率の低い炉壁部での粉率が高くなっている。

2) 室内実験結果および Fig. 19 の冷却パターンより、還元率の高い炉芯部での粉化は主に操業中の還元粉化によるものであり、還元率の低い炉壁部での粉化は吹止後の冷却中に装入物が 500°C 付近に長時間滞留したことによる還元粉化であると推定される。また、吹止後の炉頂ガス実測値から判断して、炉内が還元雰囲気であったのは約 40hr 後までであろうと推察される。

ニ) 休風中における粉化量推定への適用

稼動高炉においても休風中においては同様の粉化現象

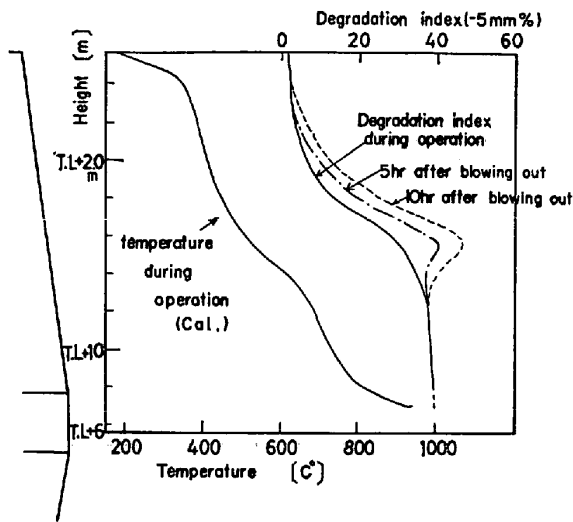


Fig. 20. The estimation of the distribution of degradation index (-5 mm%) after the blowing out. (Calculation).

が発生すると考えられる。

そこで、当社A高炉を例にとり、本推定法で休風時間と粉率増加の関係を推算した結果を Fig. 20 に示す。

それによれば、

- i) 休風時間の増加につれて、粉率が増加し、
- ii) シャフト中段付近における粉化が著しい。

これらの結果は、休風前後のアクションに対して一指針を与えるものである。

4. 炉内現象の円周方向偏差と操業条件の関係

炉内調査の結果、炉内装入物分布状況、ならびに、装入物性状には後述するような円周方向の偏差が認められた。

これら円周方向の偏差は、炉内円周方向のガス流分布の偏差に起因すると考えられる。

すなわち、当高炉稼動中、鉄皮保護対策の一つとして鉄皮保護を必要とする方位の羽口径を絞る対策がとられたが、この円周方向における異径羽口の採用は、当然ながらガス流分布、荷下り速度分布の円周方向偏差を醸成すると考えられる。当高炉における異径羽口の使用状況は、Fig. 3 に示したとおり、西～北方位には 140φ mm 羽口、東～南方位には 120φ mm 羽口、出銑口直上の北

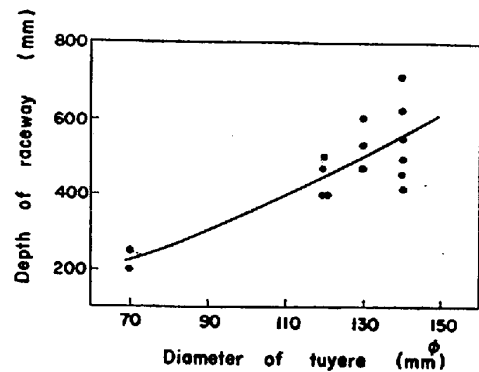


Fig. 21. The relationship between depth of raceway and diameter of tuyere.

方位には 70φ mm 羽口、南方位には盲羽口が採用されていた。

4.1 炉内ガス量の円周方向偏差について

実測されたレースウェイ深度（羽口吐出先端よりレースウェイ殻までの距離）と羽口径の関係には Fig. 21 に示すとおり、正相関が成立しているが、これは異径羽口間でレースウェイを形成する衝風エネルギーが相違することを物語り、各羽口に吹込まれた送风量に偏差が生じていたことを意味する。

そこで、Table 5 に示す当高炉吹卸し時の送風条件下での各羽口における送风量の配分状況を算出し、円周方向のガス量偏差を検討した。

当社では、高炉下部実験炉における一連の実験より、WAGSTAFF⁶⁾ の提案する無次元量のペネトレーションファクター (PF) とレースウェイファクター (RF) の間には、次式が成立する⁶⁾。

$$PF = 1.374 \times 10^{-2} \times RF + 1.550 \dots \dots \dots (1)$$

ここで

$$PF = D_R / D_T \dots \dots \dots (2)$$

$$RF = \frac{\rho_{g0} \cdot V_g^2}{g \cdot S^2} \times \frac{TP_0}{T_0 P} \times \frac{1}{d_{st} \cdot \rho_{st}} \dots \dots \dots (3)$$

D_R : レースウェイ深度 (m)

D_T : 羽口径 (m)

V_g : ボッシュガス量 (Nm³/sec)

ρ_{g0} : ボッシュガス密度 (kg/m³)

S : 羽口吐出部断面積 (m²)

T : 羽口前理論燃焼温度 (°K)

T_0 : 標準温度 (°K)

Table 5. The blast condition at blowing out in Kokura No. 2 B.F.

