

微粉炭多量吹き込みを併用した 高酸素濃度空気吹き型炉による 高炭素フェロクロムの製造試験

亀井 康夫*・宮崎 富夫*・山岡 秀行*²

Production Test of High-carbon Ferrochrome Using a Shaft Type Furnace with Coke Packed Bed Injected with Highly Oxygen Enriched Air and a Large Quantity of Pulverized Coal

Yasuo KAMEI, Tomio MIYAZAKI and Hideyuki YAMAOKA

Synopsis : High-carbon ferrochrome has been produced by electric arc furnace in Japan. But its production cost has increased because of a speedy rising of electricity cost and Japanese ferrochrome has lost competitiveness in the international market. So, for the purpose of decreasing its production cost, high-carbon ferrochrome production tests (production rate = 50-110kg/h) were performed using a melting test furnace with coke packed bed injected with highly oxygen enriched air and a large quantity of pulverized coal. Moreover the operation indices of a commercial plant of 35t/d in production capacity were estimated, and following results were obtained.

1) It was confirmed that the reduction and melt down rate of chromium ore sinter were superior to that of chromium ore pellet, and the favorable characteristics of chromium ore sinter were obtained as follows : $\text{CaO}/\text{SiO}_2 = 1.0\text{--}1.3$, slag weight = 1100-1300kg/t-(Cr+Fe).

2) It was confirmed that the fuel rate and productivity could be improved under the stable operation by using the chromium ore sinter.

3) The fuel rate of the commercial plant of this process using chromium ore sinter was estimated to be 1967kg/t in the case of $[\text{Cr}] = 52.2\%$ with less net energy consumption than that of EAF.

Key words : ferrochrome ; ferroalloy ; smelting reduction process ; shaft furnace ; coke packed bed ; pulverized coal injection ; oxygen enrichment ; agglomeration ; sinter ; chromium ore.

1. 緒言

高炭素フェロクロムは、従来、電炉法 (EAF) により製造されてきたが、製造には約2000kWh/t (予備還元ペレット使用時)^{1) 2)} ~3800kWh/t (未還元整粒鉱石使用時)³⁾ もの電力を消費するため、電力費の高い日本では製造コストが高くなり、安価な輸入品との競争力を失いつつある。従って、近年は石炭系燃料を使用した方法が試みられている^{4)~6)} が、上底吹き転炉を利用した方法は、耐火物損耗の問題、羽口から粉鉱石を吹き込むコークス充填層を利用した方法は、大型化時の対応の問題等がある。一方、微粉炭多量吹き込みを併用した型炉はFig. 1に示すごとく、熱風の代わりに高酸素濃度空気を使用するので羽口前理論燃焼温度 (T_f) を容易に上昇し得ることと、微粉炭多量使用によりコークス比を低減して炉内高温製錬領域を拡大し得ることから⁷⁾、熔融還元比率の高いフェロクロム製造に適していると

考えられる。以上の背景から、試験炉を使用して $[\text{Cr}] \approx 40\sim60\%$ の高炭素フェロクロム製造試験を実施し、その製錬特性

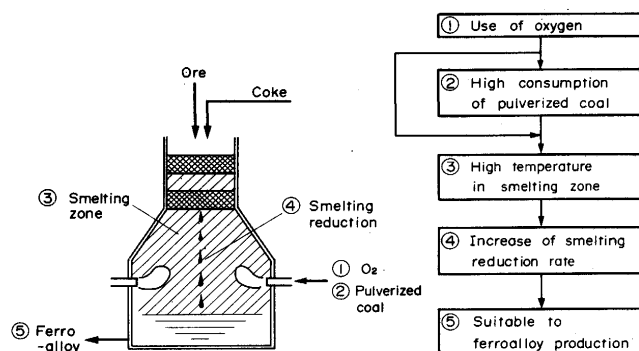


Fig. 1. Concept of production method of high-carbon ferrochrome using a shaft type furnace with coke packed bed injected with highly oxygen enriched air and a large quantity of pulverized coal.

平成4年4月3日受付 平成5年1月8日受理 (Received on Apr. 3, 1992; Accepted on Jan. 8, 1993)

* (社)日本鉄鋼連盟 (住友金属工業(株)より出向中) (The Japan Iron & Steel Federation, on leave from Sumitomo Metal Industries, Ltd., Kudan Plaza Building 2-2-3 Kudan-minami Chiyoda-ku Tokyo 102)

* 2 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

に及ぼすCr鉱石焼結鉱 (Cr-sinter) 使用の効果を明らかにし、かつ商用炉の諸元を検討したので報告する。

2. 試験方法

2.1 試験設備

ここで使用した試験炉は還元炉と溶解炉を組み合わせた製鉄法⁹⁾の機能実証試験に使用された溶解炉試験プラントである。今回の試験におけるプラントの構成をFig. 2に示す。溶解炉はコークス充填層型堅型炉で、操業圧力は最高 2.96×10^5 Paであり、側壁に羽口を3本有し、炉頂にはコークスと鉱石の装入設備、炉底側壁には出鉄口、炉側壁には60mmφの計測プローブ設置用の穴が設置されている。またFig. 3に溶解炉のプロファイルを示す。炉床径0.9mφ、有効炉高(羽口～層頂)は3.0mであり、炉内有効容積は約1.4m³である。なお、図中の単位“°”は円周方向の設置方位を示している。

