

Operation of the Shaft Type Fe-Mn Smelting Furnace



吉田 和彦
Kazuhiko Yoshida
水島合金鉄(株) 製造
部第2製造課 課長



芹沢 保文
Yasunori Serizawa
水島合金鉄(株) 製造
部 部長



国分 春生
Haruo Kokubu
鉄鋼研究所 水島研究
部第1研究室 主任研究
員(掛長)



鈴木 重康
Shigeyasu Suzuki
水島合金鉄(株) 製造
部第1製造課 課長



増川 匡伸
Masanobu Masukawa
水島合金鉄(株) 製造
部 掛長



板谷 宏
Hiroshi Itaya
鉄鋼研究所 プロセス
研究部製鉄研究室 主
任研究員(課長)・工博

要旨

水島合金鉄(株)のフェロマンガン堅型製錬炉は、昭和60年6月24日に火入れ後順調な操業を続け、高酸素富化率(10%)で出鉄比 $0.7 \text{ t/d} \cdot \text{m}^3$ を超す増産技術を、さらには、コークス・鉱石完全混合装入といった新しい装入物分布制御技術を確立した。これらの操業技術の確立により、昭和61年9月に93.5%と世界最高水準のマンガン歩留りを達成でき、さらに、翌10月にはシリコマンガン製造を試み、満足できる操業結果を得ることができた。この結果、高炭素フェロマンガンの製造コストを計画した以上に低減できたばかりでなく、製鉄部門の新技术の確立にも寄与することができた。

Synopsis:

At Mizushima Ferro Alloy Co., Ltd. the shaft type Fe-Mn smelting furnace (SF) was blown in on 24 June 1985 and have been continuing smooth operation. Up to this time we realized high productivity of more than $0.7 \text{ (t/d} \cdot \text{m}^3)$ in November 1985 at an oxygen enrichment factor of 10%. We tried fully mixed ore-coke charging operation with success. Based upon the establishment of these operational techniques, the manganese yield reached to 93.5%, the world highest level, in September 1986. Furthermore Si-Mn alloy was successfully produced at SF in October 1986.

The production cost of high carbon Fe-Mn alloy has been decreased to a lower level than the expected cost because of better operational results than the planned ones.

1 緒 言

水島合金鉄(株)のフェロマンガン堅型製錬炉 Smelting Furnace (SF) は、昭和60年6月24日に火入れ後、現在に至るまで順調な操業を継続している。この間、昭和60年11月には、酸素富化率を10%まで上げ、出鉄比 $0.7 \text{ t/d} \cdot \text{m}^3$ を達成するとともに、昭和61年6月からは、研究開発項目とし完全混合装入法を試み新しい装入物分布制御技術の確立を図ってきた。これらをはじめとする操業技術の確立を基盤に、昭和61年9月には93.5%という高いマンガン歩留りを達成でき、さらに10月には、シリコマンガンの製造を試みて満足できる操業結果を得るまでに至った。

これらの操業結果は初期の計画を凌駕するものであり、計画を上回る高炭素フェロマンガン製造コストの低減を実現することができた。本報告では、これまでに得られたSFの操業技術とその成果について記述する。

2 設備の特徴

フェロマンガン堅型製錬炉のレイアウトをFig.1に示す。設備

仕様の詳細は森本ら¹⁾により報告されているので、ここでは特徴的な点のみを挙げた。これらは以下のとおりである。

- (1) 建設コストを低減するために、旧電気炉設備を極力流用したレイアウトである。
- (2) 炉内容積は 398 m^3 であり、出鉄口と出滓口を各1箇所ずつ有し溶銑は銑銑機に、溶滓はドライピットに流され処理される。また、スラグは、水砕スラグとしても処理できる。
- (3) 炉本体は、マンガンスラグおよびアルカリに対する耐食性を考慮し、カーボン系煉瓦を主体に張った。また炉体冷却は冷却函方式を採用して炉頂の鉱石受け金物を水冷方式とした。
- (4) 設備費低減のため、高炉で使用する熱風炉に代え、レキュペレータを採用した。熱風最高温度は 900°C 、熱効率80%以上の仕様に対し、実操業では84%以上の熱効率となっている。
- (5) ダスト比が通常の高炉より高いため、乾式集塵器としてダストキャッチャー、サイクロンを、さらに湿式集塵設備としてベンチュリスクラバーおよび電気集塵機を使用した。
- (6) 炉頂装入装置として装入物分布の制御性に優れたセンターフールド型カルダン式ベルレス炉頂装入装置を採用した。
- (7) 計装機器類は、DDC化を図るなど最新の計装技術を導入した。

