

Fig. 1~5. Relation between Ti and various elements (As, Sn, Bi, Pb, Sb) on the formation of nodular graphite.

原料となり得ないものである。

この点を実際に吹製された実績から検討し、主として使用原料鉍石中の不純元素たる Sn, As, Sb 等の元素が問題であることを確かめた。

さらにこれらの微量元素の黒鉛球状化阻害作用は従来報告されている許容量以下でいちじるしく影響するものであり、その原因として実際コークス熔鉍炉銑では Sn, As, Sb, Pb 等と同時に Ti が 0.05~0.10% 共存しその Ti 含量の多少により Sn, As, Sb, Pb 等の影響は顕著になるものであることが実験的に確かめられた。

以上の結果からダクタイル銑吹製に当っては鉍石中の微量元素として Sn, As, Sb, Pb などの元素含量を

Ti 含量との関係において充分調査して熔鉍炉操作を行うべきである。(昭和 32 年 5 月寄稿)

#### 文 献

- 1) 森田志郎, 尾崎良平, 川野豊: 鉄と鋼, **40**(1954) 372
- 2) L. C. Margan: Australasian Engr. (1953) May, 66; Apr. 46
- 3) J. Verelst and A. De Sy: Giesserei **43** (1956) 12, 305
- 4) H. W. Lownie, Jr: Transactions, AFS **64** (1956) 104

## 平炉の空気力学的構成 (VIII)\*

(終 結)

橋 本 英 文\*\*

### AERODYNAMIC CONSTITUTION OF OPEN-HEARTH FURNACE (VIII)

#### (CONCLUSIONS)

Hidefumi A. Hasimoto

#### Synopsis:

Results of the study on the aerodynamic constitution of the open-hearth furnace are summarized, standard dimensions corresponding to the capacities of the single air-uptake furnace are settled, and several circumstances bringing the results of the model research into practice are illustrated.

When the capacity of a furnace is expressed by  $T$ , the dimensions and the rough estimations of the productive terms of the furnace are given as follows:

\* 昭和 28 年 4 月, 32 年 4 月本会講演大会にて発表, \*\* 住友金属工業小倉製鉄所

Height of chamber	: $H \propto T^{1/3}/(\log T+0.9)$
Other dimensions	: $\lambda \propto T^{1/3}$
Hours for one heat	: $Z \propto T^{1/3}$
Production rate (t/h)	: $Y \propto T^{2/3}$
Fuel rate (l/h)	: $E \propto T^{2/3}(1/35+1/12 \cdot T^{-1/3})$
Fuel ratio (l/t)	: $U \propto (1/35+1/12 \cdot T^{-1/3})$

A rational mechanism of air-fuel mixing will be established in the standard design selecting the proper jet-intensity which is controlled by changing the quantity of atomizing agent.

### I. 緒 言

平炉は現在の鉄鋼業において最も馴染のふかい炉でありその設計にも幾多の改変・新創が加えられてきた反面にはまた諸条件の変化にも拘らず依然として古い形が故なく温存されているところなしとしない。その原因は改むべき拠りどころが与えられなかつたことにある。

平炉改善の主眼点は、(a) 単純な炉構成によつて (b) 個々のヒートにおける製鋼時間の短縮と (c) 継続せる操業を通じての炉寿命の延長とが達成されることにある。平炉の空気力学的構成の研究は、これらが炉内の流れに帰着するとの認識に基き、模型実験と実炉での現象を対比しつゝ平炉の炉型とその部分構成の合理化を探究してきた。

この報文はこれまでに明らかにした炉型および構成因子のあり方を総括しこれが炉容に応じていかに変化さるべきかを与え、さらに模型実験の結果を実炉に適用したいくつかの例を紹介して終結とするものである。

模型実験によつて明らかにされた一般的な事項は

- (1) パーナ焚平炉では炉腔内の流れに炉型による本質的な差異はなく、燃焼の如何は流入部に左右される。
- (2) 流入部構成として単純かつ合理的な型式は単気道型である。
- (3) 小天井・端壁はいくらか端下りの傾斜がよい。
- (4) 炉腔は隅無裏壁とし、パーナ線に対する前・裏の空間は均衡を保たねばならぬ。
- (5) 噴流と気流の強さの比を変えることによつて燃焼の調節ができる。
- (6) 単気道型平炉の各部の関係寸法は Fig. 1 に示すごとくするのが合理的である。

