

川崎製鉄技報

KAWASAKI STEEL GIHO

Vol.17 (1985) No.2

高炉系におけるコークスエネルギーの転換効率の向上

Improvement in Coke Energy Recovery Efficiency at Blast Furnace Process

沢田 寿郎(Toshiro Sawada) 河合 隆成(Takanari Kawai) 芹沢 保文(Yasunori Serizawa) 奥村 和男(Kazuo Okumura) 篠崎 義信(Yoshinobu Shinozaki) 田口 整司(Seiji Taguchi)

要旨：

溶鉱炉は、鋼製ニーズに応じた品質の溶銑を安定に生産するだけでなく、製鉄所のエネルギー戦略上重要な、高炉ガス発生源の役割を持つ。千葉製鉄所では西 3 号発電所の稼働に伴い、安価な高炉ガスを多量に供給するために、鉄鉱石の還元溶解に必要なコークス量以上の余剰コークスを炉内で燃焼して高効率下で高炉ガスを発生させる技術が、重点課題となった。本報告は、種々の条件下での高コークス比操業実験を行い、高炉系におけるコークスエネルギーの転換効率を評価したものである。高コークス比操業時でも、羽口前入熱量調整、装入物分布調整、増分ボッシュガス量調整により、[Si] やヒートロスの上昇防止が可能であり、エネルギー転換効率 70～80% の達成が実証された。

Synopsis：

A blast furnace plays roles of not only stably producing low-Si hot metal but also supplying the BF gas which is strategically important in saving energy consumption at a steel mill. When No.3 New Power Plant at Chiba Works started operation, a great deal of low-cost BF gas had to be supplied to the power plant. For this purpose, a great importance was attached to the technique of generating the BF gas efficiently by burning coke in excess of its amount necessary for reducing and melting iron ore. This report describes the high coke-ratio operation test conducted under various conditions and the evaluation result of coke-to-energy recovery efficiency in the blast furnace process. Even at the high coke-ratio operation, adjustments made on the heat input in front of the tuyere, on the charging distribution and on the increment bosh gas have proved that increases in Si content and in heat loss can be prevented, and an energy recovery efficiency of 70 to 80% can be achieved.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

沢田 寿郎^{*2} 河合 隆成^{*3} 芹沢 保文^{*4} 奥村 和男^{*5} 篠崎 義信^{*6} 田口 整司^{*7}

Improvement in Coke Energy Recovery Efficiency at Blast Furnace Process

Toshiro Sawada, Takanari Kawai, Yasunori Serizawa, Kazuo Okumura, Yoshinobu Shinozaki, Seiji Taguchi

要旨

溶鉄炉は、製鋼ニーズに応じた品質の溶鉄を安定に生産するだけでなく、製鉄所のエネルギー戦略上重要な、高炉ガス発生源の役割を持つ。千葉製鉄所では西3号発電所の稼動に伴い、安価な高炉ガスを多量に供給するために、鉄鉱石の還元溶解に必要なコークス量以上の余剰コークスを炉内で燃焼して高効率下に高炉ガスを発生させる技術が、重点課題となった。

本報告は、種々の条件下での高コークス比操業実験を行い、高炉系におけるコークスエネルギーの転換効率を評価したものである。高コークス比操業時でも、羽口前入熱量調整、装入物分布調整、増分ボッシュガス量調整により、[Si] やヒートロスの上昇防止が可能であり、エネルギー転換効率 70~80% の達成が実証された。

Synopsis:

A blast furnace plays roles of not only stably producing low-Si hot metal but also supplying the BF gas which is strategically important in saving energy consumption at a steel mill. When No. 3 New Power Plant at Chiba Works started operation, a great deal of low-cost BF gas had to be supplied to the power plant. For this purpose, a great importance was attached to the technique of generating the BF gas efficiently by burning coke in excess of its amount necessary for reducing and melting iron ore.

This report describes the high coke-ratio operation test conducted under various conditions and the evaluation result of coke-to-energy recovery efficiency in the blast furnace process. Even at the high coke-ratio operation, adjustments made on the heat input in front of the tuyere, on the charging distribution and on the increment bosh gas have proved that increases in Si content and in heat loss can be prevented, and an energy recovery efficiency of 70 to 80% can be achieved.

1 緒 言

溶鉄炉は、定められた品質の溶鉄を安定に生産するだけでなく、製鉄所のエネルギーバランス最適化の観点から重要な高炉ガス発生源の役割を有する。西3号発電所稼動時には、現状の生産量のなかで高炉ガスの発生量を効率よく増加させる操業が望まれる。

このニーズに対応する方法として、鉄鉱石の還元溶解に必要なコークス量以上の余剰コークスを炉内に投入し、羽口からの送風の一部で燃焼して CO ガスとして回収する高コークス比操業を行う必要がある。高コークス比操業そのものは、既に経験してきたが、従来は炉の熱レベルを上げる目的、あるいは、鋳物鉄操業のように溶鉄中 [Si] の還元熱を補う目的で行った操業であり今回の操業主旨とは、全く異なる。

生産量一定の条件下でコークス比の上昇は、高炉ガス発生量、熱風炉熱量、送風動力、炉頂圧発電量の変化を伴い、これらを総合した高炉系のコークスエネルギー転換効率

炉頂ガス潜熱増分+炉頂圧発電量変化

増分コークスエネルギー+熱風炉熱量変化+送風動力変化

を評価することが重要である。技術的な課題は、コークス投入エネルギーを [Si] の上昇、炉頂温度上昇、ヒートロス上昇等の無駄な

エネルギーに転化しない操業方法の確立であり、有効なエネルギーへ転換する操業法を追求することにある。現在のエネルギー価格ではエネルギー転換効率が 50% 以下であれば、コークス比の上昇は無意味となる。

本報告は、種々の条件下で、高コークス比操業実験を行い、高炉系におけるエネルギー転換効率について評価したものである。

2 高コークス比操業の概念

2.1 高炉の熱収支

高コークス比操業の代表的な例として鋳物鉄操業がある。Table 1 には、千葉6高炉における出鉄比 1.8 (t/d・m³) 時の製鋼溶鉄吹製と千葉2高炉における鋳物鉄吹製の操業諸元の比較を示す。一般にコークス比を上昇させれば、溶鉄温度と [Si] は上昇し、炉頂ガス利用率の低下とともに炉頂温度は上昇する。

