

論 文

UDC 669.162.263.43 : 669.162.263.24/.25

高炉軟化融着帯の溶解に関する検討*

研野 雄二***・須賀田正泰**・安倍 勲***

山口 一良**・中村 展**

Investigation of Melt-down of Softening-Melting Zone in Blast Furnace

Yuji TOGINO, Masayasu SUGATA, Isao ABE,
Kazuyoshi YAMAGUCHI, and Makoto NAKAMURA

Synopsis:

Melt-down mechanism of softening-melting layers in Hirohata No. 1 BF (blast furnace) is examined. As the results with the upper part of "root" (the lower part of softening-melting zone, the end of which contacts with the furnace wall), heat of fusion is considered to depend on the reduction rate (R.R.) of softening-melting layer. The values are about 3×10^3 kcal/t-softening-melting layer with R.R. $\sim 50\%$, 8×10^3 kcal/t with R.R. $\sim 70\%$ and 31×10^3 kcal/t with R.R. $> 70\%$. From these values and calculated melt-down volume at "root" of Hirohata No. 1 BF, heat transfer coefficient for melt-down of "root" is obtained. By applying the relation to the estimated softening-melting zone in Kimitsu No. 3 BF, melt-down volume agrees approximately with the heat transfer quantity. Melt-down of inverse V-shaped softening-melting zone is concluded to occur by this mechanism.

1. 結 言

近年我が国で高炉の内部状態を正確に知り、原料性状の改善、高炉の設備、操業の改善に役立たせるために、高炉を操業中の状態で吹止め解体調査することが数多く行われている^{1)~9)}。この結果数多くの知見が得られてきている¹⁰⁾が、これらのうち炉内状況に関する最も顕著なものは、軟化融着帯の存在である。この軟化融着帯の意義については、発見当初から論議され、モデル実験等によつてその形状と通気抵抗やガス分配の関係が調べられて来た²⁾。筆者らは、前報¹¹⁾において広畑 1 高炉の解体時の軟化融着帯のガス分配を表わす数式モデルを作成し、これによつて軟化融着帯のガス分配と軟化・溶解量が関係することを見出した。さらに軟化融着帯根部の溶解が円周方向で異なり、一部は炉中心迄残存している原因について検討し主として羽口ごとの風量差に起因することを報告した(根部とは融着帯下部の部分で融着帯が炉壁に接している部分をいう)。さらにこのモデルによつて高炉にとつて望ましい融着帯形状(以下計算に用い

た軟化融着帯を融着帯と呼ぶ)は、融着帯の安定性やガス利用率の点から内部形状が炉中心に近付いた型(融着帯下部が内部に張出した型)が望ましいことを述べた。

本報においては、前報の結果をもとに融着帯形状が、高炉操業にどのような意味があるかを解明し、その形状を適切なものに制御する可能性を知るために融着帯の溶け落ち機構について検討した結果を報告する。検討は、根部より上の部分と根部に分けそれぞれ融着層の溶解機構を設定し解析を行つた。なお軟化融着帯の各部の名称については次のように定義した(詳細は前報¹¹⁾参照)。

軟化融着帯頂層：逆V字型の軟化融着帯の最上層

軟化融着帯根部：軟化融着帯下部の炉壁に接している
軟化融着層

層幅：軟化融着層の一層の幅

コークス・スリット：軟化融着層にはさまれたコークス層

外部形状・内部形状：軟化融着帯の内側および外側の形状

* 昭和 52 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 7 月 10 日受付 (Received July 10, 1978)

** 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp., 1 Kimitsu Kimitsu 299-11)

*** 新日本製鉄(株)本社 (Nippon Steel Corp.)

Table 1. Operating results of Hirohata No. 1 blast furnace before blow-down on July 23, 1970.

Data	Production (t-Fe/day)	Slag Volume (t/t-Fe)	Blast Volume (Nm ³ /min)	Blast Temp. (°C)	Humidity (g/Nm ³)	O ₂ enrich (%)
July 20~21	2 550	0.289	2 300	954	32.0	0.96
	Coke Ratio (kg/t-p)	Oil Ratio (kg/t-p)	Sinter Ratio (%)	Pellet Ratio (%)	Number of Charge (Number/day)	Calculated Flame Temp (°C at 145φOT)
	507	37	50.4	15.2	104	2 066

Table 2. Dimension and calculated coke slit gas volume with softening-melting zone of dissected Hirohata No. 1 blast furnace¹⁾.

