

# 鐵 と 鋼 第十一年 第四號

大正十四年四月二十五日發行

## 論 說

### 鎔鉄爐の構造並に操業に關する理論的研究 (其二)

平 岡 正 哉

#### 第二章 羽口に關する研究

##### 第一節 概 說

繰り返し述べる様に鎔鉄爐内に於ける熔解は専ら骸炭の燃焼熱に依るものであるから爐内に於ける燃焼熱の量及び之れが分布並びに集中の状態は爐の熔解能力及び地金の熔融状態に關係し操業上重大である、而して骸炭の燃焼は勿論羽口より爐内に送り込まれたる空氣の量及び之れが分布並びに集中に依るものである、然らば又此の送風の分布並に集中の状態は爐の構造上或は操業上の如何なる原因に依るか又之れ等の原因が如何なる關係にあるとき爐内に於ける送風の分布状態が最も適當で骸炭の燃焼及び地金の熔解が最も都合よく行はれるかと言ふ問題は尙ほ未解決で今後の研究に俟たねばならぬ。然し爐内への送風は必然的に羽口よりするものであるから羽口面積の如何は爐の有効高さ爐腹面積及び送風壓等と共に空氣の分布に對して極めて重大なる影響を與ふるものなることは少しも疑ひのない所である。以上の考へから鎔鉄爐實際操業の經驗を基として羽口面積其他の原因と熱或は空氣の分布集中との關係を調べたのが以下の研究である。

##### 第二節 爐内送風及び熱分布状態の觀察 其の一 (Belden氏の實驗)

順序として爐内に於ける實際の空氣及び熱の分布集中の状態を知ることが必要であるが之れも極めて困難な仕事で從來此の方面に對する研究として A. W. Belden 氏の研究 (Bulletin 54. United States bureau of Mines 1913年) が自分の知つて居る唯一のものである。之れは極めて大仕掛に鎔鉄爐熔帶の溫度及び瓦斯の状態を研究した非常に價值ある報告で又自分の實驗と比較して實際の爐内の状況を推定する鍵となる可きものであるから以下一通り之れを説明する。

一、實驗の設備 A. W. Belden 氏は先づ試験の目的の爲めに爐殻直徑 36" なる標準型のホキイツテイング鎔鉄爐 (Whiting Cupola) を建設した其の主なる寸法は次の如し。

爐殻直徑……36"、爐の内壁の直徑(D)……27"、爐腹面積(A)……573口"、爐の全高(砂床より裝入口まで)7'~11½"

羽口は二段の設計なれども上段のものは閉鎖して使用せず。下段の羽口面積は次の如し。

- { 風函より爐殻への入口に於て (a<sub>1</sub>) 4" × 6" × 4 = 96口"
- { 爐の内壁への出口に於て (a) 3" × 13" × 4 = 136口"

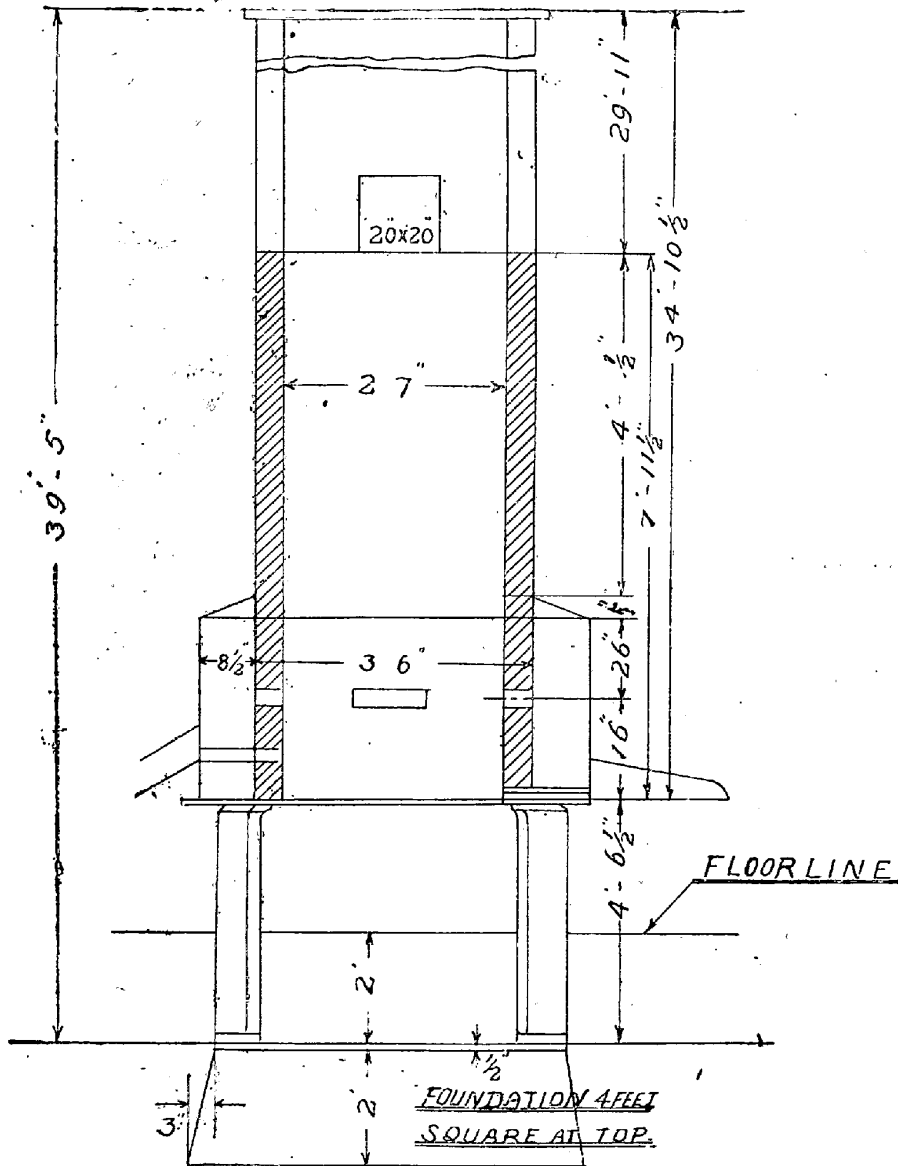
羽口面積と爐腹面積との比は次の如し。

$$\frac{A}{a_1} = 5.96 \quad \frac{A}{a} = 3.70$$

湯溜り高さ(砂床より羽口まで)……14"