Table 2 には、両者の熱収支の比較を示す。通常操業においては、入熱合計 3815.9×10³ kcal/t に対し、未回収のエネルギーは溶滓顕熱、炉頂ガス顕熱、ヒートロス、H₂O 蒸発熱の 344.1×10³ kcal/t であり、高炉の有効エネルギー使用率は、約 91% である。ここでのヒートロスは入熱項から出熱項を差し引いた不明熱損失分

*1 昭和59年12月21日原稿受付

*2 千葉製鉄所製鉄部製鉄技術室

*3 千葉製鉄所製鉄部製鉄課課長

*4 千葉製鉄所製鉄部製鉄技術室主査 (課長)

*5 千葉製鉄所製鉄部製鉄課課長

*6 千葉製鉄所製鉄部製鉄技術室主査 (部長補)

*7 技術研究所第1研究部製鉄研究室主任研究員 (課長)

Table 1 Comparison of blast furnace operation between Steel-making iron and foundry iron

		Steelmaking iron	Foundry iron
Coke rate	(kg/t)	472.0	547.0
Blast wind rate	(Nm ³ /t)	1 032.8	1 888.4
Blast temp.	(°C)	1 151.0	996.0
Blast moisture	(g/Nm ³)	27.9	29.8
Top gas temp.	(°C)	170.0	180.0
CO gas utilization	(%)	51.8	49.7
Hot metal temp.	(°C)	1 493.0	1 553.0
[Si]	(%)	0.37	2.32

Table 2 Comparison of heat balance in blast furnace between steelmaking and foundry iron smelting processes

		(10 ³ kcal/t)			
		Steelmaking iron	Foundry iron	Difference	
Input	Combustion of carbon in coke	3 363.7	3 898.2		
	Sensible heat of blast	410.0	520.2		
	Productive heat of slag	42.1	40.9		
Output	Reduction heat of oxide of Fe	1 680.0	1 680.0		
	Reduction heat of oxide of [Si] etc.	39.8	183.6	143.8	22.3%
	Latent heat of the top gas	1 061.6	1 332.2	270.6	42.0%
	Sensible heat of the top gas	87.6	122.5	34.9	5.4%
	Sensible heat of pig	319.1	331.4	12.3	1.9%
	Sensible heat of slag	128.3	129.6		
	Latent heat of carbon in pig	367.6	371.7		
	Latent heat of carbon in dust	3.5	2.7		
	Evaporation heat of moisture in material	4.0	4.0		
	Heat loss	124.2	301.6	177.4	27.6%
Total		3 815.9	4 459.2	643.3	100%

であり、炉壁や炉底から放散する熱量に対応する。ヒートロス、操業条件や高炉炉容積によっておよそ $50 \sim 200 \times 10^3$ kcal/t の範囲でバラツキ、これが有効エネルギー使用率に影響する。

一方、鋳物鉄操業時には、入熱合計 $4 459.2 \times 10^3$ kcal/t であり、コークス比増に伴う入熱エネルギー増分 643.3×10^3 kcal/t は、B ガス潜熱上昇以外に、[Si] 還元熱増、炉頂ガス顕熱増、ヒートロス増に使われている。高炉本体の入熱エネルギー変化に対する回収エネルギー割合を (1) 式で定義する。第1項はBガス潜熱回収率であり、第2項は、[Si] 還元熱への使用割合である。

$$\eta_{\text{blast}} = \eta_{\text{BGAS}} + \eta_{\text{Si}} \\ = \frac{\text{B ガス潜熱変化}}{\text{増分コークス燃焼熱} + \text{送風顕熱変化}} + \frac{\text{鉄中 [Si] 還元熱増分}}{\text{増分コークス燃焼熱} + \text{送風顕熱変化}} \quad \text{.....(1)}$$

鋳物鉄の場合の高コークス比操業を (1) 式で評価すると $\eta_{\text{BGAS}} = 42.0\%$ 、 $\eta_{\text{Si}} = 22.3\%$ であり、入熱増分に対する回収エネルギー割合 η_{blast} は 64.3% である。B ガス発生増を意図した高コークス比操業は、入熱エネルギー増分が溶鉄温度や [Si]、あるいは、ヒートロスの上昇に転化することを防止し、炉頂ガス潜熱として回収することを意図したものであり、理想的には式 (1) 中の第1項のみを可能な限り 100% に近づけることである。

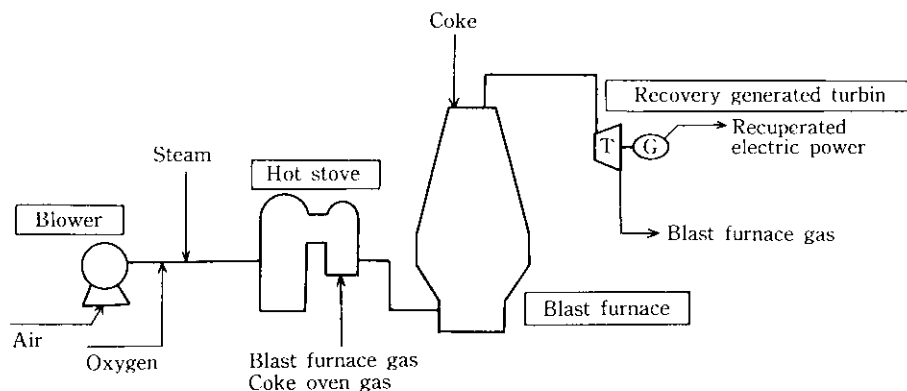
2.2 高炉系のエネルギー収支

Fig. 1 には、送風機-熱風炉-高炉-炉頂圧発電からなる高炉系のエネルギー収支の概念図を示す。高コークス比操業に変更すれば、高炉本体だけでなく、高炉付属設備の動力エネルギーも大幅に変化する。増分コークスエネルギーに対しては、熱風炉熱量原単位の低下、増分コークス燃焼に伴う送風動力の増加、高炉発生ガス量増加に伴う炉頂圧発電の増加等を伴うが、これらを総括した高炉のコークスエネルギー転換効率を考慮する必要がある。そこで高炉系のエネルギー転換効率(アウトプットエネルギー変化/インプットエネルギー変化)を (2) 式を用いて評価することにした。

$$\eta_{\text{all}} = \frac{\Delta \text{BGAS} + \Delta \text{TRT}}{\Delta \text{CR} + \Delta \text{HS} + \Delta \text{BV} + \Delta \text{O}_2 + \Delta \text{BM}} \quad \text{.....(2)}$$