* 昭和62年1月16日原稿受付

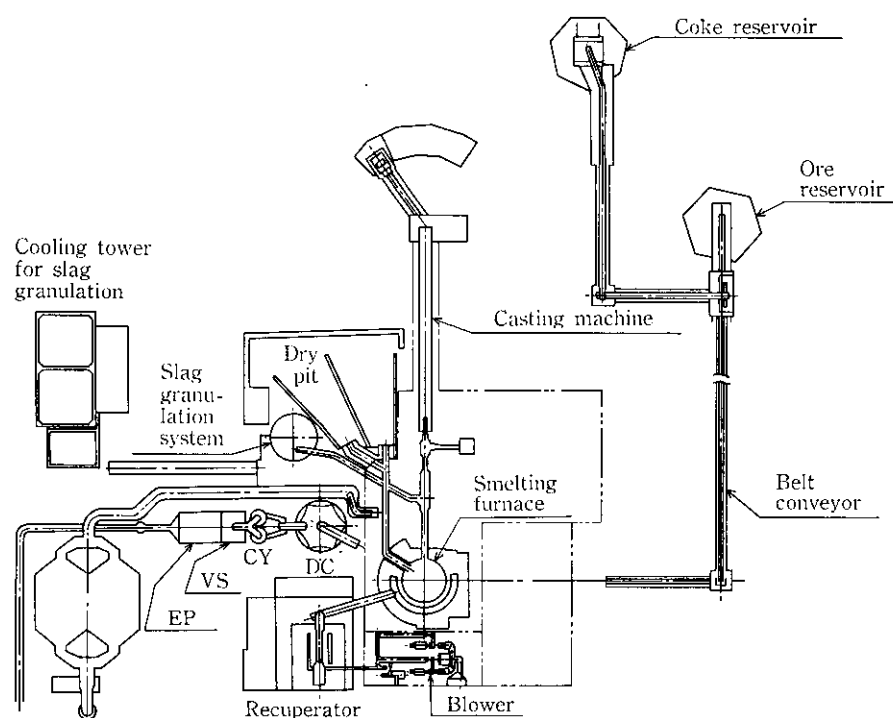
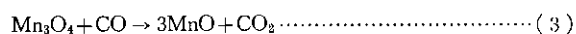
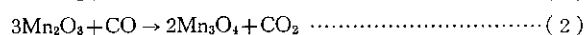
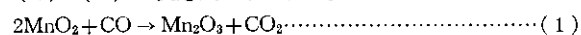


Fig. 1 Layout of SF

3 操業計画

計画された操業諸元を Table 1 に示す。マンガンの還元は、下記の (1)~(4) の反応式で示される。



酸化マンガンは、1000°C 以下の領域でも一酸化炭素により容易に MnO まで還元されるが、MnO の還元は、1400°C 以上でかつ直接還元のみにより進行する。したがって、フェロマンガンの製鉄は、高コークス比・高羽口前理論燃焼温度での熱補償を必要とする。

Table 1 Operational conditions for designing of SF

Items	Specification
Inner volume	398 m ³
Production	230 t/d
Blast volume	450 Nm ³ /min
Oxygen enrichment	7~8%
Blast temperature	860°C
[Mn]	74.5%
Coke rate	1500 kg/t
Productivity	0.58 t/m ³ ·d
Slag rate	580 kg/t
Top gas generation	4890 Nm ³ /t

Table 2 Results of the filling of material

Steps	Inner volume of each step	Charged material (kg/ch)						O/C	Charg- ing number	Metal produc- tion* (kg/ch)	Slag produc- tion* (kg/ch)	Chemical content of slag*			
		Coke	Ore		Flux-material							CaO/ SiO ₂ (—)	Al ₂ O ₃ (%)	MgO (%)	SiO ₂ (%)
			Sintered ore	Lump ore	Dolo- mite	Lime	Silica								
9	30.2	3 500	4 170	1 780	30	250	390	1.7	3	3 785	1 499	1.0	13.5	7.0	36.6
8	27.5	"	3 190	1 360	90	290	330	1.3	3	2 901	1 347	1.0	13.5	"	36.9
7	27.8	"	2 450	1 050	130	310	270	1.0	3	2 239	1 234	1.0	13.5	"	37.1
6	30.2	"	1 720	730	180	320	230	0.7	4	1 576	1 120	0.95	13.5	"	38.4
5	35.7	"	980	420	220	340	180	0.4	5	913	1 007	0.95	13.5	"	38.8
4	38.9	"	250	100	250	340	120	0.1	6	250	862	0.9	14.0	"	40.0
3	62.4	"	0	0	260	330	90	0	9	31	796	0.9	14.5	"	40.0
2	67.3	"	0	0	260	310	100	0	11	31	796	0.85	14.5	"	41.0
1	Pile of sleeper														
Total (Average)	320	(3 500)	42 710 (971)	18 220 (414)	9 270 (211)	13 950 (317)	7 420 (169)	(0.395)	44	39 764 (903.7)	42 847 (973.8)	(0.93)	(13.9)	(7.0)	(38.6)