2.2 試験方法

本試験に使用した原燃料の性状および主要試験条件を

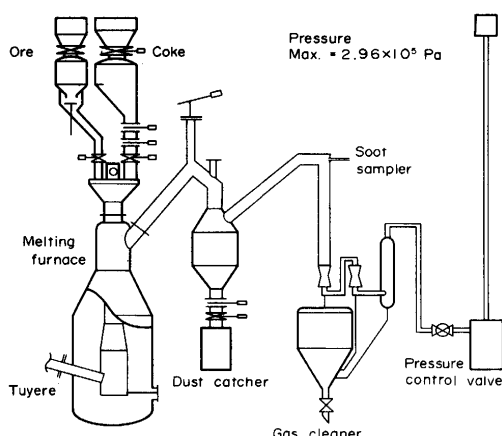


Fig. 2. The melting furnace test plant.

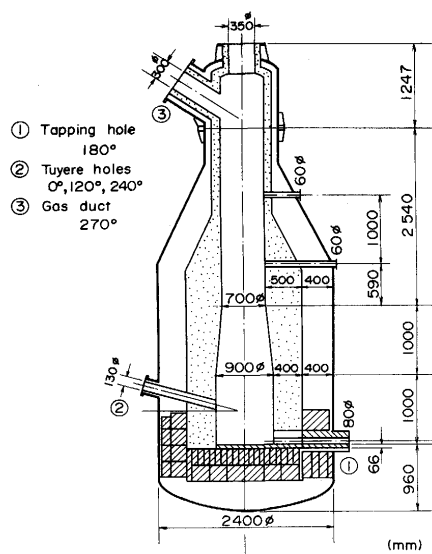


Fig. 3. Profile of the melting furnace.

Table 1に示す。Cr鉱石ペレット (Cr-pellet) は5～20mmに整粒して使用し、石灰石と珪石をそれぞれ290, 160kg/t-ore混合して使用した。Cr-sinterは、Cr鉱石に石灰石と珪石を添加して、 $\text{CaO}/\text{SiO}_2=0.972$ 、スラグ量1200kg/t (Cr+Fe) となるように焼結鉱化したものを7～25mmに整粒して使用した。コークスはオイルコークスを使用し、Cr-pellet使用時は25～75mmのものを、Cr-sinter使用時は後述の原料の滓化・滴下性状を改善するとともに、熱交換・反応を促進するため10～50mmに整粒したものを使用した。微粉炭は200mesh以下に粉碎した高揮発分炭を羽口より吹き込んで使用した。

試験条件としては、ボッシュガス量 (V_B) は約700～900 Nm³/hとし、炉内圧力 2.48×10^5 Paで行った。ここで、 V_B とはCO, H₂, N₂を成分とした羽口前燃焼生成ガス量をさし、 T_f はRamm⁹⁾の方法にしたがって計算し、窒素量および水蒸気量で調整した。

3. Cr-pellet 使用試験結果

Cr-pelletを使用して、[Cr]=37.6%および60.3%の高炭素フェクロムを製造したときの操業諸元をTable 2のCase A, Bに示す。このときの炉況は炉内通気性が悪く、棚吊りが発生し、出滓時も炉内のスラグが速やかに排滓されない等の問題があるとともに、燃料比、生産性、Cr収率の面でも改善の余地が見られた。

Case Bの操業後の解体調査から得られた炉内の温度、スラグ中CaOおよびCr₂O₃濃度分布をFig. 4に示す。本試験条件下では、スラグ中Crの形態はCr²⁺と考えられるが、同図では便宜上Cr₂O₃として表示した。また、温度は炉内より採取したオイルコークスの黒鉛化度測定結果から次式を使用

Table 1. Chemical compositions of ore and fuel, and operation condition of the test plant.

	Chemical composition (%)								Size d _p (mm)	Note
	Cr ₂ O ₃	FeO	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	Si	Other		
Cr-pellet	44.5	16.0	0.3	8.3	12.4	15.9	11.9		11.9	Limestone 290 kg/t-ore Silica 160 kg/t-ore CaO/SiO ₂ 0.972 Slag weight 1200 kg t(Cr+Fe)
Cr-sinter	52.0	20.2	13.9	14.3	10.9	7.0			7~25	

b) Fuel										
	Proximate analysis (%)				Ultimate analysis (%)					Size $\bar{d}_p$ (mm)
	FC	VM	Ash	Mois	C	H	N	O	S	
Oil coke	98.7	0.9	0.3	0.1	97.8	0.4	1.4	—	0.4	*
Coal	53.4	35.2	8.8	2.6	83.2	5.1	1.5	9.5	0.8	>200mesh > 93%

* 45.9mm for Cr-pellet, 26.6mm for Cr-sinter

c) Operation		
Items	Conditions	
Blowing	Bosh gas (Nm ³ /h)	700 ~ 870
	T _f (°C)	2502 ~ 2637
	O ₂ (Nm ³ /h)	198 ~ 238
	N ₂ (Nm ³ /h)	205 ~ 353
	Steam (kg/h)	16 ~ 17
	Pulverized coal (kg/h)	0 ~ 185
	PC/O ₂ (kg/Nm ³)	0 ~ 0.79
	Top pressure (Pa)	2.48 x 10 ⁵
Tapping	[Cr] (%)	40 ~ 60
	5.4 ~ 7.5 times/d	

Table 2. Operation results of the test plant.