さて、この型の炉で炉容を変えるときにこれらの寸法および燃焼要目等をいかにすべきかの問題であるが、炉の容量は図形的な相似によつて簡単に變えてゆけるにしても送油量をどう撰ぶか、またこのときの性能の見透しはどうなるか、などが相当はつきり把握されていなければならぬ。

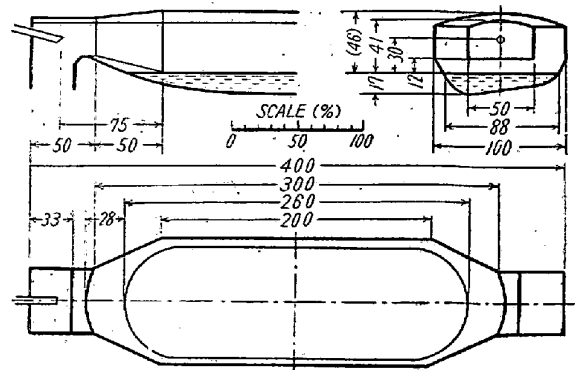


Fig. 1. Relative dimensions of the upper furnace.

### II. 寸 法

#### 1. 一般

装入屯数で示される炉容 ( $T$ ) が大きくなると、炉床容積 ( $V$ ) はこれに比例して大きくなる。

$$V \propto BLD \propto SD \propto T$$

ところが、 $L \propto B$ ,  $S \propto B^2$  であり、また  $D \propto S^{1/2}$  なることは Bruno の与えているところである。

したがつて、

$$V \propto B^3 \propto T \text{ すなわち } B \propto T^{1/3}$$

$$\therefore B \propto L \propto D \propto T^{1/3} \dots\dots\dots (1)$$

によつて炉容に應ずる炉床の寸法が与えられる。

その他の各部の寸法一炉高を除く一も炉床と同様の図形的相似により  $T^{1/3}$  に比例して決められる。これらの寸法を  $\lambda$  で代表させて次式で示される。

$$\lambda \propto T^{1/3} \dots\dots\dots (2)$$

#### 2. 炉 高

炉腔の高さ ( $H$ ) あるいは平均炉高 ( $H'$ ) も厳密に流れの相似を確保するためには一般寸法と同様に  $T^{1/3}$  に比例させねばならないが操業 (装入・溶解) に支障を起さないかぎり炉高は低くとる方が耐火物使用量・築炉・熱放散の点で有利である。 $H'/B'$  の比は 6/12~6/18 の間にあるべく 6/14.5 を標準として与えたがこれは炉容によつて次式を適用して変えればよい。

$$\frac{H'}{B'} = \frac{6}{14.5 + 5(\log T - 2.0)} \dots\dots\dots (3)$$

この式によれば 100 t 炉において  $G=H'$ , 200 t 炉において  $G=H$  となり 200 t 以下では炉頭高さより炉腔高さが高く 200 t 以上ではそれが逆になる。この式はさらに簡単にすれば  $H'/B'=1.2/(\log T+0.9)$  となり、したがって  $H/B'=1.234/(\log T+0.9)$  となる。

3. 算 例

同一炉容の炉にあつても操業条件によつてその炉床容積は幾分異つてくる。こゝには代表的な例によつてその数値を求めてゆくことにする。

炉容に応ずる寸法を算定するに先立ち浴の深さについての関係寸法を求めておかねばならないが、これは実績に基いて次のごとく与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \text{最大深さ } D &= 0.19B = B'/6 \\ \text{平均深さ } D' &= 0.116B = B'/10 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

これより浅い炉床にするか深い炉にするかによつて本例に与えられる寸法はいくらか変つてくる。

1) 浴 巾

装入 100 t 当りの炉床容積は  $V=18.55\text{m}^3$  となる。それは装入 100 t からの出鋼時の内容物およびその比重から次のごとくして求められる。

$$\begin{aligned} \text{溶鋼 (比重 } 6.9\text{t/m}^3) \text{ 92t} &\rightarrow \text{容積 } 13.34\text{m}^3 \\ \text{溶滓 (比重 } 1.92\text{t/m}^3) \text{ 10t} &\rightarrow \text{容積 } 5.21\text{m}^3 \end{aligned}$$