* Calculated values

今回、A. Rist の操業線図³⁾をマンガン製鉄に適用し³⁾基本的な操業設計を行った。操業上の特徴としては、高酸素富化率により羽口前理論燃焼温度が2300~2700°Cと高くなること、および1500 kg/tの高コークス比となることなどが挙げられる。なお、マンガンの蒸気圧の温度依存性は(5)式⁴⁾に示されるとおりであるが、上記の羽口前理論燃焼温度の範囲では、(6)式⁴⁾で示される鉄の蒸気圧に比べ、マンガンの蒸気圧は著しく高くなる。このため、マンガンの気化による高ダスト比操業となることが予想されたが、マンガンの歩留りは90%以上を目標とした。

$$\log P_{Mn} = -14520/T - 3.02 \log T + 19.24 \dots \dots \dots (5)$$

$$\log P_{Fe} = -19710/T - 1.27 \log T + 13.37 \dots \dots \dots (6)$$

P_{Mn} : マンガンの蒸気圧 (mmHg)

P_{Fe} : 鉄の蒸気圧 (mmHg)

4 操業実績

4.1 火入れ立ち上げ操業

昭和60年6月24日に行った火入れは、炉温の上昇を目的に鋳物銑で行い、1週間の鋳物銑吹製後、フェロマンガン銑操業に移行した。火入れに先立つ填充の実績をTable 2に示す。トップチャージはOre/Cokeが1.70、また平均コークス比は、3873 kg/tと炉内の昇温を早めるため、やや高めのコークス比とした。初湯は、6月25日出銑で、溶銑温度1364°C、銑中[Si]は3.55%であった。

火入れ後約20日間の操業推移をFig. 2に示す。火入れ立ち上げ操業は順調で、7月初めにはフェロマンガン銑への移行を完了し、以後徐々に増産した。

4.2 火入れ後の操業経過と実績

火入れ後現在に至るまでの操業経過の概要をFig. 3に、また、主要操業因子の推移をFig. 4に示す。レイティングアップを完了後、風量および酸素富化率を徐々に上げ、増産技術の確立に努めた。この結果、昭和60年11月下旬には、酸素富化率10%で285 t/dとい

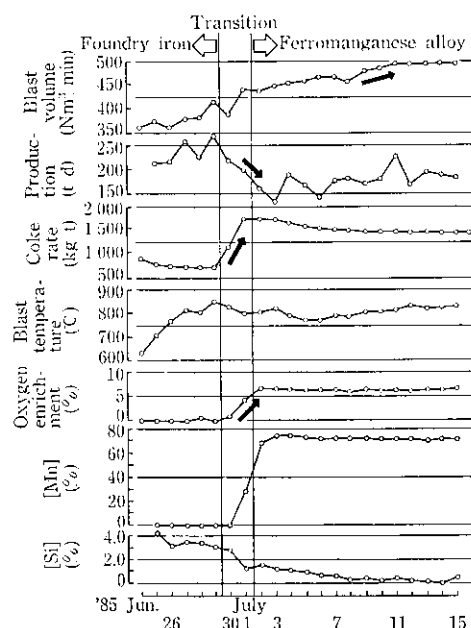


Fig. 2 Operational results of SF for 20 days after blow-in

う記録を達成した。これは出銑比で0.7 t/d・m³を越す水準であり、現在稼動している海外のフェロマンガン堅型製鉄炉の実績と比較しても最高水準である。

また、最近の主要操業諸元の実績値をTable 3に示す。必要在庫量を確保した昭和60年12月以降は、コスト最適化を図るために送風条件を中心に操業条件を変更し、マンガン歩留りの向上とコスト削減に努めてきた。この結果、マンガン歩留りは、昭和61年9月に93.5%と世界最高水準に達した。これは、電気炉法による高炭素フェロマンガン製造の場合のマンガン歩留りが82%程度であることと比べれば、非常に高い歩留りであり、従って電気炉法に比べ大幅な高炭素フェロマンガン製造コストの低減を実現できた。この

