

論 文

UDC 669.162.263.43 : 669.162.281 : 669.162.263.24/.25

解体高炉における軟化融着帯形状の検討*

研野雄二***・須賀田正泰**・安倍 勲***・中村 展**

Investigation on the Profile of Softening-Melting Zone in the Dissected Blast Furnace

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

Synopsis:

In order to clarify the function of softening-melting zone in a blast furnace, a mathematical model, by which the gas volume rate distribution through coke slits between softening-melting layers above "roots" can be calculated, is devised. Calculated results with Hirohata No. 1 blast furnace show that the greater part of bosh gas flow through the coke slits in lower softening-melting zone, and that the softening and melting-down volume of every softening-melting layer is proportional to the coke slit gas volume rate just under that layer.

It is considered that the irregular shape of "root" softening-melting layers in Hirohata No. 1 blast furnace was mainly caused by the difference of blast volume rate at every tuyere.

And also, from the relationship among the slit gas distribution, pressure drop and position of top softening-melting layer and inner or outer sides of softening-melting zone, which is calculated by the above mentioned mathematical model, a desirable profile of softening-melting zone is proposed.

1. 結 言

近年我が国において、試験高炉はもとより実用高炉においても稼働中の状態のままで吹止め、水冷後炉内状態を発掘調査するいわゆる解体調査が相次いで行われ数多くの報告^{1)~8)}や解説⁹⁾が発表されている。

これらの解体調査によりしだいに炉内状態が明らかにされてきたが、数多くの知見のうち最も興味深いのは、軟化融着帯の存在状態が明らかになったことである。そして解体調査例が多くなるにつれて、高炉操業条件と軟化融着帯の形状との関係が注目されるようになってきた。

新日鉄においても過去3回の解体調査が行われたが、軟化融着帯形状が、高炉操業の違いや設備の損傷によって違っていることが明らかになった。^{1)~4)} また解体高炉における軟化融着帯の構造は、鉱石(この報文では、焼結鉱、ペレット、鉄鉱石、その他の混合物を鉱石と総称する)コークスの層状装入によつて整然とした軟化融着層の形成が行われ、羽口から吹込まれたガスがこれらの層から成るゾーンを通つて再分配されていることやその形状は、炉頂ガスやシャフト上部の温度分布とほぼ相関

があり、中心部の温度の高い分布が逆V字型の軟化融着帯形状になつていくことが理解されるようになってきた。

一方解体調査とは別に操業時に炉内の状態を測定するための計測装置の開発も精力的に行われ、特に大型高炉の断面の測温が積重ねられるにつれ、中心温度の高い温度分布が一般的かつ好ましいことがわかり¹⁰⁾、ガスの流れの重要性が一層注目されるようになってきた。

現在高炉内の限定された条件下でのガス流れについて種々の解析やモデル実験が行われている^{11)~18)}。実際の高炉内の条件での解析は、装入物が層状に装入されており、羽口から横方向に吹込まれた衝風は、上昇に伴つて軟化融着帯で分配され、この間に気液固の不均一系の還元や伝熱が行われる複雑さもあつて容易に解を求めることができない。軟化融着帯の操業への意味を正確に解明するためには、厳密なモデル実験や数式の検討が必要とされるが、ここでは大胆な仮定のもとに軟化融着帯のもつ意味を明確にすることを狙つて広畑1高炉の解体調査結果を使つて解析した結果を報告する。

2. 軟化融着帯とガス流れの検討

新日鉄で調査した解体高炉のうち東田5高炉の軟化融

* 昭和51年4月、10月本会講演大会にて発表 昭和53年6月19日受付 (Received June 19, 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.)

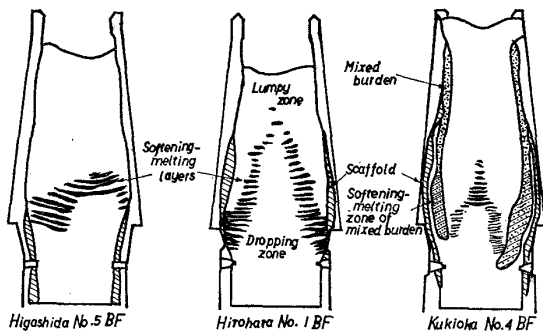


Fig. 1. Positions of softening-melting layers in the dissected blast furnace.

着帯は、中心のずれた層数の少ない逆V字型の形状をしていた。広畑1高炉の形状は、高炉のほぼ全域にわたる逆V字型のほぼバランスのとれた形状をしていた。洞岡4高炉は、炉壁近傍に混合層が形成していたためか、高さの低いW字型の軟化融着帯形状であつた (Fig. 1)。¹⁾ この3者は、吹卸前の操業にそれぞれ特徴があつた。すなわち東田5高炉は、鋳物鉄を吹製しており、広畑1高炉は高出鉄比操業を行つており洞岡4高炉は低燃料比操業を志向していた。この点から軟化融着帯形状と通気性の関係がまず注目される。そこでコークス層 (Fig. 2) を通過するガス量の分配に対する軟化融着帯の役割を検討してみる。

2.1 軟化融着帯の定義

広畑1高炉の解体結果によれば³⁾ 装入された鉍石層は降下するにつれ下からのガスによつて中心部から加熱されこれと共に還元、さらに溶解する。このため鉍石層は下に移動するにつれ、溶解部分が大きくなる。またこの溶解部分が大きくなるに伴い軟化融着した層の部分も広がり、ついには炉壁に接するようになる。炉壁に接した後中心からの溶解は進行し、ほぼ羽口前に至つた所で消滅する。もう少し軟化融着層が炉壁に接するまでの鉍石層を詳しく調べてみると、炉壁側は、中心と比較して温度が低くこのため塊鉍石の状態になつてはいるが、中心に近づくにつれて弱く結合した軟化層があり、さらに中心に近いほうは空間率の低いガスの通過しにくい融着層になる。この融着層の先端は、すでに溶解しているため存在せず消滅している。そして全体は、逆V字型の軟化融着帯になつてはいる。

