

高炉の適正な羽口本数の算定式*

—Leonidov の式への提言—

杉 崎 孝 継**・太 田 奨***
喜 多 川 武**・嶋 田 駿 作**

Equations for Determining the Optimum Number of Tuyeres of Blast Furnace

Takatsu SUGISAKI, Susumu OHTA
Takeshi KITAGAWA, and Shunsaku SHIMADA

Synopsis:

On the consideration about the optimum number of tuyeres of blast furnace, the race way depth in comparison with the hearth diameter is noted.

As the measure of active race way depth in general, "the active race way dimension rate" (η) is adapted to the analysis of relations between practical data.

In the cases of good operation results of blast furnaces, the values are in the range from 0.45 to 0.50. Therefore, the equations for determining the optimum number of tuyeres are derived by taking $\eta=0.47$.

By taking the generalized combined blast condition into consideration, the constant term in LEONIDOV's formula is analyzed to get a more optimum answer. Also, the validity of this equation is proved by the data from the blast furnace in operation.

1. 結 言

高炉の羽口本数については古くから検討され、数種の算定式^{1)~5)}が発表されている。炉床における羽口先燃焼帯の円周方向の均一化を図り、かつ、送風量に対して、炉容に適した深さの燃焼帯が形成されるように羽口数を選定しなければならない。このため、燃焼帯の挙動の研究が、炉床径および操業条件から決まる羽口先衝風動力との関係に着目してなされている。羽口本数の選定は、現実には、この点からの検討に基づいて、羽口マンテルの強度、羽口周辺の作業性等を考慮して行われている。

本研究では、羽口レベルにおけるレースウェイ面積化(η)をパラメータとして採用し、岡部らの式⁶⁾の炉芯深さの理論式を併用し、さらに、最近の高炉の中でも成績良好な高炉の η の値を適用して、適正な羽口本数を得るための算定式を導出した。なお、算定式の妥当性については、実操業データに基づいて検討した。

2. 羽口本数算定式の導出

2.1 羽口本数とレースウェイの形成

従来、報告されている主な羽口本数の算定式には次のようなものがある。

$$\text{PAVLOV}^1) \quad N = 2D_H + 1 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{RICE}^2) \quad N = 2.6D_H - 0.3 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{LEONIDOV}^3) \quad N = 37 \times 10^{-6} D_H \cdot \gamma \cdot v_0 (T/P) \quad \dots\dots (3)$$

$$\text{OSTROUKLOV}^4) \quad N = 9 \times 10^{-3} \times \frac{(D_H - 3.6)^2}{D_H - 2.5} \times \frac{T}{P} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\text{TIKHOMIROV}^5) \quad N = 3D_H - 8 \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 N ；羽口本数、 D_H ；炉床径 [m]、 γ ；炉床単位面積あたりに単位時間に流入する風量 [$\text{m}^3/\text{m}^2 \cdot \text{s}$]、 v_0 ；羽口先風速 [m/s]、 T ；送風温度 [$^{\circ}\text{K}$]、 P ；羽口先風圧 [atm] である。

これらの経験式は、いずれも炉床径 D_H が因子として含まれている。

* 昭和 53 年 5 月 29 日受付 (Received May 29, 1978)

** 新日本製鉄(株) (Nippon Steel Corp., 2-6-3 Otemachi Chiyoda-ku 100)

*** 新日本製鉄(株)釜石製鉄所 (Kamaishi Work, Nippon Steel Corp.)

PAVLOV の式は、1940 年代以来 1000 m³ 級のものに適用された。その後 D_H の比例方式をとる、RICE²⁾ と TIKHOMIROV³⁾ は欧米とソ連の代表的な傾向を示す算定式を示している。炉体支持に斜四本柱を有し、炉体冷却にステークリング方式を採用しているソ連の高炉は、3000 m³ 級以上の炉床径 12~14 m の大型高炉に関して、欧米に比べて羽口数は、6% 程少ない本数となっており結果としての操業実績は、高出銑比および低燃料比を示している。

しかし、一般に近來の複合送風や高圧操業が操業条件として、大型高炉の羽口数算定に組込まれている式は少ない。LEONIDOV³⁾ の式にも操業条件の微妙な点は常数 K 値 (37×10^{-6}) の中に含まれており、実操業炉での操業成績との実証的関連性も明らかにされていない。