		Case A	Case B	Case C
Ore	Species	Cr-pellet	Cr-pellet	Cr-sinter
Blast	PC/O ₂ (Kg/Nm ³)	0.76	0.60	0
	O ₂ (Nm ³ /t)	2360	3690	2287
	Steam (Kg/t)	0	0	156
	N ₂ (Nm ³ /t)	2080	4236	3308
	Bosh gas (Nm ³ /t)	8051	13166	8269
	Tf (°C)	2568	2502	2626
Top gas	Temp. (°C)	920	945	687
	Volume (Nm ³ /t)	8765	13997	8772
Input S (Kg/t)		24	32	12
Fuel	PC (Kg/t)	1787	2215	0
	Oil coke (Kg/t)	2108	3724	2838
	Fuel (Kg/t)	3895	5939	2838
Products	Temp. (°C)	1700	1573	1580
	Cr (%)	37.6	60.3	50.4
	C (%)	6.23	8.62	7.79
	Si (%)	3.69	3.29	2.39
	P (%)	0.29	0.31	0.03
	S (%)	0.02	0.01	0.02
	CaO/SiO ₂ (-)	0.93	1.07	1.14
	Cr ₂ O ₃ (%)	1.3	2.7	2.6
Production	Cr yield (%)	86.6	77.7	92.2
	Productivity (t/(d·m ²))	2.89	1.58	1.85

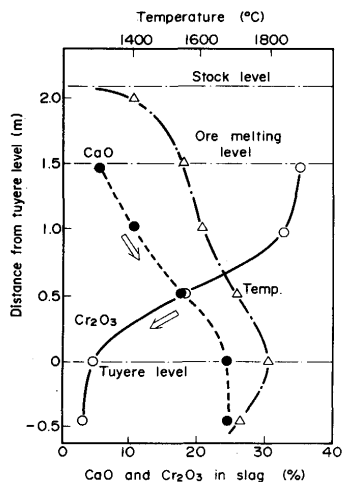


Fig. 4. Distribution of the temperature in the furnace and CaO, Cr₂O₃ in the slag obtained from dissection of the melting furnace after the operation producing [Cr] = 60% ferrochrome using Cr-pellet.

して推定した。

$$L_c = 403 - 0.6169T_c + 2.570 \times 10^{-4}T_c^2 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 L_c はオイルコックスの (002) 方位の格子長 (Å)、 T_c は温度 (°C) である。Cr-pelletは、1550~1600°C付近で溶け始め、スラグ脈石融点に相当する1600~1650°C (羽口上約+1000mmレベル) にて、溶解・滴下が生じ、スラグ中のCaOの増大に示される滓化の進行とともにCr₂O₃が減少し、羽口レベルでは、ほぼ還元反応が完了している。このように、Cr-pelletが融点以上に加熱され、副原料と反応してからCr-pelletの還元反応が進行することから、Cr-pelletと副原料の滓化の促進が操業改善に重要と考えられる。さらに、副原料とCr-pelletが滓化し、滴下するまでの領域が広いいため、良好な通気性、荷下がり確保できなかったものと考えられる。

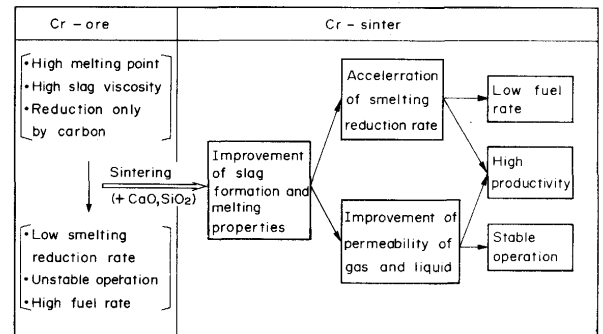


Fig. 5. Effects of using Cr-sinter produced by adding limestone and silica on the operation.

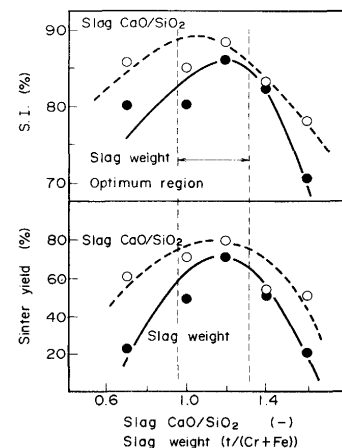


Fig. 6. Influence of slag CaO/SiO₂ and slag weight on shatter strength and sinter yield of Cr-sinter obtained from sintering pot test.