このような軟化融着帯の機能を明らかにするため各部を定義し、Fig. 2に各部の名称をのせた。軟化融着層の最上層を“頂層”、軟化融着層にはさまれたコークス層を“コークススリット層”、軟化融着層のうち炉下部の炉壁に接している部分を“根部”と称する。また軟化融着帯の内側、外側の形状を“内部形状”、“外部形状”と

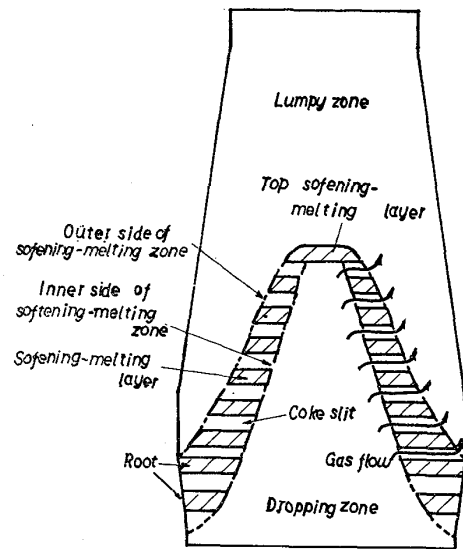


Fig. 2. Definition of each parts in softening-melting zone.

定義する。

広畑1高炉の解体調査結果は、比較的上記の定義と一致しているが、洞岡4高炉の軟化融着帯は、これらの定義した部分が明瞭でない。特に大きな違いは、周辺部の混合層の発生でこのため周辺部に軟化融着層が形成されず根と称される部分がない。混合層の高炉操業に及ぼす意味は別にして、設備 (特にプロフィール) がしつかりとしており層状に装入されれば、この層は、炉下部まで十分に保たれ根部として存在すると推察される。この外の解体高炉調査結果からは、逆V字型の軟化融着帯の例が多いが、ソ連の Enakievo 高炉¹⁹⁾ や日本鋼管川崎4高炉⁶⁾ のように周辺部の高いV字型の軟化融着帯が示唆されるものがある。しかしこれらの軟化融着帯について操業状態との対比やガス流れの考察をするには、データが少ないので今回は検討しなかつた。

2.2 ガス分配モデル式の導出

前節で定義した軟化融着帯についてガス分配を求める数式モデルを作成した。この計算は、逆V字型の軟化融着帯をあらかじめ与え、ある送風条件下でのガス分配を求めるものである。

2.2.1 モデルの仮定

(1) 軟化融着帯の仮定

①軟化融着層の通気抵抗は、非常に大きいので³⁾²⁰⁾ モデルの簡略のためガスを通さないとする (以後融着層という)。融着層の断面は、矩形とする。

②炉内における炉径方向の装入物層の傾斜はない (水平と仮定)。広畑1高炉の解体調査でも装入物の層の傾斜は、降下とともに急速に解消され、ほぼ水平となつ

ている。

③Ore/Coke 分布, 粒径分布はないとする. 各段の装入物層厚は, 炉の断面積によつて変化するが, 軟化融着の進行による収縮等の層厚の変化は考慮しない。

(2) ガス側の仮定

①融着帯内部の滴下帯コークス域とコークス・スリット層のコークスの通気抵抗は同じとする. コークス・スリット層のガス流れは水平とする。

②ガスの圧力損失式は,

$$\Delta P/\Delta L = K \cdot \rho^{-1} \cdot \mu^{0.3} \cdot G^{1.7} \dots\dots\dots (1)$$

$$K = C \cdot (1/\phi \cdot d_p)^{1.3} \cdot (1-\epsilon)^{1.3}/\epsilon^3$$

を用いる²¹⁾。

③ガスは融着帯内外を通じて炉頂ガス量を用いる. 実際の高炉では, 羽口から吹込まれた衝風は, レースウェイ中でコークスと反応し高温の還元ガスとなる. このガスは, 途中直接還元やカーボンソリユーションによつて生じた CO ガスといつしよになつて炉頂に向かう. この直接還元は主として滴下帯で起こり, カーボンソリユーションは, 融着帯内部から塊状帯の部分で起こる. このためガス量の補正をする必要がある. さらに圧損に大きな影響を与えるものにコークスの粒径がある. 解体高炉のコークスの粒径変化を調べると, 装入時のコークス粒径は, レースウェイのごく近傍を除き, 徐々に細くなつていく. 広畑 1 高炉で装入時 50 mm のものが羽口上部で 35~40 mm に洞岡 4 高炉で 52 mm が 40 mm になつている. これは, カーボンソリユーションや直接還元に伴つて (ガスの容量変化に伴つて) 起こつていると推定される. さて下からのガスが炉頂ガスになつたときの増加割合は 1.05~1.10 であり, 圧損失の変化におよぼす割合は, $(1.10)^{1.7} = 1.17$, 一方コークスの粒径変化が圧損失に与える割合は, $(50/37.5)^{1.3} \sim (52/40)^{1.3} = 1.4$ で粒径変化がやや大きい. 広畑 1 高炉・洞岡 4 高炉の解析を行う場合, コークスの粒径変化とガス量の変化を考慮する必要があるが, 簡単のためコークス粒径を一定にしかつガスを最初から炉頂ガスに一致させることで両者の変化を打ち消させた。

④通気抵抗係数は, 実際の高炉に合致するように決めコークスと鉱石に一定の比率であん分する. 高炉内特に滴下帯においては, 液滴の存在やコークス微粉の存在のため必ずしも装入時の空間率を保つていとは限らない. また塊状帯においては, ほとんど鉱石によつて通気抵抗が決まるが, これも還元粉化の現象があり装入時の性状のみで通気抵抗を決めることができない. 広畑 1 高炉の場合, 吹止め時の操業結果に合う圧損が得られる値として装入時の通気抵抗比 $K_{ore}/K_{coke} = 10$ の半分であ