計  $18.55\text{m}^3$

一般に  $V=0.1855T$  であるが、これはまた  $SD'$  に等しいので  $S=0.1855T/D'=1.6T/B$

$S=2.75B^2$  である。(cf. 第Ⅳ報 8 式) から

浴巾:  $B=0.835T^{1/3} \dots\dots\dots (5)$

$T=100$  のとき  $B=3.87(\text{m})$

2) 各 部

100 t 炉の各部の寸法は浴巾をもとにして次に示すごとく全てが与えられる。

(1) 炉 腔

$$\begin{aligned} \text{炉 巾 } B' &= B/0.88 &= 4.40(\text{m}) \\ \text{炉 高 } H &= 1.234B'/(\log T+0.9) &= 1.82\text{'} \\ \text{炉腔長 } L' &= 3B' &= 13.20\text{'} \\ \text{平行部長 } F &= 2B' &= 8.80\text{'} \\ \text{バンク長 } k &= 24B'/85 &= 1.24\text{'} \\ \text{バンク高 } g &= 10B'/85 &= 0.52\text{'} \end{aligned}$$

(2) 炉 床

$$\begin{aligned} \text{浴 巾 } B &= 0.88B' &= 3.87\text{'} \\ \text{浴 長 } L &= 2.6B' &= 11.44\text{'} \\ \text{浴 深 } D &= B'/6 &= 0.73\text{'} \\ \text{炉床面積 } S &= 2.75B^2 &= 41.1(\text{m}^2) \end{aligned}$$

(3) 炉 頭

$$\begin{aligned} \text{炉頭巾 } b &= 0.5B' &= 2.20(\text{m}) \\ & b_2 = 0.88B' &= 3.87\text{'} \\ \text{炉頭長 } l &= 0.5B' &= 2.20\text{'} \\ & l_1 = 0.88B' &= 3.87\text{'} \\ \text{炉頭高 } G &= 0.46B' &= 1.82\text{'} \\ \text{気道長 } a, a_1 &= B'/3 &= 1.47\text{'} \\ \text{気道巾 } b_1 &= 0.5B' &= 2.20\text{'} \\ \text{気道面積 } A &= B'^2/6 &= 3.23(\text{m}^2) \\ \text{バーナ取付高 } J &= 0.3B' &= 1.32(\text{m}) \\ \text{バーナ先位置 } d &= 0.75B' &= 3.30\text{'} \end{aligned}$$

3) 炉容による変化

100 t 炉について得られた上記の寸法をもとにして各炉容に応ずる各部寸法を (2) 式および (3) 式によつて算定できるが、その主要なものは次のごとくなる。

炉 容 T (t)	50	100	200	350	500
炉 巾 B' (m)	3.49	4.40	5.54	6.68	7.52
炉腔長 L' "	10.97	13.20	16.63	20.05	22.60
炉 高 H "	1.79	2.02	2.31	2.59	2.79
浴 巾 B "	3.07	3.87	4.88	5.88	6.62
浴 長 L "	9.08	11.44	14.40	17.35	19.57
浴 深 D "	0.58	0.73	0.92	1.11	1.25
炉頭巾 b "	1.75	2.20	2.77	3.34	3.76
炉頭長 l "	1.75	2.20	2.77	3.34	3.76
炉頭高 G "	1.45	1.82	2.29	2.76	3.11
気道長 a "	1.17	1.47	1.85	2.23	2.51

なお Fig. 2 に炉容に応ずる変化を一括して図示する。

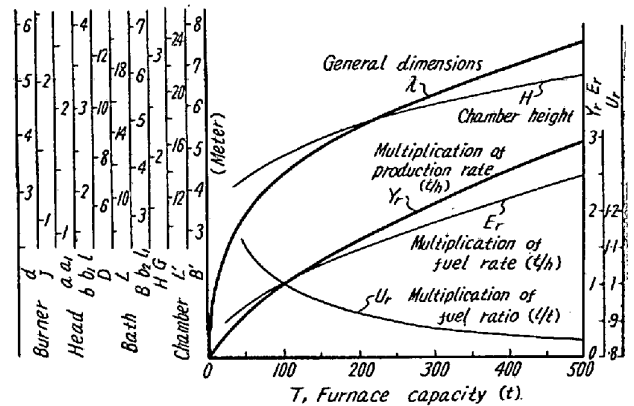


Fig. 2. Variation with the furnace capacity.