本研究では『堅型炉である高炉の燃焼帯としてのレースウェイ』を衝風力でもつて維持形成する事象を実炉測定や、実験式等によつて把握し、更に実炉の操業解析によつて、適正なレースウェイ形成の条件を見出し、羽口数の算定式を導き出したものである。

羽口先レースウェイの大きさは、羽口先における衝風力によつて左右されるが、高炉の燃焼帯で効率的な燃焼を維持するためには、レースウェイを適正な大きさに保つ必要がある。レースウェイの適正な大きさは、従来、炉の大型化や高圧化に伴つて変わつてきているが、レースウェイの大きさにつき横方向、縦方向は、羽口先の衝風動力による影響が少なく、一番衝風動力の変化に大きく左右される奥行き(炉芯深さ)だけを考慮すれば、今回は十分と考えられる。

2.2 衝風動力と羽口本数

羽口先衝風動力は次式で表わされる。

$$E_P = \frac{1}{2} \cdot \frac{G}{gc} \cdot v^2 \dots \dots \dots (6)$$

ここで、 E_P : 衝風動力 [kg·m/s], G : 衝風流量 [kg/s], v : 与えられた温度と圧力における衝風の羽口からの噴出速度 [m/s], gc : 換算係数 [kgm/kg-s²] である。

羽口 1 本当たりの衝風動力 $E_{P'}$ は

$$E_{P'} = \frac{1}{2} \cdot \frac{(G_1 + G^2)}{gcN} \left(\frac{Q_1 + Q_2}{A} \right)^2 \dots \dots \dots (7)$$

ここで G_1 : 衝風中の空気と付加酸素の流量 [kg/s], G_2 : 衝風中の湿分の流量 [kg/s], Q_1 : 衝風中の空気と付加酸素の流量 [m³/s], A : 羽口断面積 [m²], N : 羽口本数 [-] である。

さらに (7) 式右辺各項を、それぞれ、通常操業条件値を用いて表わすと、以下のようなになる。

ここで、 V_b : 衝風量 [Nm³-dry air/min], Q_2 : 吹込酸素量 [Nm³/h], X_{O_2} : 酸素富加比 [-] である。

$$G_1 = [32(0.21 + X_{O_2}) + 28\{1 - (0.1 + X_{O_2})\}] \frac{1}{22.4} \cdot \frac{(V_b + O_2/60)}{60} \text{ [kg/s]} \dots \dots \dots (8)$$

したがつて

$$G_1 = \frac{1}{22.4} \{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\} \cdot \frac{V_b + O_2/60}{60} \text{ [kg/s]} \dots \dots \dots (9)$$

同様にして

$$G_2 = \frac{\varphi_b}{1000} \cdot \frac{V_b + O_2/60}{60} \text{ [kg/s]} \dots \dots \dots (10)$$

ここで、 φ_b : 衝風中の湿分 [g/Nm³-dry air] したがつて、衝風流量 $G = G_1 + G_2$ は、(9), (10) 式より

$$G = \left[\frac{1}{22.4} \{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\} + \frac{\varphi_b}{1000} \right] \times \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \text{ [kg/s]} \dots \dots \dots (11)$$

となる。次に、 Q_1, Q_2 は、それぞれ

$$Q_1 = \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right) \left(\frac{T_b + 273}{273} \right) \text{ [m}^3\text{/s]} \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 P_b : 送風圧力 [g/cm²], T_b : 送風温度 [°C]

$$Q_2 = \left(\frac{22.4\varphi_b}{18000} \right) \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right) \times \left(\frac{T_b + 273}{273} \right) \text{ [m}^3\text{/s]} \dots \dots \dots (13)$$

となる。したがつて、羽口先流量 Q は

$$Q = Q_1 + Q_2 = \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \left(1 + \frac{22.4\varphi_b}{18000} \right) \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right) \times \left(\frac{T_b + 273}{273} \right) \text{ [m}^3\text{/s]} \dots \dots \dots (14)$$

羽口総断面積は、次式により与えられる。

$$A = N \cdot (\pi/4) \cdot D_T^2 \text{ [m}^2\text{]} \dots \dots \dots (15)$$

ここで、 D_T : 羽口内径 [m] である。

したがつて、羽口先風速 V は、(14) (15) 式より

$$v = \frac{1}{N \cdot (\pi/4) D_T^2} \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \cdot \left(1 + \frac{22.4\varphi_b}{18000} \right) \times \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right) \left(\frac{T_b + 273}{273} \right) \text{ [m/s]} \dots \dots \dots (16)$$

