

論 文

UDC 669.162.244.43 : 669.162.267.4.012.23

ベルレス式大型高炉による低燃料比操業*

奥村 和男**・河合 隆成**・丸島 弘也**
高橋 洋光**・栗原 淳作**

Lower Fuel Rate Operation by a Large Blast Furnace
Equipped with Bell-less Top

Kazuo OKUMURA, Takanari KAWAI, Hironari MARUSHIMA
Hiromitsu TAKAHASHI, and Junsaku KURIHARA

Synopsis :

A large blast furnace of Kawasaki Steel Corporation, No. 6 furnace at Chiba Works, was blown in as the largest bell-less top equipped furnace in Japan in June, 1977. At the initial stage after the blowing-in the operators experienced such troubles as tuyere bending and burning-out which were attributed to inappropriate gas flow distribution in the furnace. However, a series of operational experiments made it possible to improve the internal furnace condition. Especially the trials to find out the better charging sequence for coke and ore burdening have brought about the followings :

- i) CO gas utilization ratio in the top gas has been improved up to about 54 per cent.
- ii) There has been no tuyere burning-out since April, 1979.
- iii) The thermal load on the furnace shell has considerably decreased.

Those improvements were followed by very low fuel rate records :
418.4 kg/t-p as a monthly averaged value in March, 1980 and 436.1 kg/t-p as a yearly averaged value for the period between April, 1979 and March, 1980.

1. 緒 言

PW 式ベルレス装入装置のもつ高い装入物分布制御性を評価して川崎製鉄は千葉製鉄所第2高炉 (昭和 51 年 7 月 26 日火入れ) に続き, 第6高炉 (昭和 52 年 6 月 17 日火入れ) に大型高炉としては, 本邦初の採用を行った。

以後, 操業改善を重ね, 昭和 55 年 3 月には第6高炉で燃料比 418.4 kg/t-p, また昭和 54 年 4 月~昭和 55 年 3 月の 1 年間にわたる年間平均燃料比 436.1 kg/t-p を記録するに到った。

本報告では, 第6高炉でのベルレス操業状況について述べる。

2. 千葉製鉄所第6高炉の概要

Table 1 に第6高炉の設備概要を示す。コークススペースは, 33~34 t/ch で同規模の炉口径のベル式高炉と同

様である。鉱石は約 140 t/ch である。これらのコークス, 鉱石を分配シュート 13~14 旋回で約 100~110 s かけて装入している。分配シュート傾動角の設定値を Table 2 に示す。

Table 1. Main specifications of Chiba No. 6 blast furnace.

Blast furnace		
Inner volume	(m ³)	4 500
Tuyeres		40
Tap holes		4
Top pressure	(kg/cm ²)	2.5
Throat diameter	(m)	10.5
Hearth diameter	(m)	14.1
Charging equipments		
Type		PW-IHI bell-less top
Distribution chute		
length	(m)	4
rotating speed	(rpm)	7.97
Maximum charging		
speed	(m ³ /s)	0.85
Hoisting		Belt conveyor
Charging mode		C↓O↓

* 昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 5 月 9 日受付 (Received May. 9, 1980)

** 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

Table 2. Setting of tilting angle of distribution chute at Chiba No. 6 blast furnace.

Tilting position	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Tilting angle θ (deg)	52.0	50.5	48.5	46.5	44.0	41.0	38.5	35.5	31.5	25.5

3. ベルレス装入装置による操業状況

3.1 ベルレス装入装置固有の現象の把握

従来のベル式装入に比べてベルレス装入は分布機能が大きく異なる。実機大モデルでの実験、および実炉での操業試験により以下の知見を得た。

3.1.1 炉頂ホッパー

炉頂ホッパー内の原料堆積状況が装入物分布におよぼす影響について実験した。Fig. 1 は千葉第2高炉の実機大モデルにおいて、炉頂ホッパー内に焼結鉱(77%)とペレット(23%)を層状に装入し、多重リングで炉内装入を行い、半径方向各点におけるペレット含有量を下記2ケースについて測定した結果である。

(a) ペレットを上層にした場合

(b) ペレットを下層にした場合

(a)、(b)では排出の挙動は全く異なる。すなわち、(b)では、下層のペレットが初期に多量に排出されるが、(a)では、下層の焼結鉱と上層のペレットがよく混合した状態で排出されている。もちろん、装入物落下後の再分布による移動は無視できないが、Table 3に示すように、(a)の場合の混合度が高いことはホッパーからの排出時、ペレットが優先的に下方に移動したことを示している。

次に、第6高炉での操業試験から炉頂ホッパー内に設置したストーンボックスの位置の違いにより、ホッパー内の鉱石の堆積状況及び炉内ガス分布が大きく変化した例を示す。

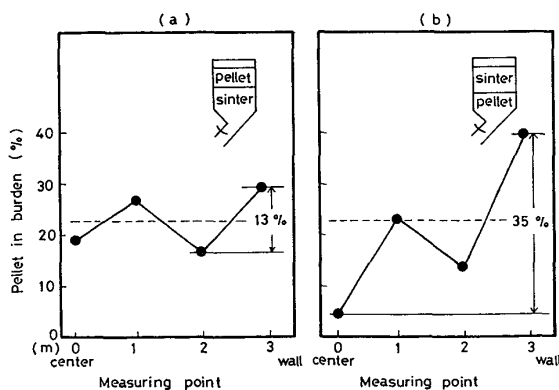


Fig. 1. Effect of pile condition in material bin on the distribution of pellets in radial direction of the furnace.

Table 3. Mixing degree of pellets at discharging from material bin at Chiba No. 2 blast furnace.