然し實驗に際しては床積骸炭を節約する爲め砂床は羽口より 3" 下まで高められた其の他の寸法は略圖IIに示すが如し。

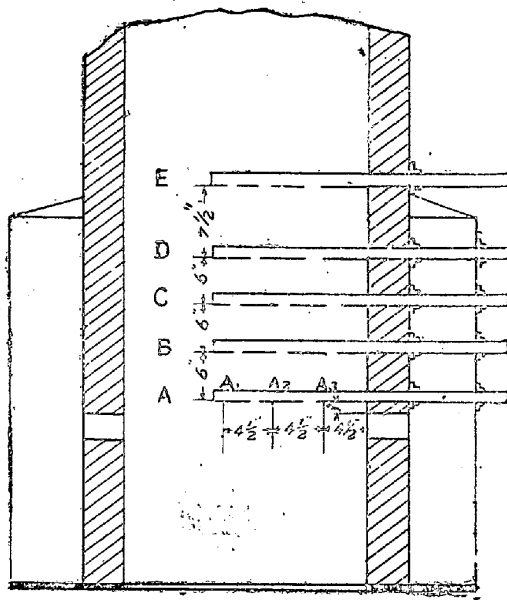
田各圖 II



尚ほ此の實驗の目的は燃料の燃焼状態及び熔帶に於ける熱分布の状態を知るのであるから骸炭のみを装入し鉄鐵も石灰石も加えずして鉄鐵の溶解に依つて生ずる實驗上の困難は出来るだけ除けてある

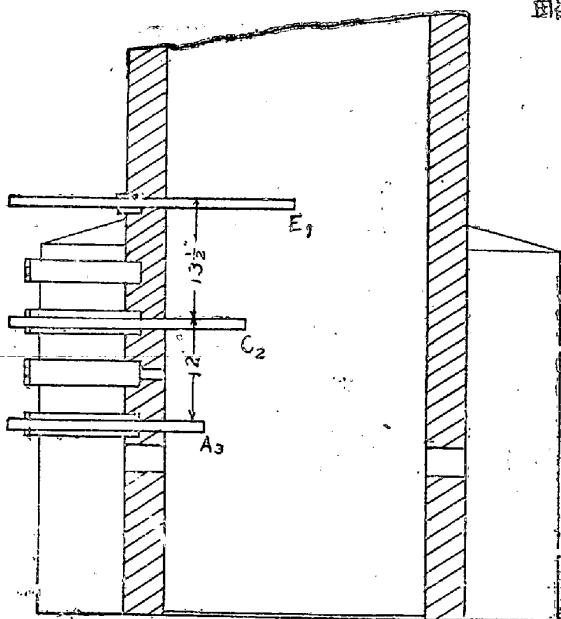
従つて勿論實際操業の場合とは幾分爐内の状態も異なるのであるが瓦斯及び熱分布の有様は大體誤りなく知ることが出来る、又實驗に際しては豫め羽口より夫々1吋、7吋、13吋、19吋及び26.5吋の上部に於て爐内に水平面を想像し、之れ等五水平面の瓦斯及び温度を測定して全燃焼帯の状態を推定したのである、又各水平面より試料採取の場合も、同一水平面に於て爐壁或は爐の中心より等距離にある點は凡て同一状態にあるものと假定して、之等水平面と爐の中心を通る一直立切斷面との切線上に於て夫々爐の中心（爐壁より $13\frac{1}{2}$ 吋）爐壁より9吋、爐壁より $4\frac{1}{2}$ 吋なる三ヶ所を定め之れより試料を採取したのであるが、此の假定は自分の實驗によりても殆んど正しい（第四節(三)第五節(一)）

今之れ等五水平面を羽口に近きものより A, B, C, D, E と名け試料採取の點を夫々中心より  $A_1, A_2, A_3, B_1, B_2, B_3, \dots, E_1, E_2, E_3$  或は單に 1.2.3. とすること、圖面 III. 及び IV に示すが如し、又試料瓦斯



略圖 III

採取し又温度を測定すべき管を挿入する爲め各水平面に於て風函及び爐壁を突き通して穴を穿ち又管と穴との間は空氣及び瓦斯が密になつて居るのは勿論である。瓦斯試料を採取する管は先端を閉したる長さ48吋、直径 $1\frac{1}{4}$ 吋の鐵管と其中に入る内徑 $\frac{3}{16}$ 吋の三個の銅管とよりなる、又銅管は二重になつて居り鐵管と共に、冷水の循環によりて冷却される、又鐵管には 1.2.3 に相應する點に穴があつて三個の銅管の先端は一つづつ開いて居り之れより瓦斯が採取されるのである。(略圖III)



略圖 IV.

