

669.162.263, 669.162.275.3

が可能である。

(2) 高圧操業によつてコークス比は低下するが、その低下の度合いは炉内ガス速度とほぼ比例する。したがつてコークス比の低下の度合いは操業率によつて変わる。

(3) 高圧高炉によれば、経済情勢に応じてきわめて多様な操業を行なうことができる。

669.162.212, 669.162.264.4

(19) 鶴見第 1 高炉々内状況の調査

日本鋼管, 鶴見製鉄所 No. 64181
 長谷川友博・根本秀太郎・田中 和夫
 阪本 英一・黒田 浩一・○中谷源治

Investigation into the Inner Side of the Blast Furnace No. 1 at Tsurumi Works.

Tomohiro HASEGAWA, Hidetarō NEMOTO,
 Kazuo TANAKA, Eichi SAKAMOTO,
 Koichi KURODA and Genji NAKATANI.

I. 緒 言 PP/6012/604

鶴見第 1 高炉 (内容積 1143m³) は、経済界の不況により大中減産を実施後、立上り期において、棚つりを頻発し長期的炉況不安定におち入つたが、この原因として、長期間の減産操業により炉内ガスパスが変化したことも考えられ、38年10月以来、シャフト 10 カ所に測定口を開口し、炉内ガス成分、圧力、壁付の調査を行なうとともに、操業面においては、(i) 軽操業の実施、(ii) 焼結鉱の節分、(iii) 整粒鉱の増配合、(iv) 低塩基度操業、(v) 重油吹込み量の減少ないし停止、(vi) 一部シャフト冷却水の給水停止などの対策をとつた結果、炉況は39年4月より好転しつつある。本報は炉況の好転した前後で、上記調査項目にあらわれた変化を検討したものである。

II. 測定方法

測定口は、シャフト部に 9 カ所、炉腹に 1 カ所、計 10 カ所である。この測定口から奥に詰つた附着物を酸素で穿孔し炉内まで貫通させた後、丸棒で壁厚を測定し、内部から噴出するガスの採取および圧力測定を行なつた。

III. 測定結果および考察

1. 炉壁温度とシャフト壁付

シャフト炉壁温度は、Fig. 1 のように、減産態勢の強化された37年9月以降、下段、中段が下降し回復しないまま現在に到つている。Fig. 2 に38年10月以降のシャフト壁付状況の推移を示す。図中の数値は火入れ時の煉瓦プロフィールを基準とし、壁付を+、損耗を-で示す。当初、上段で 50~100mm、切立部で 200mm 程度の損耗、中段で 200~400mm の壁付が見られたが、炉況の好転した39年4月以降、後者は消滅した。ただし、シャフト中段炉壁温度は変化していない。

2. 炉内ガス圧分布曲線

Fig. 3 は、シャフト各レベルのガス圧 P と風量 V の比 P/V を順次結んだ曲線であり、炉況安定時 (39年4月実線39年3月以前、一点鎖線)、棚つり時 (点線) に層別し、それぞれ典型的な例が示してある。各例とも 6

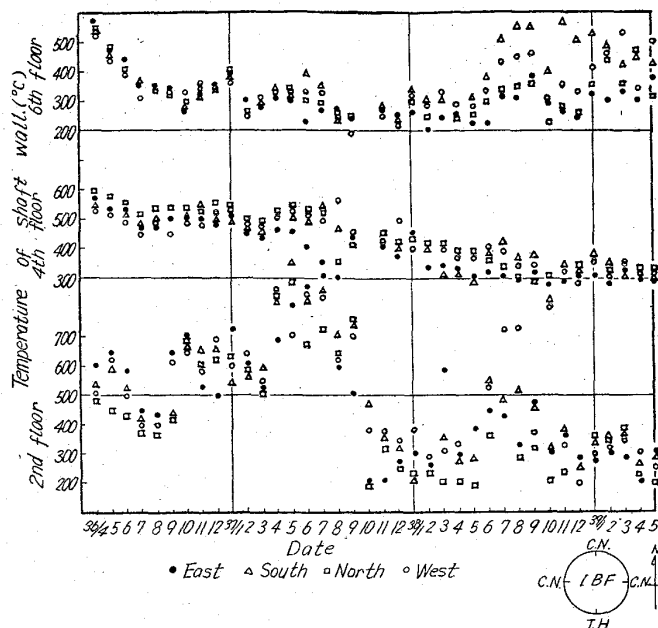


Fig. 1. Transition of temperature of shaft wall.