る 5.0 の比を採用した。

⑤ガス温度については考慮せず冷風とした (ある温度条件のもとで計算した結果, ガスのスリット層への分配には, ほとんど影響がなかつた一付録参照). このため圧力の補正のみを行つた。

2.2.2 計算手順

計算の考え方は, 次のようである. まず羽口から入つたガスは, コークスと反応し高温の還元ガスになる. このガスは, 炉中心のコークス柱を通り上昇するが, この間に一部のガスはコークススリット層を通り塊状帯に出る. このようにして融着帯の頂部までにすべてのガスがコークススリット層を通り塊状帯に出るが, このコークススリット層を通るガスの量は, 中心部のコークス柱の圧力と塊状層の圧力の圧損差によつて決まるとする. 基本となる式は, 圧損式で通常とは逆に圧損に従つた流量がその場所に流れているとした. 計算フローを Fig. 3 に示したが, このフローを説明すると次のようになる (Fig. 3(b)).

- (1) 設備, 操業条件から炉体プロフィール, 装入物の層厚, ボッシュガス量および融着帯形状を設定する.
- (2) 最下層のコークススリット層へ (a) 点に向かつてあるガス量 (V_b) を流す.
- (3) A→B, a→b の圧損を求める. 圧損は, 式 (1) に従つて生ずる.

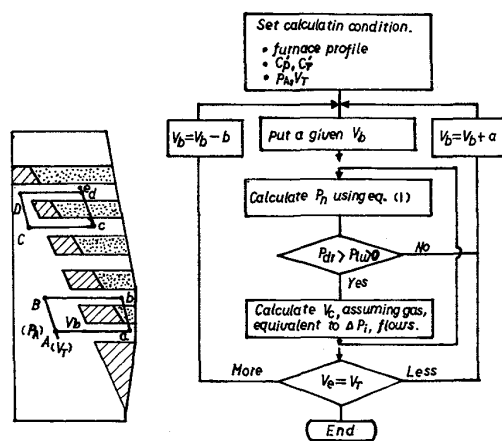


Fig. 3. Schematic diagram and calculation flow chart of gas volume rate distribution by softening-melting zone (C'_P, C'_T : Position and thickness of softening-melting layer, P_A, P_{dr}, P_{Lu} : pressure in frons of the lowest coke slit, at dropping zone and at lumpy zone, P_n : pressure at the next coke slit, ΔP_i =Pressure drop of i-th coke slit, V_b : the lowest coke slit gas volume rate, V_c : coke slit gas volumerate, V_d : calculated total gas volume rate, V_T : Total (bosh) gas volume rate).

(4) B点の圧力とb点の圧力差に相当するガスを量 B→bに流す。

(5) 順次上層に向かつて(2),(3)の計算を繰返す。この間計算した圧力が負になつたり、融着帯内側の圧力が、外側の塊状帯の圧力よりも低くなつたら計算を中止し最初に戻り a 点に向かつてのガス流量を変更して計算する。

(6) D, d 点の圧損失とそれに伴うガス流量が等しくなるまで上記の計算を繰返す。実際には、ある範囲内に圧損失とガス流量の関係が入つたら計算を止める。

2.3 広畑1高炉の融着帯形状とガス分配

2.3.1 融着帯形状の寸法

広畑1高炉の解体調査から Fig. 4(a)に示すように炉体プロフィールや一層ごとの融着層層厚、存在位置を求めた。これらの数値を求める時に次の仮定をしている。

(1) 融着層は、完全な円環ではないので解体図を方眼紙に写し同一面積になるように平均半径を求めた。

(2) 炉壁径は、東西南北の平均値を採用した。

(3) 鉱石・コークス層は、断面(層厚)が同一になるように決めた。

(4) 軟化量、溶解量は、融着帯の上の層と下の層の溶解位置、軟化位置の差をそれぞれ求めこの差と平均層厚から計算によつて求めた。

2.3.2 計算結果

広畑1高炉の融着帯によるガス分配を求めるための初期条件として次の値を用いた。

最初のコークススリット層(根部直上の層)前の圧力 2.0 kg/cm^2

ガス量 $57 \text{ Nm}^3/\text{s}$

$$K_{\text{ore}}=0.184, K_{\text{coke}}=0.037, K_{\text{ore}}/K_{\text{coke}}=5.0$$

この初期値を用いて数式モデルで計算した結果を Fig. 4に示す。ガス分配の結果は、滴下帯から塊状帯に分配され

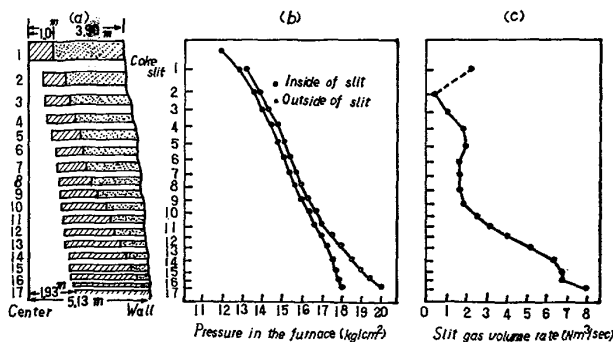


Fig. 4. Corrected softening-melting zone and furnace profile in Hirohata No. 1 BF (a), calculated pressure (b) and slit gas volume rate distribution (c).