4. Cr-sinter製造の適正条件

4・1 Cr-sinterの使用により期待される効果

前記問題点の改善策として、Fig. 5に示されるCr-sinter使用の操業へ及ぼす効果を期待した。Cr鉱石は高融点、高粘性であることに加え、COによるガス還元が期待できないことから、豎型炉でそのまま使用したのでは溶融還元速度が遅く、かつ、操業が不安定になり、結果として高燃料比、低生産性の操業になると考えられる。

一方、Cr鉱石に造滓材を添加して焼結鉱にする¹⁰⁾ことにより、滓化・滴下性状が改善される結果、溶融還元速度が上昇し、低燃料比、高生産性へつながるとともに、通気、通液性も同時に改善されるため、高生産性を維持しつつ、安定操業を実現できることが期待される。

4・2 Cr-sinter製造の適正条件

Cr-sinter製造の適正条件を把握するため、鍋焼き試験を実施し、Fig. 6に示す結果を得た。製品強度 (S.I.)、歩留りの両面から、CaO/SiO₂ = 1.0~1.3、スラグ比 = 1000~1300 kg/t-(Cr+Fe) の範囲が適正条件と判断される。

4・3 Cr-sinterとCr-pelletの還元・滴下性状

焼結鉱化による性状改善効果を確認するため、Fig. 7に

示す装置を使用し、Table 3に示す条件でCr-sinterおよびCr-pelletの還元・滴下性状を調査した。すなわち、タンマン炉の中に底部に穴のあいた直径70mmφの黒鉛のつぼを設置し、約50mmの層厚で直径10~15mmのオイルコークスを填充し、N₂を約2 l/min流しながら約1650°Cまで加熱後、上部より直径10~15mmの鉬石を約200 g 装入した（層厚：約50mm）。還元速度は、入出ガス流量、出ガス中CO、CO₂濃度測定結果および装入前試料組成から求め¹¹⁾、試料投入直後のつぼ内温度低下による低還元速度の期間を除いた所定の期間の平均値を採用した。一方、滴下速度はるつぼ下に設置した滴下物採取装置により採取した滴下物重量から計算した。

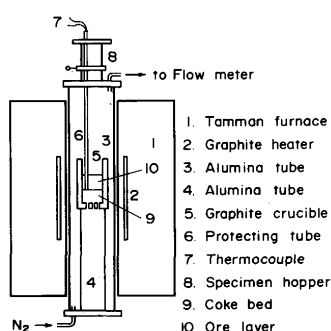


Fig. 7. Experimental apparatus of smelting reduction of Cr-sinter and Cr-pellet.

Table 3. Experimental conditions of the smelting reduction of Cr-sinter and pellet.

Diameter of graphite crucible	70 mm φ
Height of coke bed	50 mm
Height of ore layer	50 mm
Particle size of coke	10~15 mm
Particle size of ore	10~15 mm
Temperature	1650°C
Pressure	Normal
N ₂	20 Nℓ/min

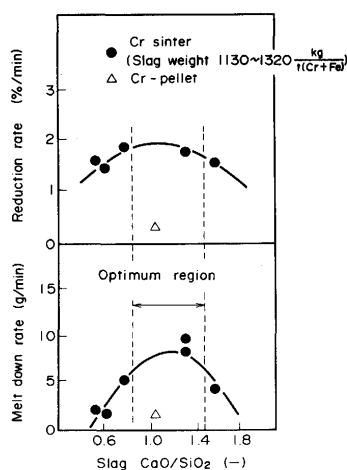


Fig. 8. Influence of slag CaO/SiO₂ on reduction rate and melt down rate of Cr-sinter.

この結果をFig. 8に示す。図中のCr-pelletのデータは、Table 1に示されるCr-pelletを石灰石と珪石とともに使用した場合の結果である。塩基度0.8~1.4、スラグ比1130~1320kg/t-(Cr+Fe)に調整されたCr-sinterはCr-pelletに比較し、還元速度、滴下速度とも優れていることが判明した。

従って、Fig. 5に示される効果を十分に期待し得ると判断し、試験炉にて確認することとした。試験に使用するCr-sinterは、焼結鉬強度、焼結鉬製造時の歩留りおよび還元・滴下性状を考慮して、目標塩基度1.0、スラグ比1200kg/t-(Cr+Fe)の性状のものを、大型焼結試験機¹²⁾により製造した。得られたCr-sinterの性状はTable 1に示すとおりである。

5. Cr-sinter使用試験結果

5・1 試験結果

Table 1に示すCr-sinterを使用し、Table 2のCase Cの条件で試験を実施して得られた結果を同表に示す。当初の計画では微粉炭を吹き込むことになっていたが、微粉炭吹き込み設備のトラブルで、吹き込みを中止した。製品[Cr]が50.4%となっているが、これはCr鉬石の品位(Cr/Fe比)によるものである。Case Cの炉内通気性は良好で棚吊りも見られず排滓性にも優れ、当初の計画通り5 Tap(約12h)にわたり、一貫して安定した操業を維持することができ、Cr-pellet使用時と比較して炉況は大幅に改善された。Cr-sinter使用操業は、オールコークスで操業したため、当初の計画の微粉炭吹き込み操業に対して、荷下がり速度の増加の影響が懸念されたが、50.4%Crでも燃料比(コークス比)2838kg/tとCr-pelletを使用した37.6%Cr操業期(Case A)を大幅に下回る好成績を得ることができた。また、Cr収率も、92.2%と電炉法並みに^{1)~3)}改善され、前述の炉況の改善とあわせて、Cr-sinter使用の効果を確認することができた。