No. of layer	Coke slit gas volume (kg/h)	Inside radius (m)	Outside radius (m)	Thickness of cohesive layer (m)	Thickness of coke layer (m)	Melt-down volume (m ³)
3	4.74 × 10 ³	0.61	1.65	0.25	0.49	0.08
4	8.57	0.69	1.88	0.30	0.44	0.33
5	8.98	0.91	2.10	0.31	0.40	0.50
6	7.34	1.16	2.23	0.27	0.36	0.10
7	7.14	1.21	2.35	0.28	0.30	0.11
8	7.34	1.26	2.60	0.28	0.26	0.11
9	7.35	1.31	2.85	0.28	0.26	0.09
10	10.20	1.35	3.18	0.30	0.26	0.21
11	13.06	1.43	3.35	0.30	0.26	0.22
12	16.33	1.51	3.58	0.28	0.25	0.16
13	21.23	1.57	3.81	0.26	0.25	0.32
14	25.71	1.69	4.03	0.24	0.24	0.08
15	27.35	1.72	4.26	0.22	0.20	0.05
16	27.35	1.74	4.48	0.20	0.16	0.34
17	31.84	1.89	4.80	0.22	0.16	0.11
18	0	1.93	5.13	The highest layer of "root"		

2. 根部より上部の軟化融着帯の溶け落ち機構と溶解熱の検討

広畑解体 1 高炉の操業条件および解体時の軟化融着帯形状から計算した各コークス・スリット層を通るガス分配量および溶け落ち量から融着帯上部の層の溶解熱を計算する。吹止め時の操業条件および前報の結果を Table 1, 2 に示す。

2.1 軟化融着帯の溶け落ちモデル

2.1.1 モデルの仮定と関係式

広畑 1 高炉の解体時の軟化融着層の状態をみると^{2) 4)} 装入された鉱石層は、降下するに従って中心から軟化融着が始まっている。さらに降下すると中心部から溶け落ちが起こり、全体が円環状の軟化融着層になる。軟化融着層の一層については、炉壁に近い部分は、鉱石同志がゆるく固着したのみの状態であり、ガスの通過も容易と思われるが、炉中心の先端に近付くにつれて鉱石同志の一体化が進み、空隙率も減少しガスが通過し難い状態になっている。そして融着層の溶解は、層の先端部から起こっている。特に頂層に近い融着層の場合、融着層の上

側は、温度が低いいためか還元、融着の度合いが低い状態にある。このためガスは、炉中心の滴下帯から融着層の先端で層の中を通過するよりもコークス層を横に流れ、融着の進行の少ないところに来て上部に流れるものと推定される。そこで次のように溶け落ちの機構を仮定した。

(仮定)

(1) 注目した融着層については疑似的に定常状態になっている。ガスは、炉中心から水平に融着層間のコークス層を流れ、この層中のコークスと熱交換して塊状帯に出る。コークス層は、一層の上下の温度差はないと考え、ある一定時間（装入間隔に等しい時間）後に熱収支に従った熱量が与えられ一層下の層に移る。

(2) 融着層の溶け落ち温度は一定としガスからの伝熱によつて溶け落ちる。ガスから融着層への溶け落ちに使われる熱の伝達は、融着層の下側からのみについて考慮する。この仮定については、次のことから決めた。すなわち、伝熱は上側からもあるが、実際の融着層の状態は、下側に比べて還元状態が低いこと、粒子の融着状態が弱いこと、特に溶け落ちが上側で起こっているようには見えないことから下からの伝熱のみが溶け落ちに使わ

れるとした。

(3) 伝熱は、充填層の管壁への伝熱と同じメカニズムと考え、熱伝達を総括伝熱係数を使つて表現する。厳密に言えば、この総括伝熱係数を対流伝熱と放射伝熱に分離して考慮する必要がある。今回は省略した。

(4) 固体は上から下にガスは横方向に移動する(十字流)。

Fig. 1 にこれらの仮定にしたがつた模式図を示した。模式図にしたがつて1h当たりの熱移動を考えると、ある融着層について中心から r の位置の dr の幅を考え熱の移動量を考えると次の式が成立する。ガスからコークスへの熱移動量 dQ_1 は、

$$dQ_1 = +h_p \cdot A_0 \cdot (2\pi r \cdot dr \cdot l_c) (t_g - t_{s_0}(r))$$

同時にガスから融着層に移行する熱量 dQ_2 は、

$$dQ_2 = h_w \cdot (t_g - t_{m_0}) \cdot 2\pi r \cdot dr \text{ となる。}$$

一方熱収支から装入間隔の時間内において初めに $t_{s_0}(r)$ であつたコークスが、一層降下する間に $t_{s_1}(r)$ に上昇するとすれば、固体(コークス)側について受熱量 dq は、

$$dq = \rho_c \cdot l_c \cdot 2\pi r \cdot dr \cdot C_c \cdot (t_{s_1}(r) - t_{s_0}(r))$$

1h 当たりの装入回数を n とすると $n \cdot dq$ は、疑似定常状態の仮定から $n \cdot dq = dQ_1$ 、またガス側については、 $dQ = dQ_1 + dQ_2$ となる。固体側について同様に次式が成立つ。

$$n \cdot \rho_c \cdot l_c \cdot 2\pi r \cdot dr \cdot C_c \cdot (t_{s_1}(r) - t_{s_0}(r)) = h_p A_0 \cdot (2\pi r \cdot dr \cdot l_c) (t_g - t_{s_0}(r)) \dots \dots \dots (1)$$

