

Table 2. Heat balance, February—July 1959 ($\times 10^3$ kcal/t).

Period	Feb. 1~ April 30	May 1~10	May 11~20	May 26~31	June 1~16	June 17~25	June 26 ~July 1	July 5~10	July 12~17
O ₂ Enrichment	—	—	—	1.1	1.6	1.6	1.5	2.2	—
Combustion of C to CO.	943	968	926	981	971	971	926	933	936
Indirect reduction of ores.	39	39	40	40	39	39	38	37	38
Sensible heat of blast.	456	373	370	382	387	402	410	375	421
Total.	1438	1380	1336	1403	1397	1412	1374	1345	1395
Reduction of Si Mn & P.	69	70	63	57	66	64	70	71	65
Solution loss.	284	280	280	248	220	201	210	245	289
Loss with hot metal.	300	300	300	300	300	300	300	300	300
Loss with molten slag.	168	158	157	159	149	144	140	153	158
Calcination of stone.	57	37	35	36	35	32	29	30	33
Water-gas reaction at tuyeres.	73	71	68	79	84	98	104	111	98
Loss with top gas.	243	251	237	226	211	188	188	184	221
Heat losses.	244	213	197	298	334	386	334	251	231

$$P = 0.798(L + 4.76S + 0.00296LW) \dots (2)$$

(1), (2)式より, 送風量一定で操業している高炉の出鉄量は酸素富化 1% で約 4.76% 水蒸気付加量 1 g/Nm³ で約 0.3% 増加することがわかる. 5月26日より7月10日の間の資料について調べると全平均で酸素 1% の増加に対して送風中水蒸気量は 5 g/Nm³ 増加している. また, 酸素富化 1% に対する出鉄量増加は 6.3% であるので, この中の 4.8% が酸素により 1.5% が水蒸気により増加したものと考えられる.

(2) 熱精算結果について: 各期の熱精算結果は Table 2 に示した. これより酸素富化を行なうとソリューションロスが減少し, 間接還元率が増加し装入コークスの炉内での熱的利用度が高まることがわかる. また, 送風顕熱の減少は炉頂ガス顕熱の減少によつておぎなわれることもわかった.

(3) 炉内ガス量について: 普通操業時の全平均について調べると銑鉄 1 t 当りの送風量 (含水蒸気量) は 1725 Nm³, ボツシュガス量は 2135 Nm³, 炉頂ガス量は 2360 Nm³ であつたが, これらは酸素富化 1% によりおのおの 3.4%, 2.0% および 3.5% の割合で減少した. これは酸素富化による増産の可能性を裏づけるものと思われる.

(4) 経済性について: 酸素富化によつてコークス比が下らぬとすれば, 酸素富化の経済性は銑鉄原価中の固定部分の増産による減少と銑鉄 1 t 当りに使用する酸素の価格の差によつて定まる. この問題は個々の工場においておのおの検討すべき問題で, 一般的結論は得られない.

IV. 総 括

(1) 八幡製鉄所東田第五高炉において 1959 年 5 月

26日より7月11日の間に最高 2.2% の酸素富化送風操業を行なつた.

(2) 出鉄量は酸素富化 1% により 4.76%, 水蒸気付加 1 g/Nm³ により 0.3% の割合で増加し最高時は 805 t/d となつたが, 炉況は安定していた.

(3) コークス比はほとんど変化しなかつた.

(4) 酸素富化と水蒸気付加を併用するとソリューションロスが減少し熱精算面からは好ましくなることがわかつた.

(5) 酸素富化を行なうと銑鉄 t 当りの炉内ガス量が減少することが確認された.

(6) 酸素富化の経済性は銑鉄原価中の固定費の増産による低下と銑鉄 1 t 当りに使用する酸素の価格との関係によつて定まる.

文 献

- 1) 児玉, 深川, 山本, 橋本: 鉄と鋼, 45 (1959) 3, p. 181

(11) 高炉操業における亜鉛の挙動

住友金属工業, 小倉製鉄所

古賀 強・○神田良雄・矢部茂慶

Behaviour of Zinc in the Blast Furnace Operation.

Tsuyoshi Koga, Yoshio Kanda
and Shigeyoshi Yabe.

I. 緒 言

最近, 溶鋳炉の装入原料中, 焼結鋳の配合割合が増加し, またその焼結鋳原料中の硫酸滓の配合割合が増加し

Table 1. Zn percentage of iron-bearing materials.