となる。したがつて、衝風動力 $E_{P'}$ は(7), (11), (16), 式より

$$E_{P'} = \frac{1}{2} \cdot \frac{G}{gcN} v^2$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\} / 22.4 + \varphi_b / 1000}{9.8} \\
 &\times \left(\frac{V_b + O_2 / 60}{60} \right)^3 \cdot \left(1 + \frac{22.4 \varphi_b}{18000} \right)^2 \\
 &\cdot \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right)^2 \cdot \left(\frac{T_b + 273}{273} \right)^2 \\
 &\cdot \left(\frac{1}{N^3 \left(\frac{\pi}{4} D_T^2 \right)^2} \right) \dots \dots \dots (17)
 \end{aligned}$$

となる。すなわち、(17)式は衝風動力 E_P' と羽口本数 N との関係を示している。

また、

$$\begin{aligned}
 x &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\} / 22.4 + \varphi_b / 1000}{9.8} \\
 &\cdot \left(\frac{V_b + O_2 / 60}{60} \right)^3 \cdot \left(1 + \frac{22.4 \varphi_b}{18000} \right)^2 \\
 &\cdot \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right)^2 \cdot \left(\frac{T_b + 273}{273} \right)^2 \cdot \frac{1}{\left(\frac{\pi}{4} D_T^2 \right)^2}
 \end{aligned}$$

とおくと E_P' は

$$E_P' = x / N^3 \dots \dots \dots (17')$$

となる。

2.3 レースウェイ面積比 (Active raceway rate)

岡部⁶⁾は、炉深さと P/V_b の関係について述べているが、ここではさらにレースウェイ面積比 η というパラメータを用いて断面積の影響を調べてみる。

$$\begin{aligned}
 \eta &= \frac{\text{レースウェイ断面積}}{\text{羽口レベルにおける炉床断面積}} \\
 &= \frac{D_H^2 - (D_H - 2D_R)^2}{D_H^2} \dots \dots \dots (18)
 \end{aligned}$$

ここで、 D_H は炉床径、 D_R は炉芯深さ (Fig 1 参照) を示すものである。さらに、Fig 2 は P_b を送風圧、 V_b を送風量とし、 η と P_b/V_b の関係を示したものであ

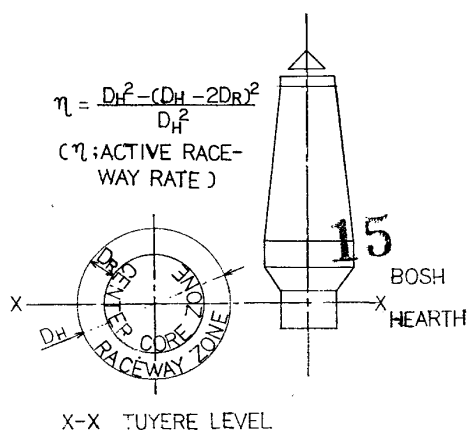


Fig. 1. Schematic figure for η -value of blast furnace at tuyere level.

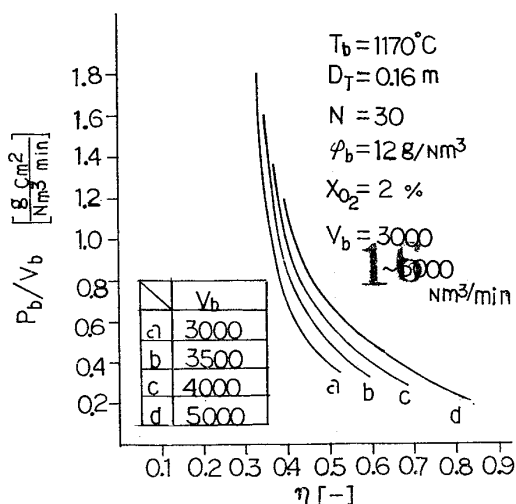


Fig. 2. Relation between η -value and gas permeability.