而して爐内の壓力は“positive”であるから別に吸引の裝置なくして充分瓦斯が採取出來ると云ふ。又使用送風機は他の裝置同様製造者並びに實驗者によつて充分試驗され實驗に際しては常に毎分時、約1000立方呎の送風をなす様に保たれて居る、夫れは普通内徑27吋の鑄鉄爐は毎時間約2噸の地金を溶解し、又1噸の地金溶解に對しては毎分時約500立方呎の送風を必要とすると言ふ一般の鑄鉄爐操業に従つたものである、又此のときの送風壓は平均5.3 オンスであ

る。

二、瓦斯試料採取の順序及び分析結果 扱て各部分の試験が終ると、先づ瓦斯を採取すべき管を適當の位置に装置し骸炭を少しづゝ装入して遂に裝入口より6吋下、即ち全裝入高さ羽口上6'~3'、其の骸炭總量は平均750封度とする、骸炭が全部赤熱せられてから送風し、送風後15分にして床積骸炭が總て一様に白熱せられ瓦斯採取管よりの瓦斯の流れの適當となるを見て "Mercury sample receiver" を装置し凡てのコックを同時に開き15分間 Sample を取るのである、此の瓦斯分析の結果は第八表に示すが如し。

第八表 鉛鉄爐瓦斯分析表  
實驗回数

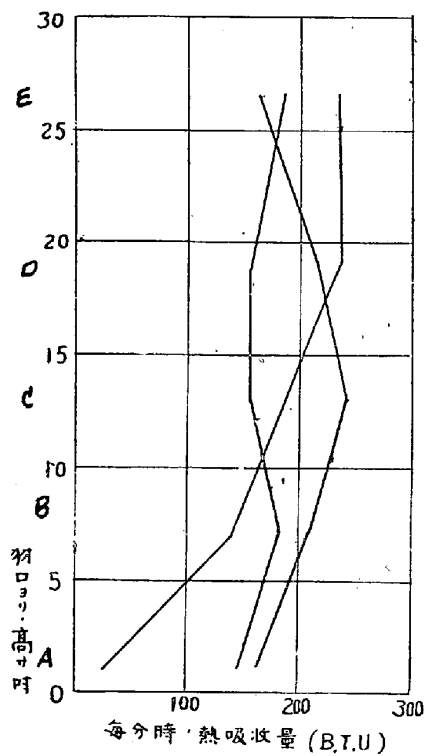
(試料採取點)	1			2			3			4			5			平均		
	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	CO
A <sub>1</sub>	5.9	0.0	25.1	8.8	0.0	19.5	17.1	0.7	4.9	16.8	0.3	6.0	11.6	0.0	15.5	12.0	0.2	14.2
A <sub>2</sub>	10.3	9.5	1.6	10.3	0.1	16.9	11.0	0.4	15.5	6.0	0.5	24.2	13.8	0.1	11.6	10.3	2.1	14.0
A <sub>3</sub>	1.1	19.6	0.0	2.5	18.1	0.0	3.1	17.6	0.0	9.5	10.6	1.1	7.3	13.1	0.3	4.5	15.8	0.2
B <sub>1</sub>	7.9	0.0	21.3	15.6	0.5	8.3	12.2	0.0	14.0	14.0	0.0	11.1	15.6	0.3	7.5	13.1	0.1	12.4
B <sub>2</sub>	18.3	1.3	1.7	11.8	0.1	14.7	13.1	0.3	12.0	9.2	0.0	18.8	10.3	0.0	17.2	12.5	0.3	12.9
B <sub>3</sub>	10.4	10.1	0.1	14.0	6.2	0.7	8.1	12.4	0.0	12.4	7.8	1.1	12.7	7.8	0.4	11.5	8.9	0.5
C <sub>1</sub>	7.0	0.0	23.2	13.9	0.2	10.9	12.9	0.0	13.1	11.7	0.0	14.7	14.1	0.5	10.1	11.9	0.1	14.4
C <sub>2</sub>	15.0	0.2	8.6	14.2	0.0	13.1	13.8	0.2	11.2	8.2	0.7	19.7	—	—	—	12.8	0.1	13.2
C <sub>3</sub>	15.2	4.9	0.4	15.0	4.7	1.5	13.2	7.3	0.5	16.6	2.8	1.2	15.1	4.8	1.4	15.0	4.9	1.0
D <sub>1</sub>	6.3	0.0	24.0	11.3	0.0	15.3	10.8	0.0	16.3	9.1	0.0	18.9	11.4	0.0	15.8	9.8	0.0	18.1
D <sub>2</sub>	12.1	0.0	14.8	11.0	0.1	15.8	13.3	0.1	12.3	9.1	0.0	19.8	12.1	0.0	14.2	11.5	0.0	15.4
D <sub>3</sub>	17.6	0.7	4.1	17.0	0.7	4.9	16.9	0.26	1.8	16.5	0.1	6.9	16.6	0.2	6.4	16.9	0.4	4.8
E <sub>1</sub>	6.7	0.0	24.1	9.5	0.0	18.3	10.1	0.0	17.3	7.1	0.3	21.5	9.7	0.0	18.1	8.6	0.0	19.9
E <sub>2</sub>	10.6	0.0	16.6	10.4	0.0	16.7	—	—	—	8.5	0.0	19.0	10.9	0.0	16.0	10.1	0.0	17.1
E <sub>3</sub>	16.5	0.3	6.8	15.8	0.0	7.8	16.8	0.0	5.4	12.1	0.2	14.1	14.9	0.0	8.8	15.2	0.1	6.8

註 c 空氣の Channel Flow に依るものなるべし、平均中には加へず。

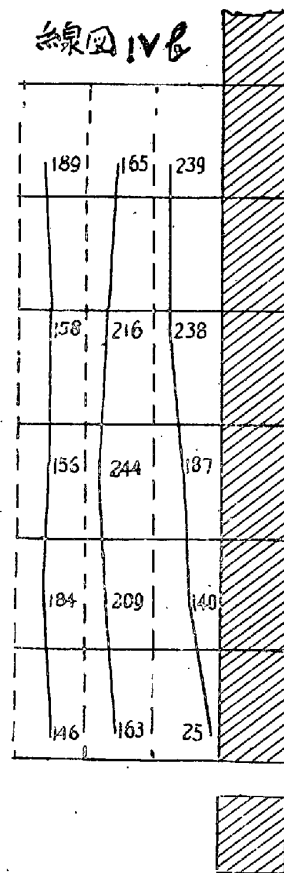
三、溫度測定及び結果 Optical pyrometer, Thermo couple 等を用ひて鉛鉄爐燃燒帶の實際の溫度を測定しやうとする氏の實驗は多くの障害に遭つて失敗に終つたので Water cooled copper tube を用ひ循環水による熱吸収より爐内の Relativs temperature を測定したのである。其の裝置は大體二重の銅管よりなり外部の銅管の内徑  $\frac{3}{4}$  吋内部の銅管の内徑  $\frac{1}{4}$  吋で全長は32吋である。此の管を各水平面より異なりたる長さだけ爐内に挿入し管中を流れる水の速さを略ぼ一定に保つ様にして15分間約150封度の冷水を通じ冷却水の總量と水の平均溫度上昇度とより毎分時に於ける平均の熱吸収を求めたるものである。

第九表及び線圖 IVa は此の實驗の結果である。勿論此の表は爐内に挿入されたる銅管の全長に於

線圖 IVa.