	Standard deviation (σ)	Mixing degree (M)
Case (a)	6.2	0.98
Case (b)	14.9	0.88

Here $M = (\sigma_0^2 - \sigma^2) / (\sigma_0^2 - \sigma_r^2)$

$\sigma_0^2 = a(100 - a)$

σ_0^2 : unbiased variance before mixing

a : mixing ratio of pellets (%)

σ^2 : unbiased variance after mixing

σ_r^2 : unbiased variance of complete mixing

(a) 鉱石の主流がストーンボックスに衝突しない場合

(b) 鉱石の主流がストーンボックスに衝突する場合を比較した。

(1) ホッパー内鉱石堆積状況

Fig. 2 に(a)、(b)それぞれのケースの堆積状況を示す。主な特徴は以下のとおりである。

(a): 中心部では細粒が、周辺部には大塊が多い分布を示し、粒度偏析が大きい。

(b); 鉱石がストーンボックスに衝突して、再分布す

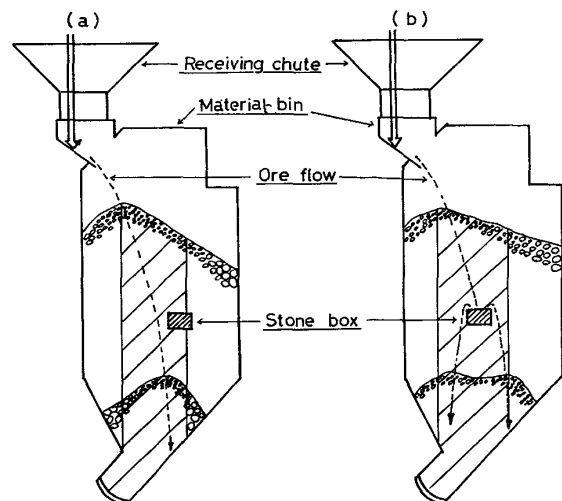


Fig. 2. Comparison of ore piling conditions in material bin in relation to the position of stone box.

(a) Without collision of ore flow to stone box.

(b) With collision of ore flow to stone box

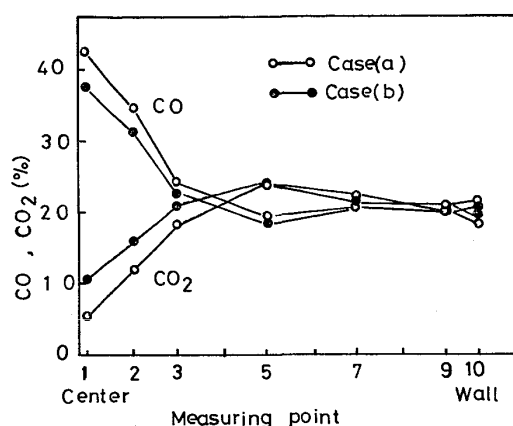


Fig. 3. Comparison of radial gas distribution in relation to the ore piling conditions in material bin.

るための粒度偏析は比較的小さい。

(2) 炉内ガス分布との対応

同一ベルレス装入パターンで装入した場合のシャフトガスサンプラーによるガス分布の相違を Fig. 3 に示す。(a)の場合は中心部でのガス利用率が低く、(b)の場合は高い。これは Fig. 2 中の斜線部の鉱石が初期に装入されたため、(a)の場合では、炉壁側へ細粒、炉芯側へ粗粒が装入されたことによると推定される。また(b)の場合には、ホッパー内での粒度偏析が少ないことから炉内半径方向での偏析が少なくなったものと考えられる。以上の相違から(a)の場合には(b)に比較し、中心流が強化され、ガス利用率も(b)より1.5%低下した。

以上の二例に示したように炉頂ホッパー内の原料の堆積状況は、ベル式装入に比し装入時間の長いベルレス装入では分布に大きな影響を与える。

3.1.2 流量調節ゲート

流量調節ゲート (FCG) は装入速度を調節するためのもので、1チャージ当たりの回転数を規制する機能をもつ。円周方向の装入物分布の不均一性を抑制するためには回転数は可能な限り多い方がよいが、FCG 開度の大小により装入される原料の半径方向粒度分布は異なる。Fig. 4 は第2高炉の実機大モデルでの実験例で Fig. 4-(a)は FCG 開度を 33° にして鉱石、コークスともに1重リング装入を行つたときの炉半径方向の通気抵抗指数分布を示す。

図中 Φ_c , Φ_o はそれぞれコークス、鉱石の通気抵抗指数であり、全体の通気抵抗指数 Φ_m は次式で求めた。

$$\Phi_m = (\Phi_c \cdot L_c + \Phi_o \cdot L_o) / (L_c + L_o)$$

ここで、 L_c : コークスの層厚 L_o : 鉱石の層厚

Fig. 4-(b) は全く同じ条件で FCG 開度だけを 66°

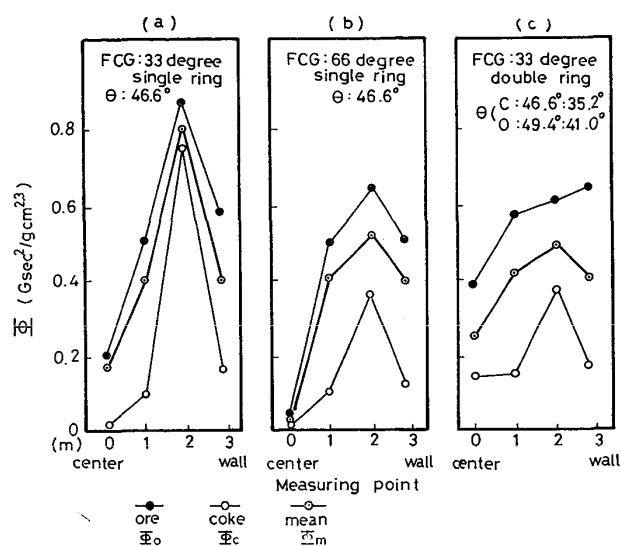


Fig. 4. Effect of the opening of flow control gate on the size segregation of burden in radial direction of Chiba No. 2 blast furnace.