III. 性能の考察

炉容が大となつたとき、流れ・火焰の分布状況を相似に保つには、燃料・空気流両者のレイノルズ数 (R) あるいはモーメントム (P) の比を一定に保てばよいのであるが、寸法が n 倍になつたときに流量を m 倍にすれば R は m/n 倍 P は (m/n)<sup>2</sup> 倍になり m · n の如何によらず噴流と気流の R や P の比は一定となる。しかしながら、バーナノズル径が一般寸法と同様に拡大されるもの

ではなくまた大型炉になれば効率がよくなり通油量は炉容の増大よりも低い率で増せばよい筈である。

時間当り生産量や送油量などの点について相当にはつきりした見透しをもつておくことは炉を設計する上に必要なことであるから以下には炉容に応じてこれらの比率がどう変化するかを考察する。

1) 能率

炉容にともなう能率の変化については近似的に次のごとく順を追って推論される。

$$\left. \begin{aligned} \text{所要総伝熱量: } Q \text{ (Kcal)} &\propto T \\ \text{時間当伝熱量: } I \text{ (Kcal/h)} &\propto S \propto T^{2/3} \\ \therefore \text{製鋼時間: } Z \text{ (h)} &= Q/I \propto T^{1/3} \\ \text{製鋼能率: } Y \text{ (t/h)} &= T/Z \propto T^{2/3} \end{aligned} \right\} (6)$$

すなわち能率は近似的に炉容の 2/3 乗に比例する。

2) 燃料率

時間当燃料使用量 ( $E$ : 通油率  $l/h$  と略す) および相当燃料使用量 ( $U$ : 燃料比  $l/t$  と略す) の変化は炉内の温度分布を相似と仮定し熱量配分の変化によつて次のごとく推論される。ここに大小のギリシヤ文字は全て比例常数を表わす。

総放散熱量は放熱の時間と面積とに比例し壁の厚さに反比例すると考えることができ、これは  $T^{2/3}$  に比例することになる。そこで一回の製鋼時間を通じて供給される燃料量 ( $EZ \propto ET^{1/3} = \delta ET^{1/3}$  であつてしかも  $UT$  に等しい) の消費配分は次のごとくになる。

(a) 浴に与えられるもの  $(\propto T) \rightarrow \xi T$

(b) 給気を予熱し排ガスとなるもの  $(\propto EZ) \rightarrow \phi ET^{1/3}$

(c) 炉体を通して放散するもの  $(\propto T^{2/3}) \rightarrow \psi T^{2/3}$

したがつて  $UT = \delta ET^{1/3} = \xi T + \phi ET^{1/3} + \psi T^{2/3}$

$$\therefore \left. \begin{aligned} E &= \phi_1 T^{2/3} + \psi_1 T^{1/3} \\ U &= \phi_2 + \psi_2 T^{-1/3} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $\phi_1 = \xi / (\delta - \phi)$ ,  $\psi_1 = \phi / (\delta - \phi)$ ;  $\phi_2 = \delta \phi_1$ ,  $\psi_2 = \delta \psi_1$  である。

ここで実績を援用して比例常数を求めねばならない。100 t 炉と 50 t 炉とにおける燃料比をそれぞれ 1 と 1.1 の割合であるとすれば (7) 式は次のごとくなる。ただし接尾符  $r$  は 100 t 炉における値との比率を表わす。

$$\left. \begin{aligned} E_r &= (1/35) T^{2/3} + (1/12) T^{1/3} \\ U_r &= 21.5 E_r T^{-2/3} = (5.5/9) + (9/5) T^{-1/3} \end{aligned} \right\} \dots (8)$$