線圖 IVb



て吸収されたる熱量であつて各部分部分で吸収されたる熱量を示して居らぬ。然し1-2間或は2-3間の熱量は夫々X-Y, Y-Z. (第九表)に依り容易に求めることが出来る。線圖 IVb は夫れである。

第九表 床積炭層の各部分に於ける毎分時熱吸収量 (B.T.U.)

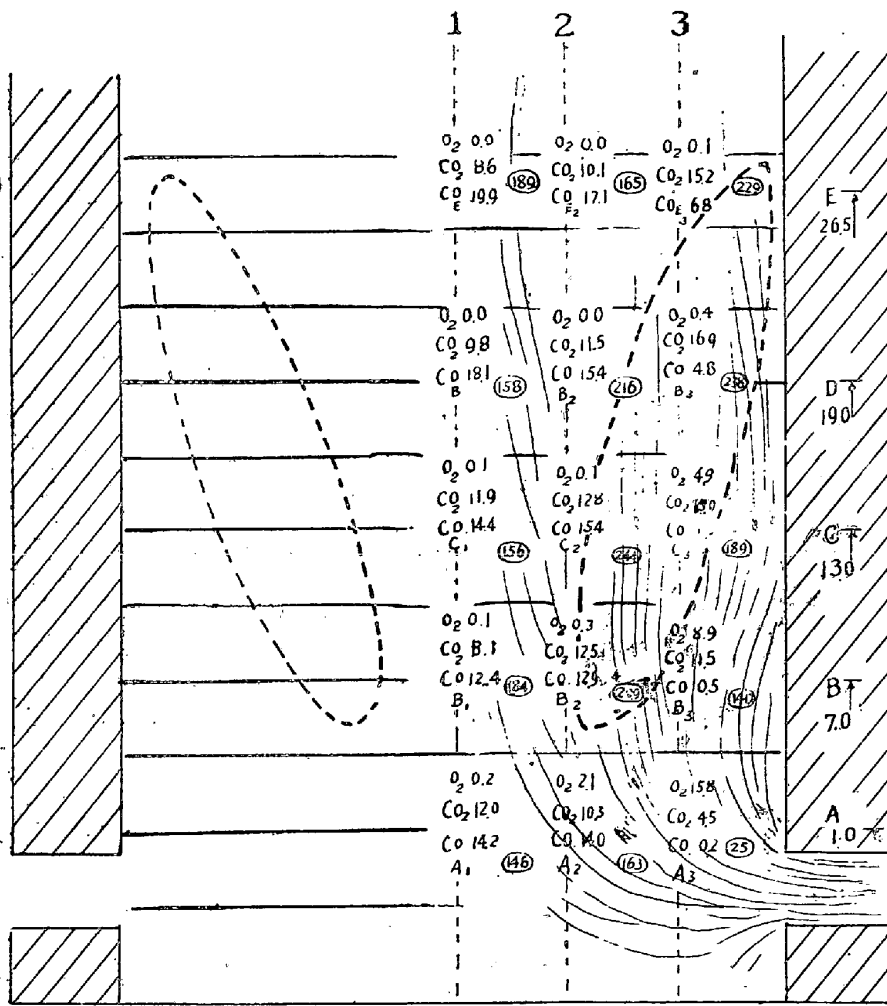
試験管挿入の位置	挿入長さ 寸	實驗回数						平均
		1	2	3	4	5	6	
爐壁よりA <sub>1</sub> 迄X <sub>A</sub>	13½	347.8	302.0	351.2	311.8	292.4	399.4	334.4
〃 A <sub>2</sub> 〃 Y <sub>A</sub>	9	191.1	161.7	163.3	222.3	199.3	169.5	187.9
〃 A <sub>3</sub> Z <sub>A</sub>	4½	20.4	19.5	38.2	21.4	27.7	22.6	25.0
〃 B <sub>1</sub> X <sub>B</sub>	13½	495.1	506.0	594.1	514.5	559.0	534.5	533.9
〃 B <sub>2</sub> Y <sub>B</sub>	9	339.4	344.9	363.1	315.7	342.2	385.1	348.6
〃 B <sub>3</sub> Z <sub>B</sub>	4½	158.8	131.4	144.0	118.9	155.1	128.6	139.5
〃 C <sub>1</sub> X <sub>C</sub>	13½	612.0	615.0	....	541.3	545.9	625.2	587.9
〃 C <sub>2</sub> Y <sub>C</sub>	9	362.2	399.0	450.2	457.3	456.8	460.3	431.0
〃 C <sub>3</sub> Z <sub>C</sub>	4½	110.3	178.5	186.1	139.8	220.1	233.7	187.3
〃 D <sub>1</sub> X <sub>D</sub>	13½	598.5	....	606.4	623.3	582.7	654.1	612.4
〃 D <sub>2</sub> Y <sub>D</sub>	9	453.3	466.3	449.4	472.0	432.6	449.0	453.8
〃 D <sub>3</sub> Z <sub>D</sub>	4½	238.9	242.3	229.6	230.8	243.9	....	233.3
〃 E <sub>1</sub> X <sub>E</sub>	13½	613.8	587.7	553.6	572.5	609.0	614.5	592.7
〃 E <sub>2</sub> Y <sub>E</sub>	9	400.8	425.3	407.0	401.0	401.6	386.1	403.7
〃 E <sub>3</sub> Z <sub>E</sub>	4½	244.0	242.1	255.0	202.7	248.1	....	238.5

第三節 Belden 氏實驗に對する批判

以上が A. W. Belden 氏の研究の結果の大體であるが、今説明に便利の爲め瓦斯分析及び溫度測定の結果を爐内に於ける之れ等試料採取點に當嵌めて見ると略圖 V の如くなる。

略圖 V.