今もし $(t_{s_1}(r) - t_{s_0}(r))$ 、 $t_{s_0}(r)$ が既知であれば、ガスの温度 t_g は、

$$t_g = t_{s_0}(r) + n \cdot \rho_c \cdot C_c \cdot (t_{s_0}(r) - t_{s_0}(r)) / h_p \cdot A_0 \dots \dots (2)$$

で求められる。またガスから融着層への熱移動量は、 t_g が t_{m_0} になる位置 r_{m_0} がわかれば、

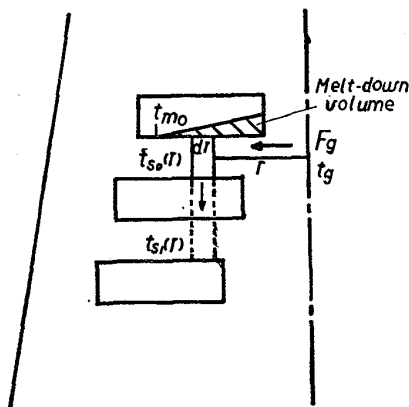


Fig. 1. Schematic view of heat transfer from gas to softening-melting layer.

$$\int_{r_0}^{r_{m_0}} h_w \cdot (t_g - t_{m_0}) \cdot 2\pi r \cdot dr \dots \dots \dots (3)$$

から求めることができる。

2.1.2 計算に用いる各数値の推定

2.1.2.1 融着層間コークスの温度の推定

広畑1高炉の解体時の温度分布(コークス黒鉛化の程度から求めたもの)(Fig. 2)から融着層間のコークス温度を推定すると Table 3 に示すようになる。この値は、コークス・スリット内のコークス温度の推定可能な融着層の第12層から第16層のところから求めた。Table 3 から融着層の先端と1m 後では約 100°C の差がある。広畑1高炉の解体時の温度の推定に用いたコークス黒鉛化法は、昇温スピード、銑鉄の存在などのため、求められた温度は、実際よりも 100~150°C 低いと推定されることや、温度の低い時は黒鉛化の程度を測定するX線の半価幅の変化が少ないため誤差が大きくなる。ここでは温度差について相対的な関係は、絶対値に関係なく正しいと考えて融着層先端のコークス温度は、1475°C、1m 後では1375°C と考えた。次に融着層内のコークス温度と径との関数関係については、Fig. 2 の根部付近の温度分布から推定した。結果は、 $\log(t_{s_0}(r))$ は r^2 に比例する関係が得られたので、同一の関係を他のコークス・スリット層内にも適用できるとして $t_{s_0}(r)$ を推定した。推定した式は、

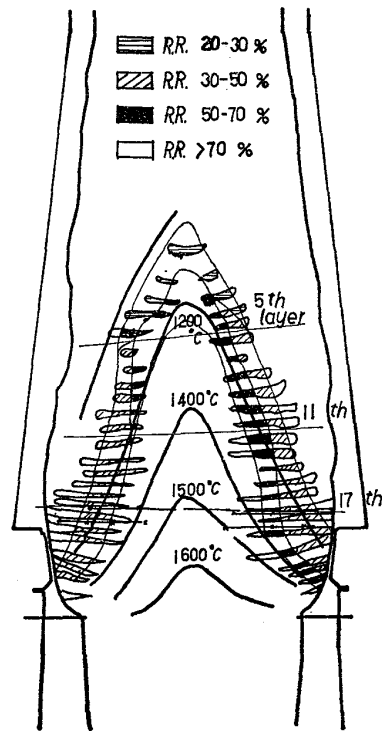


Fig. 2. Distribution of reduction degree and temperature in Hirohata No. 1 blast furnace.

Table 3. Coke temperature in softening-melting zone of dissected Hirohata No. 1 blast furnace.

No. of layer	Coke temperature under a softening-melting layer			Coke temperature difference between two layer
	The point (°C)	One meter away from the edge (°C)	Difference	
10	—	—	—	25.5
11	—	—	—	30.0
12	1 300	1 200	100	28.5
13	1 320 (1 320)*	1 250 (1 210)	70 (110)	23.6
14	1 360	1 250	110	22.2
15	1 320 (1 330)	1 210 (1 250)	110 (80)	23.4
16	1 300 (1 410)	1 190 (1 330)	110 (80)	23.4
Mean	1 326	1 225	101 = 100°C	25.4

* The form shows temperature difference of right side, (left side) of softening-melting zone in Fig. 2.

$$\log t_{s_0}(r) = (0.0304 / (r_0^2 - r_1^2)) \cdot r^2 + (3.138 \cdot r_0^2 - 3.169 \cdot r_1^2) / (r_0^2 - r_1^2) \dots \dots (4)$$

である。

2.1.2.2 融着層一層の違いによる温度差

一層ごとの温度差 $\Delta t_s (\equiv t_{s_1}(r) - t_{s_0}(r))$ については、Fig. 2 の各融着層間コークスの温度差を求めればよい。Table 3 に融着層先端における温度勾配から求めた値を載せた。 Δt_s の値は、融着帯の下部になるにつれて小さくなっているが、ここでは平均値の 25.4°C/層を採用する。