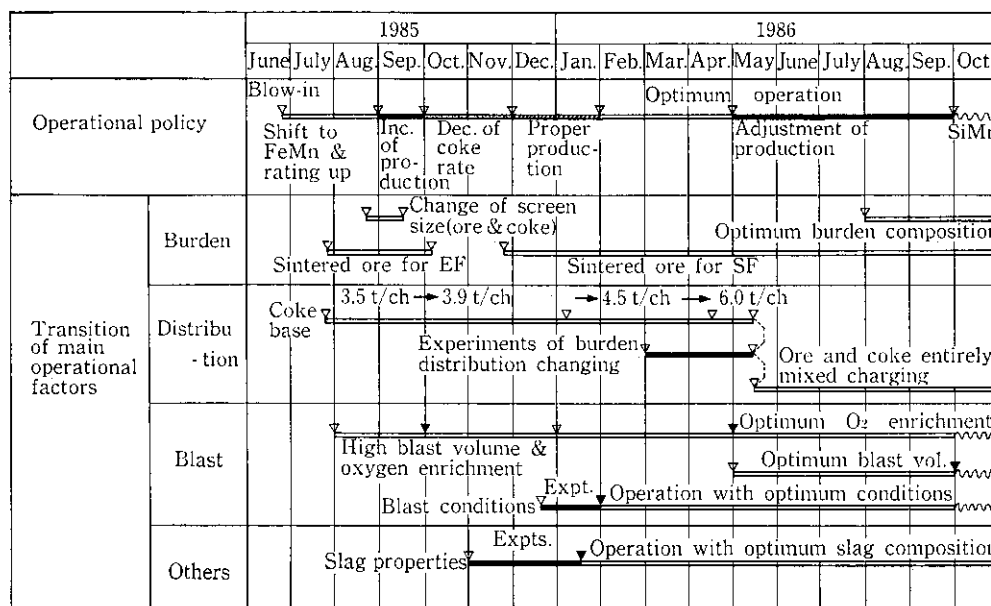


Fig. 3 Outline of SF operation

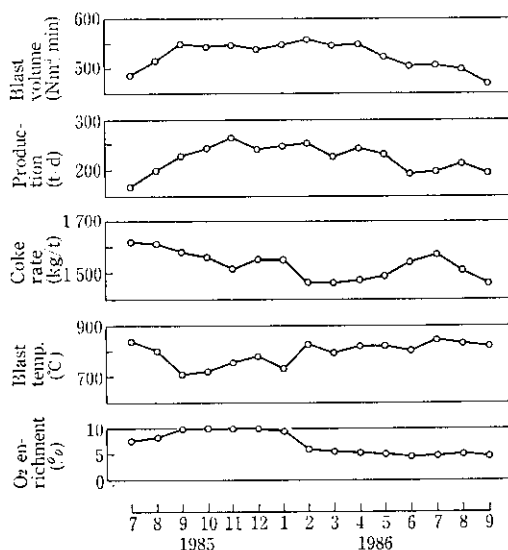


Fig. 4 Monthly transition of operation

Table 3 Principal operational data of SF

Items	Data
Inner volume	398 m³
Production	240 t/d
Blast volume	550 Nm³/min
Oxygen enrichment	5%
Blast temperature	800°C
[Mn]	74.5%
Coke rate	1 472 kg/t
Productivity	0.60 t/d·m³
Slag rate	600 kg/t
Top gas generation	4 800 Nm³/t
Manganese yield	93.5%

著しいマンガン歩留りの改善は、主として最適スラグ組成の追求と、コークス、および鉱石の完全混合装入技術の確立および最適な炉内ガス分布管理によりダスト比が低下したことにより果されたものである。

一方、製品の品質についても Table 4 に示すように、電気炉製品と比較しても全く遜色ないと言える。

4.3 熱収支および物質収支

著者は、SF の火入れに先立ち、操業の解析および設計に有効なモデルを開発した。本モデルは、高炉用に開発された Rist 線図²⁾ をフェロマンガン製鉄炉用に修正し適用したもので、炉全体の炭素-酸素バランスと、熱保存帯より下部の領域（以下、炉下部と称す）での熱バランスとの関係を記述するものである。本モデルによる操

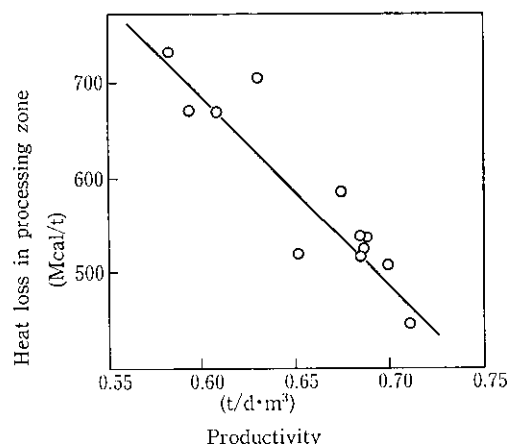


Fig. 5 Influence of productivity on heat loss in processing zone

業解析から得られた知見を以下に示す。

- (1) 直接還元率が銑鉄高炉の 30~35% に対し、SF では 75~80% と高い。これは MnO から Mn への還元が、1 400°C 以上の高温を必要としており、しかも直接還元でのみ進行可能であること、および、熱流比が約 0.6 と小さく、間接還元領域が高炉に比べ狭小化していることが主な原因と考えられる。ちなみに、シャフトガスサンプラーによる炉内温度およびガス組成の測定結果から、装入物表面下 2m の炉中間から炉中心部にかけて 900~1 000°C 以上の高温で、かつ CO₂ 濃度がほぼ 0% の領域が存在することが明らかとなっている。
- (2) 炉下部熱損失は、Fig. 5 に示すように、出鉄比の影響を強く受ける。例えば、出鉄比が 0.7 t/d·m³ の時約 500 Mcal/t 程度の値を示す。ここで、出鉄比と炉下部熱損失の積を定数として、高炉の出鉄比に相当する 2.0 t/d·m³ の時の熱損失を求めると約 170 Mcal/t となり、高炉の熱損失に近い値が得られる。以上より SF の炉下部熱損失が高炉に比べ高いのは、炉内容積が 398 m³ と小さいことの他に、低出鉄比操業であること、およびガスと固体の熱交換効率が低いため炉下部に降下する固体の温度がガス温度に比べ相対的に低いことなどが主な理由として挙げられる。