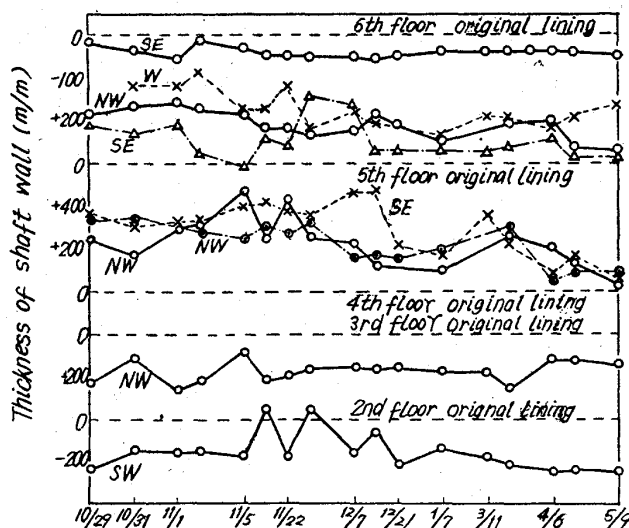


Fig. 2. Transition of shaft profile.

床~5床にかけての圧力勾配が大きくなつている。棚つり時には、装入面が下つているため6床での圧力降下は少ないが、6床~4床で大きくあらわれている。炉況の好転した39年4月以降の例では、シャフトでの圧力降下が少なくなつておりむしろ朝顔での圧力降下があらわれている。この現象からシャフト壁付との対応、棚つり位置の推定を行なうのは今後の課題である。

3. 炉内ガス CO₂

Fig. 4 は、炉周部の CO₂ を (2) 項の層別法にしたがつて示したものである。これによると、棚つり時には4床~5床での CO₂ が低下しているが、炉況が回復すると多少上昇している。一方、39年4月以降のパターンは、CO₂ がさらに上昇している。LOGINOV¹⁾らのソ連における一連の研究から炉内ガスは高炉断面で一樣でなく、炉芯部および周壁部では低くその中間で高いことおよび CO₂ の高い部分で還元が十分進行していることが明らかにされている。この考え方によれば、炉壁沿いの CO₂

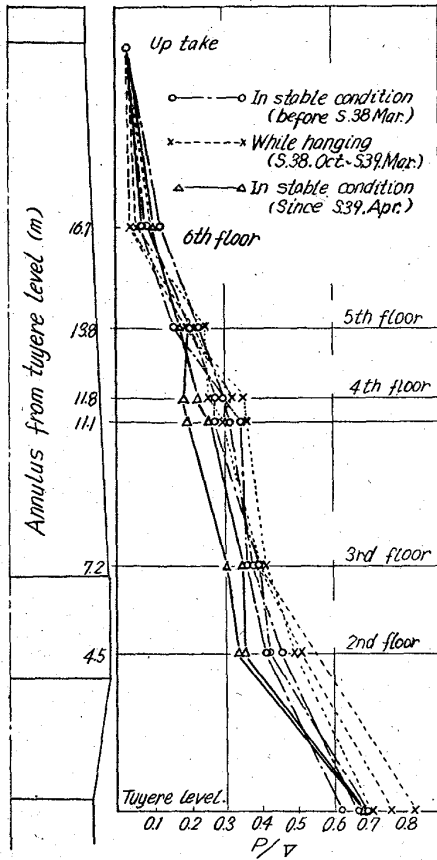


Fig. 3. Typical pattern of P/V against shaft height.