2.1.2.3 広畑1高炉解体時の融着層の溶け落ち温度

広畑1高炉の軟化融着帯の滴下実験によれば¹²⁾、スラグとメタルの溶け落ち温度の差はほとんどないが、昇温速度と関係があり昇温速度 2°C/min のとき 1430°C、4°C/min のとき 1475°C であつた。さて炉内において軟化融着層がどのくらい昇温速度になつているかは次のようにして求めた。解体高炉の融着層ごとの平均装入間隔がわかっていることおよび炉内のコークス温度分布が推定されていることから、ある融着層近傍の場所から垂直に降下させ何層目でコークス温度がどのくらい上がったかから昇温速度を計算した。融着層の第6層(第10層)の先端位置から 200°C(150°C)の温度上昇があるところを求めると Fig. 2 の左側の部分と右側の部分について、それぞれ第15層目、第13層目(平均8層で200°C上昇)(および第19層目(平均9層で150°C上昇))となる。平均装入間隔は、13.85分なので昇温スピードは 1.8°C/min, (1.2°C/min) である。平均 1.5°C/min の時の溶け落ち温度は、前記の実験結果から昇温スピードと溶け落ち温度が比例するとして、1420°C に決めた。

2.2 融着層の溶解熱の計算

前節の推定値のほか、総括伝熱係数 h_w については、葛岡の式、 h_p については Ranz の式を用いる。

$$h_w = 0.62(\lambda_g / D_T) \cdot (D_T \cdot G / \mu_f)^{0.7} \cdot (C_p \cdot \mu_f / \lambda_g)^{1/3}$$

$$h_p = (k_f / d_s \phi_s) \{2.0 + 0.6(9 \times (d_s \phi_s) G / \mu_f)^{1/2} \cdot (C_p \cdot \mu_f / k_f)^{1/3}\}$$

上式および(4)式を(2)式に代入し $t_g = 1420^\circ\text{C}$ になる位置 r_{m_0} を求め、この値と(2)式から(3)式を用いて、注目している融着層の1h当たりの熱移行量を知ることができる。実際には、これらの r_{m_0} 、熱移行量を求めることは容易でないので数値計算によつて求めた。得られた結果を Table 4 に示す。この値から融着層単位重量あたりの見掛け溶解熱を計算するある層から次の層に移る時の溶け落ち量を v とすると1h当たりの溶け落ち量は、 $n \cdot v \cdot \rho$ (t/h)。 n は広畑解体高炉の場合1h当たりの装入回数で 4.33 である。

融着層の密度については、次のように計算する。広畑1高炉の解体時での鉬石層の層厚が半径方向で均一であるとすると、根部で溶け落ちる量とそれ以上で溶け落ちる量の比は、根の最上層での残存融着層面積と全断面面積の比になる (Table 2 から $\{(5.13 \sim 1.93) / 5.13\}^2 = 0.858$)。実際は、装入された鉬石層は、降下するにつれて炉径の拡大と共に断面面積に比例して層が薄くなる。しかし一旦融着した部分は塊状層のように炉壁径の拡大に伴つて拡大できない。装入された鉬石層は、降下するに従い中心から融着層になるが、この時の径の拡大に伴つて拡大するのは、残つた鉬石層が引き受けるので、ここでは頂層の炉壁径と根最上層の炉壁径の半分の位置での鉬石層の比率が根部で成立すると仮定する。このように考えると Fig. 3 に示すごとく根部以上で溶解した面積(量)比は $(1.93 / 4.5)^2 = 0.183$ になる。

吹止め前の平均鉄生産量は、2550 t/d、スラグ比 0.289 t/t-Fe (737 t/d) なので融着層総重量は、3287 t/d となる。実際の重量は、酸素の分の補正があるがこれを無視する。

根部以外で $3287(\text{t/d}) \times 0.183 = 601 \text{ t/d} (=25.1 \text{ t/h})$
 根部では $3287(\text{t/d}) \times 0.817 = 2685 \text{ t/d} (=111.9 \text{ t/h})$

Table 4. Heat transfer quantity to softening-melting zone in one hour and Heat of fusion.

No. of layer	Radius at $t_g = t_{m_0}$ (m)	Heat transfer quantity (kcal/h)	Melt-down volume (m ³)	Heat of fusion (kcal/t)	Mean value
3	1.27	3 240	0.08	5.1×10^3	2.9×10^3
4	1.34	5 400	0.33	2.0	
5	1.55	6 440	0.50	1.6	
6	1.80	6 130	0.10	7.6	8.6×10^3
7	1.84	7 080	0.11	8.0	
8	1.89	8 790	0.11	9.9	
9	1.94	8 850	0.09	12.2	8.6×10^3
10	1.97	11 020	0.21	6.5	
11	2.05	13 240	0.22	7.5	
12	2.12	16 070	0.16	12.5	31.3×10^3
13	2.19	20 750	0.32	8.0	
14	2.31	23 520	0.08	36.7	
15	2.33	29 280	0.05	73.0	31.3×10^3
16	2.36	36 170	0.34	12.2	
17	2.50	40 830	0.11	46.3	

