

技術報告

中山第2高炉の高出銑比操業

川田 敏郎*・本郷 英夫*・横山 晃一*
上妻 義美*・福井 雅之*

Productive Operation of Nakayama No. 2 Blast Furnace

Toshiro KAWATA, Hideo HONGO, Koichi YOKOYAMA,
Yoshimi KOZUMA, and Masayuki FUKUI

Synopsis :

Because of the replacement of open hearth furnace with convertor, an increase in pig iron output was aimed at No. 2 Blast furnace of Nakayama Steel Works.

For the purpose of attaining high productivity, following ways were adopted under the condition of having no facility for high top pressure operation ;

(1) increasing the oxygen enrichment in the blast. (2) maintaining the ore agglomeration ratio of 85 per cent, and increasing the strength of sinter. (3) decreasing the fuel ratio by low Si content operation and optimum burden distribution aiming at the improvement of CO gas utilization, (4) in addition, the estimation diagram of stable operation range, which is restricted by theoretical flame temp, heat flow ratio, and shaft gas speed was used in actual operation. As a result of the above measures an excellent productivity of 2.84 t/d/m³ as monthly average was attained in July 1980.

1. 緒 言

中山製鋼は昭和 14 年 7 月第 1 高炉 (内容積 641 m³), 昭和 16 年 9 月第 2 高炉 (内容積 641 m³) を建設して以来, それぞれ 3 次 4 次改修を経て, 684 m³, 757 m³ に炉容拡大をはかったが, 昭和 50 年 9 月平炉から転炉へのリプレース合理化工事完成により, 銑鉄が不足し, これに対処するため, 小型高炉の特徴を生かして高出銑比操業を指向した. その結果, 第 1 高炉は 2.6 t/d/m³, 第 2 高炉は 2.7 t/d/m³ 前後の高出銑比操業が長期間可能となり, 第 2 高炉では昭和 55 年 7 月月間出銑比 2.84 t/d/m³ を達成した. 本報告では, 第 2 高炉での高出銑比操業状況について述べる.

2. 出銑比増大の考え方

Table 1 に第 2 高炉の設備概要を示す. 設備上の制約条件 (1) 普通圧高炉, (2) 装入物分布制御装置がない, (3) 送風機能力の不足, (4) 出銑口が 1 個であるなどを考慮して, 出銑比増大の考え方を Table 2 に示すように整理して, 段階的に進めた. 特に (4) の制限は, 高出銑比安定継続のため大きなポイントになるため, 出銑滓抽出管理, 貯銑量管理, 出銑口深度管理などを重点的に行つた.

3. 操 業 状 況

火入れ後 7 ヶ月経過した昭和 54 年 1 月から昭和 55 年 7 月までの操業推移を Fig. 1 に示す. 出銑比上昇過程, 原料条件, 操業状況などにより, I 期 (54/1~54/12), II 期 (55/2~55/7) の 2 期間に分類される.

(1) I 期 (54/1~54/12)

出銑比が 2.6~2.7 t/d/m³ 前後でオイル比が 50~60 kg/t と高いため, 後述する各種操業要因に制約されることなく, 順調に出銑比の上昇をはかることができた期間

Table 1. Main specification of Nakayama No. B. F.

Blast furnace		
Inner volume	(m ³)	757
Tuyeres		18
Tap hole		1
Cinder notches		2
Top pressure	(kg/cm ²)	0.23
Throat diameter	(m)	5.4
Hearth diameter	(m)	7.0
Effective hearth volume	(m ³)	70
Charging equipments		
Type		2 bell type
Mode		C↓O↓, C↓O↓, C↓C↓O↓
Blower		
Main blower		max 1350 Nm ³ /min = 1.6 kg/cm ²
Auxiliary blower		max 400 Nm ³ /min = 1.8 kg/cm ²

昭和 55 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 6 月 2 日受付 (Received June 2, 1981)

* (株)中山製鋼所 本社 (Nakayama Steel Works, Ltd., 1-1-66, Funamachi Taisho-ku Osaka 551)