(全開)にした場合の分布を示している。両者を比較すると FCG 開度が小の場合、粒度偏析のために通気抵抗指数が局部的に高い部分が出現する。これら原料の分級効果は、ベルレス装入装置の一つの大きな特徴である。

Fig. 4-(c) は FCG 開度 33° の状態でコークス、鉱石を適当な2重リング装入に変更した場合の通気抵抗分布の状態を示したものである。通気抵抗分布は平滑化されているのがわかる。従つて、ベルレス特有の分級効果も装入方法の選択によつてかなり軽減できる。

3.1.3 分配シュート

分配シュートの挙動も原料の分級効果などに関与し、装入物分布に大きな影響を与える。

Fig. 5 は同じく第2高炉実機大モデルにおいて原料を Fig. 6 のごとく分配シュートから装入物面上に落下する

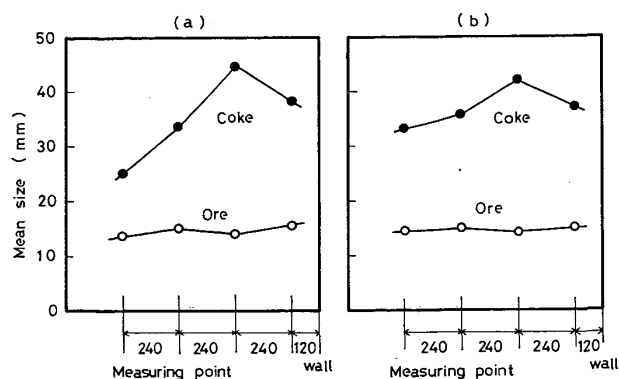


Fig. 5. Effect of the rotation of the chute on the size segregation of burden in radial direction of Chiba No. 2 blast furnace.

(a) With rotation.

(b) Without rotation.

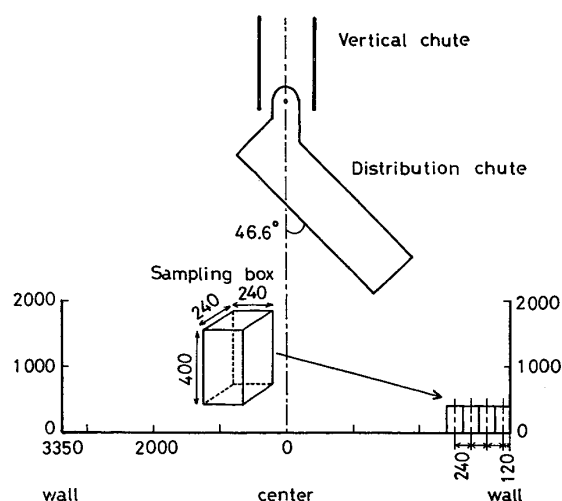


Fig. 6. Schematic diagram of test equipment for burden distribution of Chiba No. 2 blast furnace.

地点で受けた場合の粒度構成を、シュート回転の有無の2つのケースについてテストしたものである。特にコークスの場合にシュート回転によるコリオリの力が、分級を助長するのがわかる。

その他シュート上では、コークスについては粒径の小さいものが、また鉱石の中ではペレットが下層を流れるといった、パーコレーション現象が起こっているのも実験で観察された。

3.2 基本的装入方法の決定

前述した当該装置の固有現象を把握したうえで第6高炉では、以下のような装入方法を採用することとした。

(1) 炉頂ホッパー内での原料の粒度偏析をさけるためにストーンボックスを原料の主流が衝突する位置に配置する。

(2) 流量調節ゲート開度は、円周方向の装入物分布の均一性を維持するためと装入物の装入時間管理をより正確にするため開度と装入速度がほぼ直線関係にある40~50°の範囲で使用する。

(3) 分級効果により、通気抵抗が局部的に高くなる箇所が出現するのを防止するため、多重リング装入を使用する。

以上の基本装入方法にそつて望ましい炉内ガス流分布を得るべく、分配シュートの傾動ポジションを変更した。

3.3 操業状況

Table 4に第6高炉の火入れ以来のベルレス装入物分布調整上の代表的な4期間の操業状況を示す。それぞれの期間は暦日順になつている。

各期における操業方針、および特徴的な炉況は以下のとおりである。

(1) I期 (中心流過多期)

中心流の安定確保により炉況の安定維持を図つた時期である。この期の代表的な装入パターンをFig. 12のAに示すが、コークスを炉中間~中心部に多く装入することにより中心部のO/Cの減少、炉壁部のO/Cの増加をねらつた。

しかしながら、この時期には送風圧力、シャフト圧力、荷下りなど特に異常が認められないにもかかわらず

Table 4. Operating results of Chiba No. 6 blast furnace.

Period		Jan. I '78	Oct. II '78	July III '79	Mar. IV '80
Production	(t/day)	7925	9396	10309	10310
Sinter + Pellets	(%)	80.2	82.2	100.0	96.7
Sinter	(%)	80.2	82.2	92.3	93.5
Pellets	(%)	0	0	7.7	3.2
Ore/Coke	(-)	3.74	3.98	4.18	4.20
Fuel rate	(kg/t-p)	485.1	461.2	429.0	418.4
Coke rate	(kg/t-p)	441.9	416.0	382.9	381.0
Oil rate	(kg/t-p)	43.2	45.2	46.1	37.4
Blast temp.	(°C)	1203	1268	1325	1312
Blast volume	(Nm ³ /min)	6263	6636	6868	6894
Enriched oxygen	(Nm ³ /min)	0	31	0	0
Blast moisture	(g/Nm ³)	9.3	12.0	7.1	6.2
CO _{gas} utilization ratio	(%)	46.1	50.6	53.2	54.3
Hot metal temp.	(°C)	1516	1510	1505	1492
[Si]	(%)	0.53	0.45	0.30	0.23
σ _{Si}	(%)	0.20	0.12	0.09	0.08
Slag volume	(kg/t-p)	306	300	311	330
Coke ash	(%)	11.1	11.2	10.6	10.9
Heat loss of stove coolers	(×10 ⁴ kcal/h)	752.1	698.4	663.2	421.9
Stock line	(m)	2.0	2.0	2.0	1.1~1.5
Charging pattern		A	B	C, E	D, E, F
Tuyere failure		3	5	0	0

Table 5. Chemical analysis of the semi-reduced ore block sampled in front of the bending tuyere (%).