る。Fig. 2 からわかるように、 η が増加すると、すなわち、炉芯が小さくなると、 P_b/V_b が小さくなり、一定風圧のもとでは V_b が増加することを表わしている。

なお、この P_b/V_b がある限界をもつて最適値を示すということは、ガス流速の点から考えて容易に推察できる。

また、衝風動力とレースウェイ面積比の関係を Fig. 3 に示すが、衝風動力の増大によりレースウェイ深さが増加するが、大型炉の場合、衝風動力を大きくしないと η は低下することになり、通気性は悪化し、良好な成績は維持できにくくなる。Fig. 3 で、岡部⁶⁾は、衝風動力が (17)式で表わされる時レースウェイ深さ D_R は、次式で表わされるとしている。

$$D_R = 0.88 + 0.92 \times 10^{-4} E_P' - 0.37 \times 10^{-5} V_{oil} [m] \dots \dots \dots (19)$$

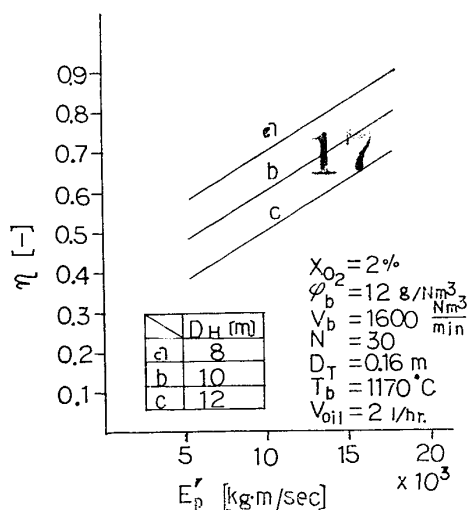


Fig. 3. Relation between blast power, η -value and hearth diameter.

Table 1. Dimension and η -values of certain blast furnaces in Japan.

B F	D_M	N	D_T	D_R	η	FR	CR	P	E
A	6.80	14	150	0.997*	0.500**	662	662	0.80	1 274
B	8.80	18	160	1.36	0.520	505	452	1.92	6 974
C	9.35	24	150	1.16	0.435	561	540	1.35	3 524
D	9.40	20	120×4 160×16	1.35	0.490	566	555	1.32	5 493
E	9.50	27	149	1.16	0.428	523	495	1.87	3 782
F	9.80	27	144	1.41	0.493	495	442	2.34	7 469
G	9.80	28	145	1.20	0.430	491	431	1.90	5 119
H	10.0	28	140	1.29	0.450	520	464	2.24	6 521
I	10.3	28	150	1.26	0.430	529	470	2.28	6 361
J	11.5	34	140	1.37	0.420	521	466	2.14	7 346
K	11.6	34	140	1.45	0.438	526	489	1.84	7 362
L	11.7	28	150	1.51	0.450	489	423	2.86	11 016
M	11.8	34	142	1.75	0.510	515	470	2.37	11 434
N	12.4	36	140	1.17	0.337	548	535	1.28	3 402
O	12.5	30	150	1.70	0.470	444	392	2.00	11 281
P	13.4	35	130	1.88	0.480	431	365	2.29	14 110

* Measured 1.4, ** 0.655

 D_M [m] N [-] D_T [mm] D_R [m] η [-] FR [kg/tp] CR [kg/tp] P 出銑比 E [kg·m/s]

ここで、 V_{oil} は、羽口 1 本当たりの重油吹込量である。Fig. 3 には、 $V_{oil}=21/h$ での結果を示した。

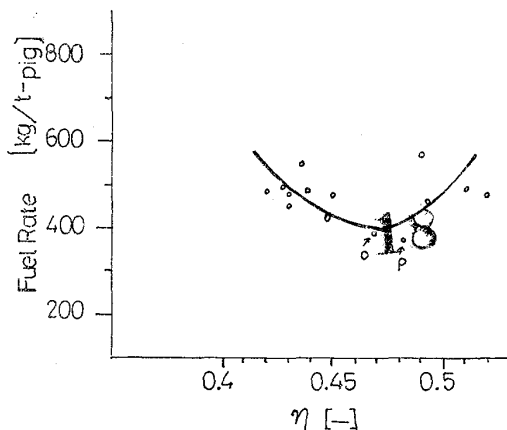
したがって、大型炉では、高圧大容量送風機の設置が重要であり、将来の課題として実際操業面では次のことが挙げられる。

- ① 衝風動力を増加する方向で、羽口前速度と炉頂圧力を調整。
- ② 整粒された原料の充填層高さ（羽口、ストックライン間）の増加。

次に、高炉の操業成績が燃料比によつて代表されることに着目して、わが国の代表的な高炉の η の調査結果を Table 1 に示すが、 η が 0.47 あるいは 0.48 のとき高炉操業成績が最もよい。Table 1 のデータを用い、 η と燃料比の関係を図示したのが Fig. 4 である。

従来、長期にわたる実炉での炉芯測定についてのわが国でのデータは少ない。

近年は、近藤ら⁹⁾によつてレースウェイ形成につい

Fig. 4. Relation between η and fuel rate.