ここで

- ΔBGAS : 炉頂ガス潜熱増分
- ΔTRT : 炉頂圧発電量変化
- ΔCR : 増分コークスエネルギー
- ΔHS : 熱風炉熱量変化
- ΔBV : 送風動力変化

**Fig. 1** Energy flow sheet at blast furnace process

ΔO_2 : 富化酸素動力変化

ΔBM : 調湿蒸気変化

製鉄所のトータルエネルギーコストを最小にするためには、(2)式で示される高炉系のエネルギー転換効率 η_{all} を最大にすることが必要であり、そのための必要条件として、高炉本体に関する熱収支のうち、 η_{Si} は低く、 η_{BGAS} は高レベルに維持することが重要である。

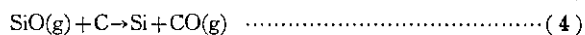
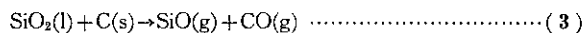
3 高コークス比操作時の操業設計

操業設計として

- (1) 鋳物鉄操業とBガス発生を意図した高コークス比操業との操業方法の比較
- (2) 高炉バランスモデルに基づくヒートロス一定条件下の高炉系エネルギー転換効率の予測
- (3) 操業技術上の問題点の把握を行い、操業実験計画を設定した。

3.1 鋳物鉄操業法との比較

一般に溶鉄中への [Si] の吸収は、



の反応による SiO ガスを介した移行反応であり、SiO ガスを発生する過程と SiO ガスから [Si] を吸収する過程の2つに依存する。Fig. 2 には、当社で開発した非定常1次元 [Si] シミュレーションモデル¹⁾ による炉内諸変数の計算比較を示す。これを用いて高コークス比操業における [Si] 移行過程のメカニズムを説明する。

羽口前で燃焼した高温ガスの一部は、固気間の伝熱により、降下してくるコークスを加熱し、そのコークス温度 T_s に応じた反応速度定数 $K = A \exp(-Q/R \cdot T_s)$ に従い、(3)式の SiO(g) を発生させる。また、残りの高温ガスは、(3)式の吸熱反応を促進することに使用される結果、バランスのとれた T_s が定まり、固液伝熱に

より、溶鉄温度が規定される関係にある。

このコークス温度 T_s が Fig. 2 (a) の製鋼溶鉄吹製時に比較し、(b) の鋳物鉄操業時には、高い位置から上昇を開始していることがわかる。これは、Table 1 に示すように鋳物鉄操業時には、大幅な減荷にもかかわらず、送風温度の低下が、少ないために、入熱過多となっている。そのため溶鉄温度上昇に必要な熱量以外に、(3)式の右辺への促進を行うための熱量として入熱が使用され、固体温度 T_s は、ほとんど変わらずに、その温度上昇開始位置が上昇し、高温領域が拡大していることを示している。ここで温度上昇開始位置は、溶融帯下端レベルと考えてよく、製鋼用溶鉄時に比べて上昇していることから、鋳物鉄操業では、滴下溶鉄が高 SiO ガスモル分率のガス中を滴下する時間が、長いことにより溶鉄中 [Si] が上昇するといえる²⁾。

一方、Fig. 2 (c) は、鋳物鉄操業をベースにしてさらに送風温度を低下させ、溶鉄温度を製鋼用溶鉄と同一になるように操業した時の炉内諸変数分布を示す。製鋼用溶鉄の炉内温度分布 (a) に比較して溶融帯レベルは高くなっているが、ガス温度 T_g が低いためにコークス温度 T_s が相対的に低くなっており、滴下帯での SiO 発生量が顕著に低下している。その結果、鋳物鉄のように [Si] は上昇していないことがわかる。

このように、鋳物鉄操業と本操業法の根本的な相違点は、鋳物鉄が溶鉄中 [Si] を上昇させるために、羽口からの鉄鉄単位量当りの入熱量をできるだけ大きくしようとしているのに対し、ここでは、羽口からの入熱は可能な限り下げようとする点である。

3.2 高炉バランスモデルによる操業予測

高コークス比操業時のエネルギー転換効率の定量的な把握を高炉バランスモデルを用いて検討する。Fig. 3 には、高炉バランスモデルの概略を示す。熱保存帯が存在するという仮定の上になりつつ静的バランスモデルである³⁾。熱保存帯で仮想的にウスタイトと共存するガス利用率 α^* を羽口前水素濃度 (H_2) 熱流比 (WER) ヒートロス (QL) で補正して与えることにより、炉下部での熱バランス

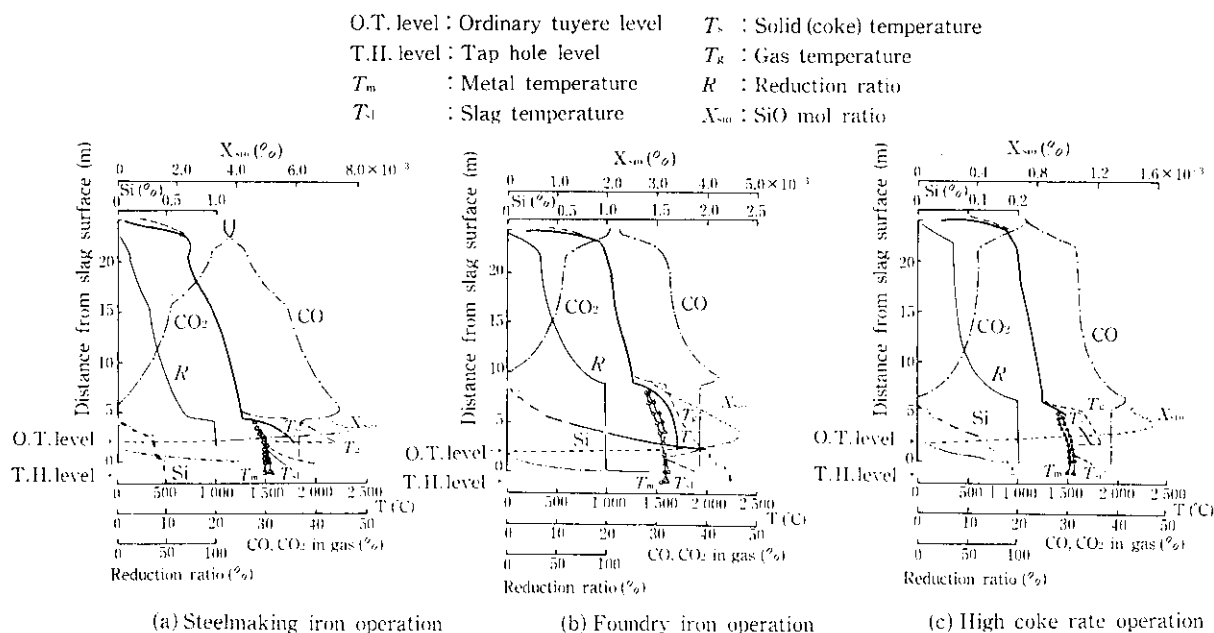


Fig. 2 Comparison of distribution of in-furnace variables among steelmaking iron operation, and foundry iron operation, and high coke rate operation