Blast volume (Nm ³ /min)	O enrich (Nm ³ /min)	Moisture in blast (g/Nm ³)	Blast temperature (°C)	Blast pressure (kg/cm ² G)
800	0	21	1060	0.45

Table 6. The calculated results of bosh gas volume a tuyere.

No. of tuyere	Diameter of tuyere (mm)	Depth of raceway (mm)	Mean size of coke (mm)	Apparent density of coke (g/cm)	Bosh gas volume a tuyere (Nm ³ /min tuyere)
1	70	200	7.4	0.92	6.3
2	140	430	10.6	0.92	32.5
4	130	600	13.2	0.96	45.4
6	120	400	13.4	0.93	29.2
15	120	470	11.3	0.86	29.9
16	140	620	11.9	0.82	45.0
17	140	450	9.9	0.90	32.6
18	140	490	10.5	0.86	35.5
19	140	715	15.2	0.86	57.5
21	140	550	12.4	0.91	43.7
22	70	250	18.8	0.89	12.3

P : 送風圧力 (kg/m²)

P_0 : 標準圧力 (kg/m²)

d_{st} : 羽口前コークスの調和平均粒子径 (m)

ρ_{st} : 羽口前コークスの見掛密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/sec²)

従つて、式(1)において、各羽口における既知量 D_R , D_T , d_{st} , ρ_{st} , S^2 を代入すれば、各羽口当りのボッシュガス量が算出できる。ただし、各羽口における T , P , ρ_{go} は一定とした。計算結果を Table 6 に示す。

計算結果より Fig. 22 に示すとおり、羽口当りのボッシュガス量と羽口径の間には、正相関が成立し、当高炉における円周方向の炉内ガス流の偏差としては、大径羽口を有した西～北方位でガス量が多く小径羽口を有した東～南方位でガス量の少ない状態が推察され、また、ガス流の偏差に基づき、荷下り速度は西～北方位の方が東～南方位よりも大きかつたと思われる。

4.2 炉内現象の円方向偏差について

前節に述べた円周方向の炉内ガス流偏差と、それに基づく荷下り速度の偏差の結果、炉内現象の偏差として、次のような点が確認された。

i) 融着層、炉芯コークス分布の偏差

Fig. 2 に示すとおり、炉壁部における層状構造の炉下部への持続性を比較すると、東・西方位では羽口上 2 m のレベルで消滅しているのに対し、南・北方位では羽口レベルまで残存する。これは、盲羽口、あるいは、小径羽口を有する南・北方位の方が、大径羽口を有する東・西方位よりも、鉱石を加熱・還元するためのガス量が十分でなく、熱レベルが低かつたことに起因するものであり、融着層の消滅位置が円周方向の局所的な羽口条件に強く依存していることを示唆する。

同時に、Fig. 3 に示すとおり、鉱石層の溶融領域、つまり、炉芯コークスの分布状況は、西～北方位の方が東～南方位に比しよく発達している。

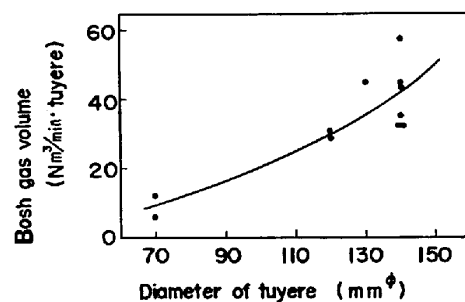


Fig. 22. The relationship between bosh gas volume and diameter of tuyere.

ii) 鉱石還元率分布の偏差

鉱石還元率分布の一例として、Fig. 23 a) の焼結鉱還元率分布に示すとおり、東・南方位の還元率の方が西・北方位の還元率よりも高い分布を示す。これは、東・南方位では西・北方位に比し還元ガス量が少ないにもかかわらず、荷下り速度が小さく、還元におよぼす影響力が前者よりも後者の方が大きい結果によるものであろう。つまり、炉内鉱石の還元が荷下り速度に起因する炉内滞留時間に強く依存することを物語るものである。

iii) コークス性状の偏差

各種コークス性状の円周方向偏差としては、炉高方向全般について、Fig. 23 b), c) に示すとおり、熱間回転摩耗強度 (HS I¹⁰⁰) では東・南方位が西・北方位よりも低値を示し、また、反応性では東・南方位が西・北方位よりも高値を示す。これは、3.2 にて既述したように、コークス灰分中のアルカリ量に起因するコークス性状偏差の現われであり、Fig. 23 d) に見られる。アルカリ量分布が東・南方位で高値を示し、西・北方位で低値を示す傾向に対応するものである。

このアルカリ量に円周方向偏差が生じた原因としては低沸点を示すアルカリが羽口近傍の高温域にて蒸発し、再度ガス流として炉上部に上昇する過程で、炉内円周方向において、ガス量が多く、ガス温度分布としては高温