爐内空氣及び熱分布状態



圖中、數字は瓦斯分析、○内の數字は溫度を示す。

一、先づ注意されることは 鑄鉄爐の中心線  $A_1B_1C_1D_1E_1$  に於ては殆んど酸素が存在せぬことで羽口よりの送風が殆んど中心までは浸入せぬことを示して居る。若し之れを羽口よりの送風が中心まで達し而も白熱骸炭に觸れて全部  $CO_2$  及び  $CO$  に燃えたる結果だとすれば、 $B_2C_2$  及び  $D_2E_2$  に於て示すが如く強大なる燃燒熱によりて中心の溫度がもつと高くならなければならぬ。然るに中心線に於ては全部比較的低温である、又 A 水平面に於て  $A_2 \sim A_3$  間或は  $Y_A$  は  $A_1 \sim A_2$  間或は  $X_A$  よりも羽口に近だけ冷送風による Cooling effect, は多い譯である、又  $A_1$  及び  $A_2$  の瓦斯分析を見ると  $A_1$  の方が遙かに完全燃燒されて居る故に  $A_1$  に於ける瓦斯分析が空氣との直接燃燒の結果であ

れば  $X_A$  の方が  $Y_A$  よりも遙かに高温度でなければならぬ、然るに事實は反對である。B 水平面の  $B_1B_2$  に對しても同様なことが考へられる、即ち中心線までは空氣は浸入せず、此の部に於ける瓦斯の状態は空氣との直接燃焼の結果ではなくして其の部の温度及び壓力と白熱骸炭との釣合の形であると思はれる。

二、A 水平面  $A_2$  に於ては 2.1% の酸素が存在し、爐壁より 9 吋の點までは幾分の空氣が浸入して居るのが認めらる、然るに  $B_2$  以上に於ては殆んど酸素は存在せぬ、即ち空氣は全部瓦斯化されるのであつて、従つて強大なる熱量を發生し、22線及び33線の間に於て爐内は高温度に上るのが認められる。

三、羽口前面 4.5 吋に於ては空氣は殆んど變化せず羽口より 1 吋上部なる  $A_3$  に於て僅かに 4.5% の  $CO_2$  が存在するのみである、又空氣は尙ほ熱せられて居らぬ爲め空氣の Cooling の作用により銅管によりて吸收される熱量は極めて少ない、然し此の圖でも明らかなるが如く、此の點の上方は爐内に於て最も高温度に上る場所があり、實際の鎔銑爐操業に於ては地金の降下の最も盛んなる所である、又  $A_3$  點の上方に進むに従ひ酸素の量を減すると共に  $CO_2$  の量を急速に増し、従つて急速なる温度の上昇を示して居る、而して D 平面の上部までも尙ほ酸素が存在して居る、此の熱分布より見ても亦酸素の量より見ても大部分の空氣が爐壁に沿ふて爐内を上り中心に向ふ空氣が僅かであることが認められる。此の現象は羽口の面積、爐の形狀、送風壓等に關係する所多いのであるが(第八節)、一般に爐壁に沿ふ部分は爐の内部よりも抵抗少なき故、羽口より爐内に送り込まれたる空氣は爐内を上昇するとき、次第に爐壁に向ふ傾向を増すのは或る程度まで止むを得ぬことである。

四、批判結論 結局 Belden 氏の實驗に於ては爐内に於ける瓦斯上昇の方向は圖中波線にて示したるが如くなり、又最高温度點の分布は橢圓點線にて示したるが如くなるものと考へらる、従つて爐内に於ける熔帶は甚だしく凹狀となり、又爐の中心に於ては全く温度缺乏して居る。故に斯る状態に於ては決して良好なる熔解作業は行はれない、之れが如何なる原因より生ずるか、又如何にすれば、此の缺點を少しでも減ずることが出来るかと調べたのが以下に述ぶる羽口の研究である。