Ore	Zn %	Ore	Zn %	Pyrite cinder	Zn %
Srimedan	0.021	Nevada	0.018	T	0.30
Lady	0.011	Temangan	0.020	M	0.60
Chile	0.021	Hizer	0.012	D. M	0.50
Kepong	0.018	Ipoh	0.028	D. O	0.37
Dungun (WO)	0.019	Eagle	0.015	A	0.18
Dungun (PO)	0.025	Mountain	0.021	U	0.39
Larap	0.013	Peru	0.021	S	0.13
Goa (High)	0.020	Domestic	0.028	S C	0.11
India	0.021	Manganese ore	0.029	T. D	0.44
Quatsino	0.015	Indian	0.011	B	0.44
		Manganese ore	0.001		
		O. H. Slag			
		Metallic			

Table 2. Zinc balance of No. 1 Blast Furnace (Dec. 1958).

Input			
Materials	Charge kg/p.t.	Zn %	Zinc weight (kg)
Sinter	1,627	0.208	3.38416
Metallic	12	0.001	0.00012
Manganese ore	18	0.029	0.00522
O. H. Slag	127	0.011	0.01397
Total			3.40347
Output			
Materials	Weight kg/p.t.	Zn %	Zinc weight (kg)
Pig	1,000	0.0147	0.14700
Slag	387	0.007	0.02709
Flue dust (Dust catcher)	13.5	1.294	0.17469
Flue dust (Pond)	6.1	3.850	0.23485
Total			0.58363
Input-Output		2.81984kg/p.t.	

た結果、Zn の装入量が多くなり高炉操業における Zn の挙動が問題となつて来た。高炉に装入された Zn の挙動を定性的かつ定量的に把握することは、きわめて困難なことであるが、当所において、高炉に装入される Zn およびそれが炉内における挙動について若干の調査を行なつた結果を報告する。

II. 高炉に装入される Zn について

当所で使用している鉄鉱石および焼結鉄原料中最も Zn 含有量の多い硫酸滓の Zn% は Table 1 のごとくである。

III. 溶鉄炉における Zn バランス

100% 自溶性焼結鉄操業時の No.1 B.F. No.2 B.F. の Zn バランスは Table 2, 3 のごとくである。

Table 3. Zinc balance of No.2 Blast Furnace (Mar. 1959).

Input			
Materials	Charge kg/p.t.	Zn %	Zinc weight (kg)
Sinter	1,681	0.208	3.49648
Goa (L)	2	0.025	0.00050
Manganese ore	42	0.028	0.01176
O. H. Slag	69	0.011	0.00759
Total			3.51633
Output			
Materials	Weight (kg/p.t.)	Zn %	Zinc weight (kg)
Pig	1,000	0.0634	0.63400
Slag	434	0.005	0.02170
Flue dust (Dust catcher)	11.7	0.900	0.10530
Flue dust (Pond)	6.4	3.850	0.24640
Total			1.00740
Input-output		2.50893kg/p.t.	

上記 Zn バランスは、月平均分析の結果より計算されたものである。この結果から 1 B.F.(650 t/d) では 1 日に約 2.2 t の Zn が装入され、約 1.8 t の Zn が炉内に残留することが考えられ、また 2 B.F.(800 t/d) では 1 日に 2.8 t の Zn が装入され、約 2.0 t の Zn が炉内に残留することが考えられる。

IV. 高炉内における Zn の挙動について

高炉に装入される Zn は、前記 Zn バランスより明らかなるごとく焼結鉄に含有されて装入されるものが大部分である。焼結鉄中の Zn は硫酸滓に含有された Zn が大部分である。硫酸滓は硫化鉄を焙焼したものであるから、硫酸滓中に含有されている Zn の形は主として ZnO と考えても差支えない。この ZnO は焼結過程では