また、本法は電炉法と比較して、炭材原単位が高い分、系内に持ち込まれるP、S量は多くなる。Pについては、装入量の大部分がメタル中に移行すると思われるが、本試験ではTable 2に示されるごとく、Case Cの[P]は0.03%と電炉法並の値⁴⁾となり、Case A、Bよりも低い値となっている。本試験で使用したオイルコークス中P濃度は約0.001%と極めて少ないので、オールコークス操業となったCase Cの[P]が低くなったものと考えられる。従って、実機では低P炭材を選択使用することが重要である。一方、[S]については、炉内が強還元雰囲気であるため、Table 2に示されるごとく、0.01~0.02%と電炉法並の値⁴⁾が得られている。

5・2 熱収支

Fig. 9に出熱量と生産速度の関係を示す。各ケースの製錬所要熱の差は小さく、炉頂ガス顕熱および熱損失が出熱量に差を生じる原因となっている。この傾向はCase Bで特に

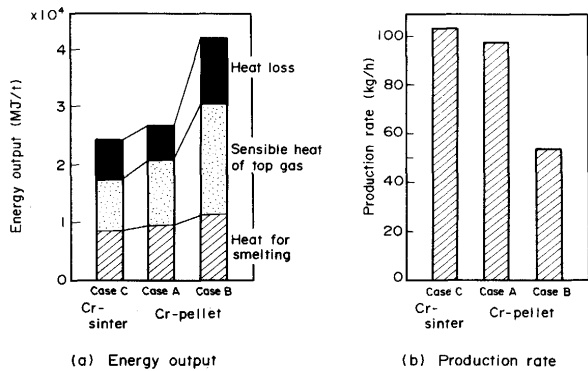


Fig. 9. Comparison of total energy output and production rate.

著しいが、これは通気、荷下がり不良により、ore/cokeを下げざるを得なかったため、生産速度が著しく低下したためである。また、Case AとCase Cとでは、製錬所要熱、生産速度、ボッシュガス比ともほぼ同程度であるが、Case Cの方が炉頂ガス温度が低い。この理由としては、Case Cの場合、オールコックス操業なので熱流比が高いこと、コックスの調平均径がCase Aの46mmに対してCase Cは27mmと小さいため、熱交換が促進されたこと、Cr-sinterの滓化・滴下性状が優れているためガス偏流が抑制されたことが考えられる。

5・3 炉内におけるCr-sinterの還元挙動

Cr-sinter使用試験の操業終了後、N₂ガス(約400Nm³/h)で炉内を冷却し、解体調査を実施した。

炉内で採取した焼結鉱、融着物およびスラグの組成とCaOバランスにより、次式で求めた還元率分布をFig. 10に、メタルの組成をFig. 11に示す。

$$R_{Fe} = \left[1 - \frac{(CaO)_0}{(CaO)_1} \times \frac{(FeO)_1}{(FeO)_0} \right] \times 100 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$R_{Cr} = \left[1 - \frac{(CaO)_0}{(CaO)_1} \times \frac{(Cr_2O_3)_1}{(Cr_2O_3)_0} \right] \times 100 \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$R = \left[1 - \frac{(CaO)_0}{(CaO)_1} \times \frac{(FeO)_1/71.85 + (Cr_2O_3)_1 \times 3/152}{(FeO)_0/71.85 + (Cr_2O_3)_0 \times 3/152} \right] \times 100 \quad \dots\dots\dots (4)$$

R_{Fe}: Fe酸化物還元率(%), R_{Cr}: Cr酸化物還元率(%), R: (Fe酸化物+クロム酸化物)の還元率(%), (CaO)₀, (FeO)₀, (Cr₂O₃)₀: 装入前鉱石中CaO, FeO, Cr₂O₃含有量(wt%), (CaO)₁, (FeO)₁, (Cr₂O₃)₁: 炉内採取試料中CaO, FeO, Cr₂O₃含有量(wt%)

Fig. 10から明らかなごとく、Cr-sinterが融着した状態(1500℃以下)では、還元は10%程度しか進行しておらず、大部分は更に高温の領域で溶融・滴下する過程において還元されていることが判明した。FeとCr酸化物の還元進行状況としてはFig. 10に示すごとく還元初期においてはFe酸化

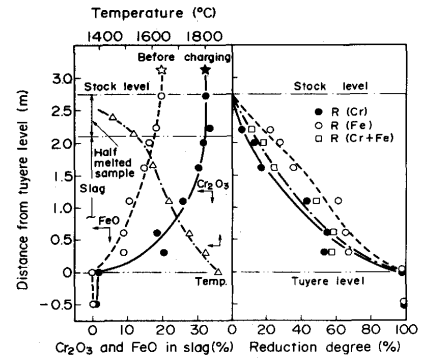


Fig. 10. Longitudinal distribution of the slag compositions and reduction degree of Cr-sinter in the furnace.

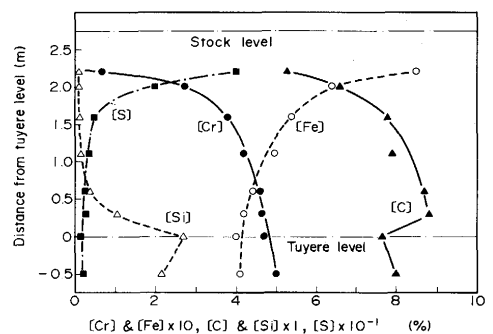


Fig. 11. Longitudinal distribution of metal composition.