て、モデル燃焼炉による実験研究が試され報告されている。これによつて、送風条件、ヨークス性状とレースウェイ形状の関係を定式化してあり報告してある。これによつて、今後の検討課題や基本的なことは整理されたといえる。

一方、実炉で長期間にわたり測定された実測値に基づいて、米澤、太田ら⁹⁾は、「炉芯の大きさ、形状と炉況との関係について」検討している。これは約 2 年間にわたつて、週 1 回の定期的実測によつたものである。（出銑直後の減圧測定の実施）これによつて、各羽口ごとの炉芯、吹製銑種、スラグ塩基度、炉内温度推移（炉熱変動傾向）との関連が統計的に把握されている。また、炉芯の小さい時は、 P/V_b が小さく一定風圧に対し風量が多く入っていることなどが確認されている。

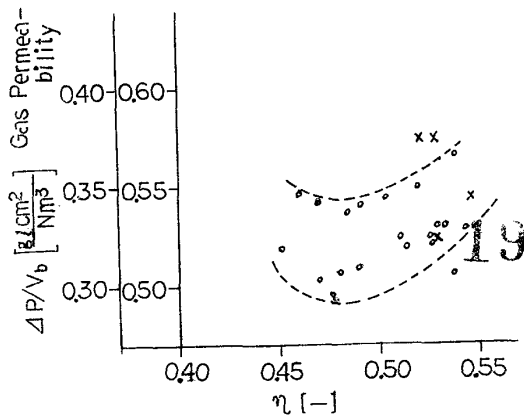
なお、Table 1 の A 炉について実測値* D_T : 1.4 m および** η : 0.655 とあるのは金棒による釜石高炉の測定値である。これから金棒打込みによる値と計算値による D_R の値に差が認められるが、前者が、人間による測定で測定誤差が生じたためと考えられる。

2.4 炉内通気性の検討

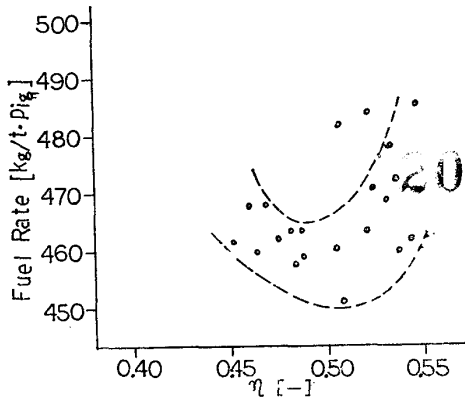
さらに、最近の高炉の操業条件が大型化、高圧化、複合送風等で変化している場合の炉内通気性と、レースウェイ深さ D_R とどのように関係あるかを検討する。

前述のように、レースウェイ面積化 η に最適値があるように推察されるが、Fig. 4 のように FR と η との関係は、ばらつきが大きくなるので、ここでは比較的把握しやすい尺度として炉内通気性と η との関係について調べた。

Fig. 5 は、新日鉄釜石製鉄所の 2 基の高炉における操



○ ; 2BF Monthly Mean Value (1975, 1~8)
 × ; 1BF Monthly Mean Value (1975, 3~8)
 Fig. 5. Relation between η -value and gas permeability.



Base Condition
 Coke Ash 11.0%
 Oil Rate 50 kg/t
 Blast Temp. 1 200 °C
 Moisture 10 g/Nm³
 Sinter Pellet Ratio 90%
 Slag Volume 300 kg/t
 (Date 1975, 1~8, Monthly Mean Value)

Fig. 6. Relation between η -value and fuel rate. (Kamaishi No. 1 BF)