まったく変化せず焼結鉱に入るものと考えられる。したがって高炉に装入される Zn は大部分の ZnO およびその他 ferrite silicate と結合して装入されることが考えられる。ZnO の炉内における還元は約 1000°C 付近で CO gas, C によつて大部分行なわれるので、炉の比較的上部で還元が行なわれるが、その他少量の ferrite silicate などと結合した Zn は C による還元であり、ZnO に比して還元し難いものであるから比較的炉の下部の高温部で行なわれる。Zn の melting point は 419°C, boiling point は 760mm の圧力下で 920°C である。また圧力が 10mmHg 上昇ごとに約 1.5°C boiling point が上昇するといわれている。したがっていかなる形の Zn も還元されて、金属 Zn になると直ちに気化し、炉内の上昇ガスとともに上昇する。上昇中 CO₂ gas と接触すると一部は ZnO に酸化され、その他は 415°C~550°C 付近で炉壁表面、装入物表面に condense され再び下降する。また一部は gas および dust とともに炉外に出る。上記 Zn バランスに見るごとく、炉内残留の Zn は、このようにして、炉内に常に滞留していることが考えられる。この炉内滞留の Zn が段々と蓄積されて来ると、炉壁に付着物を作り、また金属 Zn は carbon deposition ($2\text{CO} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{C}$) の触媒作用を行なうので carbon deposition を促進し、益々炉壁付着物の形成を促進する結果となり、hanging, slip の原因となり、また炉壁付着物形成と同時に lining の破壊膨脹の原因を作ることにもなるものと考えられる。

V. 溶鉄中の Zn について

高炉が冷気味の時、出鉄中溶鉄流より気化して、盛んに白煙が出る。これは溶鉄中に含有された Zn が圧力降下とともに気化して、pig から分離して酸化されるものであり、またこの鉄鉄を分析すると、なお Zn が多量に含有されている。溶鉄中に Zn を添加した時の残留 Zn および温度との関係は Zn の添加量にかかわらず、温度の低下とともに、残留量は増加する傾向にあるといわれている。当所では溶鉄温度の測定を行なっていないので炉内温度と相関のある因子として、鉄鉄中の Si とその Si を左右する一因である slag の塩基度と、鉄鉄中の Zn の相関関係を求めた。なお操業上 Si と塩基度は最も操作しやすいものであることも考え、この両者を調査の対象とした。

(1) 分析試料の採取

(a) No.1 B.F., No.2 B.F. で 100% 自溶性焼結鉱使用時の溶鉄より採取した。(製鋼用鉄)

(b) 予想出鉄量の大体 1/2 の量が出鉄された時、溶

Table 4. Correlation coefficient between the variables.

	Z=Zn	X=Si	Y=CaO/SiO ₂
Z=Zn	— [0.488]**	-0.368** (-0.158)	-0.467** (-0.344)**
X=Si		—	0.536** (0.443)**
Y=CaO/SiO ₂			—

[]: Multiple correlation coefficient

(): Partial correlation coefficient

Others: Single correlation coefficient

** Significant at the 0.01 level.

鉄種から採取した。

(2) 調査結果

[Zn] [Si] (CaO)/(SiO₂) の相関計算の結果は Table 4 のごとくである。

上記より Zn については

(a) [Si] [Zn] (CaO)/(SiO₂) の重相関は高度に有意である。

(b) [Zn] と (CaO)/(SiO₂) の偏相関は高度に有意であることが分つた。

VI. 高炉における Zn の有害作用

高炉内に装入された Zn の有害作用はほぼつぎのごとくである。

(1) Zn は carbon deposition の触媒作用を行なうので、Zn および carbon deposition による lining の崩壊と膨脹、およびこれに起因する鉄皮の破損が考えられる。

(2) また同時に lining 表面に付着物を形成し、hanging slip の原因を作る。

(3) ZnO, Zn が鉱石の表面に付着、または気孔中に沈積し、還元ガスの接触を妨ぐため鉱石の還元性を低下さす。

(4) Zn が炉内を循環するため、還元および気化熱を必要とし、heat loss となる。

(5) 溶鉄および溶滓中に混入した Zn は炉外に出ると、圧力の低下により気化し、酸化して白煙を上げ現場作業に悪影響を与える。

(6) Zn は鉄鉄中の黒鉛のチル化を促進するため、鋳鉄時の型鉄の破損が多い。

VII. 総括

(1) 当所の実績によれば Zn は all-fluxing sinter 操業時には 1 B.F. 2.2 t/d, 2 B.F. 2.8 t/d が炉内に装入されていることが判つた。