#### 第四節 爐内送風及び熱分布状態の觀察 其二 (鋼棒挿入による實驗)

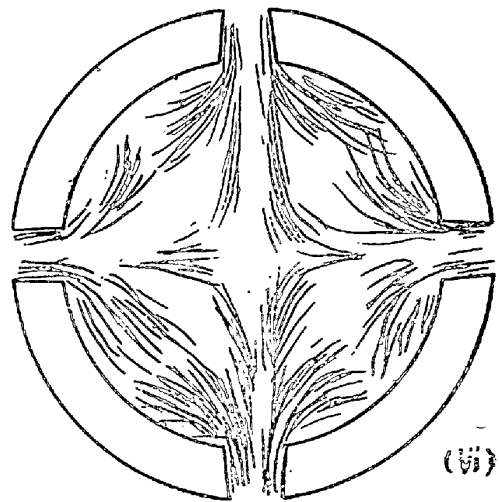
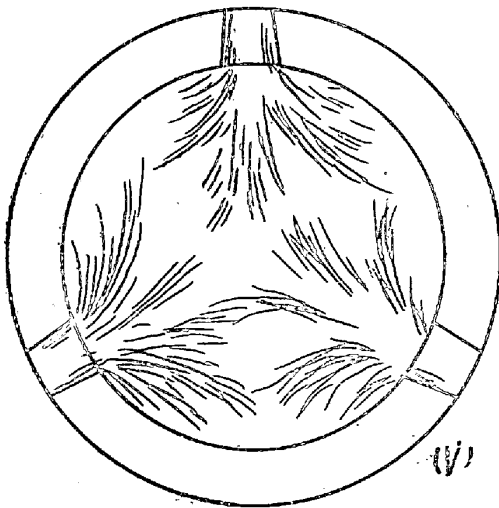
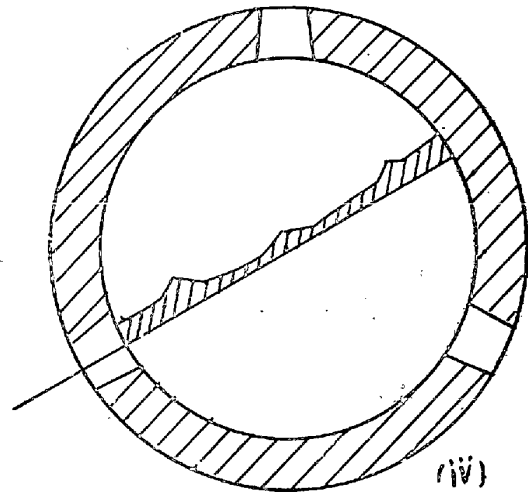
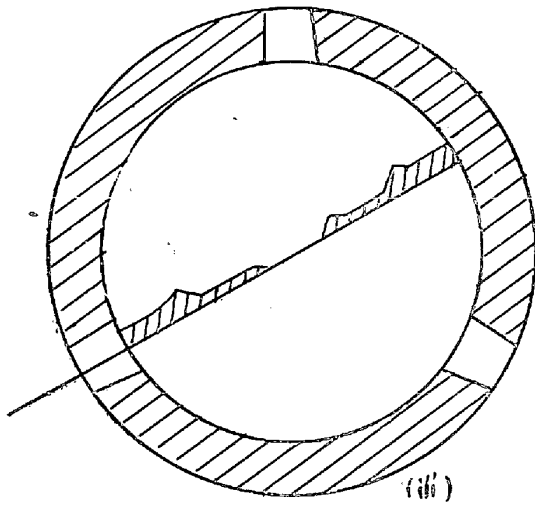
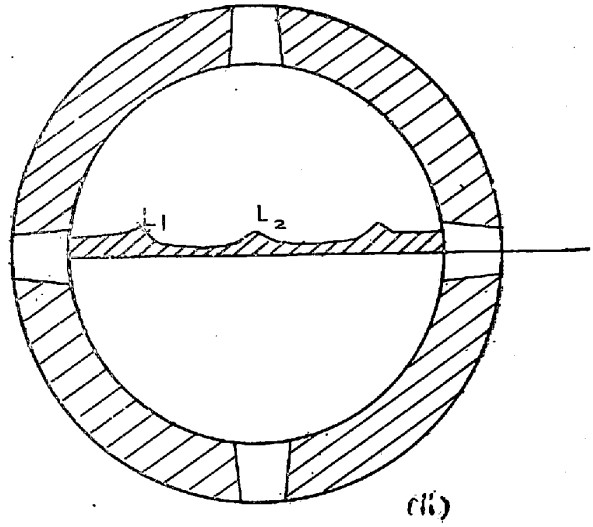
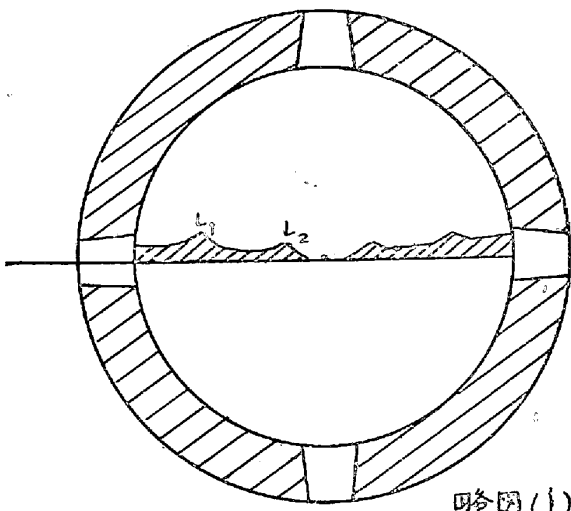
自分は Belden 氏の實驗を數年前 Foundry 誌上 (1913年 8 月) で一見したことがあつたが、當時鎔銑爐操業に經驗の足りなかつた自分は其の結果を餘り重大視せず見逃がして仕舞つた、従つて其の後に本研究を始めるに當つて爐内の状態を推定しやうとするに何も頼る所がなかつた、又自分の場合には爐内の觀察に對して特別なる装置は許されないことであつたので高爐操業に於て時々行はれる鋼棒挿入<sup>(1)</sup> (Rod polling) を繰り返し繰り返し行つたのであるが之れは非常に有效であつた。

(1) 鋼棒挿入は自分の學生時代、釜石で實習中、岡田技師が第八高爐に於て行つて居られた。

之れは各爐の各羽口から之れに面せる反對側の羽口或は爐壁に達するまで直径 1 吋長さ 12 呎位の鋼棒を爐内に挿入し 50 秒乃至 60 秒の後之れを引き出し鋼棒の赤熱状態によりて爐内の熱分布及び熔融

冷圖 VI. 鋼棒赤熱狀態圖

中央線面積ノ大小ハ鋼棒赤熱度高低ヲ示ス





状態を知るものである。譬へば棒の高熱されたる所或は熔融地金の附着多き所は此の上方に於て爐内で最も燃焼盛んなる場所あり此の部の周圍及び上方に向つて高熱瓦斯の上昇最も盛んなる所である。自分は大正十年十月以來數百回に亘つて各爐の各操業状態に於て之れを行つたが第十表は此の試験記録の數例である。(256頁に在り)。