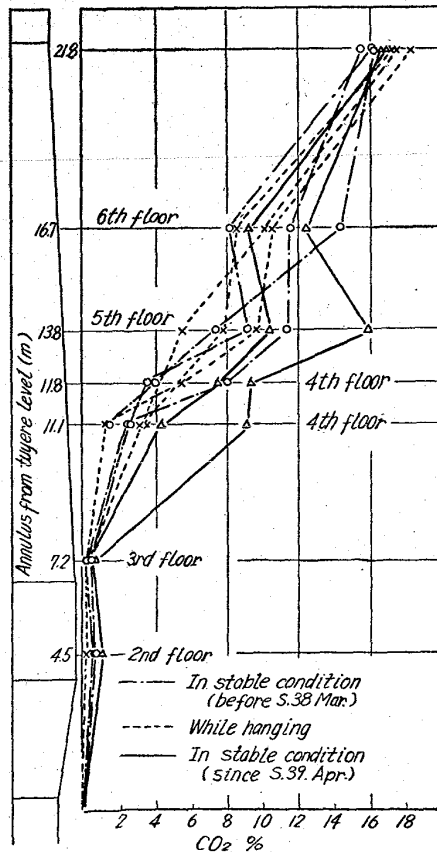


Fig. 4. Carbon dioxide content at the periphery of the furnace shaft.

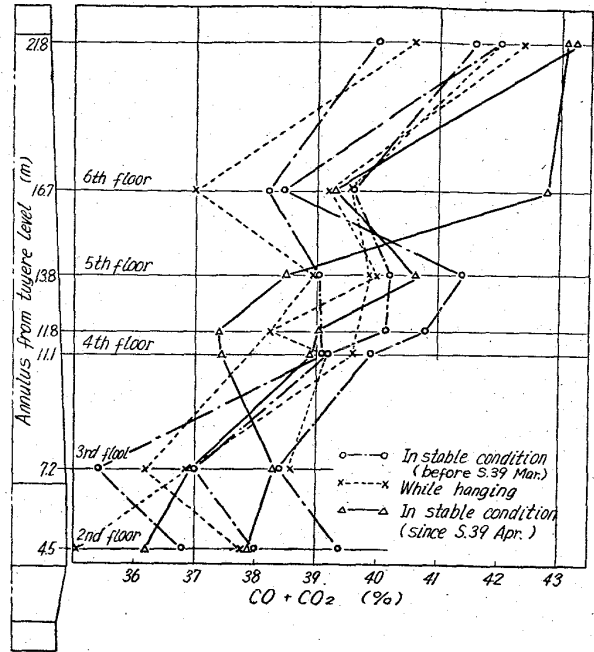


Fig. 5. CO+CO₂ content at the periphery of the furnace shaft.

が高い時は高炉の炉周の反応が活発になったものと考えられる。なお、3床以下のレベルでは、高温が支配的なため、カーボンソルーション反応が進行していることもあり、炉況と無関係にほとんどCO₂は0である。

4. 炉内ガス CO+CO₂

Fig. 5に、炉内ガスCO+CO₂を(2)項の層別法にしたがつて示す。8例中1例を除き、6床のCO+CO₂は5床より低くなっているが、これはこの間でガスパスが変化したのか、あるいはカーボンデポジションの影響によるものとも考えられる。

5. 炉頂ガス (CO)+(CO₂)

炉況の好転した39年4月には、Fig. 5に見られるように前月と比較しコークス比に差がないにもかかわらず、(CO)+(CO₂)が1~2%上昇し、しかもCOの上昇が大きく与っている。この時には、風量がほぼ一定でも装入回数が増加し風熱が上昇した。これは、コークス比一定の条件下で、羽口先燃焼カーボンが低下しソルーションロスが増加したものと考えられ、風熱上昇も後者に対応したものである。

コークス比 (M kg/t) が一定の場合、炉頂ガス CO+CO₂ 1%の上昇に対応する装入速度 (N ch/day), 出銑量 (P t/day), 風熱上昇 (Δt°C) は、以下のように計算される。

$$V = (M \cdot f + C_{\text{lime}} - C_{\text{dust}} - C_{\text{pig}}) \times (100 - (\text{CO}) - (\text{CO}_2) - (\text{H}_2)) / ((\text{CO}) + (\text{CO}_2)) \times 0.01 \times 12 / 22 \cdot 4 \times 0.79 \dots (1)$$

$$P = 1440(1 - 0.001244 I) \times V' / V \dots (2)$$

$$N = \{1440(1 - 0.001244 I) \times V' / V\} / \{V \times C_{\text{base}} \times 1000 / M\} \dots (3)$$

$$M = 1 / f (C_{\text{dust}} + C_{\text{pig}} + C_{\text{comb}} + C_{\text{H}_2\text{O}} + C_w + C_d + C_s) \dots (4)$$