物の還元が先行するものの、滴下中のCrおよびFe酸化物の還元は並行して進行している。生成したメタル中のCrとFe含有量の比もFig. 11に示されるごとく還元初期は小さな値を示すが、還元の進行に伴い増加し、Cr-sinterのCrとFe含有量の比である1.4に近づいている。

メタル中のC濃度は、還元初期から飽和に近いが、羽口上+300mmレベルまでの増加は、温度上昇およびCr濃度増加によりC飽和溶解度が上昇したためであり、羽口上+300mmから炉底にかけての低下はSi濃度の増加によりC飽和溶解度が低下したためである。また、メタル中Sについては、還元初期の融着状態では、約0.4%程度であるが、溶融滴下に伴い速やかに脱硫されている。

6. 考察

6・1 高炭素フェロクロム製錬時の溶銑滓成分

6・1・1 [C] に及ぼす [Si] の影響

一般に[Si]は[C]の飽和溶解度を低下させる作用を有するが、本試験炉で製造した製品中の[C]と[Si]の関係を、片山ら⁹⁾の試験結果、および電炉法での結果¹³⁾と合わせてFig. 12に示す。本法は高酸素濃度空気送風を特徴としているが、炉内の製錬状況に関しては、電炉法およびその他のコックス充填層式溶解炉と同様な関係で整理できること

がわかる。

6・1・2 Sのスラグ・メタル分配

本試験で得られたSのスラグ・メタル分配比と次式¹⁴⁾による計算値との関係をFig. 13に示す。

$$\log \frac{(\%S)}{[\%S]} = -\frac{6888}{T_k} + 3.655 + \log f_s + \log C_s - \frac{1}{2} \log P_{O_2} \quad (5)$$

ただし、

$$\log f_s = 0.114[\%C] + 0.063[\%Si] - 0.026[\%Mn] \quad (6)$$

$$\log C_s = 1.35 \frac{N_{CaO} + 0.5N_{MgO}}{N_{SiO_2} + 0.33N_{Al_2O_3}} - \frac{6911}{T_k} - 1.649 \quad (7)$$

$$\log P_{O_2} = 2 \log P_{CO} - 11670/T_k - 14.162 \quad (8)$$

f_s ：メタル中Sの活量係数（-）， P_i ：i成分の分圧（Pa；ただし， P_{CO} ＝炉内圧×ボッシュガス中CO分率）， C_s ：スラグのS吸収能（-）， N_i ：スラグ中i成分のモル分率（-）， T_k ：メタル温度（K）

本試験では， $C + 1/2 \cdot O_2 = CO$ の平衡酸素分圧を使用した³⁾が， $Fe + 1/2 \cdot O_2 = FeO$ の平衡酸素分圧を使用してS分配比を計算すると，実績値より約1オーダー小さくなる。従って，このような小型試験炉で正確なS分配比を予測することは困難だと考えられるが，計算値と実績値との間にほぼ直線関係が得られることから，本法で製造される高炭素フェクロム中[S]の推定には使用できるものと仮定した。ま

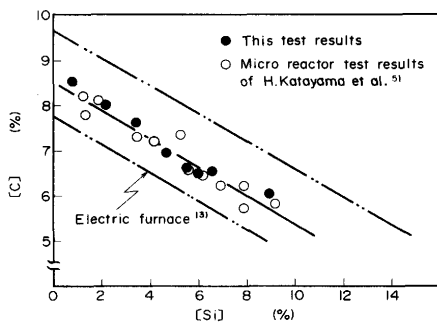


Fig. 12. Relationship between [C] and [Si] of ferrochrome.

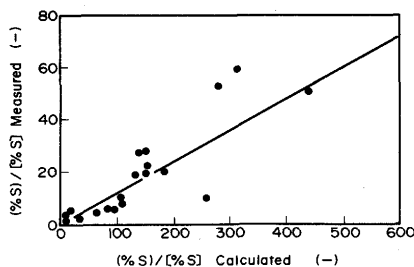


Fig. 13. Comparison of calculated value and observed value of sulfur partition ratio between slag and metal.

た，装入S量と製品中[S]の実績値から，本法における脱硫率 $[(\text{装入S量} - \text{製品中S量}) / \text{装入S量} \times 100]$ を求めるとCase Cで，98.6%になる。

6・1・3 Crのスラグ・メタル分配

Crのスラグ・メタル分配については炉内の還元雰囲気を考慮して，スラグ中Cr酸化物の形態をCrOと仮定し，前田¹⁵⁾の検討結果を参考にして付録に示した方法で求めたCrOの活量係数 γ_{CrO} を使用して得られた計算値と実績値との比較を行った。Fig. 14に示すごとくほぼ直線関係が得られることから，本法で高炭素フェクロムを製造する場合のCrのスラグ・メタル分配の推定に使用できるものと仮定した。図中には，電炉法のデータも示しているが，本法でも電炉法なみのCrのスラグ・メタル分配が可能であることがわかる。

$$\log \frac{N_{CrO}}{N_{Cr}} = \frac{18345}{T_k} - 6.252 + \log \gamma_{Cr} - \log \gamma_{CrO} + \frac{1}{2} \log P_{O_2} \quad (9)$$