尙ほ此の記録は凡て送風開始後 1 時間乃至 2 時間後に於て爐況の最も一般の状態にあるときの試験結果を集めたものである、此の結果大體次の如き事が明らかになつた。

一、略圖 VI (i) 及び (ii) は羽口列一段に就き互に對稱なる 4 個の羽口を有する爐の羽口斷面圖であるが、鋼棒挿入試験に於て羽口の前面、爐壁より 5 吋乃至、14 吋の點迄に必ず鋼棒の最も赤熱される場所がある、熔融地金の降下最も盛んで鋼棒は時に極めて細くなるまで腐蝕される、假りに此の點を  $L_1$  と名づく。此の時熔融して降下する地金は鋼棒の一方の側にのみ附着するものなる故、鋼棒を裏返して地金の附着せぬ裏面を検すると棒の酸化程度或は鋼棒に附着する煤煙の程度によりて送風及び燃焼の状態を知ることが出来る。此の場合  $L_1$  に於ては鋼棒は常に可成酸化<sup>(1)</sup>されて居る、之れは熔融地金の降下によつて赤熱されて居る鋼棒が羽口よりの空氣に依つて酸化されたる者であることは明かである。

(1)  $L_1$  點に於て鋼棒の酸化される程度は鋼棒を Bunsen Burner の酸化焰に曝して酸化せしめた時よりも遙かに甚だしい。

二、略圖 VI の (iii) 及び (iv) は 3 個の羽口が爐に内接する三角形の頂點に存在する様に配置されて居る爐の羽口斷面圖であるが、羽口の前面、爐壁に近き所に上例と同様の最高温度の點あるは勿論であるが全然羽口なき反對側に於ても、爐壁から等距離に於て高温點を有し、又鋼棒は酸化せらる。即ち略圖 (v) 及び (vi) に示すが如く、爐内一定の距離に於て、最高温度點の同心圓を生じ、送風は爐壁に沿ふて先づ一樣に分布されるものなる事が認めらる。此の現象は第二節に於て述べたるが如く、爐内の壓力が爐の全面積に對して一樣でない事から生ずるものであつて、爐壁に沿ふ場所と裝入物の内部とは裝入物降下の速度を異にし、爐壁に沿ふ場所は常に抵抗が少ない爲め送風の方向が爐壁の方に曲げられるのである、殊に爐の内壁の温度は爐内裝入物の温度より常に  $100^{\circ}\text{C}$  以至  $200^{\circ}\text{C}$  高温なる爲め一層爐壁に沿ふて最高温度點を生ずる傾向を増すものである。

三、之れ等最高温度の場所を過ぎて急に棒の赤熱状態を減するけれども、内部に於て再び棒の赤熱状態を増し地金の降下も盛んである、此の點を  $L_2$  と名づく。 $L_2$  點に於ても鋼棒は常に酸化せられ其の程度は  $L_1$  點に於けるよりも甚だしいことが多く、送風は尙ほ酸素として此の點まで達することが認めらる、又此の事實よりして羽口よりの送風は先づ羽口前面より周圍に分布されるが残りの部分は送風の壓力と爐内壓力との差によりて  $L_2$  點まで達し之れより上方に向ふものなることが想像される、又此の棒の酸化甚だしい點と地金の降下盛んなる場所とは一致するのが普通であるが 1~2 吋前後する事もある、之れは前述の理由で  $L_2$  點より上昇する瓦斯の方向が爐内の抵抗に依つて曲げられ

たる力である。

四、尙ほ  $L_2$  點は  $L_1$  點と共に爐の大小、羽口面積、送風壓、爐の有効高さ等に依て爐壁からの距離を異にするものであつて(第七節)、略圖VIの(ii)及び(iv)に於ては  $L_2$  點は爐の中心に於て生ずるけれども、略圖(i)及び(iii)に於ては  $L_2$  點は爐の中心に達せず、中心に於て熱の不足を示して居る。

五、又送風間も無き時は  $L_1$  點の白熱度は餘り著しくなく、明瞭を缺くこともあるが送風後1時乃至2時間で殊に一二回 tap したる後は最も明瞭になり、地金の降下も盛んである、又  $L_2$  點は之れと全く反對に送風後間もなき時は最も明瞭で送風の大部分が此の點まで達することが想像される、然し操業二三時間後は其の白熱度を著しく減ずる。以上の事實は爐の操業状態の考査に重大で第七節に於て再び考へる。兎に角此の  $L_1$  及び  $L_2$  の位置の適當なる時が爐内に於ける空氣及び熱分布の適當なる時であることは想像される。

六、尙ほ鋼棒挿入試験に於て著しい現象は鋼棒の裏面に時々煤煙の附着を見ることである、之れは主に  $L_2$  に接續して  $L_2$  點の前方に生ずる此の事實より次のことが想像される、即ち  $L_2$  點より先は空氣の浸入全く不十分で中心部に於ける瓦斯状態は爐内の溫度及び excess な白熱骸炭と瓦斯との平衡状態である、故に此の時冷めたい鋼棒の挿入は平衡を破り、 $2CO \rightarrow CO_2 + C$  により shoot の現象を生じたものである、若し此の時中心に於ける瓦斯状態が送風との直接接觸の状態であれば再び  $C + O_2 = CO_2$  なる reaction で shoot は除かるべきものである、即ち第三節一、の結果と全く同一である。

### 第五節 爐内送風及び熱分布状態の觀察 其三 (爐壁煉瓦浸蝕に對する觀察)

余は以上の實驗と共に日々の操業に於て次の如き觀察を怠らなかつた、即ち一熔解操業の間初めより終りまで常に一定なる裝入物の高さや送風壓とを保ち、操業終止後爐の冷えるのを待つて爐内に入り、爐壁浸蝕の状態を検し之れより操業時の爐内状態を推察するのである。即ち一般に信ぜられて居る様に爐壁の最も腐蝕されて居る所は爐内溫度の最高なる點或は化學作用の最も強き點なるべく此の浸蝕の範圍によつて操業状態が察せられる。第十一表及び略圖 VII abc...e は此の實驗に關する二三の記録である。之れによりて大體次の事實が認められる。

一、羽口水準に於て羽口の側部にあたる爐壁の浸蝕は當所操業の状態に於ては羽口の端より10吋或は羽口の中心より左右へ1呎前後に及び羽口側縁から6吋乃至8吋の部分が最も甚だしい、即ち第四節二、に述べたるが如く羽口よりの送風の可也の部分は先づ  $L_1$  點より爐壁に沿ふて分布され爐壁を浸蝕し爐内を上昇するものなることが明らかである。