$$C_{\text{comb}} = 1.429 \times 12 / 16 \times 0.21 V \dots (5)$$

$$C_{\text{H}_2\text{O}} = 12 / 18 \times 0.001 \times IV \dots (6)$$

ここで、

- V: 乾送風量 (Nm³/t)
- V': 計器送風量 (Nm³/min)
- f: コークス固定C (%×1/100)
- C_{base}: コークスペース (t/ch)
- C_{lime}: 石灰石中C (kg/t)
- C_{pig}: 銑鉄中C (kg/t)
- C_{dust}: ダスト中C (kg/t)
- C_{comb}: 羽口先燃焼C (kg/t)
- C_d: S_i, M_n, P 還元用C (kg/t)
- C_w: 結晶水分解C (kg/t)
- C_s: ソルーションロスC (kg/t)
- l: 送風中湿分 (g/Nm³)

(4) 式において、M, f, C_{dust}, C_{pig}, C_w, C_d を一定とすれば、

$$C_{comb} + C_{H_2O} + C_s = \text{constaut} \dots \dots \dots (7)$$

銑鉄トン当りの所要熱量 Q_{kcal/t} を一定とすれば、

$$\Delta Q_{comb} + \Delta Q_{wet\ air} + \Delta Q_{steam} + \Delta Q_s = 0 \dots \dots (8)$$

ただし、

- ΔQ_{comb} (羽口先Cの燃焼熱の変化):
C_{comb} × 2340
- ΔQ_{wet air} (熱風頭熱の変化): V × Δt × 0.335
- ΔQ_{steam} (湿分分解熱の変化):
0.001 l × ΔV × 1550
- ΔQ_s (ソルーションロス熱): 3240 × ΔC_s

(1)~(8) に、M=575, f=90, C_{lime}=10, C_{dust}=3, C_{pig}=48, C_w=9, V=1500, CO+CO₂=42, H₂=2.5, C_{base} 6.540 を代入し計算すると、CO+CO₂ 1%の上昇に対し、装入回数が 4ch/day増加し、風熱は 150°C 上昇する。

Table 1 に、炉況不調時 (39年3月)、炉況好調時 (39年4月)、参考として減産操業に入る前の好調時 (37年4月)の操業データ、物質精算および熱精算結果の一部を示す。これによると、3月および4月度では、コークス比がほぼ一定であるので、風量の等しい期間を比較すると、CO+CO₂ が 0.8~1.2%程度上昇しており、装入速度が 4~7ch/day程度増加し、風熱も 100°C 程度上昇し、前述の考え方と一致している、一方、39年4月の諸元は好調時の 37年4月の諸元に似てきており、炉況が好転したことがわかる。

IV. 総 括

鶴見第1高炉は、減産操業後の立上り期において炉況が悪化したので、特に38年10月以降、シャフト部 10カ所に設けた測定孔より、炉内ガス成分、圧力、壁付の測定を行なっている。その後、39年4月を境として炉況が好転したが、この時次のような現象があらわれた。

- (1) 従来、シャフト中段に 400mm 程度あつた壁付が39年4月以降消滅しつつある。一方、シャフト炉壁中段、下段の温度は減産操業に入つて下降傾向となり現在に到るまで回復していない。
- (2) 39年4月以降、シャフトでの圧力降下が少なくなつており、シャフト通気性が改善されたものと思われる。
- (3) シャフト上段の CO₂ が上昇してきた。
- (4) 炉内ガス (CO)+(CO₂) は、5床と比べ6床では 2%程度低くあらわれている。
- (5) 炉頂ガス (CO)+(CO₂) が上昇し、風量、コークス比が一定でも、装入速度が上昇し出銑量が増加した。この現象は、羽口先燃焼カーボンの低下に見合いソルーションロスカーボンが増加したものと考えられる。

Table 1. Operational data and material balance.