これらの関係は次の表のごとく、その傾向は Fig. 2 に示すごとくである。

バーナゼットの強さ ( $R, P$ ) を適正ならしめるためにバーナノルズ径と霧化用空気の量とは十分に検討して

撰定せねばならない。

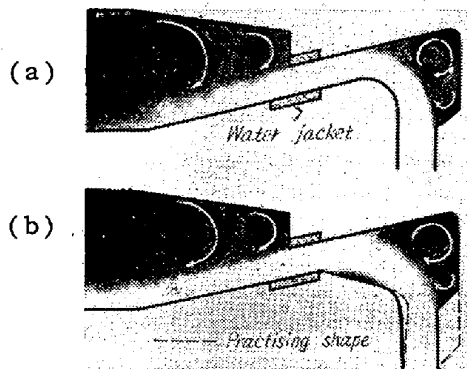
炉容 (t)	$T$	50	100	200	350	500
能率 (t/h) の比	$Y_r$	0.63	1.00	1.59	2.31	2.93
通油率 (l/h) の比	$E_r$	0.70	1.00	1.47	2.01	2.46
燃料比 (l/t) の比	$U_r$	1.10	1.00	0.92	0.87	0.84
気道流速の比	$V_r$	1.10	1.00	0.92	0.87	0.84

IV. 適用例

1. 底面逆傾斜ガスポート

発生炉ガス焚きメルツ型平炉を使用していた 1951 年の前半のことである。当時、溶損を防いでガス流を安定させるためガスポート出口を水冷套としていたのであるが、排気時にポート内に付着したダストおよびその反応生成物はポート底に流れさらに底面の傾斜に浴つて炉内に向けて流れ、これが水冷部で固つてガス流を乱ししばしばこの除去が必要であつた。

この欠点を除くためにポート底面の傾斜を逆にすれば溶流物は鋼滓室に落ちるのであるがガス噴流が上を向くのではないかと心配もあつた。これを平盤模型によつて検討し Fig. 3 に示すごとく支障のないことを確かめなお両気道からの空気流は噴流を押えるようになるので心配なしとし同年 6 月以後の修理で全ての炉をこの型に改め、後に重油焚きに変換されるまでその効果を充分に発揮することができた。



(a) Old design (b) New design  
Fig. 3. Remodeling of the gas port.

2. 単気道

1953 年の前半には小倉製鉄所の平炉はいずれもメルツ型でガス焚と重油焚とであつた。重油焚に変換された炉ではガス焚に比べて能率の向上は見られていたが操業に伴う能率の低下がいちじるしかつた。この原因は火焰が長く炉壁・下炉を損傷することにあつた。そこで燃焼の改善・促進策としてバーナの改善が先ずとりあげられたがさしたる効果は得られなかつた。

一方、イギリスで行われたガス焚炉に関する混合の模

型実験の結果を考察するとき、重油炉に単気道型を採用するときは噴流が持ちあげられる心配もなく燃焼を促進できることが推測されたのであるが、重油炉についての実験がないことと炉型が一変することに加えて当時は米人技師によつて奨められたベンチュリ型が優勢の時であり単気道の採用には慎重な検討を重ねた。

模型実験は MF-2A, 2B, 2C (cf. 第 I 報 Fig. 5) について行われそれぞれ第 II 報 Fig. 6 および次図の流形を明らかにした。

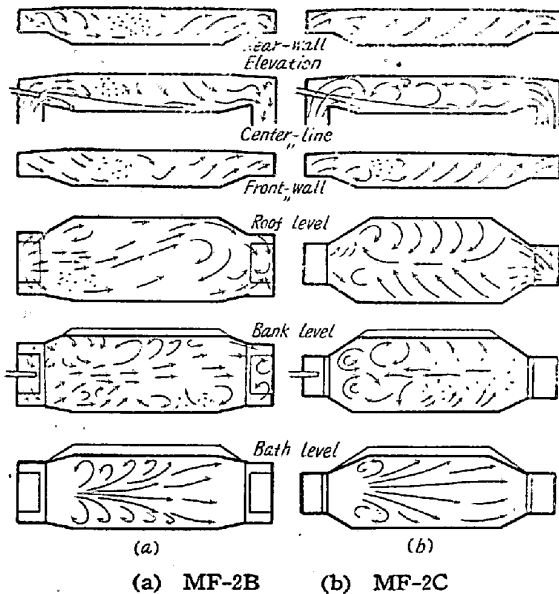


Fig. 4. Flow patterns in single air-uptake models, MF-2B and MF-2C.