業データに基づいて示した図である。黒点は第2高炉、×点は第1高炉（鋳物用）の数値であり、それぞれ、月平均である。（昭和50年の実操業データ）

この Fig. 5 では、通気性の良好な操業条件の場合は、 η の値が 0.47~0.48 付近に存在していると考えられる。

この場合、レースウェイ面積比と補正燃料比との関係について、第2高炉の操業成績から調査した結果を Fig. 6 に示す。Fig. 6 から、 η が 0.45~0.50 の間のもは、補正燃料比は 465~464 [kg/t-p] の間に安定して集中していることがわかる。

2.5 羽口本数の算定式の誘導

前記 (17)' 式を (19) 式に代入すると、

$$D_R = 0.88 + 0.92 \times 10^{-4}(x/N^3) - 0.37 \times 15^{-3}V_{oil} \dots\dots\dots (20)$$

となる。
 ここで、 V_{oil} は羽口1本当たりの重油吹込量である。
 また、 $\eta = 0.47$ のとき、燃料比が最良となるので、

$$\frac{D_H^2 - (D_H - 2D_R)^2}{D_H^2} = 0.47 \dots\dots\dots (21)$$

とおいて整理すると

$$D_H = 7.353D_R \dots\dots\dots (22)$$

となる。これは、炉床径の7分の1弱の深さにレースウェイを形成維持した場合が、安定操業をしていることを示唆すると考えられよう。

したがって (20), (22) 式より

$$D_H = 6.471 + 6.765 \times 10^{-3}(x/N^3) - 2.721 \times 10^{-3}V_{oil} \dots\dots\dots (23)$$

$$\therefore N = \left(\frac{6.765 \times 10^{-4}}{D_H + 2.721 \times 10^{-3}V_{oil} - 6.471} \cdot x \right)^{1/3} \dots\dots\dots (24)$$

となり、 x に上記の関係を代入すると羽口算定式が得られる。

$$N = 3.256 \times 10^{-2} \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \cdot \left[\frac{\{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\}/22.4 + \varphi_b/1000}{D_H + 2.721 \times 10^{-3}V_{oil} - 6.471} \right]^{1/3} \cdot \left(\frac{1 + 22.4\varphi_b/18000}{\pi D_T^2/4} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{T_b + 273}{273} \right)^{2/3} \dots\dots\dots (25)$$

(25) 式の各項は、当然のことながら以下のような意味をもっている。

- ① $\left[\frac{\{4(0.21 + X_{O_2}) + 28\}/22.4 + \varphi_b/1000}{D_H + 2.721 \times 10^{-3}V_{oil} - 6.471} \right]^{1/3}$
 ……主に炉床径と重油吹込量の効果を示す項。
- ② $\left(\frac{1 + 22.4\varphi_b/18000}{\pi D_T^2/4} \right)^{2/3}$
 ……主に、羽口内径の効果を示す項。
- ③ $\left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right)^{2/3}$
 ……送風圧力の効果を示す項。
- ④ $\left(\frac{T_b + 273}{273} \right)^{2/3}$
 ……送風温度の効果を示す項。

そして、これらの各項のうち、羽口本数を決定する上で、重要な因子は前述の第1項における送風量 V_b 、第2項における炉床径 D_H 、第3項の羽口径 D_T である。これらは、いずれも前述(7)式に示した衝風動力 E_P'

と直接関連する要素である。

3. 考 察

3.1 LEONIDOV³⁾ の式についての試算

前述の (1) ~ (5) 式のうちから、操業条件を反映させたものとしては、LEONIDOV の式がある。

$$N = K \cdot D_H \cdot \gamma \cdot v_0 (T/P) \dots\dots\dots (26)$$

ここで $K = 37 \times 10^6$

N ; 羽口本数

D_H ; 炉床径

γ ; 炉床単位面積当たり単位時間に流入する風量 (m^3 -blast/ m^2 -hearth area/s)

v_0 ; 羽口先風速 (m/s)

T ; 送風温度 ($^{\circ}K$)

P ; 羽口先絶対圧力 (atm-ab)

今ここで、吾国の好成績で操業中の高炉の実績から例を挙げて、試算し対比してみた。Table 1, 及び Fig. 4 に示した炉床径 12.5 m の 3 000 m^3 級規模の O 炉の場合、(26) 式の K 値は次のごとく逆算される。

$$K' = \frac{NP}{D_H \cdot \gamma \cdot v_0 T}$$

$$= (30 \times 4.02) / (12.5 \times 0.678 \times 249 \times 1452)$$

$$= 39.4 \times 10^{-6}$$

LEONIDOV の式に比べると、 $K'/K = 39.4/37 = 1.065$

$N = \frac{30}{1.065} = 28$, すなわち、この炉の場合、欧米や、日本の実状から比べると、羽口数は規模の割に多いほうではないが、ソ連のこの LEONIDOV の式よりは 6% 程多いことになる。むしろ、この規模の炉については TIKOMIROV⁵⁾ の現実比例方式のほうが $N = 3D_H - 8 \div 30$ となり (26) 式より多目で、現実にはわが国の実状にも近く、LEONIDOV の羽口数はやや少な目の数といえよう。