るガス量が融着帯上部のスリット層を通るほうが多いように思われるが、下部のほうが多くなっている。スリット層の単位断面積当りのガス量でも同じ傾向になる。この点については、詳しくは、考察のところでも述べるが、広畑1高炉の融着帯下部の内部形状が炉中心側に張出しているためガスが中心のコークス層を通るよりも外側の塊状帯を通つたほうが圧損が少ないため下部から流れるようになったものである。最上層の流量の大きいのは計算誤差によるためである。この例にも見られるように融着帯形状は、ガス分配と関係していることがわかる。

2.4 融着帯によるガス分配と軟化・溶解

前節で広畑1高炉の融着帯形状のガス分配を求めたが、この形状は、各スリット層への分配ガスによる融着層への熱移行が軟化、溶解に使われちようどバランスした結果形成されたものと考えてよい。そこでガス分配の計算結果と軟化・溶解の実績量の関係を調べた。Fig. 5に熱移行のモデルを示した。この融着層の溶解は、層の下を流れるスリットガスによつて溶解すると考えている。この外にも考え方がいくつかできる。例えば、溶解は、(1)上側のガスからの熱移行あるいは、(2)層をはさむ上下のスリットガスからの熱移行によるという考え方である。この点について解体結果の融着層の状態をみると²⁾溶解は主として層先端下部に集中していることから上側のスリットを流れるガスからの熱移行の溶解への寄与は少なく主として下側のガスによつて溶解・軟化が進行していると推察される。軟化量についても、スリッ

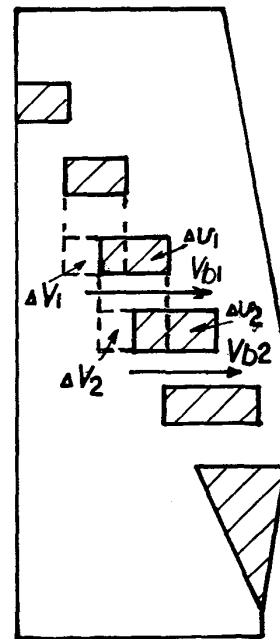


Fig. 5. Schematic view of heat transfer from gas to softening-melting layer.

トガス量と塊状帯を通つてきたガスの両方が寄与すると考えられるが、この関係を調べてみると逆相関になり、結局直下のコークス・スリットガスの寄与が最も大と考へたほうがよい。

さてこのモデルを数式で表現すると、スリットガス量 $V_{b,i}$ から融着層に熱移行し ΔV_i を溶解しさらに Δv_i を軟化させるので、

$$V_{b,i} \cdot (\text{比熱}) \cdot (\text{温度差}) \propto \Delta V_i \cdot (\text{溶解熱量}) + \Delta v_i \cdot (\text{軟化熱量}) \text{ となる。}$$

解体結果のみからでは上式のガス温度、溶解・軟化熱量を定量的に扱えないので $V_{b,i}$ と ΔV_i 、 Δv_i の関係のみを調べた。Fig. 6 によるとスリットガス量と溶解量は、Fig. 1 でわかるように融着層形成が不規則な 4, 5 層やほとんど変化のない 14, 15, 17 層を除くと一応よい相関が得られた。また誤差の大きい層が融着の上部と下部に存在しているのは、実際の形状とモデルの形状の誤差や上部の融着層の溶解温度が違うこと（融着帯頂部の鉍石の

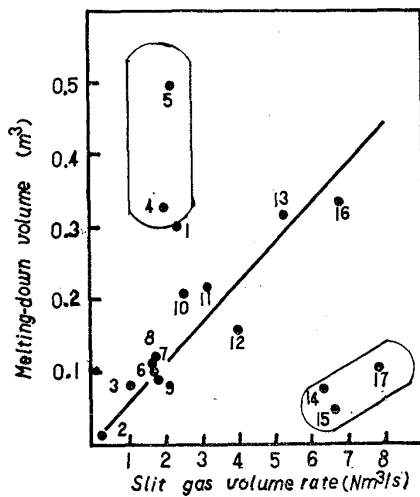


Fig. 6. Relation between melting-down volume and slit gas volume rate.

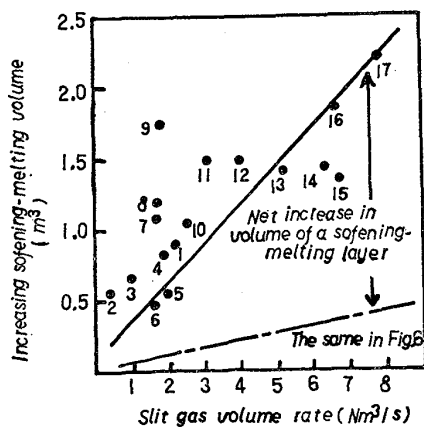


Fig. 7. Relation between increasing softening-melting layer volume and slit gas volume rate.

還元率が低い（ため溶解落ち温度が低い）や下部の融着層の場合コークススリット層への滴下物の侵入等も考えられ、この点を考慮すればよい一致をしているといえる。

Fig. 7 には、軟化量とスリットガス量の関係を示した。図中に溶解量との関係も併記したが、この差は軟化融着帯の増加量に相当する。スリットガス量の多いところほど増加量が大きく、また同一のスリットガス量に対して軟化量は、溶解量の約 5 倍である。高炉の通気抵抗は、軟化融着帯と密接に関係するので、軟化・溶解の温度差の小さい装入物ほど圧損が小さくなることは容易に推察できる。すなわち原料特性のうち軟化溶解落ち特性が、軟化融着帯の幅を決める（層厚が決まっているので軟化量、溶解量の多少は幅の大小に等しくなる）ことになり、これによつてガスの通路が狭くなり、圧損が増加する。また送風量が多くなり、コークススリット層を通るガス量が増加すれば層幅が増大するため、高炉炉壁との隙間が少なくなり局部的に圧損が大きくなる。そこで融着帯の高さを増加させ、各層の風量を少なくして炉壁との間の塊状帯を確保し多くの層で溶解を確保することが望ましい。このことは、操業経験とも一致している。