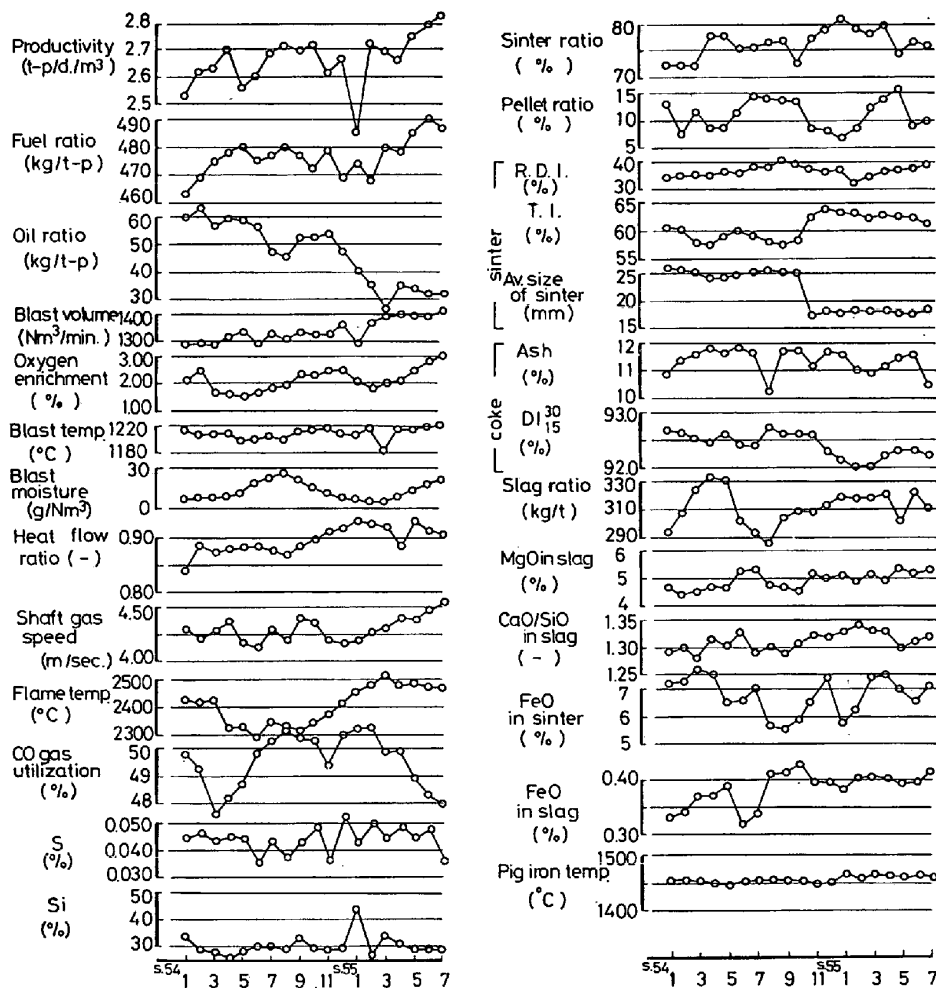


Fig. 1. Transition of operation parameters of No. 2 B. F.

Table 2. Basic plan for productive operation.

item	aim	point of the control
Blowing capacity	making the most use of hot blast and decreasing the oxygen enrichment as low as possible	1. heat flow ratio 2. burning capacity of coke 3. slugging, flooding
Heat exchange capacity	keeping the bosh gas volume (Nm³/t) constant and increasing the flame temp in order to improve the heat balance in B. F.	1. flame temp. 2. life of tuyere 3. permeability 4. temp of furnace wall
Reduction capacity	magnifying the lumpy zone with a view to compensate the decreased reduction time	1. gas flow distribution 2. height of cohesive zone 3. quality of charging materials
Accumulating capacity in the hearth	making the most use of the hearth volume and decreasing the tapping times	1. active accumulative zone in the hearth 2. discharge of iron and slag 3. tap hole and cinder notch

である。

(2) Ⅱ期 (55/2~55/7)

第2次オイルショックに端を発するエネルギー事情の悪化(オイル価格の急騰, 需要の逼迫化, 及び原料炭品位の低下)により, コークス強度劣化(DI₁₅³⁰ 92.5→92.3)の中でオイル比低減とはかりつつ, さらに出鉄比を上昇させた期間である。焼結鉱の二次破碎設備設置により整

粒が強化され, 回転強度が向上したため, 増風が可能となつたが, オイル比の低減及び増産のための酸素富化量の増大は羽口先温度の上昇, 熱流比の上昇などをもたらす。後述する各種操業要因に制約される中で, 操業技術改善により昭和55年7月に月間出鉄比2.84 t/d/m³を達成した。なお, 装入物の性状管理は, (1) コークス DI₁₅³⁰ (ワーフ前) > 92.3, (2) 焼結鉱 T. I. > 63.0, R. D. I. < 38.0とした。