SF の場合、高コークス比となっているのは、上記 (1)、(2) に示した高直接還元率と高熱損失に加え、下記の 2 点も主な理由として挙げられる。

- (1) Fe 酸化物の Fe への CO 還元熱が発熱反応であるのに対し、Mn 酸化物の Mn への CO 還元熱は、MnO₂ の場合を除いてすべて吸熱反応である。ちなみに、Fe_{0.95}O、MnO の 298 K 基準の CO 還元熱は各々 -4 430、2 4370 kcal/kmol^{0.5)} である。
- (2) レキュベレータ方式を採用しているため送風温度が 800~900 °C と、熱風炉を使用している高炉に比べて低い。

SF 炉の炭素バランスを Fig. 6 に示す。コークス装入量 1 472 kg/t

Table 4 Comparison of quality of ferromanganese made by electric furnace (EF) with that by SF

	Mn		Si		C		P		S	
	$\bar{x}$	σ	$\bar{x}$	σ	$\bar{x}$	σ	$\bar{x}$	σ	$\bar{x}$	σ
EF	74.1	0.57	0.02	0.01	6.89	0.08	0.121	0.006	0.001	0.0005
SF	74.7	0.37	0.26	0.09	6.98	0.08	0.134	0.007	0.003	0.0009

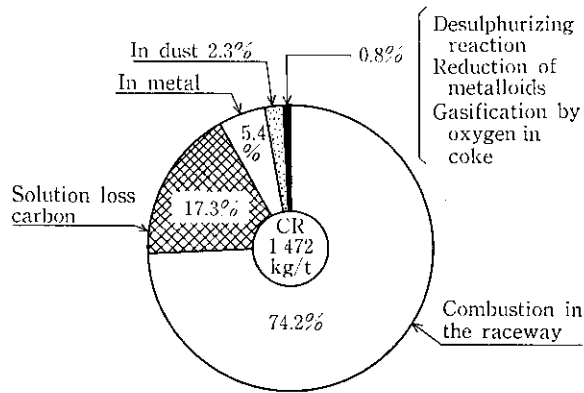


Fig. 6 Schematic representation of SF carbon balance

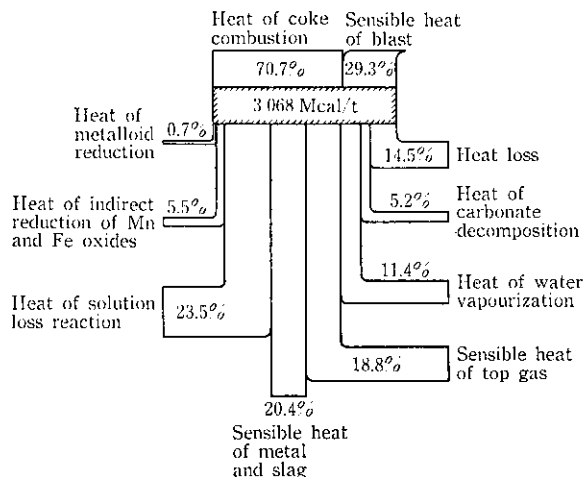


Fig. 7 Schematic representation of SF heat balance

(C 装入量 1288 kg/t) のうち、ダストおよび鉄中 C として炉外へ排出される C 量が 7.7%，ガス化する C 量が 92.3% である。さらにガス化 C 1189 kg/t のうち、6.4% が炉上部での間接還元に寄与し、最終的に全 C 装入量の 86.4% が炉頂ガス中 CO として回収される。

水素バランスについては、送風湿分およびコークス中水素として炉内に持ち込まれる水素のほぼ全量が炉頂ガス中 H_2 として回収されており、 H_2 の還元への寄与は見掛け上無視できる。なお、散水前炉頂ガス温度での水性ガス平衡を仮定した場合の H_2 利用率は約 1% と計算され、熱力学的にも H_2 が物質バランス上還元にはほとんど寄与しないことを説明できる。