この結果、単気道型において流れが合理化されることが判つたので混合についての実験をまづまでもなく模型 MF-4 に相当する単気道平炉の設計が進められた。

その操業成績は別に報告<sup>2)</sup>されているが、その要点を述べれば、能率において 10・6% 向上し重油原単位は 6% 減少し炉の損傷が少なくなった。なお 1956 年には当社の鋼管製造所(尼崎)および和歌山製造所でベンチュリ型平炉を改めて単気道型を採用し後者ではさらに中央気道型を展開し好成績を示している。

3. バーナ改善

重油バーナについては 1952 年は霧化促進による燃焼改善を目的としてオイルノズル・混合室・バーナノズルなどの形状に工夫を加え、1953年はバーナ先端噴気・アトマイズ用空気の旋回動による燃料と給気の混合促進が試みられたが、いずれも効果的ではなかつた。

模型実験の進展にともなつて、平炉内の燃焼を支配するのはバーナ内の霧化・バーナ自体による混合ではなく炉内の流れの配置いかんであることおよび火焰がバーナゼットの強さを調節(霧化空気量による)することによ

つて制御できることが明らかとなり、1955年には実炉においてこれが確認(Fig. 5)された。この間において燃焼改善に対する考え方は根本的に変貌を遂げたのである。

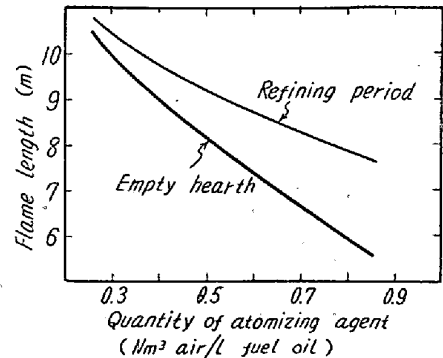


Fig. 5. Effect of the quantity of the atomizing agent on the flame length.

4. 水平小天井

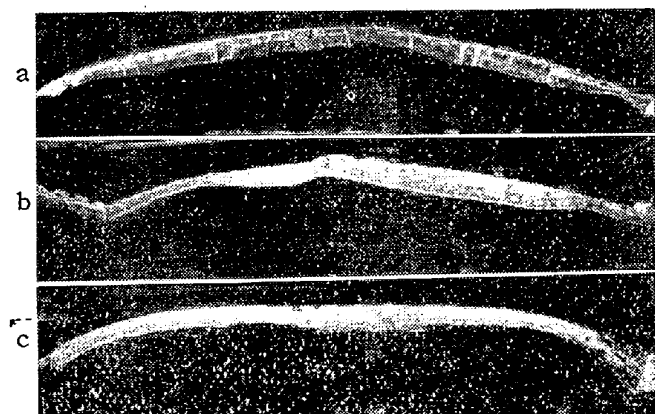
小天井が端上りになつては全く全無意味であり反つてこの部分の損傷をまねくことは模型実験の結果(cf. 第 VI 報 Fig. 5~8) に明らかであつた。しかしながら重油化の当初に小天井を水平にして酷い損傷を受けたため傾斜をつけた経歴をもつ平炉としてこれを復旧することはわかには納得されないことであつた。当初の損傷の原因は燃焼の悪かつたことにあると考えたので、火入前の実炉で小天井を鉄板で水平に構成した冷風実験(cf. 第 IV 報 Fig. 2) を行つて流れの良好なことを確認し次に修理を行う炉からこれを適用し、1954年の+10°(端上り) から+7° までにしてしていた小天井の傾きを1955年 12 月には +4°, 1956 年 3 月には 0° (水平), 1956 年 10 月よりは -4°(端下り) というふうに順次に下げてきた。この結果レンガ使用量が減少したほか小天井の溶損は順を追つて少くなり (cf. 第 VI 報 Fig. 9) かつ平均化してきて同じ条件での寿命は約 2 倍となつた。