4. 高出鉄比操業の特徴

4.1 高酸素富化操業

一般的に炉頂圧上昇, あるいは酸素富化により出鉄比の増大が実施されているが, 第2高炉では, 普通圧高炉のため, 酸素富化によつて出鉄比の増大をはかつた。

酸素富化率の上昇過程において, 未還元鉱石が炉下部高温部に降下し, 滓中の FeO% の増加によりシリカ還元や脱硫など炉下部冶金反応に悪影響を与え, 反応面から高炉プロセスの限界を生じさせること, あるいは溶融物の粘性を瞬間的に著しく上昇させ棚吊などの通気障害

をきたしやすいことなどの報告¹⁾もあるため、特にスラグ中の FeO の変化及び通気性に十分配慮して、酸素富化率を上昇させた。羽口先理論燃焼温度の上限 2530°C、熱流比の上昇 0.93 の両条件を満足しておれば、とくに酸素富化率の制限を設けていない。その結果、昭和 55 年 7 月には、酸素富化率は 2.92% に達しており、酸素富化率 3% までは、ほぼ安定した操業が可能であるとの知見を得ている。

4.2 低 Si 操業

昭和 55 年 1 月の調整減産を除けば、銑中 Si% はほぼ 0.3% 前後になつており、小型高炉としては、かなり低いレベルで推移している。銑鉄中 Si 濃度に影響を与える因子²⁾としては、複合送風条件、送風圧力、溶銑温度、スラグ組成、出銑比、溶融滴下距離など種々の要因があると言われているが、第 2 高炉では、Fig. 2 に示すように、特に出銑比の増大とともに、銑中 Si% は低下している。また Fig. 3 に出銑比で層別した溶銑温度と銑中 Si% との関係を示す。出銑比レベルによつて回帰式の勾配に差があり、出銑比が増大するにつれて、同一溶銑温度でも銑中 Si% が低下している。

4.3 高羽口先温度操業

羽口先温度は、送風温度、酸素富化率、オイル吹き込

み量、送風湿分などの操業条件によつて変化し高炉操業を順調に行うには、羽口先温度を適当な範囲に管理する必要がある。羽口先理論燃焼温度 T_f は RAMM の式を簡略化した(1)式を用いている。

$$T_f = 0.818 \cdot T_b + 4866 \cdot V_{O_2} - 5775 \cdot W_{H_2O} - 4974 \cdot W_{oil} + 1573 \leq 2530 \dots\dots\dots (1)$$

昭和 54 年 12 月より高出銑比を維持しながら、低オイル比化を進めたため、羽口先理論燃焼温度が 2500°C レベルに達した。羽口先理論燃焼温度の上限は実操業テストを重ねながら段階的に上げたが、降下不順をもたらさないことを条件に 2530°C としている。

出銑比 2.7~2.8 t/d/m³、燃料比 460~470 kg/t-p レベルでの羽口先理論燃焼温度の変化の影響を Table 3、Table 4 に示している。この結果より、主として送風湿分の低下、オイル比の減少による高羽口先温度への移行過程では、(1)直接還元率の上昇、(2)水素還元率の低下、(3)ソリューションロス反応の増大、(4)水素利用率の上昇などの傾向が認められた。

4.4 高熱流比操業

高酸素富化操業のみならず、低燃料比、低オイル比指向による出銑量増大は、ポッシュガス原単位を著しく減少させるため、出銑比の増大にともない熱流比(装入物の熱容量/ガスの熱容量)は大幅に上昇していった。

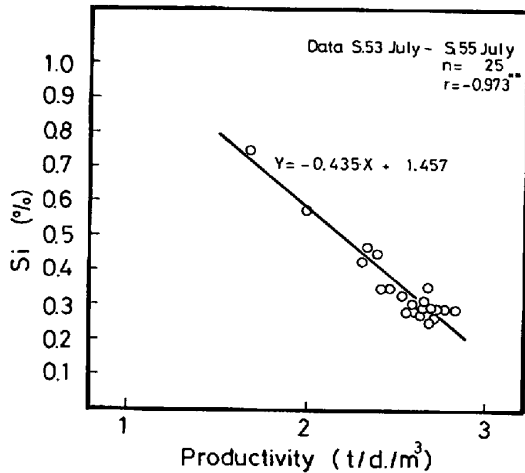


Fig. 2. Relation between silicon content and productivity.