SF の熱バランスを Fig. 7 に示す。ここでは、羽口先でのコークスの CO までの燃焼熱と送風顕熱との和を全入熱量として表わし、コークスの燃焼熱の中に送風湿分との反応熱を含めた。総入熱量は 3068 Mcal/t で、このうち鉄滓の還元を含む還元熱が 50.1%，炭酸塩の分解熱および炉頂散水と原料持込水分の蒸発潜熱を含む排ガス顕熱が 35.4%，残り 14.5% が熱損失となっている。ちなみに、全装入コークスの完全燃焼熱と送風顕熱の和 11300 Mcal/t を総入熱量とした場合、炉頂ガス潜熱としてのエネルギー回収率は 58.4% である。なお、炉発生ガスの約 10% はレキュペレータで燃料ガスとして送風温度上昇に使用され、残り約 90% は川崎製鉄水島製鉄所で燃料ガスとして利用されている。

4.4 ニューベルレストップによる装入物分布制御

今回採用された PW-IHI-KSC 式 センターフィード型 カルダン式 ベルレストップ装置 (以下ニューベルレストップと称す) と、従来型ベルレストップ装置の全体構造を Fig. 8 に示す。このニューベルレストップに関し火入れ前に行われた 1/7.5 縮尺モデル実験の結果⁶⁾ や填充調査結果⁷⁾ から、次の点が特徴として挙げられる。すなわち、

- (1) 炉半径方向の粒度偏析は、ベル式および従来の PW 式ベルレストップ装置に比べて小さい。
- (2) 従来の炉頂装入装置に比べ、炉中心部への原料の流れ込みが少ない。
- (3) 炉頂バンカー内原料は、良く混合されて排出されており、炉内円周方向における均一性も良好である。

が挙げられ、周方向偏差の小さい装入物分布の制御性の高い炉頂装入装置として期待された。この事実は実操業の結果からも十分裏付けられており、以下にこの件に関して報告する。

今回、炉頂装入装置の装入物分布の制御性を評価するために、炉内半径方向ガス分布の指向性を定量的に表わすものとして、中心流指向強度 (I_c) および周辺流指向強度 (I_p) という指数を導入した。この I_c , I_p の定義と導出を以下に示す。まず、炉中心からの各装入バッチごとの分配シュートの平均的な偏位量を 1~10 までの各傾動ポジションのシュート傾動角 θ_i (Fig. 9) の平均の $\sin \theta$ として表わす。これを CPI (Charging pattern index) として、(7) 式で表わす。CPI は、コークス装入バッチと 鉬石装入バッチの各々に対して評価する。

$$CPI = \left(\sum_{i=1}^{10} n_i \sin \theta_i \right) \times \frac{1}{N} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$N = \sum_{i=1}^{10} n_i$$