T.Fe	M.Fe	FeO	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	MgO	S	Mn
71.1	46.1	30.8	6.95	8.43	2.41	1.24	0.085	0.34

ず、突然羽口先端部が炉内に引き込まれる“羽口曲損”トラブルが頻発した。また、ガス利用率、O/C は低レベルで燃料比も高い状態が続いた。

Table 5 に休風時の羽口上部に降下した鉱石のブロックの分析結果を示す。これより装入物が炉壁部において未還元の状態では羽口上部まで降下し、羽口曲損を引き起こしたと考えられる。

(2) II期 (周辺流過多期)

周辺流を増加し羽口曲損を防止するとともに、ガス利用率の向上による燃料比の低下を図った時期である。この期の代表的な装入パターンを Fig. 12 の B に示すが、コークスを炉周辺部に多く装入することにより炉壁部の O/C の減少をねらった。

その結果、目的通り周辺流が増加し、中心流が抑制されたためガス利用率の向上、燃料比の低下が実現した。しかしながら、送風圧力、シャフト圧力などの変動が大きく、炉内通気性は不安定でスリップが散見される炉況で羽口胴部溶損が頻発した。

(3) III期 (第1回処理鉱高配合テスト)²⁾

昭和 54 年 7 月処理鉱高配合比 (100%) に合わせて、I, II期の操業経験から目標炉内ガス分布の設定を行い、その管理強化により積極的に装入物分布調整を行った。

送風圧力、荷下がりなど安定に推移し、ガス利用率 53.2% を実現し燃料比月間平均 429.0 kg/t-p を達成した。

(4) IV期 (第2回処理鉱高配合テスト)

昭和 55 年 3 月処理鉱高配合比 (97%) で、III期より更に中心流の狭域化を狙いガス利用率の向上を図ることを目的に装入物分布調整を行った。

ガス利用率は 54.3% まで向上し、銑中 Si レベルの安定低下、炉体熱損失の減少などを実現し燃料比月間平均 418.4 kg/t-p を達成した。

3.3.1 I, II期におけるガス分布の特徴とそれに基づく目標ガス分布の設定

高炉内における適正なガス分布とは、

- ① 還元ガスが反応および熱交換に有効に利用されること、
- ② 炉内通気性が安定に維持され、荷下がり良好な

こと、

- ③ 少ない炉壁熱負荷で炉壁が保護されること、の条件を満足する分布である。

従つて、高炉操業者は常に現在の炉内ガス分布を把握し、適正な状態に維持する必要がある。第6高炉ではガス分布の適正なパターンとしてシャフト上部におけるガス組成分布、炉口部温度分布により検討してきた。Fig. 7 にシャフト上部のガスサンプラーの測定結果を、Fig. 8 に炉口部温度分布を示す。また Fig. 9 に多重円心モデル³⁾により求めた炉内温度分布の推移を定性的に示した。

I, II期の特徴は以下のとおりである。

(1) I期

- ① シャフト上部ガス分布は 中心～中間部の N 指数⁴⁾ ($=18\eta_{CO}-3.0$) の値が低く、炉壁部で高い。

- ② 炉口部温度分布は炉中心から炉壁に向かって徐々に温度が低下する単調減少型である。

- ③ 炉内温度分布における 1250~1400°C の高温領域は逆V型の形状を示し、塊状帯体積は小さい。

(2) II期

- ① シャフト上部ガス分布は、特に中間～炉壁部の N 指数が低い。

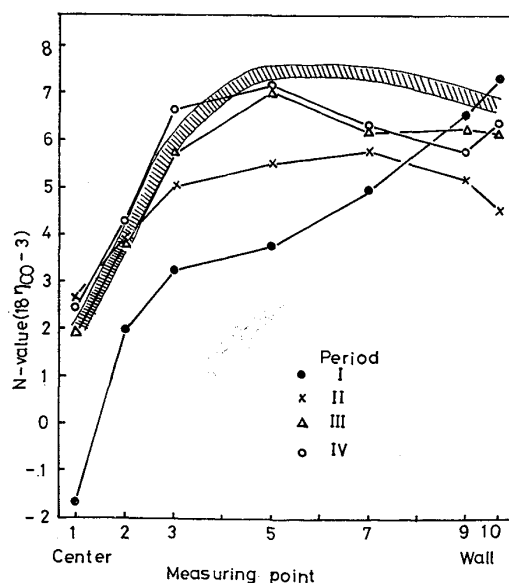


Fig. 7. Radial gas distribution in the shaft of the furnace.

② 炉口部温度分布は中心から中間部までは徐々に温度が低下するが中間部から炉壁部にかけては逆に上昇する下に凸型である。

③ 炉内温度分布の高温領域は炉壁近傍で急激に温度が上昇するW型である。

このような状況から、ガス分布の中心流、周辺流の定義は必ずしも明確ではないが、第6高炉の場合Ⅰ期の羽口曲損時を中心流過多、Ⅱ期の羽口胴部溶損時を周辺流過多の操業と考えた。