Table 3. Comparison of operation data at different flame temperature.

item	term	S.54 10/1 - 30	S.54 12/7 - 10	S.55 1/24 - 27
	stage	I	II	III
Blast volume (Nm ³ /min)		1313	1299	1301
Blast pressure (g/cm ²)		1385	1457	1320
Blast temp. (°C)		1215	1223	1227
Amount of oxygen (Nm ³ /h)		2338	2362	1971
H ₂ O in blast (g/Nm ³)		14.3	8.4	4.1
Productivity ratio (t/m ³ /d)		2.71	2.79	2.77
Coke ratio (kg/t)		417	416	429
Oil ratio (kg/t)		52	48	34
Fuel ratio (kg/t)		469	464	463
Si % (in pig iron)		0.29	0.30	0.25
S % (in pig iron)		0.049	0.060	0.050
CaO/SiO ₂ (in slag)		1.30	1.30	1.34
Slag ratio (kg/t)		308	294	338
Flame temp. (°C)		2348	2429	2511

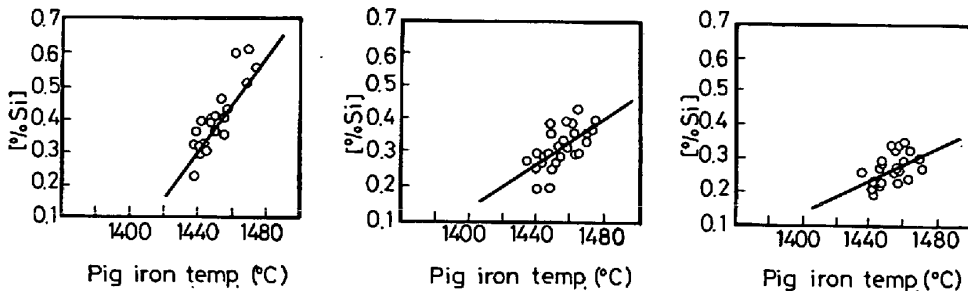


Fig. 3. Relation between pig iron temp. and silicon content.

Table 4. Comparison of operation parameters at different flame temp.

Item	Stage	I	II	III
Carbon used direct reduction(kg/min)		129	154	154
Direct reduction (%)		31	33	34
Indirect reduction (%)		56	55	56
H ₂ direct reduction (%)		13	12	10
Solution loss (kg/t-p)		93	98	104
H ₂ -utilization (%)		48	52	55
Fuel ratio (kg/t-p)		469	464	463
Coke ratio (kg/t-p)		417	416	429
Oil ratio (kg/t-p)		52	48	34
Flame temperature (°C)		2348	2429	2511

熱流比の上限値は、急激な溶銑温度の低下、装入物の降下不順を経験したことより、(2)式で管理している。

$$H. F. R. = \{0.22^{0.9} \cdot (C. R.) B 0.20^{0.9} \cdot (W_{ore})\} / (V_{top} \cdot \rho) = 0.93 \dots\dots\dots (2)$$

昭和 55 年 7 月の熱流比は 0.91 に達しており、J. C. COCHERY⁴⁾, J. MICHARD⁵⁾ らが述べている限界値 0.80 ~0.82 と比較すると、原料性状の相違を考慮してもかなり高いレベルに達している。

4.5 高シャフトガススピード操業

高出銑比に伴うシャフトガススピードの上昇によりシャフト部でのスラッキング、滴下帯でのフラiddiングおよび流動化⁶⁾の発生が考えられる。そのためシャフト圧力計をシャフト中部から炉腹にかけ、5ヵ所取り付け、通気障害の発生場所およびガス流れの把握に努めた。その結果、シャフト中部より上での通気障害は認められなかつたが、シャフト下部から炉腹にかけての圧力変動が大きいことが観察された。したがって第2高炉では、炉上部よりは、滴下帯以下での通気障害に注目した。また高出銑比操業では、滴下帯での液流速が速く、液体による通気障害が発生しやすいと考え、特にフラiddiングを管理項目とした。フラiddiングに関して、T. K. SHERWOOD⁷⁾ らは、fluid ratio = (L/G) · √(ρ_G/ρ_L) と flooding factor = (U₀² · S/g · ε³) · (ρ_G/ρ_L) · μ^{0.2} で整理して、フラiddiングの生じない領域を示しており、また、高炉内においては、その領域が下記の曲線⁸⁾ で近似される。

$$flooding\ factor = (fluid\ ratio)^{-0.38} \cdot 0.081$$

上式に第2高炉の操業条件を代入し、限界条件を推定した。その結果、シャフトガススピードはほぼ 4.55 m/s、ボッシュガス量で約 1900 Nm³/min となつたため、(3)式を実操業の制限式に定めた。

$$V_{Bosh} = 1.21 \cdot V_b + 2 \cdot (O_2) + Oil \cdot \alpha + 2.49 \cdot V_b \cdot W_{H_2O} \leq 1900 \dots\dots\dots (3)$$