ここで、 N : 各バッチ内の全旋回数

n_i : 各傾動ポジション (i) におけるシュート旋回数

コークスと 鉬石の各バッチに関し評価された CPI は、例えば、

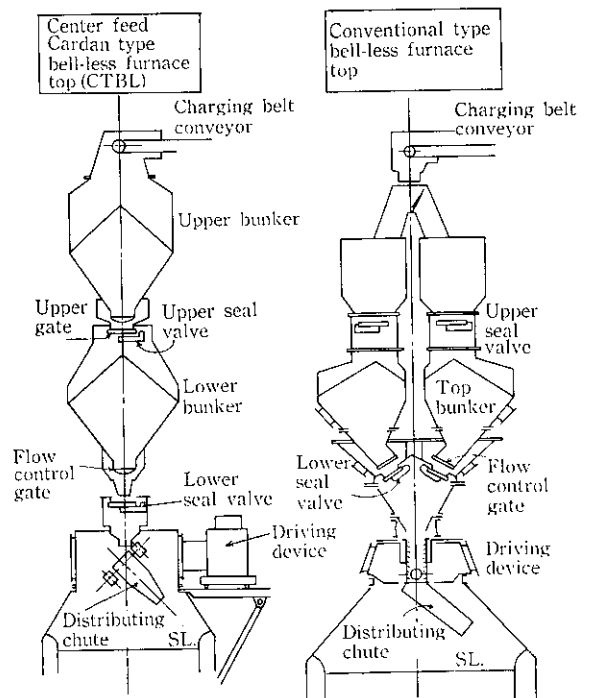


Fig. 8 General view of Cardan type bell-less top

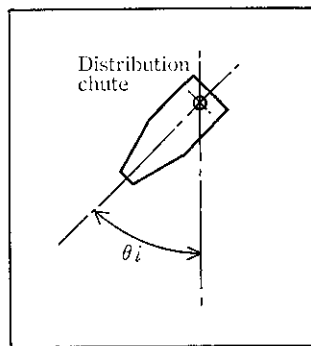


Fig. 9 Inclination angle of a chute

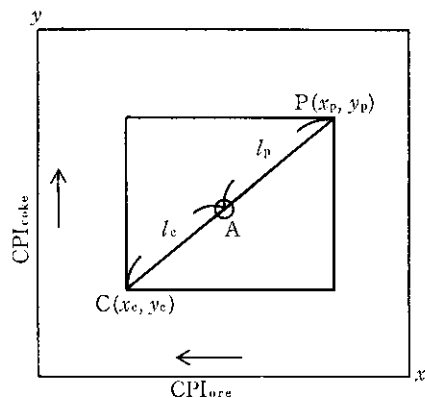


Fig. 10 CPI diagram

Fig. 10 に示す座標に A (CPI_{ore} , CPI_{coke}) としてプロットできる。この座標中に、分配シュートの傾動角として設定できる最大値と最小値により制御範囲が示され、中心流を最大に指向できる極点 C (x_c , y_c) と周辺流を最大に指向できる極点 P (x_p , y_p) が決定される。これらの各極点から A 点までの距離を l_c , l_p とすれば、各々 (8) 式および (9) 式で表われ、 I_c および I_p を (10) 式および (11) 式で評価して I_c および I_p の関係を (12) 式で定義した。

$$l_c = [(CPI_{ore} - x_c)^2 + (CPI_{coke} - y_c)^2]^{1/2} \quad (8)$$

$$l_p = [(CPI_{ore} - x_p)^2 + (CPI_{coke} - y_p)^2]^{1/2} \quad (9)$$

$$I_c = l_p / l_c \quad (10)$$

$$I_p = l_c / l_p \quad (11)$$

$$I_c \times I_p = 1 \quad (12)$$

(12) 式により、分配シュート傾動パターンの動きは 1 本の曲線として整理できる。各操業期間で整理した傾動パターンの推移を Fig. 11 に示す。このようにして整理された中心流指向強度 I_c とシャフトガスサンプラーで測定された炉中心部の温度および炉口固定ゾンデで測定された炉壁部のガス温度との関係を調査した結果を Fig. 12 に示す。これより I_c が小さくなれば、すなわち中心流を抑制しようと分配シュートの傾動パターンを変えれば、炉中心部の温度が低下し、炉壁部の温度が上昇しており、装入物分布上指向した方向性と炉内ガス分布の変化が、実績上良く対応していると言える。この結果からも、モデル実験や充填調査の結果から期待されたように、実操業においてもニューベルレストップの装入物分布の制御性の良さを確認できた。

4.5 完全混合装入操業

今回 SF には、鉱石とコークスの完全混合装入を可能とする設備

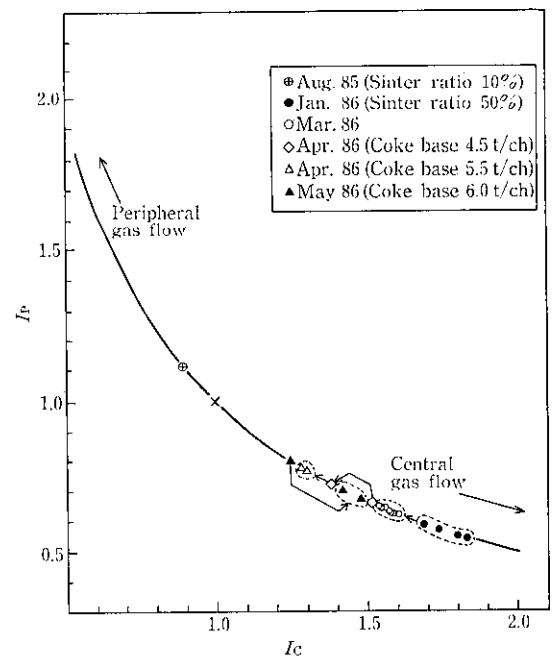
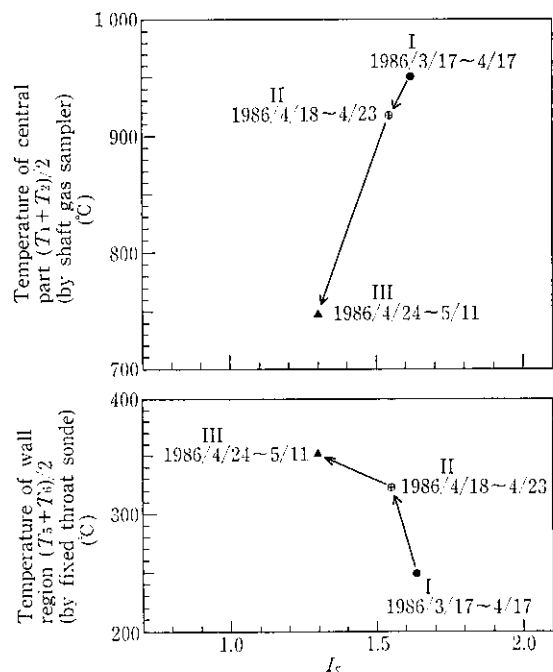