3.2 レースウェイ η 値と衝風動力による羽口数算定

Table 1 に示す、O 及び P の炉は、炉床径 12.5~13.0 m で、出鉄比 2.0~2.3, 燃料比 430~440 kg/T というわが国でも好成績を示している代表的な高炉である。この両炉は羽口数 30~35 本である。この 3 000~4 000 m^3 級炉のレースウェイ形式の尺度ともいえる。今回提案の η 値が 0.47~0.48 という操業実績を示しており、この規模における高炉の羽口数選択や操業条件について、示唆する点がある。

一方炉床径の拡大に伴い、衝風動力を増大させた操業を実施している点については、現在 140 基程度の高炉を保有しているといわれているソ連の実績を示すもの一つとして、『高炉吹製条件における運動のエネルギー』⁶⁾ という G. A. VOLOVIK 等による報文⁶⁾がある。7~12

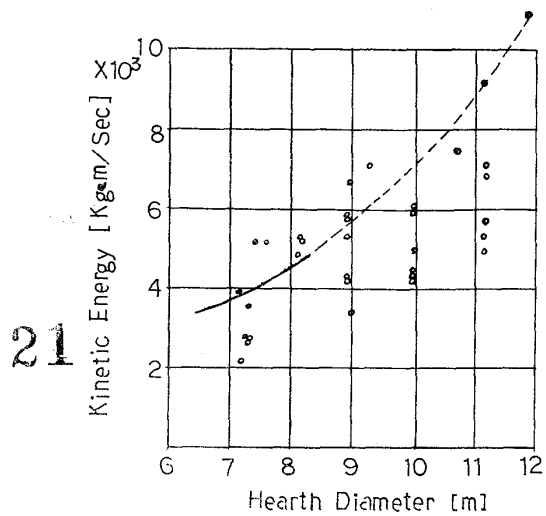


Fig. 7. Relation between hearth diameter and kinetic energy at USSR (Metallurg 19: 9).

m の高炉約 40 基における炉床径と衝風動力の関連が Fig. 7 のごとく示されている。これによると一般的には、連続な直線的比例関係にあるといえる。この報文では、炉床径 7~12 m で衝風動力は 3 000~10 000 kg/m/s と増大している。一方火入後から安定操業期に至る間の衝風動力の変遷を調査したものの実例として、釜石第 2 高炉の例がある。この場合、炉床径 9 m 級の炉が火入後 5 000~7 700 kg-m/s の範囲で操業条件を変えながら、最終的に低燃料比の領域で安定操業に入っていることが確認された。

4. 結 言

羽口先端からのレースウェイ深さ D_R は、常圧の小型炉の場合は 1.4 m, 高圧の大型炉の場合は、1.8~2.1 m と変わってきている。レースウェイの水平断面の活性部の面積比 (η) は、小型炉のときはむしろ $\eta = 0.5 \sim 0.6$ となる。

大型炉になるほど、炉頂圧を高目にも制御可能とし、適正な羽口本数と羽口径を選択して羽口前での衝風動力を大きく保ち、さらに η を 0.45~0.50 の範囲になるように、操業条件を考慮に入れた羽口本数や内径の設定をすべきであろう。参考にソ連と日本の規模別羽口数を Fig. 8 に示す。本文は、このようなことに着目し、最近好成績を示した 16 基の高炉の実績を考慮に入れて、羽口本数を決定するための操業条件を入れた式を導出した。

従来の PAVLOV¹⁾ の式 ((1)) 式は小型炉だけに应用され、LEONIDOV³⁾ の式 ((3)) も中型炉を対象としてお

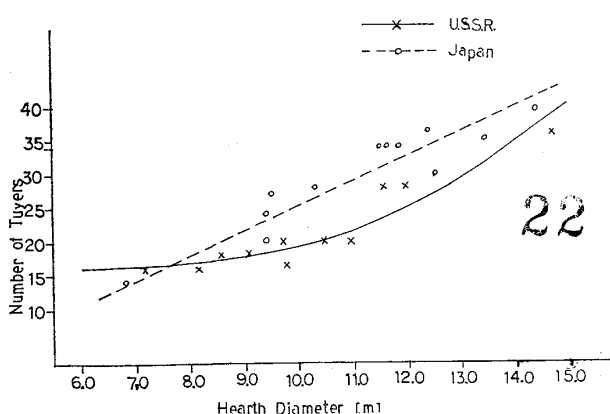


Fig. 8. Relation between hearth diameter and number of tuyeres.