昭和 55 年 7 月には、ボッシュガス量 1880 Nm³/min、

シャフトガススピード 4.50 m/s に達しているが、トラブルは生じていない。

5. 装入物の分布改善

ムーパブルアーマーなどの装入物分布制御設備がないため、装入物分布改善は主に、コークベース、装入モードの変更を主体に行い、微調整用として、ストックライン、ペレット配合比を変えた。同一の装入物分布パターンでも、送風条件、装入物の被還元性によつてガス利用率が変化するため、次の点に留意した。

(1) 炉口部での装入物分布の違いを、炉壁側コークス層厚と銑石層厚の比で単純に指数化する。

(2) 上記、指数値とガス利用率の関係を明確にする。

Table 5 に分布改善テスト結果を示す。ここで L_c は炉壁側のコークス層厚、L_o は炉壁側での銑石層厚であり、おのおのの層厚はサウディングの降下チャートより読み取り 10 チャージ分の平均値を使用した。この結果より、ガス利用率は L_c/L_o の変化にほぼ比例しているため、L_c/L_o の最大となつた c↓o↓ モード、コークスベース 5 t を昭和 54 年 6 月より採用した。その後、低オイル比にともなうコークス比の上昇により装入物

Table 5. Change of Co gas utilization at different value of L_c/L_o.

item	stage	I	II	III	IV
coke base	t/ch	5.5	5.5	5.0	5.5
charging volume	t/ch	23.6	23.3	21.2	23.0
charging mode	-	c/o/o/	c/o/o/	c/o/o/	c/o/o/
stock line	m	-0.7	-1.2	-0.5	-1.2
descending speed of layer	cm/s	0.197	0.197	0.200	0.199
thickness of coke layer L _c (measured)	cm	56.4	51.5	56.7	64.7
thickness of ore layer L _o (measured)	cm	49.3	63.2	34.5	52.8
thickness of coke layer (average)	cm	50.0	50.0	45.5	50.0
thickness of ore layer (average)	cm	60.5	59.5	54.8	58.7
L _c /L _o	-	1.14	0.81	1.64	1.23
CO gas utilization	%	49.9	48.2	50.7	49.6

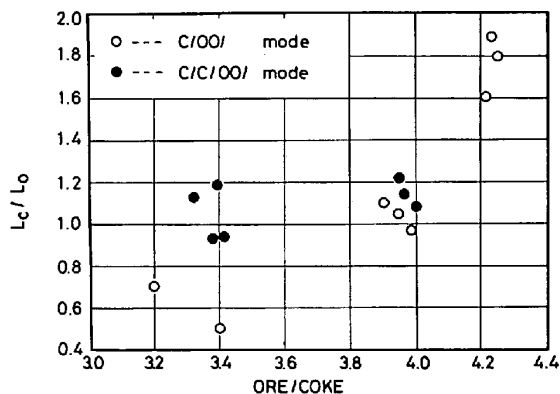


Fig. 4. Relation between L_c/L_o and ore/coke.

ore/coke は低下したが、 L_c/L_o は逆に低下し、ガス利用率は悪化した。 L_c/L_o 上昇対策として、昭和 55 年 6 月よりコークス分割装入 $c \downarrow c \downarrow o \downarrow$ を実施した。Fig. 4 に示すとおり、オイル比の低下、すなわち装入物 ore/coke の低下は、炉壁側 L_c/L_o の低下を促すこと、および $c \downarrow c \downarrow o \downarrow$ モードは $c \downarrow o \downarrow$ モードに比較して若干ではあるが、 L_c/L_o の上昇に有効であることが確認された。