Fig. 11 Transition of gas distribution control

Fig. 12 Relationship between I_c and gas distribution

を導入している。従来、高炉では、コークスと鉱石を別バッチとし交互に層状として装入する方法が一般的となっている。これに対し、完全混合装入は、コークスと鉱石を完全に混合したものを炉内に装入する方法である。この技術に関しては、とくに炉内ガスの通気制御方法を十分に検討した後、昭和 61 年 6 月より操業実験に入り、現在に至るまでに、完全混合装入操業における炉内ガス分布制御技術を確立し、順調な操業を続けている。また、この技術を基盤に、昭和 61 年 10 月にはシリコマンガンの製造実験を実施し、JIS 1 号品相当のシリコマンガンを製造した。完全混合装入操業による高炭素フェロマンガ (H/C FeMn) とシリコマンガ (SiMn) 製造時の操業データとを比較したものを Table 5 に示した。

Table 5 Recent operational results

	Ordinary charging (layer by layer)	Perfect mixed charging	
	H/C FeMn	H/C FeMn	SiMn
Production (t/d)	240	240	140
Blast volume (Nm ³ /min)	550	520	470
Oxygen enrichment (%)	5.3	4.6	9.5
Blast temperature (°C)	820	830	790
Blast moisture (g/Nm ³)	12.0	13.0	10.0
Theoretical flame temperature (°C)	2 480	2 440	2 700
dP/V (g·min/cm ² /Nm ³)	1.60	1.52	1.25
CO/CO ₂	9.5	8.65	12.5
Top gas temp. (°C)	554	470	690
Heat loss from shell (kcal/min)	27 880	27 150	32 500
Slag rate	600	610	690
Mn in slag (%)	6.6	4.2	6.0
Hot metal temp. (°C)	1 484	1 486	1 530
Coke rate (kg/t)	1 573	1 472	2 280
Manganese yield (%)	91.7	93.5	87.0
Silicon yield (%)	3.2	4.2	49.5

これらの結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 完全混合装入により炉頂ガス利用率が向上し、かつ炉頂ガス顕熱も低下することにより熱的余裕が発生するため、ほぼ同一の操業条件下で、コークス比が約 100 kg/t 低下した。これは、主として完全混合装入により炉内ガス分布がより均一化され、ガスと鉱石間の熱交換および還元反応効率が上昇したことによ

る。

- (2) 上記の点は、シリコン歩留りの差からみても明白となっている。とくに、シリコマンガンの製造時のシリコン歩留りは 49.5% と、電気炉の場合の 35~40% というシリコン歩留りに比べれば著しく高い。また、高炭素フェロマンガンの製造時のスラグ中 Mn レベルも完全混合装入に切替後低下しており、マンガンの歩留りも改善された。

- (3) 完全混合装入を実施すれば、 dP/V の差に見られるように、炉内通気抵抗が低下する。これは主に、軟化融着帯の形成状態の差によるものと推定される。

なお、今回 SF において開発された完全混合装入法は、通常の鉄製造高炉でも十分応用可能な技術であり、今後高炉へ適用するために必要な検討が行われた後、漸次本法が採用され、成果を上げていくものと確信している。

5 結 論

水島合金鉄のフェロマンガンの製造 (SF) は、カルダン式ベルレス炉頂装入装置やレキュペレータ等の設備を備えた新鋭設備で、1986 年 6 月に火入れした。これまでに得られた操業結果は以下のとおりである。

- (1) 火入れ後 5 箇月で、酸素富化率 10% で出鉄比 0.7 t/d·m³ を超す水準までの増産技術を確認した。
- (2) ニューベルレストップは、装入物分布の制御性が良いことが実操業でも確認された。
- (3) ニューベルレストップにより、コークスおよび鉱石の完全混合装入技術を確認し、総合的な装入物分布制御技術を確認した。これを基盤とした最適な炉内ガス分布管理と最適スラグ組成の追求により、93.5% というマンガンの歩留りを達成することができた。
- (4) これまでに確認した操業技術を基盤に、JIS 1 号品相当のシリコマンガンを製造した。

参 考 文 献

- 1) 森本照明, 吉本正明, 高橋洋光, 浜田尚夫, 福島演雄, 桜井昭二: 川崎製鉄技報, **19** (1987) 1, 24
- 2) A. Rist, N. Meysson: Rev. Met. **61** (1964) 2, p. 1211
- 3) 国分春生, 板谷宏, 稲谷稔宏, 小口征男, 芹沢保文: 鉄と鋼, **72** (1986) 12, S809
- 4) O. Kubaschewski, et al. (丹羽貴藏ら訳): 「金属熱化学」, (1968) 339, [産業図書]
- 5) O. Kubaschewski and C. B. Alcock: "Metallurgical Thermochemistry", International Series on Material Science and Technology (5th ed.), Vol. 24 (1983), 268-323
- 6) 小西行雄, 田口整司, 福武 剛, 芹沢保文, 鈴木重康, 桜井昭二: 鉄と鋼, **72** (1986) 12, S806
- 7) 深水勝義, 板谷 宏, 小口征男, 西村 治, 木口 満, 芹沢保文: 鉄と鋼, **72** (1986) 12, S807