3. 軟化融着帯根部のアンバランスの検討

広畑 1 高炉の軟化融着状況を詳細に検討すると、融着帯の周辺が炉壁に近付くいわゆる根部にアンバランスがある。根部の中央部の溶解が円形から外れ、一部は中央

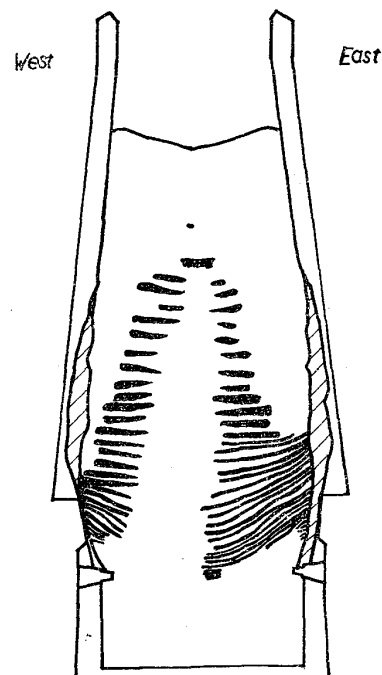


Fig. 8. Irregular softening-melting zone in Hirohata No. 1 BF in the east and west direction.

Table 1. Operating results of Hirohata No. 1 blast furnace just before blow-down.

Date	Production (t/day)	Number of charge	Blast volume (Nm ³ /m)	P/V (g/cm ² /Nm ³ /min)	Blast Temp. (°C)	O ₂ (%)	Humid (g/Nm ³)	Fuel rate, Oil rate (kg/t-p)
July 21	2 580	104	2 300 1 285 (Nm ³ /t-p)	0.93	954	0.96 (1.22 × 10 ⁻² (Nm ³ O ₂ /Nm ³))	32.0	541 37

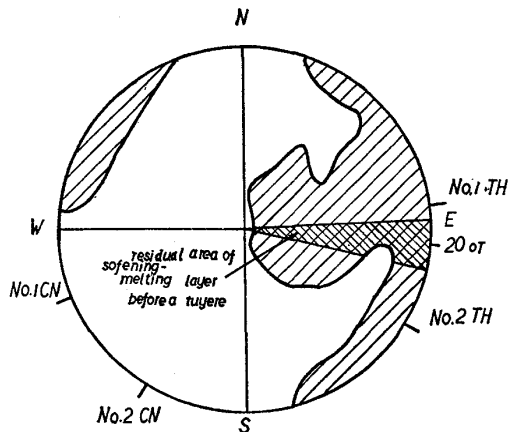


Fig. 9. A bird's-eye-view of 28th softening-melting layer.

に融着帯が取残されたようになっている。Fig. 8 に最もアンバランスな断面の融着帯形状を示した。最も形状がそろっているのは南北方向であるが¹⁾、その主な違いは根部にある。南北方向の根の上端は、17~18 層で最下端は 24 層 (G-24) であるのに対して東西方向は、17 層から 35 層である。根部の高さは、根部の層数の増加はあるがそのぶん高さが増えているのではなく融着層が薄くなり特にコークス層において著しい。コークスは、体積変化することはないのでどこかに移動したと考えねばならない。根部に融着層が蓄積すると上からの荷重によつて融着層が押しつぶされ同時に層内のコークスが根部の先端や円周バランスのとれていないときは、同一層の既に溶解した部分に押し出され薄くなつたと推定される。羽口直上の根部については、その長さが急激に短くなり溶解したようである。Fig. 9 には、28 層目の根部融着層を示したが、出銑口上の羽口径を絞つた所に未溶解部分が多く残っている。この根部のアンバランスの原因について検討をしてみる。計算に必要な広畑 1 高炉の吹止め操作条件を Table 1 に示した。実際の吹止めは 7 月 22 日であつたが、19~21 日と比べ吹止めの非常状態の値なので定常状態の条件として 7 月 21 日の値を採用した。重油の吹込みに関しては、出銑口上の 4 本の羽口は、重油吹込みはなく、他は、ほぼ均一に吹込まれていた。吹止め時の羽口径は、Fig. 10 に示してあるように羽口径は大部分は 145φ であるが出銑口上の 3 本と 6、

8 番羽口が 120φ、出銑口上の 1 本が 100φ であつた。

3.1 羽口風量分布の推定

3.1.1 広畑 1 高炉における推定羽口風量分布

羽口径の異なる羽口を何本か取り付けたとき、羽口径と羽口風量の関係は、ほぼ断面積に比例する²²⁾ことから $(R_1/R_2) = k(D_1/D_2)^{2.0}$ となる。

広畑 1 高炉では、全送風量は 2 300 Nm³/min ゆえ上の関係から $2 300 = 14 \times R_{145\phi} + 5 \times R_{120\phi} + R_{100\phi}$

$$= 14 \times R_{145\phi} + 5 \times (D_{125\phi}/D_{145\phi})^{2.0} \cdot R_{145} + (D_{100\phi}/D_{145\phi}) \cdot R_{145\phi}$$

$$\therefore R_{145\phi} = 2 300 / 17.90 = 128.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$$

$$R_{120\phi} = 88.0 \text{ Nm}^3/\text{min}$$

$$R_{100\phi} = 61.1 \text{ Nm}^3/\text{min}$$

解体結果によれば、羽口前のレースウェイはほぼ独立しており^{1) 5)} 隣の羽口の影響は大きくないので、各羽口風量と羽口前融着層残存面積 (Fig. 9 参照) との関係のプロットしたが、よい結果は得られなかつた。そこで羽口風量にアンバランスがある場合に、ある羽口の風量の不足分は隣の羽口から補われると考えこれが融着帯根部の溶解に関係するとし補正羽口風量を次のように定義した。

$$R_n = 1/4(R_{n-1}) + 1/2(R_n) + 1/4(R_{n+1})$$

このように考えると羽口前残存融着層とよい相関が得られる (Fig. 10, 11)。もう少し検討を進めて、羽口風量の異なる所について降下速度と燃焼温度の影響がどのよう

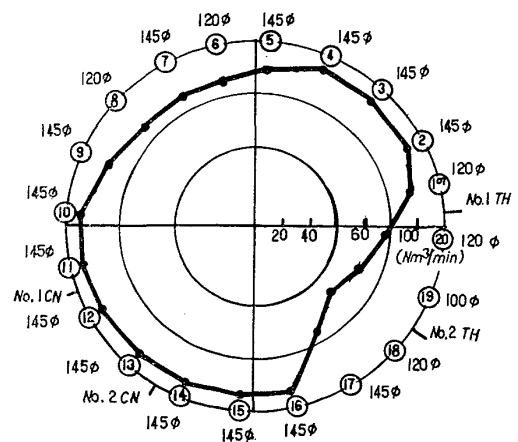


Fig. 10. Corrected distribution of blast volume rate per tuyere in Hirohata No. 1 BF.