6. 高出鉄比操業安定対策

6.1 安定操業領域の推定

低オイル比高出鉄比を安定継続するため、操業上の安定領域、および、達成可能なオイル比、出鉄比を推定し、実操業に活用した。安定操業領域¹⁰⁾は、羽口先温度、熱流比、シャフトガススピード (ボッシュガス量)、酸素過剰係数の 4 つの制限値から推定しており、Fig. 5 に出鉄比 2.64 t/d/m³、燃料比 474 kg/t と出鉄比 2.84 t/d/m³、燃料比 487 kg/t の 2 ケースについて示した。出鉄比が上昇しオイル比が低下するにつれて安定操業領域は狭くなっており、昭和 55 年 7 月には、羽口先温度、

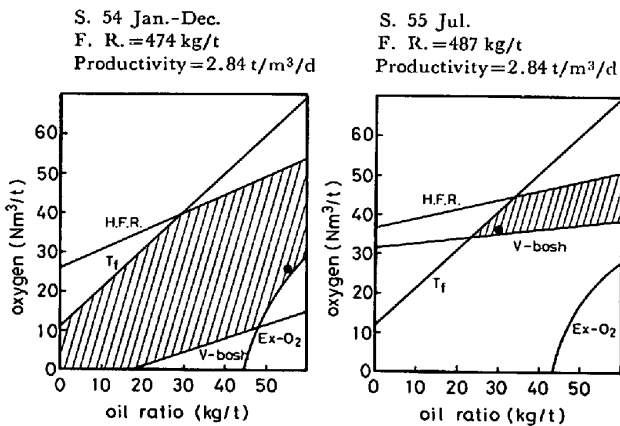


Fig. 5. Comparison of stable operation range.

熱流比、ボッシュガス量の制限値に接近しながら最高出鉄比を達成したことがわかる。

6.2 予定休風前後の操業改善

第 2 高炉は、5 週間隔で 14 h の予定休風を実施しており、休風後の立上り操業の円滑化が高出鉄比維持に与える影響は大きい。そのため、次のような改善を行った。

6.2.1 炉内装入物平均 ore/coke 分布

予定休風時刻のほぼ 12 h 前より、着熱アクションとしての減荷を行い、その後、トラペリングタイムおよび炉高方向のコークス比を考慮した荷戻しを実施し、Fig. 6 に示すような装入物平均 ore/coke の分布で休風している。これは、立ち上がり時の通気性や適切な着熱状態を確保する目的で行ったもので、特に炉下部での通気性の改善を重視し、炉上部では、ほぼ通常操業の ore/coke にし、過度の着熱をさげ、迅速な高出鉄比操業への移行を指向したものである。また、スラグ量およびスラグの流動性も考慮して、立ち上がり時の通液性の確保、出鉄滓の円滑化を図っている。

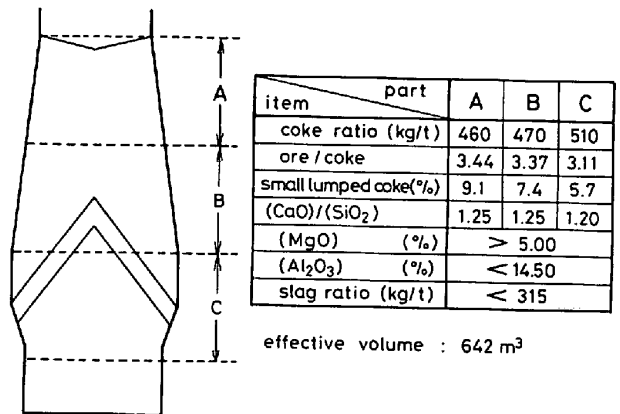


Fig. 6. Changing pattern of ore/coke in blast furnace during blowing-down.

Table 6. Transition of operation after blowing-down.

item		step						
		I	II	III				
changing pattern of ore / coke	upper part of furnace	3.44	3.44	3.44				
	middle part of furnace	3.37	3.44	3.44				
	lower part of furnace	3.11	3.37	3.44				
operation	blast volume (Nm ³ /min)	1080	1400	1400				
	oxygen enrichment (%)	0	1.39	2.99				
	bosh gas volume (Nm ³ /min)	1361	1817	1877				
	flame temperature (°C)	2293	2408	2500				
	P / V (g·min/cm ² Nm ³)	≤ 1.15	≤ 1.10	≤ 1.05				
required time (hr)		2.75	1.25	—				
aimed condition of operation		establishment of permeability (heating deadman)	acceleration of burden descent	normal operation				
typical component of slag and pig iron immediately after blowing-down		Pig iron (%)			Slag (%)			
		Si	Mn	S	temp(°C)	CaO	Al ₂ O ₃	MgO
		1.52	0.57	0.026	1387	1.22	14.36	5.34