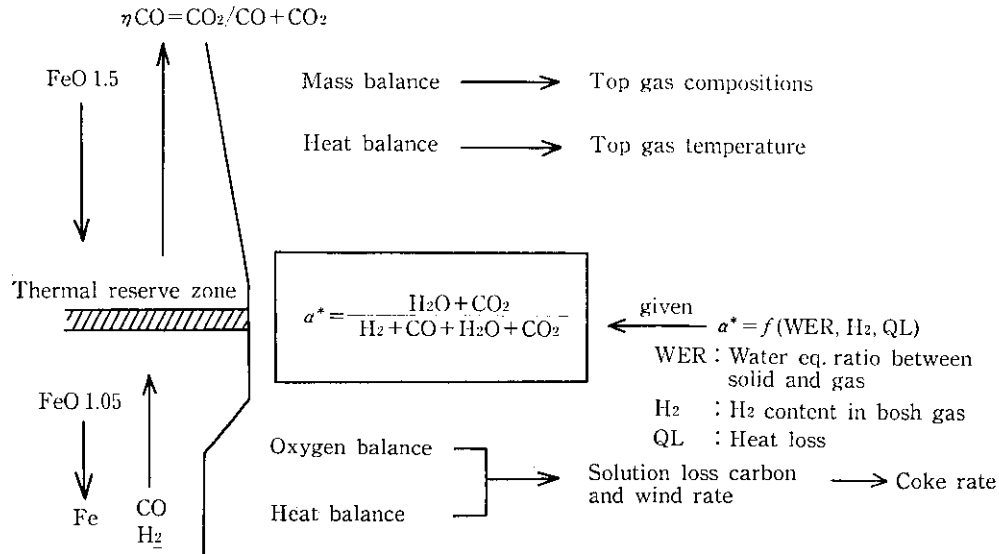


Fig. 3 Image of the calculated heat and material balance model

Table 3 Comparison between calculated operational factors and operated results at high coke rate operation

	Base	Calculation	Operated results
Productivity (t/m ² ·d)	52.22	59.44	59.44
Coke rate (kg/t)	472.1	491.9	489.2
Wind rate (+O ₂) (Nm ³ /t)	1 032.8	1 067.8 (+10.2)	1 069.7 (+10.2)
Blast temp. (°C)	1 151.0	1 005.0	1 005.0
Blast moisture (g/Nm ³)	27.9	41.5	41.5
Theoret. flame temp. (°C)	2 372	2 198	2 198
Top gas volume (Nm ³ /t)	1 529.2	1 600.0	1 599.3
B gas calorie (kcal/Nm ³)	695.6	724.3	735.0
CO gas utilization (%)	51.84	50.87	49.97
Top gas temp. (°C)	166.6	195.8	189.0
[Si] (%)	0.37	0.23 ¹⁾	0.27
Heat loss (10 ³ kcal/t)	72.9	72.9	75.4
Water equiv. ratio	0.820	0.790	0.795
H ₂ in front of tuyere (%)	3.39	4.53	4.53
α* (%)	26.44	27.17 ²⁾	27.59

¹⁾ Influence coefficient of [Si]

0.15%/10 t/m²·d
 0.07%/100°C TFT
 -0.04%/1% H₂
 -0.03%/0.01 WER

²⁾ Correct coefficient of α*

0.82%/1% H₂
 0.80%/0.10 WER
 0.74%/10⁴ kcal/t QL

と酸素バランスから送風原単位とコークス比を求め、炉上部での熱バランスとマスバランスから炉頂温度と炉頂ガスカロリーを求める。なお、α*の補正係数は、0.82%/1.0% H₂、0.8%/0.1 WER、

Table 4 An example of energy balance in blast furnace process under high coke rate operation

Factors	Calculation of change of energy	Results
ΔCR	(491.9 - 472.1) kg/t × 7 200 kcal/kg	142.6 × 10 ³ kcal/t
ΔHS	(1 005°C × 1 067.8 Nm ³ /t - 1 151°C × 1 032.8 Nm ³ /t) × 0.3 kcal/Nm ³ ·°C/0.85	-40.8 × 10 ³ kcal/t
ΔBV	(1 067.8 - 10.2 - 1 032.8) Nm ³ air/t × 120 kcal/Nm ³ air	3.0 × 10 ³ kcal/t
ΔO ₂	(10.2 - 0) Nm ³ O ₂ /t × 1 760 kcal/Nm ³ O ₂	18.0 × 10 ³ kcal/t
ΔBM	(1 067.8 Nm ³ /t × 41.5 g/Nm ³ - 1 032.8 Nm ³ /t × 27.9 g/Nm ³) × 720 kcal/1 000 g	11.2 × 10 ³ kcal/t
ΔBGAS	724.3 kcal/Nm ³ × 1 600.0 Nm ³ /t - 695.6 kcal/Nm ³ × 1 529.2 Nm ³ /t	95.2 × 10 ³ kcal/t
ΔTRT	24.5 kW·h/t × (1 600.0 Nm ³ /t - 1 529.2 Nm ³ /t - 1) × 2 450 kcal/kW·h	2.8 × 10 ³ kcal/t
Energy recovery efficiency; η _{all} = $\frac{\Delta BGAS + \Delta TRT}{\Delta CR + \Delta HS + \Delta BV + \Delta O_2 + \Delta BM}$		73.1%

0.75%/10⁴ kcal/t QL である。ここで操業変更による [Si] の変化は、出鉄比、熱流比、羽口前温度、羽口前水素濃度の影響係数⁴⁾により、あらかじめ予測して与える。