Table 2. Estimated receway condition with various kind of tuyeres.

Tuyere diameter (mm)	Blast volume rate per tuyere (Nm ³ /min)	Calculated* flame temp. (°C)	Bosh gas vol. rate per tuyere (Nm ³ /min)	BG ^{0.7} × (T _f -T _m)**	Heat transfer ratio	Carbon Consumption (kg/min)	Descending velocity ratio
145 (with oil)	128.5	2 066	167	2.21 × 10 ⁴	1.00	26.9	1.00
120 [with oil no oil]	88.0	1 993	119.7	1.55 × 10 ⁴	0.70	17.3	0.64
		2 227	108.6	2.07 × 10 ⁴	0.93	20.9	0.77
100 (no oil)	61.1	2 227	75.4	1.60 × 10 ⁴	0.72	14.5	0.53

* $T_f = 1559 + 0.839 \cdot T_b - 6.033W_{H_2O} - 4.972 (W_{oil} - V_{O_2})$

** T_m : Melt-down temperature of ore

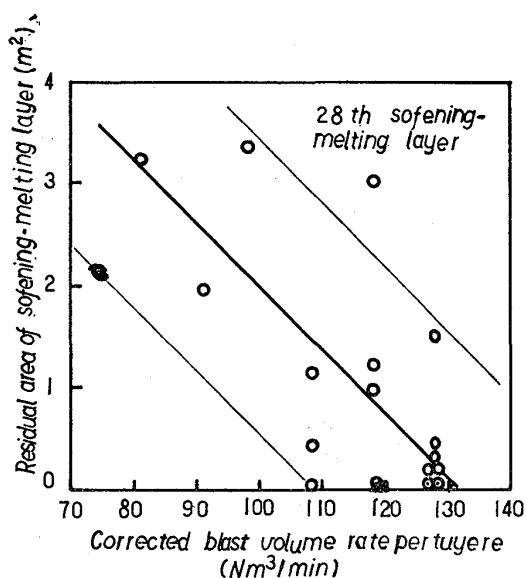


Fig. 11. Relation between corrected blast volume rate per tuyere and residual area of softening-melting layer (28th layer).

になるか検討する (Table 2)。

降下速度が羽口衝風中の酸素によって決まるとすれば羽口風量の多いところと少ないところの降下速度の違いは、約 1.88 倍である。根上部の融着帯のコークス層・鉍石層の厚みは、円周方向であまり変わらないことから降下速度の差は、根部に集約されたとしてもよい。実際に降下速度の速いところと遅いところの根の層数の違いは、7 層と 18 層でこのことと合致する。融着層(根部)の層数を減少させる方法として根部の溶解を速める方法が考えられる。溶解については、別報で詳しく述べるが、レースウェイでコークスを燃やしてできた高温ガスからの熱移行によって溶解すると考えられる。

移行熱量 q は、 $q = h_w \cdot S_c \cdot \Delta T$ (h_w : 熱伝達係数, S : 伝熱面積, ΔT : ガスとの温度差), h_w は $G^{0.7}$ (G : 質量速度) に比例するので²³⁾ $q \propto G^{0.7} \cdot S_c \cdot \Delta T$ になる。装入物の溶解落ち温度を 1450°C とすると Table 3 から熱移行量の違いは、145φ の羽口と比較して 70~90%

しかなく単に重油を切つたくらいでは逆に移行熱量の差を補償することができない。そこで根部のアンバランスは、主として降下速度の違いによって生じたものと推定される。

4. 考 察

4.1 融着帯形状とガス流れの検討

第 2 節では、解体高炉の融着帯形状のときに各スリットへのガス分配を検討したが、ここでは逆に融着帯形状を変えてガス分配がどのようになるか調べてみる。

高炉の塊状帯中のガス流れは、炉径方向の通気抵抗の差によって流れる量が決まるが、流れ方は炉頂部の装入線の影響がある部分を除いてほぼピストンフローと考えてよい。しかし充填層中に融着帯があるときは、通気抵抗の大きい充填層部分および融着帯部分とその内部に通気性の比較的よいコークス柱があることで、ガス流が変わる。この融着帯のコークススリット層を通るガスの分配によって高炉の能率が違うことは容易に推察できる。そこでモデル式を使つて融着帯形状を変え各スリット層へのガス分配と圧損の変化の関係について計算した。計算に用いた高炉は、君津 3 高炉のプロフィールと操業条件(根部最上の圧力を一定とする)を用いた。計算の際根部は、ガスを通過しないとし根より上部について検討した。

4.1.1 内部形状と外部形状の違い

内部形状、外部形状の影響を調べるために三種の形状を設定した。設定した形状は、I 型(軟化融着帯の幅が狭く全体が外側にあるもの)、II 型(炉中心部の方に軟化融着帯が張出し外側は I 型と同じ位置にあるもの、すなわち幅が広い形)、II' 型(内側は II 型と同じだが幅が I 型に略等しいもの)を比較した (Fig. 12(a))。その結果は

① スリットを流れるガス量の分配は、通常融着帯では、内部形状によって決まる (Fig. 12(c))。

② 塊状帯の圧損は、塊状帯の単位断面積当りどのく

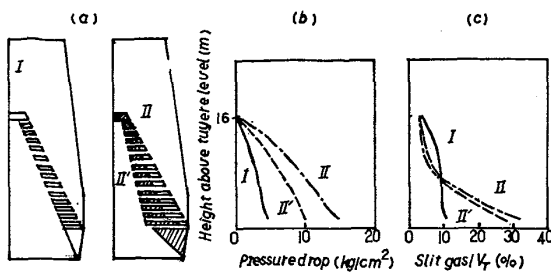


Fig. 12. Relation between various type of softening-melting zone (a) and pressure drop (b), slit gas distribution (c); operating condition (Kimitsu 3 BF) $o/c=4.5$, Total boshgas volume-150 Nm³/s.