6.2.2 増風速度

立ち上がり時の増風は、特に炉下部での通気障害および炉芯コークス中での通液性を考慮した。すなわち、送風頭熱の有効利用を主眼とし、レースウェイ深度を確保し、炉芯コークスなど炉内容融物の昇温を待つて段階的に増風した。しかも羽口先温度を低下させ、ソリュージョンロス反応の抑制をねらった。したがって、酸素よりは、風量優先に増風し、送風当初から蒸気を添加して、徐々に生産ペースを上げている。標準的な増風スケジュールと休風立ち上がり直後の出鉄性状を Table 6 に示した。

7. 今後の課題

7.1 ソリュージョンロス低下対策

従来からの解析結果⁹⁾では、ボッシュガス中の水素濃度低下により、ソリュージョンロス反応が増大すると言われている。また、ソリュージョンロス反応の増大は、燃料比の上昇、通気性の悪化など、高炉への悪影響が懸念されるため、高炉への水素投入量とソリュージョンロス反応について解析し、低オイル比でのソリュージョンロス反応低下対策について検討した。データには、羽口先温度がなるべく一定になるよう、 $2480 \pm 20^\circ\text{C}$ の範囲にあるものを選定した。Fig. 7, 8 にその結果を示す。t 当たりの水素投入量の上昇で、ソリュージョンロス反応は低下し、水素還元率は上昇している。したがって、水蒸気の分解熱により多少の燃料比上昇があつても、水素は還元剤として、また、羽口先温度、熱流比上昇の緩和手段として有効であると思われる。したがって、今後、水蒸気の添加を考えている。

7.2 炉内の還元能力

従来より、装入物の降下時間¹⁰⁾は、装入物とガスの熱交換の程度を示す指標として、熱流比と同様に重要な制

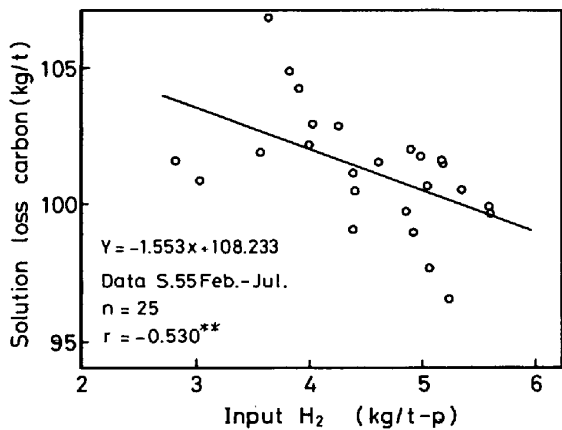


Fig. 7. Relation between solution loss carbon and input H_2 .

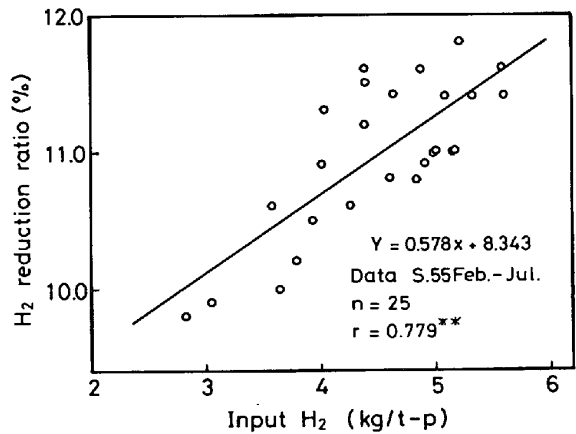


Fig. 8. Relation between H_2 reduction ratio and input H_2 .

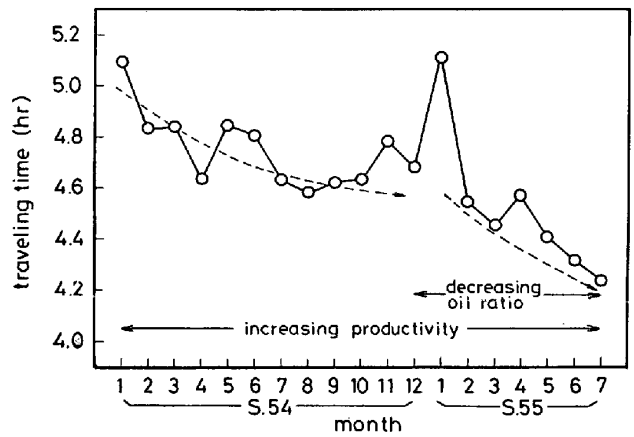


Fig. 9. Decreasing of travelling time in accordance with increasing the productivity and decreasing the oil ratio.