従つて、適正なガス分布の3つの条件を満足するものとして Fig. 7 中の斜線で示す形状の分布を目標ガス分

布として設定した。

3.3.2 目標ガス分布達成のための装入物分布調整法

前述した目標ガス分布の達成のためには、壁際の O/C はもちろんのこと、炉中心のごく近傍を除く炉半径方向の広い範囲にわたつて O/C を増すことが必要となる。第6高炉ではこれを達成するために、装入パターン変更とストックラインの変更の二手段を適宜使い分けている。Fig. 10 に装入パターンとストックラインおよび炉壁部 O/C との関係を示した。炉壁部 O/C は、チャージごとに計算機により層厚比の形で Fig. 11 から次式のように求めた。

$$O/C = l_o / l_c$$

Fig. 12 に示すように装入パターンは、C→D→E→F→Gと鉍石を炉の中心～中間部に多く装入する周辺流化をねらつたパターンである。

安定な通気性が確保されていれば、C→G方向へ順次

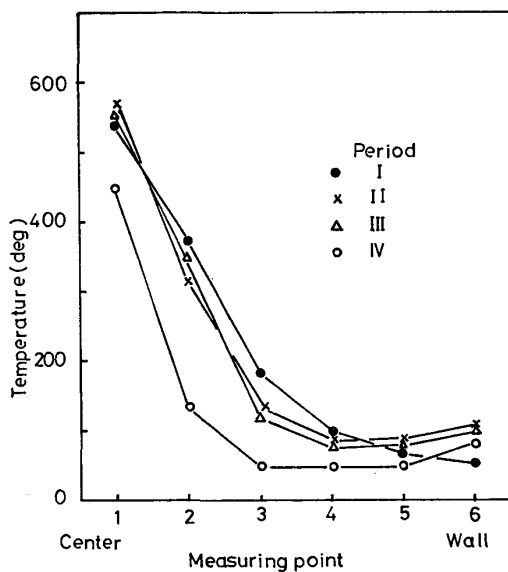


Fig. 8. Radial distribution of gas temperature at the throat of the furnace.

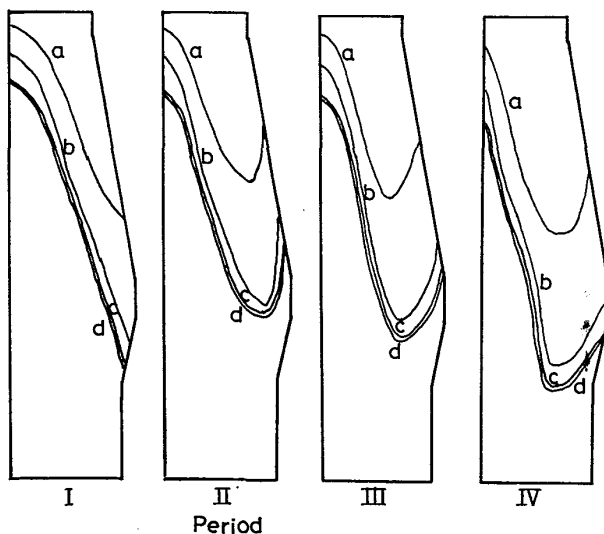


Fig. 9. Estimation of temperature distribution in the furnace based on the cylindrical furnace model. (a ; 800°C, b ; 1000°C, c ; 1250°C, d ; 1400°C)

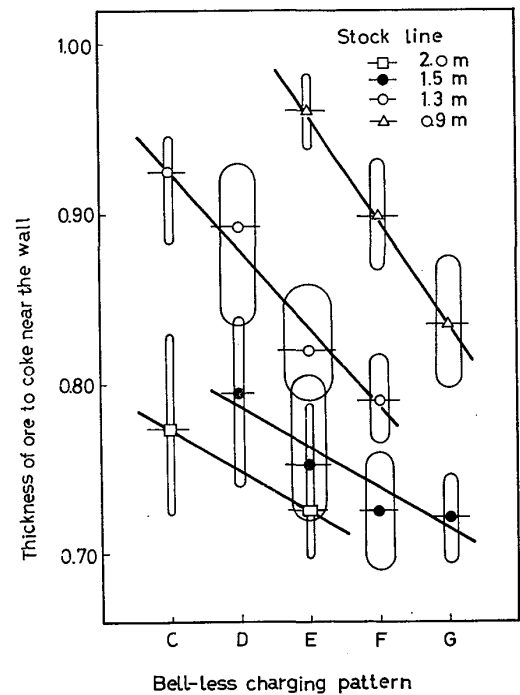


Fig. 10. The effect of bell-less charging pattern and stock line on the thickness of ore to coke near the furnace wall.

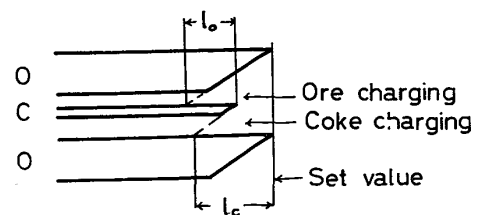


Fig. 11. Schematic diagram of the estimation of ore and coke layer thickness near the furnace wall.

中心流を抑制することを狙うが、その際、炉壁部の O/C が減少し周辺流が極端に増加するのを防止するためストックラインも上昇するという方法が、分布調整の基本になつている。

また、何らかの原因で炉内ガス分布が急激に大きく変化した時、装入パターンを変えずに炉内ガス分布調整を行う。Fig. 13 に装入シーケンスの違いによる炉内ガス分布の変化例を示す。図中C↓O↓とはコークス装入後連続して鉱石を装入し、装入待することを示し、C↓O↓はコークス、鉱石とも装入後装入待することを示す。図よりC↓O↓時の方がC↓O↓時より中心流が抑制さ

れ、周辺流が増加する傾向にあることがわかる。それは同一パターンであつてもC↓O↓の方が、

① コークスのストックラインが 600~700 mm 高くなり鉱石が炉内側に装入されること。

② コークスの安息角が大きく鉱石が炉中心側へ転がりやすくなるためである。

この調整法は応答も早く、変化量も大きい吹き抜けなどによる炉況不調時の緊急分布調整法として用いる。

3.3.3 Ⅲ、Ⅳ期におけるガス分布

I、II期の経験より積極的に目標ガス分布の達成のため前述の装入物分布調整を行つた結果、炉況は好転した。ここでは、そのうち処理鉱高配合で操業したⅢ、Ⅳ期におけるガス分布を Fig. 7~9 に示す。