(2) 高炉に装入される Zn の大部分は焼結原料の硫

酸滓からである。

(3) 高炉から排出される Zn は主として溶銑中 flue dust として逃げるが、大部分は炉内を循環、または炉内に沈積するものと考えられる。

(4) $[Zn][Si](CaO)/(SiO_2)$ の重相関および $[Zn](CaO)/(SiO_2)$ の偏相関は高度に有意である。

(5) shaft 上部における Zn の carbon deposition の促進および炉壁付着物の形成を防止する方法としては、羽口風速を小さくし、炉壁操業を行ない、炉内温度を高目にして置くか、または shaft 部を carbon を lining することが考えられる。

(6) 装入 Zn の量を管理することが、高炉内における trouble を最小とすることであるから、現在では焼結銑の使用割合および炉別による吹製期間を定めて、Zn 装入量の管理を行なっている。

(12) 熱風炉の燃焼基準に関する検討

住友金属工業、小倉製鉄所

能勢正元・○中村為昭・井上慶次郎

Studies on the Standard of Combustion in a Hot Stove.

Masamoto Nose, Tameaki Nakamura
and Keijiro Inoue.

I. 結 言

出銑作業における熱風炉の役割はきわめて重要であるにもかかわらず、今日までその操業は軽視されていたようである。

熱風炉はその構造、大きさなど多種多様で、同一のものでも個々の特性があるため既設の熱風炉に対してはそれぞれに最も適した操炉法をとるべきである。

高炉操業に関しては周知のごとくできるだけ高温の送風を行ない、コークス比の低下を図ることが要望される。しかし、送風温度には効率の限度と、炉体の保護という両面から自ら限度がある。したがって、この両面からみて最適の燃焼方式をとることが望ましい。

そこで、本検討は負荷に応じた燃焼基準を設定し、蓄熱度の適正化と送風温度の安定化を図るため、適正ガス量について考察を加えた。

II. 検 討 要 領

当初は特定の炉について、特定条件ごとに考察を加える所存であつたが、製銑作業上の問題もあつて、平常の作業状態の下に本検討を行なつた。すなわち、平常操業

(75分燃焼、15分充圧、90分送風) より得られた資料を基礎にした。

(1) 負荷に応じた燃焼用ガス量の算定

高炉側の要求を満たすよう、送風温度、送風量を管理する場合、熱風炉の蓄熱度を不必要に高くすることは、熱効率を低下させ、熱損失を増大する。また、炉体保護の意味からも過熱は避けるべきであつて、蓄熱度不足の場合には高炉の要求を満たすことができない。これらの問題を解決するためには、まず負荷に応じた燃焼用ガス量を決定してやることが大切である。

今、送風時間	Z (mn/cycle)
送風温度	T _b (°C)
送風量	M (Nm ³ /mn)
燃焼用ガス量	G (Nm ³ /cycle)
送風温度 T _b °C における 空気比熱	C _b (kcal/Nm ³ ·°C)
冷風温度	T _c (°C)
冷風 T _c °C での空気比熱	C _c (kcal/Nm ³ ·°C)
燃焼用ガスの発熱量	HI (kcal/Nm ³)
熱効率	η (%)

とすると、

$$\eta = \frac{Z \cdot M (T_b \cdot C_b - T_c \cdot C_c)}{G \cdot HI} \dots \dots \dots (1)$$

つぎに、この η と熱風炉の出口最低温度 T_{min} との
相関を $\eta = A T_{min} + B$

とすれば

$$\eta = A T_{min} + B = \frac{Z \cdot M \cdot (T_b \cdot C_b - T_c \cdot C_c)}{G \cdot HI} \dots \dots \dots (2)$$

ここに、送風温度の検出部と熱風炉出口との温度差を 30°C と仮定すれば

$$T_{min} = T_b + 30$$

ゆえに (2) 式より

$$G = \frac{Z \cdot M \cdot (T_b \cdot TC_b - T_c C_c)}{HI \{A (T_b + 30) + B\}} \dots \dots \dots (3)$$

ここで HI, C_b, C_c は自ら決まるから、G は M, T_c, T_b を決定してやれば容易に得られる。T_c·C_c は四季、昼夜によつて変化する冷風温度による補正項である。

(2) 送風温度、蓄熱度の変動による補正量

前の cycle での最低送風温度が、基準より近い場合、高い場合にはつぎの cycle で補正を加えねばならない。すなわち、各送風温度に対して熱風炉出口温度を 10°C 高め、あるいは下げるのに要するガス量を知っておかねばならぬ。この補正量は実績の相関より容易に求められる。