限項目であると言われている。第2高炉の装入物降下時間は、Fig. 9 に示すように、高オイル比、高出鉄比指向時と低オイル比、高出鉄比指向時の2段階を経て、昭和55年7月には、約4.2hまで低下している。更に出鉄比を上昇させるには、炉内の還元能力に限界を生じさせぬよう、装入物の被還元性向上、特に焼結鉄の低FeO化が必要であると考えている。

8. 結 言

1) 普通圧小型高炉の中山第2高炉は、高酸素富化、高羽口先温度、高熱流比、高シャフトガススピードの特徴を有し、出鉄比 2.84 t/d/m^3 、燃料比 487 kg/t (コークス比 455 kg/t 、オイル比 32 kg/t) を達成した。

①塊成鉄比85%の維持、焼結鉄の性状改善を基本に増風能力、熱交換能力、還元能力、湯溜能力の面から考えた高出鉄比操業基本計画に基づき操業した。また休風前後の非正常な操業改善にも努めた。

②ムーバブルアーマーなどの装入物分布制御装置がないため、コークスペース、装入モード、ストックライン、ペレット配合比で装入物分布調整を実施した。

③低オイル比高出銑比維持のため安定操業領域を推定して、実操業に適用した。

2) 出銑比増大により銑中 Si% の顕著な低下およびオイル比低減によりソリューションロス反応の増大、水素還元率の低下などを確認した。

3) さらに、高出銑比をすすめるには、水蒸気添加によるソリューションロス反応増大防止および、装入物の被還元性向上が必要であると考えている。

記 号

- T_b : 送風温度 (°C)
 V_{O_2} : 酸素吹き込み量 (Nm³-O₂/Nm³-blast)
(O₂) : 酸素吹き込み量 (Nm³/min)
 W_{H_2O} : 風湿 (kg/Nm³-blast)
 W_{oil} : オイル吹き込み量 (kg(Nm³-blast)
(Oil) : オイル " (kg/min)
 W_{ore} : 主原料比+副原料比 (kg/t)
 V_{top} : 炉頂ガス量 (Nm³/t)
 E_x-O_2 : 酸素過剰係数による制限
 α : 係数 (重油 1.344)
 ρ : 炉頂ガス定圧比熱 (kcal/Nm³·deg)
 U_O : 上昇ガスの空塔速度 (m/s)
 ε : 充てん気の間隙率 (-)

- g : 重力速度 (m/s)
 ρ_G : 上昇ガス密度 (kg/m³)
 ρ_L : 下降液体の密度 (kg/m³)
 G : 上昇ガスの Superticial mass velocity (kg/s·m²)
 L : 下降液体の " (kg/s·m²)
 S : 充てん物の比表面積 (m²/m³)
 μ : 下降液体の粘性係数 (centi poise)
 ψ : 球状係数 (-)

文 献

- 1) 宮下恒雄, 大槻 満: 鉄と鋼, 57(1971), p.2194
- 2) 田村健二, 斧 勝也: 鉄と鋼, 66(1980), S 65
- 3) H. BEER and H. KRAINER: Techn. Mitt. Krupp Forschungsber, 24 (1966) 3, p. 25
- 4) J. C. COCHERY: Rev. Metall., 21 (1967) 11, p. 945
- 5) J. MICHARD and Y. BOUDIER: Rev. Metall., 17 (1963), p. 513
- 6) 福武 剛, V. RAJAKUMAR: 鉄と鋼, 64 (1978), S 33
- 7) T. K. SHERWOOD, G. H. SHILPY, and F. A. L. HOLLWAY: Indust. Eng. Chem., 30(1938), p.765
- 8) H. M. Жавораво: Теллѳмен В Доменнолеуи, (1966), p. 151
- 9) 重見彰利, 中村 隆, 藤本政美: 学振 54 委-No. 1252 (昭和 47 年)
- 10) 樋口正昭, 飯塚元彦, 黒田浩一, 炭籠降志: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1078