Table 3 には、代表的な計算例としてヒートロス一定下で送風温度を低下させ、送風湿分を増加させた場合の高コークス比操業の予測結果と実績の比較を示す。実績の方が [Si] は 0.04% 高く、ヒートロスは、2.5 × 10³ kcal/t 上昇しているが、コークス比の計算との誤差 [(計算 - 実績)/実績] は +0.6%、B ガス発生量の計算との誤差は 1.4% 程度である。この計算結果を用いて高炉系におけるエネルギー転換効率を試算した結果を Table 4 に示す。熱風炉効率は 85%、送風動力、酸素動力、調湿は各々 120 kcal/Nm³·air、1 760 kcal/Nm³·O₂、720 kcal/kg とし、炉頂圧発電 (1 kW·h = 2 450 kcal) は、炉頂ガス量に比例すると仮定すれば高炉のコークスエネルギー転換効率は、73.1% であり、高炉系におけるエネルギーロスは、

$36 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ となる。高炉本体のヒートロスが 10^4 kcal/t 増加した場合には、エネルギー転換率は約 7.5% 低下する。また、[Si] が 0.1% 上昇した場合には、エネルギーロスで約 $7.5 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ の上昇に相当し、エネルギー転換率が約 5.5% 低下する。

3.3 操業実験計画

このように、高炉のエネルギー転換効率低下防止の観点から、最も重要な因子は、溶銑中 [Si] の上昇防止とヒートロスの上昇防止である。しかし、現実には、Fig. 4 に示すように熱流比の低下でヒートロスは上昇する傾向にある。そこで、高コークス比操業時のヒートロス、[Si] の上昇を抑制するため通常の装入物分布調整によるステープ熱負荷コントロールに加えて、以下のような操業計画を設定した。

すなわち、コークスのガス化方法として通常の送風空気てコークスを燃焼させる方法 ($\text{C} + 1/2 \text{O}_2 + \text{N}_2 \rightarrow \text{CO} + \text{N}_2$) 以外に

- (1) 送風湿分で水性ガス反応をおこさせる方法 ($\text{C} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{CO} + \text{H}_2$)
- (2) 富化酸素で燃焼させる方法 ($\text{C} + 1/2 \text{O}_2 \rightarrow \text{CO}$)

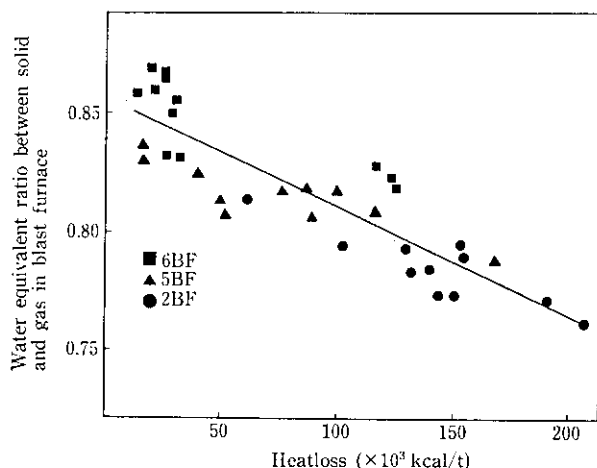


Fig. 4 Effect of water equivalent ratio between solid and gas on heat-loss

Table 5 Comparison of experimental operating plans at Chiba Nos. 5 and 6 BF

Productivity (t/d·m ³)	1.4* ¹⁾			1.7* ¹⁾		2.0* ²⁾	
	Case 1			Case 2		Case 3	
	(Base)	Step 1	Step 2	(Base)		(Base)	
Coke rate (kg/t)	500	525	535	520	540	480	495
Blast moisture (g/Nm ³)	25	25	45	30~35	30~35	40	40
Blast temp. (°C)	1 100	900~950	900~950	1 100	850	1 100	950~1 000
Blast wind (Nm ³ /min)	3 000	3 250	3 200	3 750	4 100	6 600	6 600
Enriched oxygen (Nm ³ /h)	0	0	0	0	0	0	6 000

*¹⁾ No. 5BF (2 584 m³)

*²⁾ No. 6BF (4 500 m³)

の 2 方法があり、前者は、出銑比が低く [Si] が高い場合に、後者は、出銑比が高く、炉内通過風量が多い場合に適用することを試みる。

この理由は、前者 (1) 法は、吸熱反応であり、送風顕熱低下によりコークス比を上昇させた場合に比較して、羽口前温度は低く、SiO(g) 発生抑制度を高く保てるためである。また後者 (2) 法では、単に送風空気て燃焼する場合に比べて不要 N₂ 分がないため、ボッシュガス量増分が少なく熱流比低下を防止できることにある。

Table 5 には、(1) (2) 方法の各炉における高コークス比操業計画の模式図 Case (1) (2) (3) を示す。図中 Case (1) の Step 2 期が (1) 法に対応し、Case (3) が (2) 法に対応する。