Items	Period Date	Stable condition (S. 37. Apr.)				Irregular condition (S. 39. Mar.)			Stable condition (S. 39. Apr.)			
		11~15	16~20	21~25	26~30	11~15	16~20	21~25	1~5	6~10	11~15	16~20
Production	t/day	1571	1539	1567	1515	1209	1324	1337	1332	1386	1286	1407
Coke ratio*	kg/t	598	571	576	578	609	585	584	580	575	601	592
Charge number	ch/day	143	135	140	140	114	120	121	119	124	119	128
Coke base	kg/ch	6700	6700	6640	6660	6600	6600	6600	6600	6600	6600	6600
Ore base	kg/ch	17350	17630	17830	17900	17200	17800	18100	18000	18000	18000	18000
Blast volume	Nm ³ /min	1598	1544	1579	1571	1426	1504	1500	1430	1472	1433	1501
Blast temperature	°C	888	868	894	876	653	717	773	867	891	819	855
Blast moisture	g/Nm ³	35	34	34	36	30	30	30	30	30	30	90
Lime stone	kg/t	78	82	87	90	75	82	84	107	114	109	108
Top gas analysis %	CO	25.8	25.5	25.2	25.3	24.0	24.1	24.1	24.9	25.5	25.2	25.5
	CO ₂	16.8	17.3	17.4	17.4	17.0	17.6	17.7	17.1	17.5	17.0	17.1
	CO+CO ₂	42.6	42.8	42.6	42.7	41.0	41.7	41.8	42.0	43.0	42.2	42.6
	H ₂	2.4	2.6	2.5	2.5	2.5	2.4	2.5	2.6	2.7	3.1	2.9
Modified charge number**	ch/day	137	134	134	135	120	120	121	124	126	125	128
Combustion C at tuyere	kg/t	342	322	326	326	374	346	344	337	326	345	332
Solution loss	kg/t	96	96	92	94	78	85	86	86	94	97	104
Total input heat (×10 ³)	Kcal/t	1378	1286	1325	1317	1339	1281	1307	1330	1291	1328	1350

* Oil injection was not carried out in these periods.

** Corrected for differences in Blast volume (1500 Nm³/min) and Coke base (6600 t/ch).

この間の関係を計算し実績との対比を行なつたが比較的一致している。

上述の結果から今後もこのような炉内状況の調査を継続するつもりである。

文 献

1) V. I. LOGINOV & A. N. CHECHURO: Stal (1963), July., p. 503~506

669.162.263.234:669.162.275.3

(20) 直接還元率と炉頂ガス比との関連についての考察

(溶鉱炉操業の改良に関する研究—V)

住友金属工業, 中央技術研究所
鹿子木立郎・工博 中谷文忠・○中村文夫

Consideration on Relations between Rate of Direct Reduction and Top Gas Ratio.

(Studies on the improvement in blast furnace practice—V)

Tatsuro KANOKOGI, Dr. Fumitada NAKATANI, and Fumio NAKAMURA.

I. 結 言

前報¹⁾において、従来発表されたコークス比の理論を批判し、新しいコークス比の理論を体系づけた。すなわち、溶鉱炉操業におけるコークス比(カーボン比)をXとすれば、

$$X = n(1 + \gamma)(1 - D \cdot R) \dots\dots\dots (1)$$

なるマス・バランス的条件を満足しており、かつ溶鉱炉操業が可能なるためには、(1)式に平衡論的条件および熱バランス的条件による制限を付す必要を明らかにした。

次の Fig. 1 は溶鉱炉操業が可能なる必要、かつ十分条件を具備したときの炭素比曲面を示すものである。

溶鉱炉操業の各操業点はこの炭素比曲面上において移動する訳であつて、もし操業諸元が変化し、直接還元率(D.R)または炉頂ガス比(\gamma)のいずれか一方、あるいは両者とも変化した場合のコークス比は操業諸元を変更しない場合に比べるとどのようなか? これについては前報¹⁾で、一応作図的に示したが、本報では今少し具体的な数値を示して、活用上の便益を計らんとした。

II. 炉頂ガス比と直接還元率の炭素比におよぼす影響

溶鉱炉操業における平衡論的制限および熱バランス的制限内で、今直接還元率の微小変化 dD.R および炉頂ガス比の微小変化 d\gamma を受けたときの炭素比の変化量は、

$$X = n(1 + \gamma)(1 - D \cdot R) \dots\dots\dots (1) \text{ 式より}$$

n = const とすると、

$$dX = \left(\frac{\partial X}{\partial \gamma} \right)_{D.R} d\gamma + \left(\frac{\partial X}{\partial D.R} \right)_{\gamma} dD.R \dots\dots\dots (2)$$