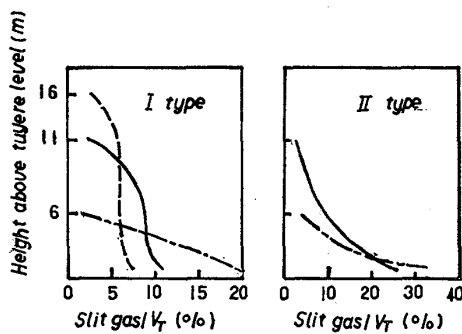


Fig. 13. Relation between positions of top softening-melting layer and distribution of slit gas volume rate.

らのガス量が流れるかによつて決まるので、外部形状によつて塊状帯の断面積が決まり主として内側形状によつてガスの分配量が決まるので、内側・外部形状の両方に影響される (Fig. 12(b)).

ガスの流れについては、II型またはII'型のほうが下部からのガスが多いので塊状帯とガスがよりよく接触するためガスの利用率および熱交換率の向上が期待される。一方圧損については、I型のほうが各スリットからのガス量が均一に近いので低くなり、高出銃比を指向する場合はII'型よりもI型が有利となる。

4.1.2 頂層の位置とガス分配

I型とII型について頂層の位置が変化するときガスの分配がどのように変化するか調べた (Fig. 13)。

I型の融着帯は頂層の低下につれて一層当たりのガス量が増加するのは当然であるが、増加する割合はコークス・スリット層のガスが、平均的に増加するのでなく融着帯下部のコークススリット層からのガス量が多くなる。一方II型の場合頂層の変化にもかかわらず各スリット層から流出するガス量の変化が少ない。現状のベル式装入装置では、中心部の制御がむづかしいことから頂層が変化しやすいと思われる。そこで頂層の位置によつて下部からのガス量が増え難いII型(またはII'型)が望

ましい。特にII'型については、層幅が狭く他の型に比較してコークススリット層が炉壁から遠いためコークススリット層から出る高温ガスが壁に当たることが少ないため壁への熱負荷が少ない。このため炉体保護と共に燃料比も低いと判断される。

以上の検討結果を参考にすると広畑高炉の融着帯形状は、II型に近い型になつていたのでII型の性質を持つていたはずである。実際に P/V が高目になつていたが安定していたこともうなずける¹⁾。また燃料比が比較的高かつた点は、円周バランスが必ずしも良好でない点にあつたと推定される。これは、操業、作業上やむを得ずこのような羽口径の配置になつたとすれば、この点の改善を行うことによつて良好な円周バランスをとれば燃料比も低下したと推察される。

現在ほとんどの高炉は、装入物分布制御装置もありこの融着帯を変化させることが容易になつている。今後の課題としては、装入物性状が融着帯にどのように影響を与えるかを明確にし、融着帯制御を十分効果的に行うための手段の確保や精度の高い融着帯の推定方法についての検討が必要であらう。

5. 結 言

広畑I高炉の融着帯形状をもとに根部より上部の形状とコークススリット層を通るガス分配および根部における円周バランスの崩れについて検討した。

根部より上部については、融着帯形状とコークススリット層を通るガス量の分配を検討する数式モデルを作成し軟化融着量、溶解量が各コークススリット層を通るガスの分配量に関係すること、根部の円周バランスの崩れている原因として羽口径の相違による降下速度のアンバランスにあると推論した。

さらに上記の数式モデルを使いI型(融着帯全体が炉壁に近くかつ幅の狭い逆V字型融着帯)、II型(融着帯内部形状が炉中心に張り出し、外部形状はI型と同じ融着帯)、II'型(内部形状はII型と同じ位置にあるが、外部形状は内側に入り、幅がI型とほぼ同じ融着帯)の融着帯形状と圧損失および融着層間のコークススリット層を流れるガス量の分配を検討した結果

① 圧損失は、内部形状、外部形状およびそれに伴う融着帯の幅によつて決まる

② コークススリット層のガス分配は、主として内部形状によつて決まり、炉中心に張り出すにつれて下部のコークススリット層から流れるガス量が多くなる。

③ 頂層の位置の影響は、I型融着帯のほうが大きく、頂層が下がるにつれてコークススリット層のガス分配は、

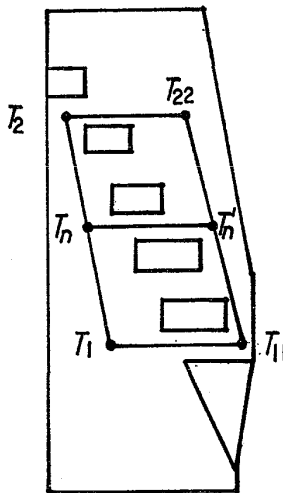


Fig. 14. Conditions of gas temperature in calculation of slit gas distribution.

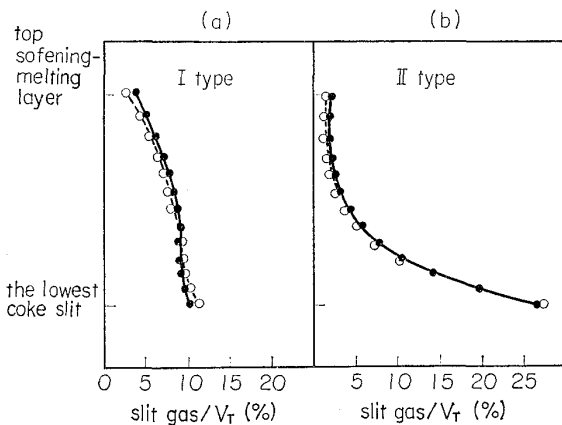


Fig. 15. Effect of gas temperature on slit gas distribution (●: cold bosh gas condition, ○: hot bosh gas condition).