ただし、

$$\log \gamma_{CrO} = 1.8 \log \frac{N_{CaO} + N_{AlO_{1.5}} + N_{MgO}}{N_{SiO_2}} + 1.6 \quad (10)$$

$$\log P_{O_2} = 2 \log P_{CO} - 11670/T_k - 14.162 \quad (11)$$

$$\log \gamma_{Cr} = 0 \quad (12)$$

6・2 35t/d 規模のプラント諸元の検討

35t/d規模の商用炉で，Cr-sinterおよびAshコークスを使用して，微粉炭/酸素比＝0.8kg/Nm³， $T_r = 2500^\circ\text{C}$ ，メタル温度＝ 1700°C の条件で，[Cr]＝52.2%の高炭素フェクロムを製造する場合の諸元を熱・物質収支より求めた。計算の前提条件をTable 4に示す。ここで，Table 4中の“Decomposition Heat”としては，石炭の組成と各成分の燃焼熱から求めた発熱量計算値と熱量計による発熱量測定値との差を使用した。熱損失は，炉壁耐火物構造と生産規模を考慮して500MJ/tを仮定した。また，炉頂ガス温度はヒートロス原単位低下に伴いボッシュガス量が減少することと大型化に伴い熱交換帯の長さが試験炉よりも大きくとれ

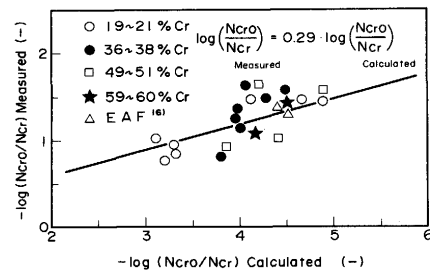


Fig. 14. Comparison of calculated value and observed value of chromium partition ratio between slag and metal.

Table 4. Estimation condition of operation indices of ferrochrome production at commercial plant with 35t/d in production capacity.

a. Ore							(%)		
	T. Fe	FeO	Cr ₂ O ₃	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	CaO		
Cr-sinter	13.5	17.4	30.8	17.6	9.9	7.2	16.1		
Slag weight = 1200kg/t(Cr+Fe), CaO/SiO ₂ = 0.915									
b. Fuel								(%)	
	C	H	N	O	S	Ash	H ₂ O	Decomposition Heat (kJ/kg)	Carrier N ₂ (kg-S/kg-G)
Coke	88.8	0.2	—	—	0.5	11.0	—	—	—
PC	74.6	4.3	1.6	8.3	0.5	8.8	2.0	862	30
c. Others									
Production Rate	Heat loss	Pulverized Coal/O ₂	Top gas pressure	Metal composition (%)					
				Fe	Cr	C	Si		
35 t/d	500 MJ/t	0.8kg/Nm ³	2.48×10 ⁵ Pa	35.1	52.2	7.7	5.0		

Table 5. Estimated operation indices of ferrochrome production plant (35t/d).

Ore	Species	Cr - sinter	
	Ore rate (kg/t)	2653	
Blast	O ₂ (Nm ³ /t)	1101	
	Steam (kg/t)	0	
	N ₂ (Nm ³ /t)	821	
	Bosh gas (Nm ³ /t)	3620	
	Tf (°C)	2500	
	Top	Gas (Nm ³ /t)	4187
Temperature (°C)		200	
Pressure (Pa)		248 × 10 ⁵	
Fuel	P C (kg/t)	881	
	Coke (kg/t)	1086	
	Fuel (kg/t)	1967	
Products	Metal	Temp. (°C)	1700
		Cr (%)	52.2
		C (%)	7.7
		Si (%)	5.0
	Slag	Slag R. (kg/t)	1468
		Cr ₂ O ₃ (%)	3.7
		CaO/SiO ₂ (—)	0.90
Production	Cr yield (%)	93.3	
	Productivity (t/d m ³)	1.85	

ることから、熱交換が向上すると考えられるので、ここでは200°Cを仮定した。

結果をTable 5に示す。燃料比は1967kg/t、副生ガスを控除したネット消費エネルギーは25GJ/tと見積もられた。一方、同じ品質の高炭素フェロクロムを電気炉で製造した場合、コークス比423kg/t、電力3700kWh/t、電極12kg/t、副生ガス7138MJ/t、副生ガスを控除したネット消費エネルギー44GJ/tと見積もられた。ここで、発電効率を35%と仮定し、10250kJ/kWh、酸素7176kJ/Nm³を仮定した。本法の燃料比は電炉法と比較すると高くなるが、副生ガスを控除したネット消費エネルギーは電炉法よりかなり少なくて済むことがわかる。

7. 結言

微粉炭の多量吹き込みを併用する高酸素濃度空気吹き堅型試験炉を使用して高炭素フェロクロム製造試験を実施し、以下の結果が得られた。

1. 本法により小型試験炉でも、[Cr]=40~60%の高炭素フェロクロムを製造することができた。

2. Cr鉱石に造滓材を添加して焼結鉱にすることにより、還元・滴下性状とも改善されることを確認するとともに、その適正性状を把握した(CaO/SiO₂=1.0~1.3, スラグ量=1100~1300kg/t (Cr+Fe))。

3. Cr鉱石焼結鉱を使用することにより、炉況が安定するとともに、燃料比、生産性が向上することを確認した。

4. 本法の商用炉で [Cr] =52.2%の高炭素フェロクロムを製造する場合の燃料比は1967kg/tであり、ネット消費エネルギーは電炉法よりも少ないと見積もられた。