ここで $(\partial X / \partial \gamma)$ は直接還元率一定の場合に炉頂ガス比の変化による炭素比の変化割合を示し、 $(\partial X / \partial D.R)$ は炉頂ガス比一定の場合に直接還元率の変化による炭素比の変化する割合を示すものである。

(1) 式より、

$$\left(\frac{\partial X}{\partial \gamma} \right)_{D.R} = n(1 - D \cdot R_i) \dots\dots\dots (3)$$

$$\left(\frac{\partial X}{\partial D.R} \right)_{\gamma} = -n(1 + \gamma_i) \dots\dots\dots (4)$$

装入物が純 Fe₂O₃ のみと仮定すれば n = 1.5 ゆえ (3)、

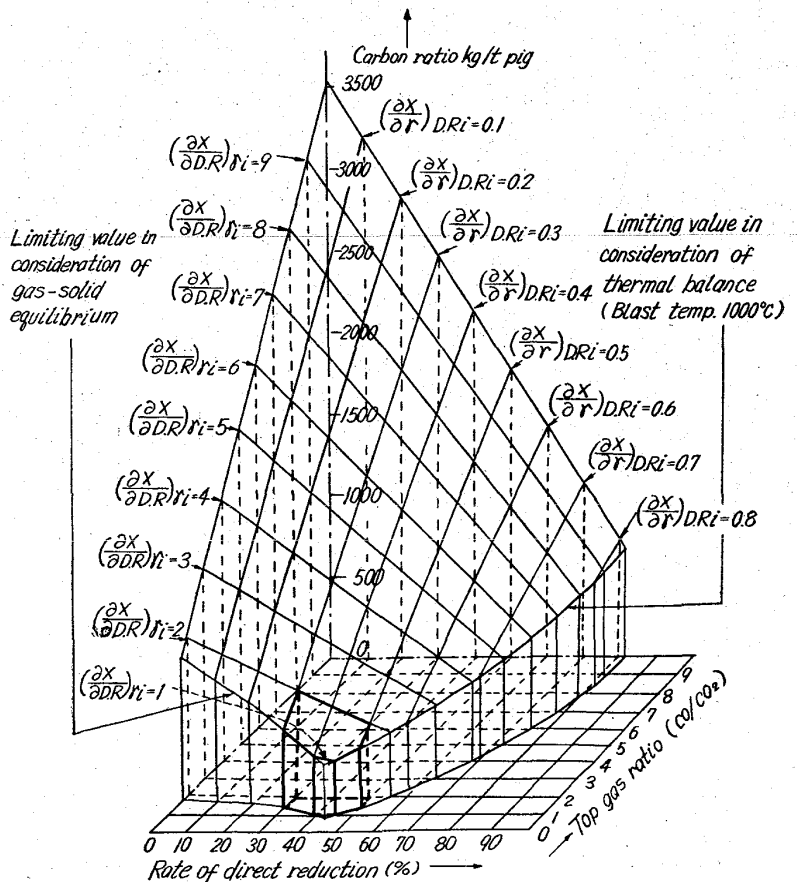
(4) 式は、

$$\left(\frac{\partial X}{\partial \gamma} \right)_{D.R} = 1.5(1 - D \cdot R_i) \dots\dots\dots (3)'$$

$$\left(\frac{\partial X}{\partial D.R} \right)_{\gamma} = -1.5(1 + \gamma_i) \dots\dots\dots (4)'$$

溶鉱炉の実際操業上、直接還元率は 0.3~0.5 (30%~50%) であるので、この範囲で直接還元率 2% 刻みに炉頂ガス比の変化量に対する炭素比の変化量 $(\partial X / \partial \gamma)_{D.R}$ を計算したのが Table 1 である。この計算値は kg atom Carbon/kg atom Fe なる単位で示されており、具体的な数字として理解し難い。そこで、銑鉄 1 t 中に鉄を 955 kg 含むものとし、炉頂ガス比が単位量 (0.01) 変化したときの炭素比の変化量を kg C/t-pig で示したものが第 3 欄である。

Table 1 から明らかに、炉頂ガス比の変化による炭



Note: A thick line in diagram shows that the area on which ordinary blast furnace operation is performed.

Fig. 1. Diagram of carbon ratio curved surface.