下部からのガス量が多くなる。これに比べII型またはII'型は、頂層の変化に対しコークススリット層のガス分配の変化が少ない。このため現状ではII'型を志向するほうが望ましいことを述べた。

付録 数式モデルでの冷風と熱風計算の比較

本報で計算したモデルは、圧損式中のガス流量を冷風として取扱ったが、ここでは温度の項を入れて比較した。

(1) 圧損式の修正

冷風時; $\Delta P/\Delta L = K_1 \cdot (1.033/P + 1.033) \cdot (V_N/S)^{1.7}$
 熱風時; $\Delta P/\Delta L = K_2 \cdot \mu^{0.3} \cdot (V_N/D)^{1.7} \cdot \rho_N^{0.7} \cdot P_N/P$
 T/T_N

ここで S: 断面積, K: 定数, ΔL: 距離, ΔP: 圧損失
 P: ガス圧力, T: ガス温度, V: ガス流量, μ: ガス粘性, ρ: ガス密度 添字 N は標準状態を示す。
 計算にあたって単体ガスの粘性と温度の関係は、Sutherland の式を用い、混合ガスの粘性は、Wilke の

式²⁴⁾によつた。

(2) ガス温度の設定

Fig. 14 で $T_1=2000^\circ\text{C}$, $T_2=1500^\circ\text{C}$, $T_{11}=1600^\circ\text{C}$, $T_{22}=1100^\circ\text{C}$ という解体高炉の結果よりも差をつけた初期値を与えた。各層の温度は、融着帯の全層数により等分した。スリットガスの温度は、上で求めた T_n と T_n' より $(T_n + T_n')/2$ で与えている。

(3) 結果

本報中のI型とII型についてパターンの比較を行つた結果を Fig. 15 に示す。この結果よりほとんど差がないことが確認された。

記 号

- C'_T, C'_P : 数式モデルの融着層の羽口上からの距離と厚み (m)
- D: 羽口径 (添字 1, 2 は異なる羽口径) (m)
- d_p : 粒子径 (m)
- G: ガスの質量速度 (kg/m²h)
- h_w : 総括伝熱係数 (kcal/m²h°C)
- K: 式(1)の通気抵抗係数 (ore, coke は、鉱石、コークスについてのもの)
- P: 圧力 (添字 dr は滴下帯, lu は塊状帯. A は最下段コークススリット層の中心側圧力) (g/cm²)
- q: 移行熱量 (kcal/h)
- R: 羽口風量 (添字 1, 2, n は異なる羽口番号, 100φ, 120φ, 145φ は広畑I高炉における羽口径の風量) (Nm³/s)
- S, S_c : コークススリット断面積および根部熱移行面積 (m²)
- T: 温度 (添字 1, 2, n は、融着帯内側, 11, 12 は塊状帯, f, m は羽口前燃焼温度および融着帯溶け落ち温度) (°C)
- V: ガス量 (添字 b は、コークススリット中, e は計算された全ガス量, N は標準状態のガス量, T は全ボッシュガス量を示す) (Nm³/s) (添字 O₂ は送風中への酸素添加量) (Nm³/min)
- W_{H_2O}, W_{oil} : 送風中湿分量および重油吹込み量 (kg/Nm³)
- ΔL: 距離 (m)
- ΔP: 圧損失 (g/cm²)
- ΔV_i, Δv_i: i 番目融着層の溶解量, 軟化量の変化 (m³)
- ε: 空間率 (-)
- μ: ガス粘度 (kg/mh)
- ρ: ガス密度 (kg/m³)
- φ: 形状係数 (-)

文 献

- 1) 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
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) 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
- 8) 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
- 9) 近藤真一: 第33, 34回西山記念技術講座, 製鉄技術の最近の諸問題, (1975), p. 125 [日本鉄鋼協会]
- 10) 研野雄二, 楯岡正毅, 安倍 勲, 久米正一, 天野繁: 製鉄研究, 288(1976), p. 54
- 11) J. RADESTOCK and R. JESCHER: Stahl u. Eisen, 90(1970), p. 1249
- 12) V. STANEK and J. SZEKELY: Canad. J. Chem. Eng., 50(1972), p. 9
- 13) 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, 62(1976), p. 463
- 14) 荒木和男, 森山 昭: 鉄と鋼, 63(1977), p.1453
- 15) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, 63(1977), S432
- 16) 杉山 喬, 八木順一郎, 大森康男: 鉄と鋼, 63(1977), S464
- 17) 八木順一郎, 大森康男: 鉄と鋼, 63(1977), S463
- 18) 田代 清, 金山有治, 奥野嘉雄, 磯山 正: 鉄と鋼, 62(1976), S66
- 19) V. M. MURAVÉV, N. I. EFANOVA, I. D. BALON, I. Z. BUKLAN, and N. M. MISCHCHENKO: Stal in Eng., (1970), p. 591
- 20) 中村直人: 第8回西山記念技術講座, 製鉄の現状と将来, (1970), p. 129
- 21) 児玉惟孝, 堀尾竹弘, 肥田行博: 鉄と鋼, 52(1966), p. 295
- 22) 吉本博光, 津田勉久, 榎本英治, 青野照彦: 鉄と鋼, 61(1975), S381
- 23) 城塚 正, 染谷善晴, 大庭 裕, 化学装置 (4), (1971), p. 216 [オーム社]
- 24) 化学工学便覧(化学工学協会編), (1968), p. 46 [丸善(株)]