である。

前報から 1 装入間隔の時間で、根部以外の溶け落ち量は $3.13 \text{ (m}^3/\text{ch)}$ ゆえ時間当たり $13.6 \text{ (m}^3/\text{h)}$ 、見掛けの比重は、 $(25.1/13.6) = 1.85 \text{ t/m}^3$ になる。この見掛け比重は、鉬石層の嵩密度 2.0 と比較してもやや小さい値になるが、溶け落ち量の推定の整合性からこの値を用いる。Table 4 にこの値を用い各層の熱移行量と溶け落ち量から融着層重量当たりの見掛け溶解熱を示した。

2.3 根上部融着層の溶解に関する検討

これらの数値を調べてみるとほぼ 3 段階の値に分かれている。すなわち 5 層目までと 11 層目までとそれ以外の層である。この理由は、計算に用いた温度分布の推定が、融着帯下部の値を用いていることにもあるが、Fig. 2 の温度分布と併記した還元率分布をみると、温度よりも還元率の違いによつていふと考えるほうがよい。融着層の先端部の還元率をみると 2~5 層は、完全に還元率 50~70% の範囲にありかつ 50% に近い。6~11 層については、一方は還元率 50~70% からやや 70% 以上、他方は先端部が、わずかに 70% 以上になつており溶け落ち長さが約 0.6m であることを考えれば、ほぼ 70% の還元率の溶解熱を示していると考えてよい。12 層以下については、ほとんど 70% 以上にある。そこでこれらの溶解熱は、還元率の違いあるいは還元率の差による溶け落ち温度の違いによる溶解熱を示していると考えたほうがよい。

これらの数値について通常純鉄の溶解熱は 66 kcal/kg なので完全に還元が進行したときはこの値に近付くはずである。70% 以上のときは、この値の約 1/2 になつている。正確な値は、今後の検討が必要とされよう。しかしこれらの関係は、大きな矛盾がないので、この溶解メカニズムは、信頼性があるものと考えられる。

このほかに精度向上のためには、 Δt_s 、総括伝熱係数 h_w の精度向上および非定常状態の解析があげられる。

3. 融着帯根部における溶け落ちの検討

融着帯根部の溶け落ちは、前章 … 2 で述べた根より上部の溶解と違つたメカニズムを考える必要がある。融着帯根部は、融着層の一端が炉壁に接触しているため融着層間を通つて炉壁側にガスが流れない。このため溶け落ちは根部の融着層群の先端がガスによつてなめられるように行われると考えられる。そこで広畑 1 高炉解体時の根部に対してこのメカニズムを設定して解析しその結果が現在の稼働中の高炉の根部に適用できるかどうかでこのメカニズムが妥当であるか検討する。

3.1 広畑 1 高炉解体時の根部溶解メカニズムと総括伝熱係数の補正

根部の溶解について熱移行を知るためには、炉内特にレース・ウェイ近傍の状態把握が必要とされる。この点については、各所で精力的な研究が行われており、詳細な検討は、その後になされるべきであるがあえて本報においては、根部全体の全溶解量を求めるように次の仮定をして誤差を伝熱係数の中に入れ他の高炉への応用を考えてみた。

(仮定)

(1) 熱の移行は、充填層の壁への伝熱に近似するとし、理論燃焼温度と融着層の溶け落ち温度の差に比例する。

(2) 伝熱面積は、根部融着層群全体を考え根部の上層で下層の影になつている部分は除いて考える。このように考えると Fig. 3 のように投影面積と一致する。

(3) 総括伝熱係数 h_{wc} は、葛岡の式の関係に従うとした。代表径として炉床径を採用する。ただし葛岡の式の

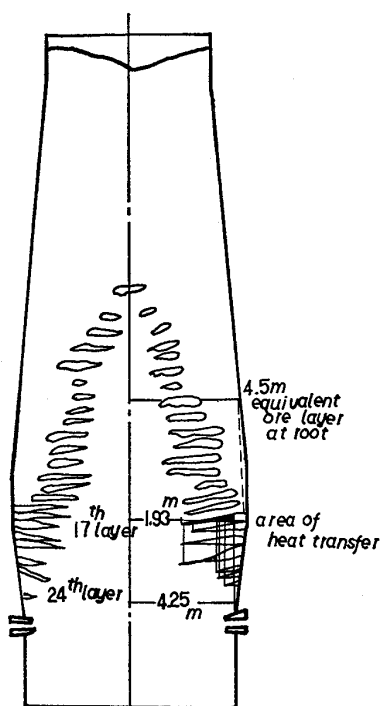


Fig. 3. Definition of conditions of heat transfer area and ore layer change in radius with "root" at Hirohata No. 1 blast furnace.