傾斜°	炉No.	出鋼回数	残厚(mm)	O <sub>2</sub> 使用 (m <sup>3</sup> /t)
+7	-	280~300	80~100	0.2
+4	2	477	70~210	0.3
0	3	501	125~260	1.46...少
0	3	526	35~110	11.0
-4	4	516	30~160	13.1

5. 隅無裏壁

模型実験によつて裏壁の傾斜が炉腔空間を不均衡にして燃焼を悪くし、また大天井との隅部が損傷因となることが判つたので裏壁上部を鉛直にした隅無裏壁の冷炉実験で流れを確認した上で 1956 年 9 月にはさらに裏壁上部を内側に傾けた形として実炉に適用した。これには Maerz-Boelens 型の報告<sup>3)</sup>が有力な支持となつた。

この結果は良好であり溶解率 (重油 1 kg 当り装入材溶解量 kg) は 16.1 から 17.7 となり 10% の向上があり、また天井の溶損も平均化された。Fig. 6 は肩元における天井溶損状況を示す。(a) (b) は従来の型で (c) が隅無裏壁使用、(a) は珪石天井、他はゼブラ天井であるが、(b) (c) 間で酸素使用量は急激に増大したにも拘らず溶損は平均化している。



(a) No. 1 O.H.F. with silica roof, after 197 heats (Feb. 5, 1956),  $O_2: 0.2 \text{ Nm}^3/\text{t ingot}$ .  
 (b) No. 1 O.H.F. with zebra roof, after 235 heats (Jun. 14, 1956),  $O_2: 0.5 \text{ Nm}^3/\text{t ingot}$ .  
 (c) No. 2 O.H.F. with zebra roof and cornerless back wall, after 262 heats (Mar. 21, 1957),  $O_2: 15 \text{ Nm}^3/\text{t ingot}$ .

Fig. 6. The wear of the main roof at the shoulder-base.

## V. 結 言

平炉の構成は、気道上昇流の偏りをなくしあるいはその影響を減殺し・炉腔の空間を前裏で均衡させ・炉内の渦を燃焼に効果的に配置して活用し・バーナゼット強さで燃焼を調節し・無駄な空間を排し・格子積に均質な流れを通すなどのことが主要点である。

炉容に応ずる単気道バーナ焚平炉の構成寸法と性能の変化の洞見とを与え、また終結にあたって模型実験の成果が実際に適用された例をあげ簡単に説明した。

与えられた寸法は代表例についての値であり操業条件耐火物の実情に応じていくらか加減して適用されねばならないであろう。酸素製鋼の拡大の勢いにある今日において耐火物およびその保護法のもつ意義も大きい。

## 謝 辞

この研究は住友金属工業株式会社小倉製鉄所において所内外の支持のもとにおこなわれたのであるが、懇篤なる指導を賜った九州大学谷村熙教授・たえず激励を賜った石部功取締役・親しく指導をいただいた里井孝三郎博士 土居寧文博士を始め各上司・実験の推進と実炉への適用とに積極的支援をおくれた社内製鋼技術委員会の方々とくに当所製鋼課長永見勝茂氏および同課の松永吉之助 磯田健一両氏・広範にわたる実験を相継いで担当していただいた鳥越年高 田中琢弥両君・その他関係各位に対し深甚の感謝を捧げる。

なお、本研究に与えられた昭和 29 年度通商産業省鉱工業応用研究補助金に関して更めて謝意を表すると共に当初の目的であつた炉の模型実験方法の確立・標準炉型の設定に加え、すでに鉄鋼各社において本格的に模型実験が実施されるようになり今後の大いなる成果が期待されていることをここに報告できるのを欣幸とする。

(昭和 32 年 6 月寄稿)

## 文 献

- 1) R. D. Collins, & J. D. Tyler: J.I.S.I., 1949 Vol. 162, Aug., pp. 460~463
- 2) K. Nagami, & K. Matsunaga: Tetsu to Hagané, 1956, Vol. 42, Sept., p. 746
- 3) F. Bartu, & E. Boelens: S. u. E., 1956, Vol. 76, Feb., pp. 152~158
- 4) K. Nagami, H. A. Hasimoto, K. Matsunaga & K. Isoda: Tetsu to Hagané, 1957, Vol. 43, Mar., p. 219