4 操業結果および考察

4.1 高炉の熱収支と高炉系のエネルギー転換効率の比較

Fig. 5 は各実験期の高炉本体の熱収支、Fig. 6 は高炉系にお

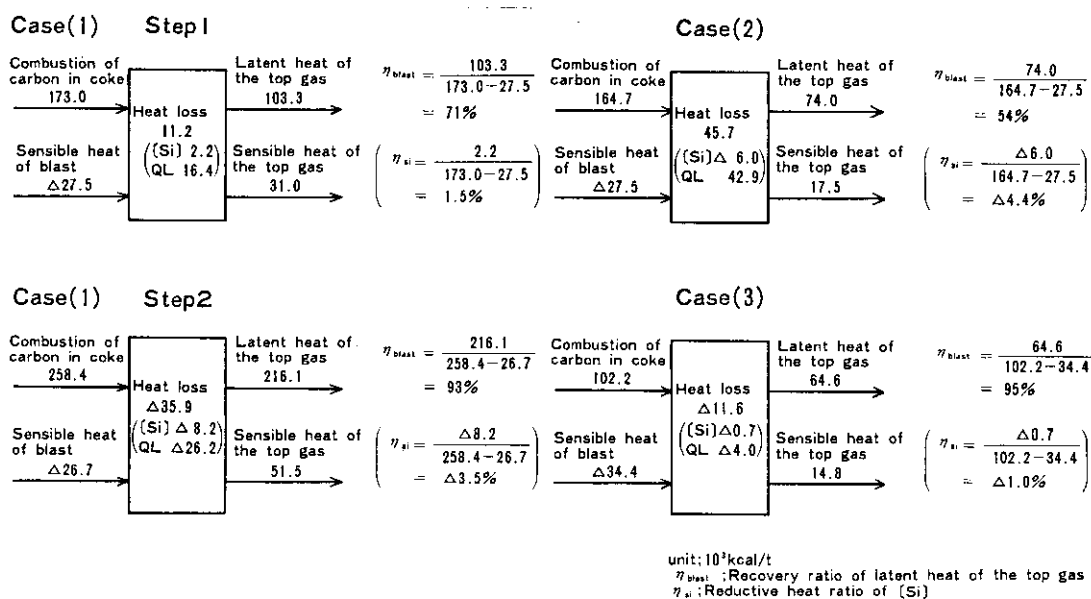


Fig. 5 Comparison of energy balance at blast furnace

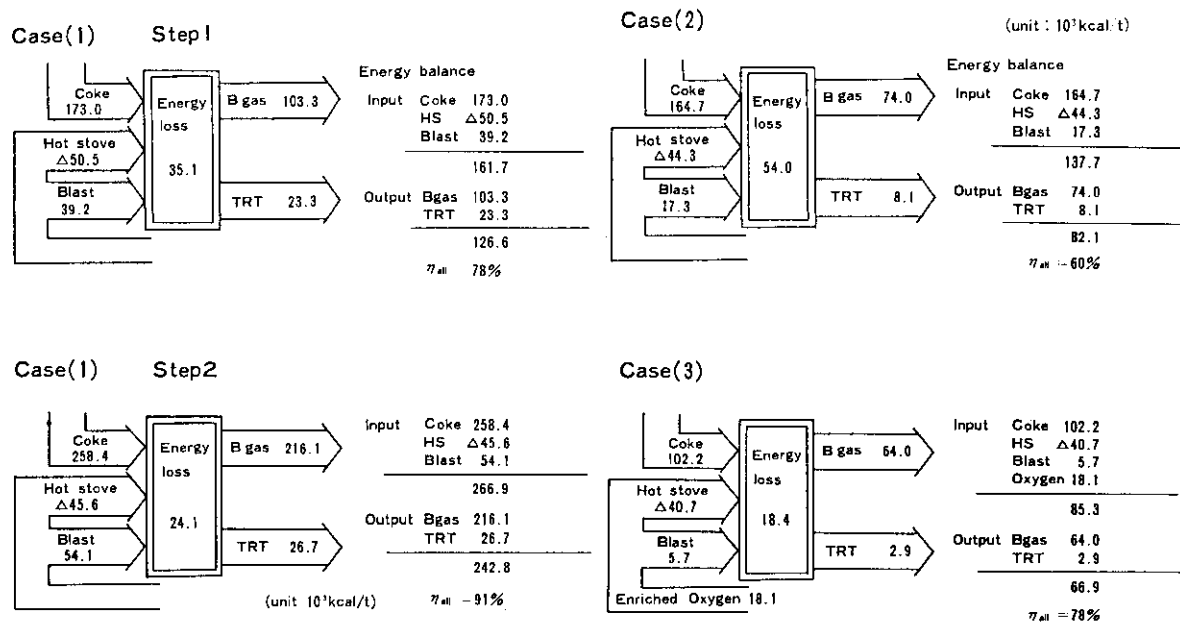


Fig. 6 Comparison of energy balance and recovery coke energy efficiency at blast furnace process

るエネルギー転換効率の比較を示す。高炉本体のヒートロスが大幅に上昇した Case (2) では、(1) 式第 2 項で定義される η_{SI} が 1.5% と低いにもかかわらず、第 1 項の B ガス潜熱回収率 η_{BGAS} が 54% と低く、(2) 式で定義したエネルギー転換効率 η_{all} は 60% にしか達していない。一方、高炉本体のヒートロスが大幅に低下し溶銹中 [Si] の低下を伴った Case (1) の Step 2 期、酸素富化による熱流比の上昇で入熱低下が可能となった Case (3) では、(1) 式で示される高炉本体の B ガス潜熱回収率 η_{BGAS} が 93~95% の高効率を達成した。また、(2) 式で定義される高炉系のエネルギー転換効率 η_{all} は、ヒートロスの低下した Case (1) の Step 2 期で 91%、富化酸素動力の必要な Case (3) は 78% となった。これから、高炉本体のヒートロス変動が少ない Case (1) の Step 1 期、および Case (3) では、出銹比の違いはあるが、高炉系のエネルギー転換効率 70~80% の達成が可能であることがわかった。これは、高炉バランスモデルに基づいて試算した値とほぼ一致していた。

4.2 高炉本体のヒートロスコントロール

コークスのガス化を送風空気で行った同一高炉における Case (1) の Step 1 期と Case (2) は、本質的な操業法にかわりがない。それにもかかわらず Case (2) では、大幅なヒートロス上昇を招いた。そこで高炉におけるヒートロスの制御について検討する。

4.2.1 操業条件と装入物分布調整の関係

高炉の一般的なヒートロスの制御法としては、装入物分布調整がある。これは、ヒートロスの管理指標であるボッシュ部やシャフト部の炉体温度、あるいはステープ給排水の温度差と冷却水量から求めるステープ熱負荷を操業レベルに応じた適正值に管理する方法である。Fig. 7 には、千葉 6 高炉におけるオールコークス操業下での操業変化を、横軸にコークス比、縦軸に出銹比をパラメータとして示す。図中の代表的な操業期 I、II、III の炉半径方向のガス分布を Fig. 8 に示した。低コークス比で減産時の I 期から増産時の II 期へ移行した場合は、炉壁部の η_{CO} を上昇させた周辺流抑制のガス分布、さらに増産でかつ高コークス比時の III 期は、中心部の η_{CO} を低下させた中心流化（周辺流抑制）のガス分布に調整し、