比例定数は、解体高炉の調査結果に合うように修正する。

以上の仮定から根部の単位時間当たりの熱移行量は、

$$Q_c = h_{wc} S_c \cdot (T_f - t_{m0})$$

で表わせる。また t 当たりの融着層の溶解熱量を q_T とすると (Q_c/q_T) が 1 h に根部で溶解する量になる。

3.1.1 総括伝熱係数の補正

広畑 1 高炉解体時の羽口条件のうち最も代表的な羽口 (145φ) について検討し総括伝熱係数を求める。広畑 1 高炉解体時の融着帯根部は、代表的羽口について 18 層 ~ 24 層までであり平均 7 層の融着層が存在している。この根部の量のうち溶解すべき量は、前節の結果から 112 t/h (25.6 t/層・h)、この時の伝熱面積、45.03m² で溶解しなければならない。

根部に与える熱量 Q_c は、操業条件から総括伝熱係数 h_w を未知とすると

$$Q_c = h_{wc} \cdot 45.03 \cdot (2066 - 1420) \quad \text{となる。この}$$

値が根部の溶解熱 (溶解すべき融着層重量から計算した値) に等しければ熱バランスが合う。すなわち (Q_c/q_T) が、112 t/h にならねばならない。根部の溶解熱量として、融着帯下部の値を使うと

$$h_{wc} \cdot 45.03 \cdot (2066 - 1420) / 31000 = 112$$

から $h_{wc} = 119.3$ (kcal/m²・h・°C) になる。

一方広畑 1 高炉解体時の羽口条件から h_{wc} を求めると $h_{wc} = 28.5$ となる。葛岡の関係式のうち無次元項は、そ

のまま成立するとすれば式中の係数 0.62 を 2.59 にすればよい。求められた関係式は、

$$h_{wc} = 2.59 (\lambda_g / D_T) (D_T \cdot G / \mu_f)^{0.7} (C_D \mu_f / \lambda_g)^{1/3} \quad \dots \dots \dots (5)$$

となる。なおこの係数の違いについては次のように考えられる。葛岡の式は、理想化された充填層の管壁への総括伝熱係数である。しかし本報のような融着帯根部については必ずしも理想的な充填層ではない。炉中心部に炉芯部が存在するとその部分のガスの流れは少なくなり、その結果根部と炉芯部の間を流れるガスの質量速度が増加しコークスの充填度合も疎になる。伝熱係数は、平均的にガスが流れる場合よりも大きくなる。さらにレースウェイ部になるとガス温度が高温になりコークスの充填度合もほとんどなくなることから対流伝熱よりも圧倒的に放射伝熱によると考えたほうがよい。これらの厳密な取扱いは、炉下部の構造がはつきりとしなければならないが、ここではこれらを全体としてとらえ、通常総括伝熱係数 (対流伝熱と放射伝熱を含んだもの) を使ってまとめた。この意味でこの数式の使用範囲は、極度に限定する必要がある。

もう一つの溶解条件は、滞留時間である。融着帯根部の一層が、先端から順次消滅するためには、根部の平均滞留時間が、一層を溶解する以上になる必要があるが、通常この条件は、満足している。

3.2 君津 3 高炉への応用

3.1 の広畑解体高炉の融着根部で得られた結果を君津

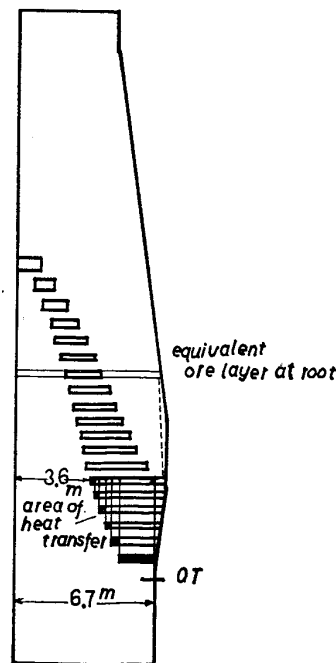


Fig. 4. Estimated softening-melting zone in Kimitsu No. 3 blast furnace on Feb. 10-17, 1975.

Table 5. Operating results of Kimitsu No. 3 blast furnace on Feb. 10~17, (1975).

Data	Production (t-Fe/day, t/day)	Slag Volume (t/t-Fe)	Blast Volume (Nm ³ /min)	Blast Temp. (°C)	Humidity (g/Nm ³)	O ₂ enrich (Nm ³ /h)
Feb. 10~17	9 190(9 705)	0.347	6 339	1 311	5.4	7 813
	Coke Ratio (kg/t-p)	Oil Ratio (kg/t-p)	Sinter Ratio (%)	Pellet Ratio (%)	Number of Charge (Number/day)	Calculated Flame temp. (°C)
	369	68.2	94	6	127	2 352