Ⅲ、Ⅳ期の特徴は以下のとおりである。

① シャフト上部ガス分布は、Ⅲ、Ⅳ期ともほぼ目標ガス分布に近いといえるが、中間~炉壁部で更に改善す

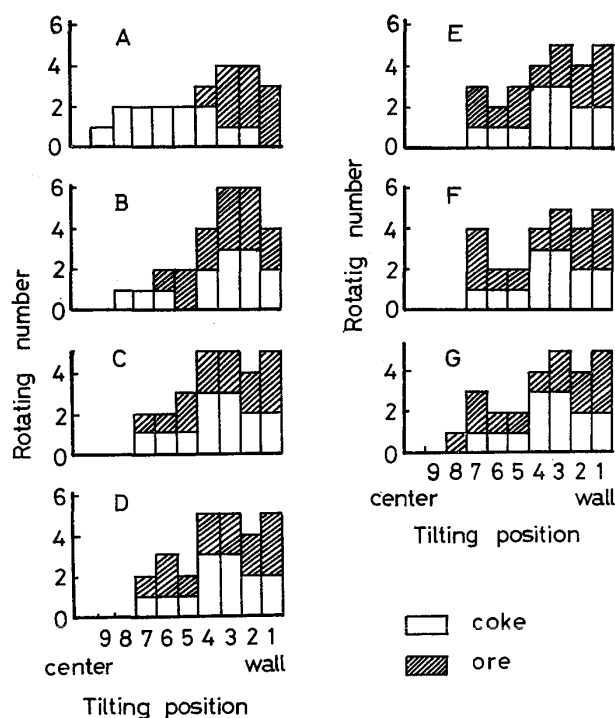


Fig. 12. Typical charging pattern of bell-less top.

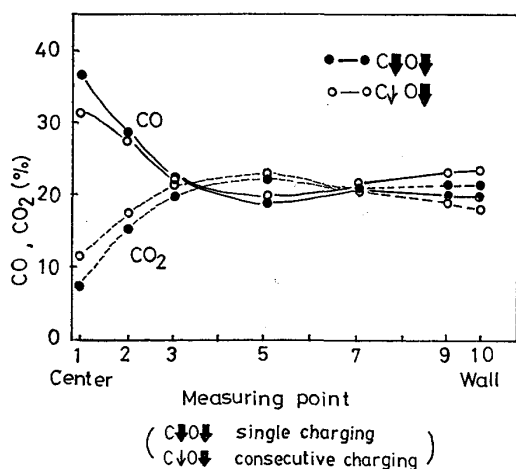


Fig. 13. Comparison of radial gas distribution in the shaft according to the timing of coke and ore charging.

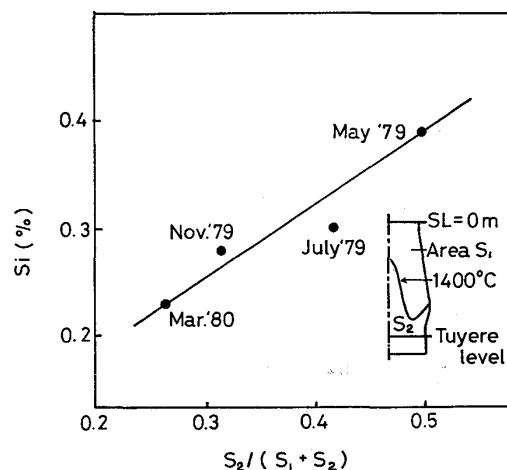


Fig. 14. Relation between dropping zone area and silicon content.

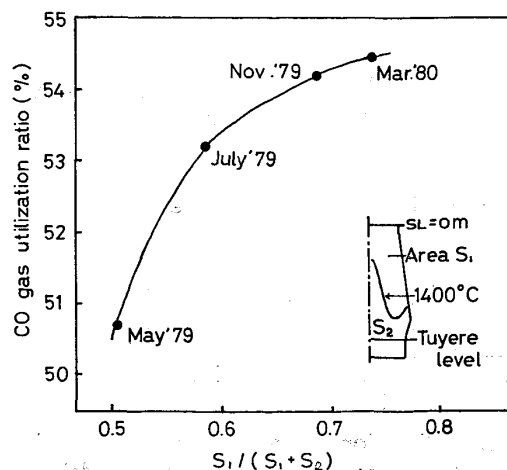


Fig. 15. Relation between lumpy zone area and CO gas utilization ratio.

る余地を残している。またⅣ期で中心～中間部の N 指数の値が目標より高くなっているが、周辺流の増加も防止できている。

② 炉口部温度分布は特にⅣ期で各測定点での温度レベルが低下している。

③ 炉内温度分布も当初の目標どおり高温領域は炉中心に寄り、レベル低下が達成されており、その程度はⅣ期の方が大きい。また極端な逆V型、W型も回避されている。

④ Table 4 から明白なごとく炉壁部熱負荷の大小の目安となるステープ熱負荷は、Ⅳ期で大幅に低下した。

以上の状況を炉内温度分布の推定結果と操業データを

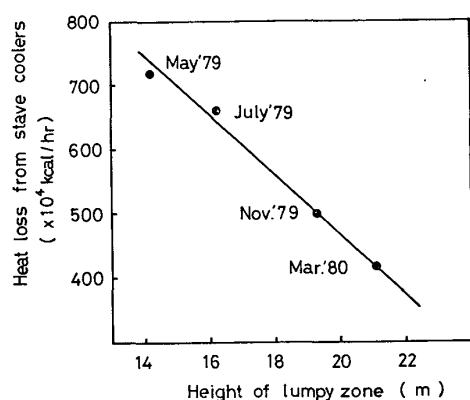


Fig. 16. Relation between height of lumpy zone and heat loss from stove coolers.