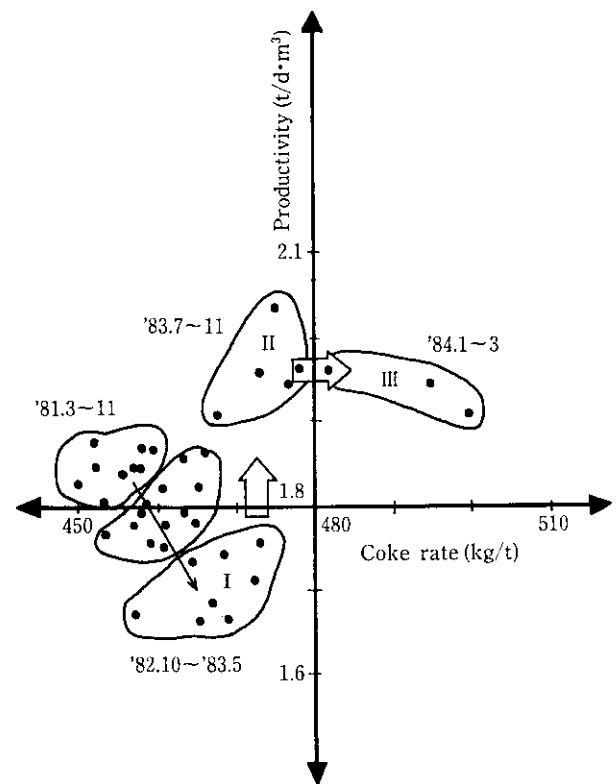


Fig. 7 Change of coke rate and productivity at 6BF

ステープ熱負荷の上昇防止をはかっている。

このような操業結果を物理的指標で評価するため、コークス比のかわりに、装入物熱容量とボッシュガス熱容量の熱交換能力を示す熱流比で、出銹比のかわりに、単位時間あたりの還元ガス量の観点から炉内通過ガス量で整理した結果を Fig. 9 に示す。図中の数字はサウジングから算出した炉壁部のコークスと鉬石の層厚比⁹⁾であり、バルスパターンや装入シーケンス、ストックラインの変更

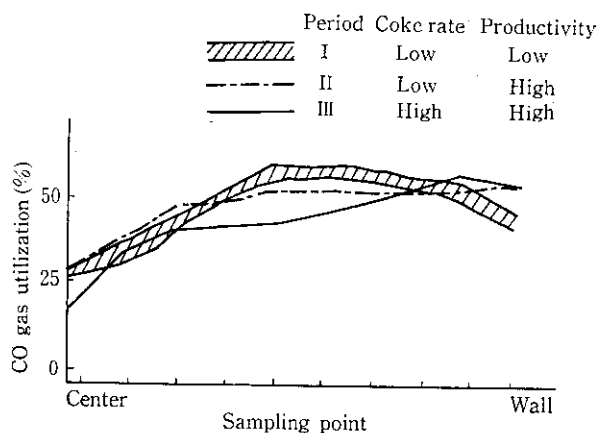


Fig. 8 Comparison of typical gas distribution between the respective periods; i.e., period I, II, and III in Fig. 7

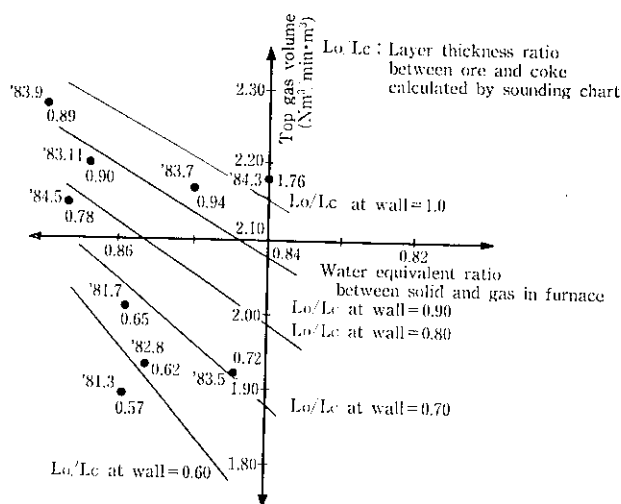


Fig. 9 Equal-percentage L_o/L_c conceptual chart using water equivalent ratio between solid and gas, and furnace gas volume as parameters

により調整される指標である。また、図中の実線は、操業結果から設定した等 L_o/L_c 線図である。

これから、炉内通過ガス量が増加し(増産)、熱流化が低下(高コークス比)した場合には、炉内の熱交換に余裕を生じ、炉壁部の熱負荷が上昇するため炉壁部での層厚比の上昇(周辺流抑制)が必要であると考えられる。また、炉内通過風量の減少となる減産時、あるいは熱流比の高い低コークス比、酸素富化操業の場合は、炉壁部不活性帯成長抑制のため、 L_o/L_c の低下による周辺流化が必要である⁴⁾ことを示唆している。

一方ステープ熱負荷は炉内通過ガス量、熱流比、炉壁部層厚比に大きく依存しており重相関解析の結果

$$\begin{aligned} \text{ステープ熱負荷 (10}^4 \text{ kcal/h)} \\ = 540(\text{炉内通過ガス量}) - 11\,000(\text{熱流比}) - 380(L_o/L_c) \\ + 9\,000(N=9, \gamma=0.8) \end{aligned} \quad (5)$$

の関係が認められた。ステープ熱負荷の絶対値は、炉内レンガ残存厚や、操業度に応じた適正値の変化により異なるが、高コークス比操業のように、ステープ熱負荷一定という観点からは、炉内通過ガス量と、熱流比と層厚比の3面からヒートロスの制御を図ることが重要である。

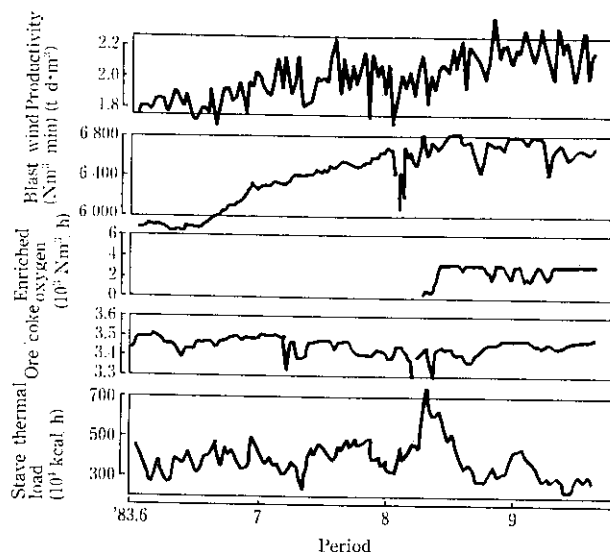


Fig. 10 Trends of operational variables at increasing productivity of No. 6 BF

4.2.2 炉内通過ガス量とヒートロスの関係

Fig. 10 に千葉6高炉の増産期の操業因子の推移を示す。特にヒートロスと良い対応のあるステープ熱負荷は、送風量が6700 Nm³/min 前後で急に上昇し、その後酸素富化により低下している。この時の炉頂発生ガス量は約9400 Nm³/min であり、高炉の単位内容積に換算すれば約2.10 Nm³/min·m³ である。一方、前述の Table 5 において各実験期の炉頂ガス発生量は、Case (1) が1.7~1.8 Nm³/min·m³、Case (2) は2.25 Nm³/min·m³、Case (3) は2.05 Nm³/min·m³ であり、Case (2) は Fig. 10 の増産期以上に炉内通過ガス量を増加させた操業を行っている。