文 献

- 1) Y. Otani and K. Ichikawa : Proceedings of INFACON, (1974), p. 31
- 2) 市川和男, 小沢辰哉, 牛山和久, 山中 稔: 日新製鋼技報, **26** (1972), p. 78
- 3) 岩淵 博: フェロアロイ, **16** (1967), p. 257
- 4) 片山裕之, 桑原正年, 平田 浩, 八木次郎, 斎藤 力, 藤田正樹: 鉄と鋼, **76** (1990), p.1855
- 5) 片山英司, 高田至康, 角戸三男, 稲谷稔宏, 浜田尚夫, 樋谷暢男: 鉄と鋼, **69** (1983), S14
- 6) 板谷 宏, 片山英司, 浜田尚夫, 佐藤和彦, 牛島 崇, 桃川秀行: 川崎製鉄技報, **21** (1989), p. 161
- 7) 山岡秀行, 亀井康夫: 鉄と鋼, **77** (1991), p. 1601
- 8) 宮崎富夫, 山岡秀行, 亀井康夫, 中村文夫: 鉄と鋼, **72** (1987), p. 2122
- 9) A.N.Ramm : Contemporary Problems of Metallurgy, ed. by Samarin (Trans. from Russian), Consultants Bureau, New York, (1960), p. 51
- 10) 成瀬 亘: 鉄と鋼, **57** (1971), S26
- 11) 深川 信, 下田輝久: 鉄と鋼, **74** (1988), p. 262
- 12) 川口尊三, 佐藤 駿, 加藤和正: 住友金属, **44** (1992), p. 13
- 13) 長沢四郎: フェロアロイ, **12** (1963), p. 180
- 14) 樋谷暢男, 田口整司, 高田至康, 岡部俠児: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 1791
- 15) 前田正史, 佐野信雄: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 759
- 16) 第3版鉄鋼便覧II (日本鉄鋼協会編), (1980), p. 416 [丸善]
- 17) 片山 博, 井元清泰, 鈴木 貴, 桃野 正: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 1081

付 録

前田ら¹⁵⁾は、炭素共存下における1500°CのCaO-Al₂O₃-SiO₂系溶融スラグ中の平衡クロム濃度 (Cr)_{eq}測定結果より、Fig. A1の●印で示されるlogγ_{CrO}とlog(N_{CaO}+N_{AlO_{1.5}})/N_{SiO₂}との関係を得ている。また、CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂系溶融スラグ中の(Cr)_{eq}についても1650°Cの条件で測定しFig. A2に示される結果を得ている。Fig. A2において、(%SiO₂)=40と一定にし(MgO)と(Al₂O₃)を置換しても(Cr)_{eq}はほとんど変化しないことに着目し、Fig. A1の横軸がlog(N_{CaO}+N_{AlO_{1.5}}+N_{MgO})/N_{SiO₂}であらわせると仮定してlogγ_{CrO}との関係を求めると、Fig. A1の△印で示される結果が得られる。Fig. A1には、同様にして1500°Cの4元系溶融スラグ(%Al₂O₃=20)中(Cr)_{eq}の測定結果から求めたデータを○印で示す。3元系のデータ(●印)と比較すると、4元系のデータは多少のばらつきはあるものの、3元系と同様の傾向を示すことがわかる。また温度の影響については、データ数が少ないので明確なことはわからないが、3元系スラグ中のγ_{CrO}に関する片山ら¹⁷⁾の検討

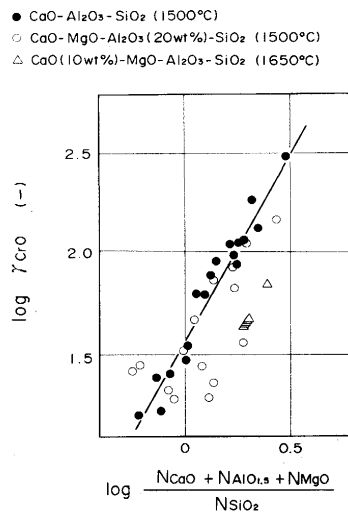


Fig. A1. Relationship between γ_{CrO} and $(N_{CaO} + N_{AlO_{1.5}} + N_{MgO})/N_{SiO_2}$.

によれば、温度の影響は小さなものである。以上の結果を

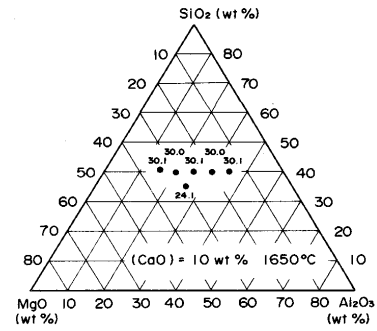


Fig. A2. Equilibrium concentration of (Cr) in CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ melts (1650°C).

考慮して、 γ_{CrO} はFig. A1に示される直線で近似できると仮定して直線の式を図から読みとると、(10)式が得られた。本試験で得られたCrのスラグ・メタル間の分配の検討には、大胆な仮定に基づくものではあるが、(10)式を使用することにした。