比較したのが Fig. 14～16 である。Fig. 14, Fig. 15 はそれぞれ塊状帯形状の鉄中 Si およびガス利用率に及ぼす影響を示し、Fig. 16 は塊状帯の炉壁部の長さステープ熱負荷の関係を示す。これより、

① 塊状帯の体積の増加によりガス利用率が向上した。

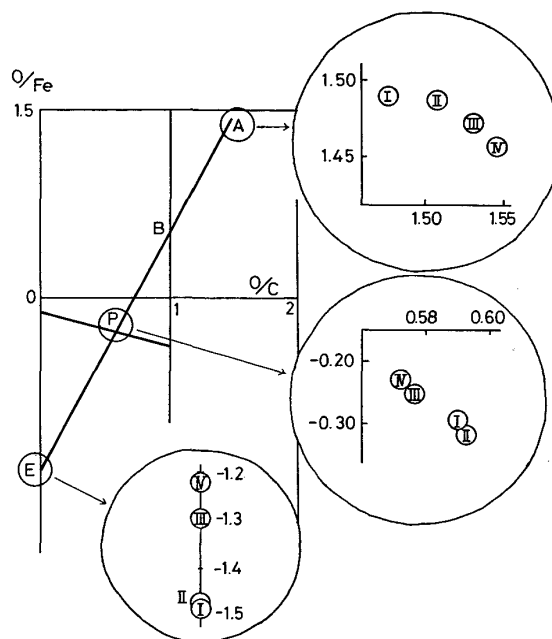


Fig. 17. Comparison of operating results of each period on Rist diagram.

Table 6. Comparison of heat balance of each period.

Period	Jan. I '78		Oct. II '78		July III '79		Mar. IV '80	
Thermal input	($\times 10^3$ kcal/t-p)	(%)	($\times 10^3$ kcal/t-p)	(%)	($\times 10^3$ kcal/t-p)	(%)	($\times 10^3$ kcal/t-p)	(%)
Combustion of carbon at the tuyere (coke)	599	54.0	586	52.1	513	51.1	490	51.3
(injected oil)	(520)	(46.9)	(497)	(44.2)	(426)	(42.5)	(419)	(43.9)
	(79)	(7.1)	(89)	(7.9)	(87)	(8.6)	(71)	(7.4)
Sensible heat of the blast, moisture and injected oil	451	40.7	479	42.6	433	43.2	408	42.7
Sensible heat of the burden	13	1.2	12	1.1	12	1.2	12	1.3
Indirect reduction of iron oxide by CO gas	45	4.1	47	4.2	45	4.5	45	4.7
Total thermal input	1 108	100.0	1 124	100.0	1 003	100.0	955	100.0
Thermal requirement								
Gasification of carbon by CO_2 corresponding to direct reduction	346	31.2	316	28.1	335	33.4	336	35.2
Sensible heat of the molten iron and slag	446	40.2	441	39.2	448	44.7	451	47.2
Direct reduction of oxide of Si, Mn, P	41	3.8	38	3.4	27	2.7	23	2.5
Decomposition of blast moisture and injected oil	42	3.8	50	4.5	32	3.2	26	2.7
Reduction of iron oxide by H_2 gas	21	1.9	21	1.9	18	1.8	16	1.7
Sensible heat of the top gas	131	11.8	89	7.9	73	7.3	49	5.1
Evaporation of the moisture in the burden	16	1.4	11	1.0	11	1.1	11	1.1
Heat loss etc.	65	5.9	158	14.0	59	5.8	43	4.5
Total thermal requirement	1 108	100.0	1 124	100.0	1 003	100.0	955	100.0

② 滴下帯体積の減少により銑中 Si が低下した。

③ 塊状帯の長さの増加に伴い炉体熱負荷が減少したことなどを示唆している。

次に I～IV 期における各期の熱バランスを Table 6 に、リスト線図⁵⁾の変化を Fig. 17 に示した。熱バランスの結果より III, IV 期で改善された主な項目は、

① Si, Mn, P の還元熱の低下

② 炉頂ガス顕熱の低下

③ 炉体熱損失の低下

であり、主に装入物分布調整の効果といえよう。従つて出熱合計は大幅に減少し、燃料比の低減に寄与したと考えられる。リスト線図からも A 点の右側への移行、P 点の上昇、AE 線の傾きの減少などから上記状況が説明されよう。

4. 高炉限界燃料比についての一考察

Table 6 に千葉第 6 高炉の IV 期の操業実績と各社の代表的な限界燃料比の推定結果⁶⁾を示す。最近の重油比レベルは、各社の限界燃料比推定時の 70 kg/t-p 前後よりかなり低いレベルである。高処理鉱比等の操業条件の相違により正確な比較は困難であるが、IV 期の実績は日本鋼管福山の「近い将来」⁶⁾の値より低下しており、他の限界値にもあと 15 kg/t-p 程度までに近づいている。

今後千葉第 6 高炉でいつその低燃料比操業を可能にするためには、当面次の項目が重要であると考えられる。

① 装入物分布調整によるガス利用率の向上。

② 溶銑温度、銑中 Si の低下による出熱量の減少。

③ 原料性状の改善によるガス利用率の向上と低スラグ比化。

装入物分布調整については、前述したように更に炉中

間～炉壁部でのガス利用率を向上させる方策を講じた。

次に溶銑温度、銑中 Si の低下であるが、これらのレベルは製銑～製鋼両者の総合的な判断により決定されるべきである。この際の高炉操業上の問題点としては、スラグ流動性の低下、溶銑脱硫率の低下が考えられる。その解決策としては、スラグ中 MgO 濃度を上昇させることがあげられる。スラグ流動性に関して、Fig. 18 に三元系塩基度と粘度の関係を示した⁷⁾。IV 期のスラグ性状は図中の A 点 (MgO 6%) であるが、温度が 1500°C から 1450°C に低下した場合、B 点から C 点に移行 (MgO 6→9.5% に上昇) させることにより同一粘度に維持できる。従つて、スラグ中の MgO を上昇させる原料配合が実施できれば、溶銑温度、銑中 Si の低下が可能であろう。