高炉の炉内通過風量の限界に関しては、各種検討⁶⁾されているが、現状では、定量的に定められていない。

そこで一般的な方法として

$$\text{Carman's equation; } \Delta P/L = \Phi \cdot \mu^\beta \cdot \rho_g^{1-\beta} \cdot u^{2-\beta} \quad (6)$$

を用いて炉内通気抵抗からの吹きぬけ限界を試算する。ここで ΔP はシャフト上下部圧損、 L は距離、 μ はガス粘度、 ρ_g はガス密度である。(6) 式を空塔質量速度 $G = \rho_g \cdot u$ を用いて

$$\Phi = (\Delta P/L) \cdot \rho_g / \mu^{0.3} G^{1.7} \quad (7)$$

に変形し、Fig. 10 におけるステープ熱負荷上昇前の $\Delta P/L = 0.2328 \text{ g/cm}^3$ 、 $\rho_g = 1.1252 \times 10^{-3} \text{ g/cm}^3$ 、 $G = 0.1335 \text{ g/cm}^2 \cdot \text{s}$ 、 $\mu = 420 \times 10^{-6} \text{ g/cm} \cdot \text{s}$ を代入し、 $\Phi = 0.0828$ を求める。

今 $\Delta P/L = \rho_{\text{coke}} = 0.5 \text{ g/cm}^3$ を吹きぬけ限界とすれば、(7) 式から $G = 0.2092 \text{ g/cm}^2 \cdot \text{s}$ が得られ、千葉5, 6高炉の炉口断面積を各々50 m², 87 m²として吹きぬけ限界ガス量は5600, 9700 Nm³/min となる。単位内容積あたりの炉頂ガス量は2.17, 2.16 Nm³/min·m³ である。

高炉は、半径方向に不均一な通気抵抗を有するプロセスであり、この計算結果で必ず、吹きぬけを生じているとはいえないが、少なくとも限界に近づいていると思われる。このような状態が半径方向の局所的な場所で生じれば、装入物分布調整で制御しきれない可能性が高い。高コークス比操業時のヒートロス上昇を防止する手段として前述の装入物分布調整による周辺流抑制だけでなく炉内通過ガス量の増加を抑制した Case (1) Step 2 の湿分添加あるいは Case (3) の酸素富化によるコークスガス化が有効な手段であるといえる。これは、Fig. 5 における上記2ケースで高炉本体のヒートロス

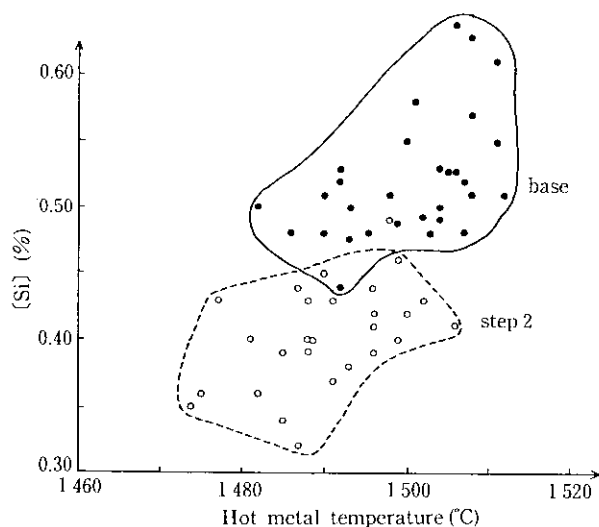


Fig. 11 Relation between [Si] and hot metal temperature under the base and step-2 periods

がわずかではあるが低下していることから実証されている。

4.3 高コークス比操業下での低 [Si] 鉄吹製

Fig. 11 には、Case (1) の Step 2 期における溶鉄中 [Si] と溶鉄温度の関係を示した。同一溶鉄温度でも [Si] 約 0.1% の低下が

可能である。また他の 3 ケースとも Fig. 5 の [Si] 還元熱使用割合 η_{Si} に認められるように、大幅な [Si] の上昇は認められなかった。これは、送風顕熱がベースに比べていずれの場合も低下していることで、前記 (2) 式の反応を抑制しているためと考えられる。このように、高コークス比操業のように熱流比が低く溶融レベルが高くても、羽口からの入熱を極力低下させることで低 [Si] が吹製できることを実証した。

5 結 言

西 3 号発電所稼働時の高炉発生ガス量増加のニーズに対応するため千葉 5, 6 高炉において各種の高コークス比操業実験を企画し、高炉のコークスエネルギー転換効率の把握を試みた。その結果、

- (1) 高コークス比操業下でも羽口前入熱量の低下により溶鉄中 [Si] の上昇を防止できる。
 - (2) 装入物分布調整による周辺流抑制と炉内通過風量の観点からの酸素富化、送風湿分添加を併用することで、高コークス比操業に伴うヒートロス上昇を防止できる。
 - (3) ヒートロス、[Si] 一定のもとでは、出鉄比 1.4~2.0 t/d・m³ の間で、エネルギー転換効率 70~80% の達成が可能であり、これは、ほぼ理論値に等しい。
- 等が判明した。

この知見に基づき、59 年 4 月以降、高コークス比操業を安定して継続しており、製鉄所のエネルギー戦略に大きく寄与している。

参 考 文 献

- 1) 田口整司, 久保秀穂, 榎谷暢男, 一藤和男, 岡部俊児: 鉄と鋼, 68 (1982) 15, 2303~2318
- 2) 田口整司, 榎谷暢男, 才野光男, 安野元造, 奥村和男: 鉄と鋼, 68 (1982) 10, A133
- 3) 才野光男, 丸島弘也, 奥村和男, 河合隆成, 一藤和男, 久保秀穂, 沢田寿郎: 鉄と鋼, 70 (1984) 4, S93
- 4) K. Tanaka, K. Okumura, M. Saino, T. Haru and M. Yasuno: "Rated Down Operation of Blast Furnace", 43rd Ironmaking Conference ISS-AIME, Chicago (USA), April (1984)
- 5) 奥村和男, 河合隆成, 丸島弘也, 高橋洋光, 栗原淳作: 鉄と鋼, 66 (1980) 13, 1956~1965
- 6) たとえば川田敏郎, 本郷英夫, 横山晃一, 土妻義美, 福井雅之: 鉄と鋼, 68 (1982) 6, 603~608