りやや羽口本数が少ないため、重油吹込みには矛盾がある。

((5))式の TIKOMIROV の式は、3 000 m³ 級では合致するが操業条件がなく 5 000 m³ 級では適合しない。

本研究で提示した最適の羽口本数の算定式 (25) 式は、酸素や重油の吹込み、および送風圧と熱風温度を代入した算定式ができ、しかも、燃料比と出鉄比がいずれも好成绩の水準にある統計解析の裏付けもあるので妥当な算定式であると考えられ、今後の低燃料比や通気性の安定操業を志向したもので、大きな規模の高炉の設計に矛盾の少ないものとして参加となれば、幸甚と考えるしだいである。

5. 結 論

最適の羽口本数は、

$$N = 3.256 \times 10^{-2} \left(\frac{V_b + O_2/60}{60} \right) \cdot \left(\frac{1}{22.4} \{3(0.21 + X_{O_2}) + 28\} + \frac{\varphi_b}{1000} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{1 + \frac{22.4\varphi_b}{18000}}{\frac{\pi}{4} D_T^2} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{1033}{P_b + 1033} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{T_b + 273}{273} \right)^{2/3}$$

となる。

$$V_b; \text{乾風量} \quad [Nm^3\text{-dry air/min}]$$

O_2 ; 酸素吹込量	$[Nm^3/h]$
X_{O_2} ; 酸素富化率	$[-]$
φ_b ; 送風湿分	$[g/Nm^3]$
D_H ; 炉床径	$[m]$
V_{oil} ; 羽口 1 本当たりの oil 吹込量	$[l/h]$
D_T ; 羽口内径	$[m]$
P_b ; 送風圧力	$[g/cm^2]$
T_b ; 送風温度	$[^\circ C]$
N ; 羽口本数	$[-]$

本テーマについては、20 年前既にレースウェイの深さについての重要性を強調され、現場における長期測定データを集められた元室蘭製鉄工場長、故、米澤泰三氏、及び、新日鉄関係諸先輩の業績に敬意を表わすものである。

また、本テーマについて終始ご指導を賜わった名古屋大学工学部 巖教授に深謝すると共に、新日鉄名古屋及び、釜石製鉄部のスタッフ各位のご協力のあつたことを付記して、謝辞とする。

文 献

- 1) M. A. PAVLOV: Metallurgy of Pig Iron, Pt, II, 91 (1947), [Metallurgizdat]
- 2) O. RICE: Blast furnace and Steel Plant, (1952) 40, p. 513, p. 657, p. 787, p. 926
- 3) N. K. LEONIDOV and M. N. LEONIDOVA: "Number of Tuyeres on a Blast Furnace," Stal' in Eng., (1967) 5 p. 373
- 4) M. Y. OSTROUKHOV and A. I. BONDARENKO: "The Number and Diameter of Blast Tuyeres" Stal in Eng., Jal., (1969), p. 8
- 5) E. N. TIKHOMIROV and YU. I. GOKHMAN, "Number of Blast Tuyeres on Large Blast Furnaces" Stal in Eng. (1972) 4, p. 298
- 6) 岡部依児 (川鉄技研): 鉄鋼協会共同研. 第 39 回製鉄部会資料. p. 27
- 7) 米澤泰三, 太田 奨: 鉄鋼協会第 53 回講演会, (1952) 3 "炉芯の大きさ, 形状と炉況の関係について"
- 8) G. A. VOLOVIK and V. N. DOROFEEV "Kinetic Energy of Blast on the Recent Blast Furnace" Metallurgy (1971) 9 p. 3
- 9) 中村正和, 杉山 喬, 鶴野建夫, 原 行明, 近藤真一: 鉄と鋼, 63 (1977) 1. p. 28