3高炉について成立するかどうか検討する。Fig. 4は、計算に用いた融着帯形状である。これは昭和50年2月10~17日の平均的な形状で前報の静止モデルを君津3高炉に適用し、計算したシャフト圧力が実測のシャフト圧力に合致するように融着帯形状を求めたものである。この時の操業条件をTable 5に示す。根部の溶解能力について広畑1高炉と同様の考え方で進める。図から伝熱面積 S_c は100.3m²になる。この状態でどのくらい溶解するか計算すると、融着層の溶解熱は前節から31kcal/kg-融着層、溶解温度は、原料が焼結鉱が94%なので広畑1高炉の解体時よりも溶け落ち温度を高く考えて1450°Cとし、総括伝熱係数 h_{wc} は、式(5)から求めると168.4kcal/m²·h·°Cになる。溶解量は

$$168.4 \times 100.3 \times (2352 - 1450) / 31000 = 491 \text{ t/h}$$

となる。

一方実際に溶解すべき量は、516t/h 根部で溶解する量は、前節と同様にFig. 4から(6.2+7.3)/2=6.75m位置の半径比の鉱石量から根部が成立するとすれば、根部までに溶解した量は3.6mφ/層ゆえ(3.6/6.75)²=0.284根部で溶解すべき量は、全体の0.714から516×0.714=369t/hになる。これは、溶解量とかなりよい一致をしているといえよう。

根の滞留時間については、当然のことながら十分ある。昭和50年2月の融着帯の推定は、溶解能力を満足した形状を与えており、かつ広畑1高炉の解体結果とも合致する正常な状態と推定される。

3.3 根部溶解に関する考察

広畑1高炉の解体結果をもとに君津3高炉の融着帯根部の溶解について検討した。計算には、いくつかの仮定があるが、大筋は議論できよう。

根部の溶解能力は、 $h_{wc} \cdot S_c \cdot (T_f - t_{m0})$ で計算される。与えられた高炉において溶解能力を上昇させるためには、ガス量の増加($h_{wc} \propto G^{0.7}$)か理論燃焼温度の上昇をはかる必要がある。50年2月の君津3高炉の場合理論燃焼温度は、2352°Cであつたが、これより約230°C低い2120°C以下になれば溶解能力がなくなり高炉とし

て成立しなくなると考えられる。もちろん原料性状が変わり溶け落ち温度 t_{m0} が変われば、それに応じた溶解能力にする必要がある。

炉腹、朝顔のプロフィールに関して炉腹が炉床径よりも外側にある量が大きければ、溶解能力を増加させねばならない。

溶解能力という点では問題にならなかつたが、根部の高さに関係しては(根の層数に関係する)むしろ根部融着層の加熱のための滞留時間や融着帯を支える強さ、レースウェイの吹抜けという力学的な面の検討¹³⁾からも決定する必要がある。また今後は、ここに用いた仮定の正しさも含めて装入物の降下機構、コークスの加熱のされ方、伝熱係数の精度向上を実験的に確かめることや計算方法の改良で各数値の精度を上げたいと思つている。

最後に全般を通して原料性状の点から考察してみる。高炉の軟化融着帯が、ガス分配と対応していることがわかつてきているが、この報告にあるように原料の還元率が低いと溶解熱量も少ないという関係(計算の前提として溶け落ち温度一定のため見掛け溶解熱量が小さくなったとも考えられる)や還元率と溶け落ち温度が関係すれば¹⁴⁾、原料性状によつて特に還元過程の履歴が融着帯形状に大きな影響をおよぼすことは容易に想像できる。もし、ペレット・鉱石型のように還元率が低いと溶け落ち温度が低いものは、考えているよりも頂層の高い融着帯ができる。また炉の変動に伴つて還元状態が変化すると融着帯が大きく変動する。一方焼結鉱のように還元率の変化に対して溶け落ち温度の変化が小さいものは、炉の変動に対して安定な融着帯が形成されると考えられる。

また溶け落ち温度の幅の広い原料は、この計算で得られている溶け落ち長さ(幅)よりも長くなり、コークス・スリット層を滴下物でふさぐようになり高炉の通気性の点で好ましくない。溶け落ち温度の幅が狭く、温度の高い原料は、根上部の溶解が少なくなり、その分根部の溶解量が増加するので、根部の溶解能力を増やすアクションが必要となる。

融着帯に影響を与えるものは単に高炉の物理的条件だ

けでなく原料性状とも密接に関係することから原料、高炉操業の両面から融着帯を検討することが必要である。

4. 結 言

広畑解体1高炉の結果について軟化融着帯の根より上部および根部の溶解メカニズムを設定し根より上部の融着帯の見掛け溶解熱および根部の溶解量を求めた。

この結果1) 根より上部の融着帯の溶解熱は、還元率の違いによつて上部還元率 50% 附近で 3 kcal/kg 融着帯、70% 附近で 8.5 kcal/kg、70% 以上の融着帯下部で 31 kcal/kg の値になった。この時の溶け落ち温度は 1420°C とした。

2) この溶解熱を用い根部の全溶解量を算出すると、根部の総括伝熱係数を

$$h_{wc} = 2.59 \times (\lambda_g / D_T) (D_T \cdot G / \mu_f)^{0.7} (C_p \mu_f / \lambda_g)^{1/3}$$

とすれば、広畑解体高炉の溶解条件を満足する。さらにこの h_{wc} を用い、君津3高炉の通常操業時の推定融着帯形状に適用した結果、溶解条件を満足していることがわかった。この溶解機構により根部の溶解を説明できる可能性を見出した。