次に原料性状についてであるが、焼結鉱中 FeO がガス利用率に及ぼす影響を Fig. 19 に示す。高炉操業の安定化が図られた昭和 54 年 5 月をさかいにして分離して

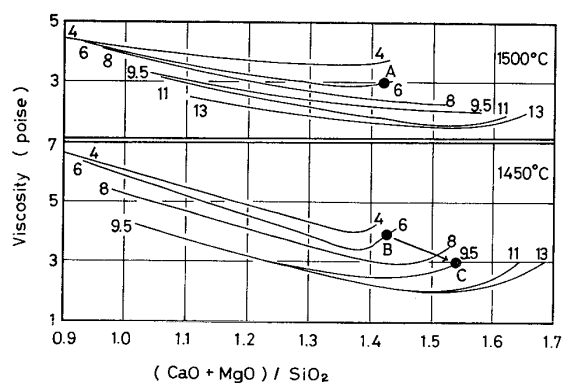


Fig. 18. Relation between slag basicity and viscosity.
(MgO content as parameter)

Table 7. The lower limit of fuel rate estimated by the steel companies in Japan.

Item	Company	Kawasaki steel.		Nippon Kokan Fukuyama ⁶⁾		Nippon ⁶⁾ steel. Kimitsu
		No. 6BF Mar. 1980	steel. estimated	Near future	Distant future	
Fuel rate	kg/t-p	418.4	403	425	405	402
Coke rate	kg/t-p	381.0	334	355	335	330
Oil rate	kg/t-p	37.4	69	70	70	72
Sinter+Pellets	%	96.7		88	88	100
Slag volume	kg/t-p	330	250	310	310	218
Coke ash	%	10.9	10.0	11	11	10
Blast temp.	°C	1 312	1 350	1 300	1 300	1 350
Blast moisture	g/Nm ³	6.2	7	5	5	0
[Si]	%	0.23	0.30	0.40	0.40	0.33
Shaft efficiency	—	95.5		96	98	
Heat loss	kcal/t	42 500	70 000		⊖2×10 ⁴	
Hot metal temp.	°C	1 492		1 520	1 470	1 514
CO gas utilization ratio	%	54.3	58.1			57.8

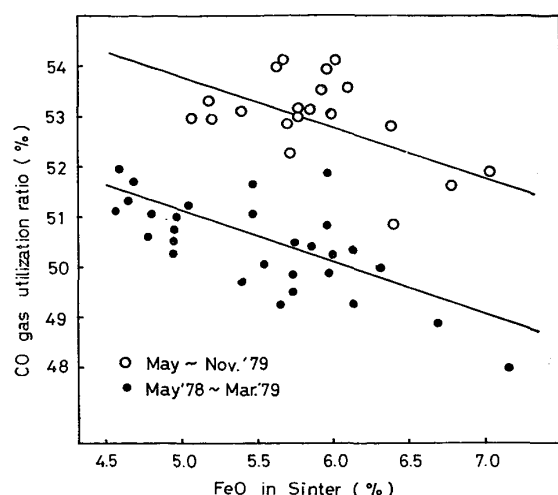


Fig. 19. Relation between FeO in sinter and CO gas utilization ratio.

みると、FeOの低下とともにガス利用率が向上しているのがわかる。一方、スラグ比は、各社推定値と比較して明らかに高い。スラグ比の低下のためには、焼結鉱中SiO₂の低下などの対策が必要であるが、この際の脱硫能の低下を防止するため前述のごとくMgO含有率を上昇させる必要がある。従つて、原料性状の面からは、原料の大半をしめる焼結鉱の低FeO、低SiO₂、高MgO化が高炉燃料比低下に大きく寄与するものと考えられる。

5. 結 言

千葉第6高炉では、ベルレス装入装置の持つ特性を把握したうえで基本的な装入方法を決定し操業を開始した。

当初は、炉内ガス分布の不適切に起因する羽口曲損、羽口胴部溶損などのトラブルを経験した。しかし、その

後操業改善を重ね、安定した操業下で低燃料比を達成してきた。特に昭和55年3月には97%の処理鉱比の実験操業を行い、燃料比418.4 kg/t-pを記録し、昭和54年4月～昭和55年3月の1年間にわたる年間平均燃料比でも436.1 kg/t-pを記録するに到つた。

この間の特筆すべき事項としては以下のことが挙げられる。

- ① ガス利用率が54%以上に向上した。
- ② 羽口破損が皆無であつた。
- ③ 炉体熱負荷の軽減が達成された。

今後、処理鉱比、重油比などの高炉操業条件は高炉を取りまく諸事情により流動的である。高炉の使命はそれら諸情勢が要求する条件下で最大限安価な銑鉄の製造に寄与することであり、あわせて炉体を保護しうる適切なガス分布を維持し炉命の延長を図ることであろう。

文 献

- 1) 山田孝雄, 佐藤政明, 宮崎伸吉, 嶋村鏐郎, 田口整司: 川崎製鉄技報, 6(1974) 1, p. 16
- 2) 栗原淳作, 高橋洋光, 丸島弘也, 奥村和男, 高橋博保, 安野元造, 皆川俊則: 鉄と鋼, 66(1980), S 102
- 3) 板谷 宏, 荒谷復夫, 船越督己, 可児 明, 清原庄三: 鉄と鋼, 65(1979), p. 50
- 4) 長井 保, 才野光男, 田口 栄, 奥村和男, 田中和精: 鉄と鋼, 60(1974), S 356
- 5) A. RIST and N. MEYSSON: "A Dual Graphic Representation of the Blast Furnace Mass and Heat Balances", AIME Ironmaking Proceedings, 25(1966), p. 88
- 6) 高城俊介: 鉄と鋼, 64(1978), p. 1839
- 7) A. L. GALATONOV: Stal in Eng. June (1964), p. 425