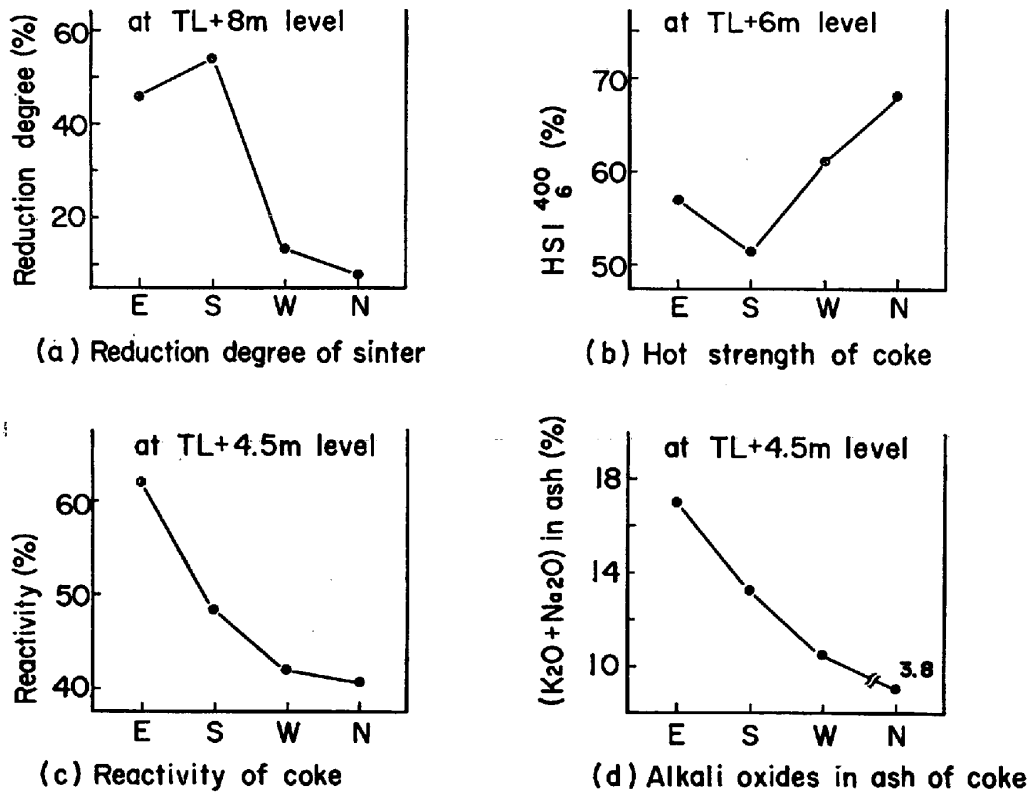


Fig. 23. Some properties of burden materials around furnace periphery.

域に相当する西・北方位よりもガス量が少なく、低温域に相当する東・南方位の方がアルカリの沈積しやすい条件になっていたためと推察される。

5. 結 言

高炉の大型化、能率化にともない、操業上、高炉装入原料の分布、および、荷下り状況、あるいは溶解帯、レースウェイの形態、分布状況等の管理が、極めて重要視されてきた。このような観点から、総合的な情報収集を目的とした炉内調査は、炉内状況の推定、ならびに諸現象の解明手段として有効な方法であるといえる。

今回の小倉 2 B.F. の解体調査では

i) 炉内装入物、溶解帯、およびレースウェイの分布状況

ii) 炉内におけるコークス、焼結鉱の性状変化

iii) 操業条件と炉内現象の関係

などについて、多くの新しい知見が得られ、今後の高炉操業にとって有益な指針を得ることができた。

終りにあたり、今回の小倉 2 B.F. 炉内解体調査中、

始終、多大なる御助言、御鞭撻を賜りました小倉製鉄所小倉隆夫所長、本社第一技術開発部菅沢清志部長に対しまして、深く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 東田 5 高炉炉内調査結果：日本鉄鋼協会共同研究会，第 39 回製鉄部会資料（新日鉄）
- 2) 広畑第 1 高炉の解体調査結果，学振第 54 委員会高炉化学工学的研究小委員会，1974，11（新日鉄）
- 3) 高炉の溶融帯における装入物の挙動について：日本鉄鋼協会討論会，1973（日本鋼管）
- 4) 解体高炉の炉内状況 I，II：日本鉄鋼協会講演会発表，1975，第 89 回（新日鉄）
- 5) W. K. LU: Fundamentals of alkali containing compounds, McMaster Symposium on Iron and Steelmaking No. 1
- 6) R. L. STEPHENSON: Effect of alkalis on blast-furnace operation, McMaster Symposium on Iron and Steelmaking No. 1
- 7) J. B. WAGSTAFF: Proceedings AIME Blast Furnace, Coke Oven and Raw Materials Committee, 1953, p. 104
- 8) 羽田野，福田：投稿中