今後は、装入物の高温性状の解明を含め軟化融着帯が諸条件の違いによつてどのように変わるかという炉内現象の解明と諸数値の精度を上げる必要があると考える。

最後に解析の一部について示唆をいただいた東北大学八木助教授に深く感謝の意を表します。

記 号

- A_0 : 単位充填層の伝熱面積 (m^2/m^3)
 C_c, C_p : コークスおよびガスの比熱 ($kcal/kg \cdot ^\circ C$)
 d_s : コークスの直径 (m)
 D_T : 相当直径, 炉床径 (m)
 F_g : 質量供給速度 (kg/h)
 G : ガスの質量速度 ($kg/m^2 \cdot h$)
 h_p : ガスから粒子への伝熱係数 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$)
 h_w, h_{wc} : ガスから融着層への伝熱係数, 根部における伝熱係数 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$)
 k_f : 熱伝導率 ($kcal/m \cdot h \cdot ^\circ C$) = $360 \cdot \mu_f (C_p + 2.48/\bar{M})$
 l_c : 融着層間コークスの層厚 (m)
 \bar{M} : 平均分子量 ($kg/kg\text{-mol}$)
 n : 1時間の装入回数 (1/h)
 Q_1, Q_2, Q_c : ガスの熱量 ($kcal/h$)
 q, q_T : ガスから固体への移動熱量 ($kcal/h$), t 当たり融着層の溶解熱 ($kcal/t$)
 r : 炉中心からの距離 (m)
 r_0, r_1, r_{m_0} : 融着層先端および 1 m 後の径方向の中心か

らの距離 (m), 溶け落ち始める中心からの距離 (m)

- S_c : 根部の伝熱面積 (m^2)
 T_f, t_g : ガスの理論燃焼温度, ガスの温度 ($^\circ C$)
 t_{m_0} : 融着帯の溶け落ち温度 ($^\circ C$)
 $t_{s_0}(r), t_{s_1}(r)$: 融着層間コークスの径方向温度分布と 1 層下の温度分布 ($^\circ C$)
 λ_g : k_f に同じ ($kcal/m \cdot h \cdot ^\circ C$)
 ρ_c : 融着層の密度 (t/m^3)
 ϕ_s : 形状係数 (-)
 μ_f : ガスの粘性 ($kg/m \cdot h$) = $360(g/cm \cdot s)$
 物性定数 (式(5)の計算に用いた値)
 C_p : 0.360 ($kcal/kg \cdot ^\circ C$), 0.360 ($kcal/kg \cdot ^\circ C$) (広畑1高炉, 君津3高炉の計算に用いた値)
 D_T : 8.5(m), 13.4(m)
 G : 3810 ($kg/m^2 \cdot h$), 7490 ($kg/m^2 \cdot h$)
 \bar{M} : 26.8 ($kg/kg\text{-mol}$), 26.0 ($kg/kg\text{-mol}$)
 λ_g : 0.107 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$), 0.109 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$)
 μ_f : 0.2376 ($kg/m \cdot h$), 0.2376 ($kg/m \cdot h$)

文 献

- 1) K. KODAMA, S. HASHIMOTO: Proc. ICSTIS, Tokyo, Sept. (1970), Part I, p. 12
- 2) 神原健二郎, 萩原友郎, 重見彰利, 近藤真一, 金山有治, 若林敬一, 平本信義: 鉄と鋼, 62(1976), p. 535
- 3) 下村泰人, 西川 潔, 有野俊介, 片山 力, 肥田行博, 磯山 正: 鉄と鋼, 62(1976), p. 547
- 4) 佐々木稔, 斧 勝也, 鈴木 明, 奥野嘉雄, 吉沢謙一, 中村 隆: 鉄と鋼, 62(1976), p. 559
- 5) 小嶋鴻次郎, 西 徹, 山口徳二, 仲摩博至, 井田四郎: 鉄と鋼, 62(1976), p. 570
- 6) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅男, 下田輝久, 横谷勝弘, 伊東孝夫, 横井 毅: 鉄と鋼, 62(1976), p. 580
- 7) 館 充, 桑野芳一, 鈴木吉哉, 張 東植, 呉平男, 松崎幹康: 鉄と鋼, 62(1976), p. 495
- 8) 梶川脩二, 隅田 昇, 吉越英之, 福島 勤, 鴨志田友男, 福山辰夫: 鉄と鋼, 59(1973), A81
- 9) 伊沢哲夫, 三浦光敏, 里見弘次, 斎藤正紀, 宮本健彦, 福島 勤, 古川 武: 鉄と鋼, 63(1977), S446
- 10) 近藤真一: 第33, 34回西山記念技術講座, p. 125 [日本鉄鋼協会]
- 11) 研野雄二, 須賀田正泰, 安倍 勲, 中村 展: 鉄と鋼, 65(1979), p.
- 12) 斧 勝也: 学位論文
- 13) 鈴木驍一: 第33, 34回西山記念技術講座, p. 1 [日本鉄鋼協会]
- 14) S. KONDO, M. SUGATA, and T. SUGIYAMA: Proc. ICSTIS, Suppl. Trans. ISIJ, 11(1971), p. 36