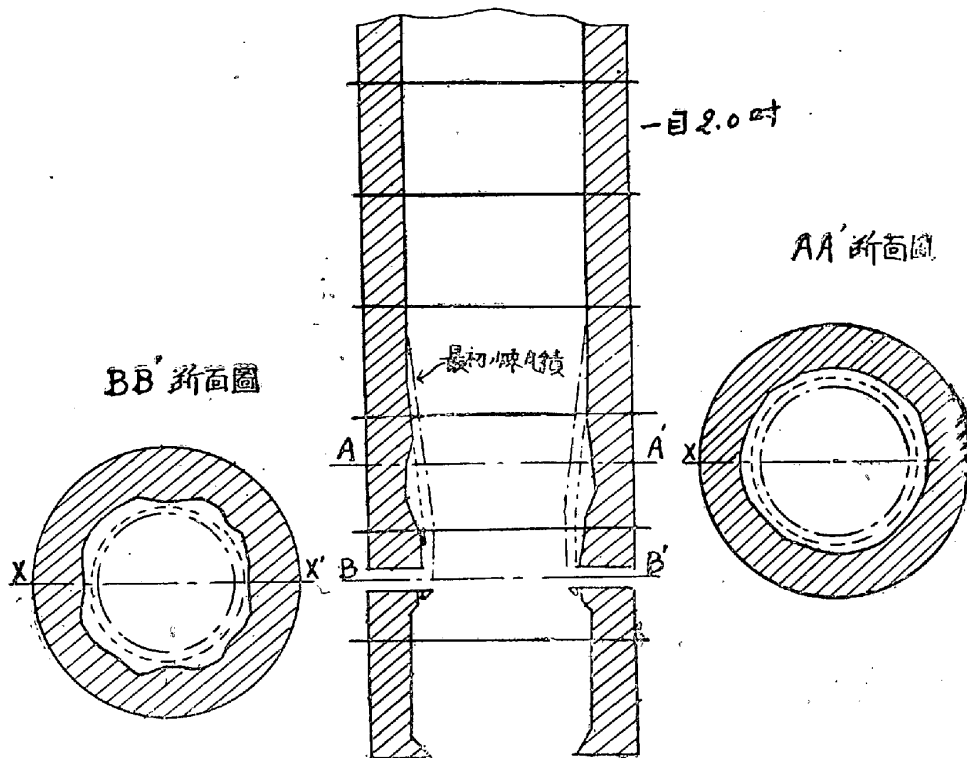
二、羽口上部に對しても同じ理由で上昇瓦斯の方向は爐壁の方に曲げられる、其の爐壁浸蝕の状態は羽口上縁4~6吋にて程度を増し8吋乃至14吋にて最高に達する、然し16吋乃至24吋まで之れと略ぼ同一程度の浸蝕が続いて居る。而して此の最後の部分も未だ酸化性を帯びて居るもので故意に床積

略圖 VII a.

N05 3吨 Cupola

操業後 35 回目

XX' 断面圖

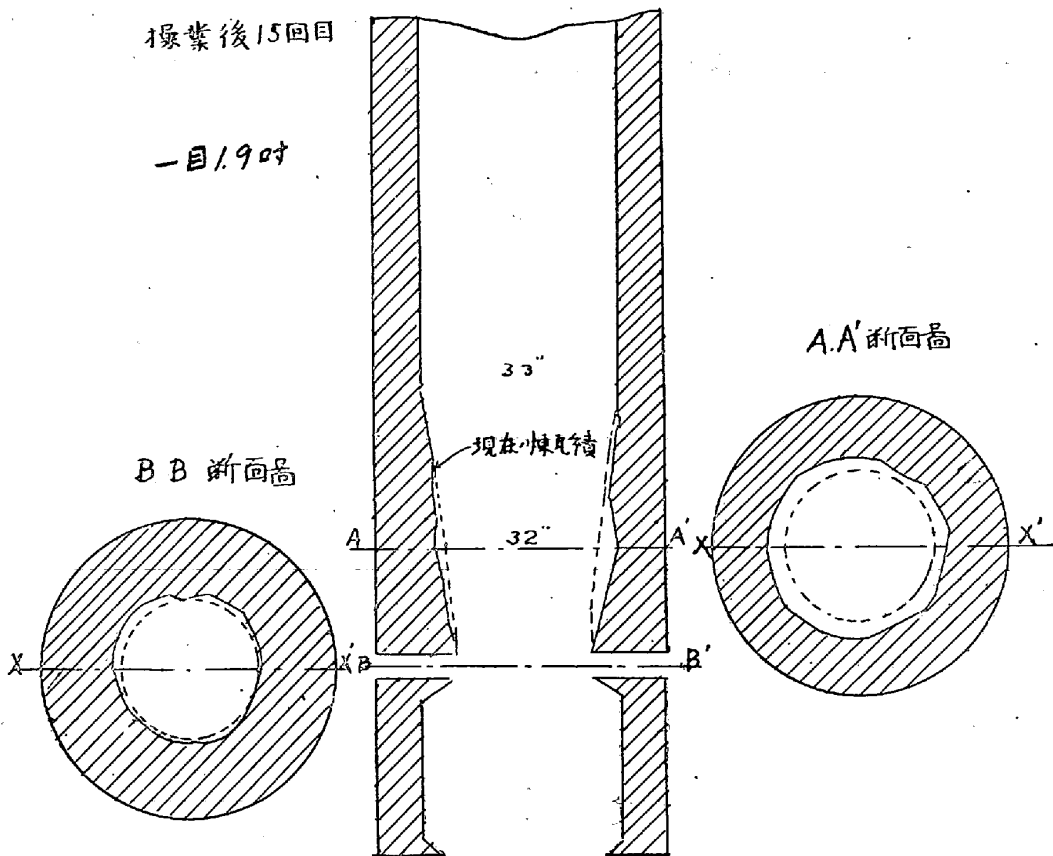


略圖 VII b.

N05 3吨 爐

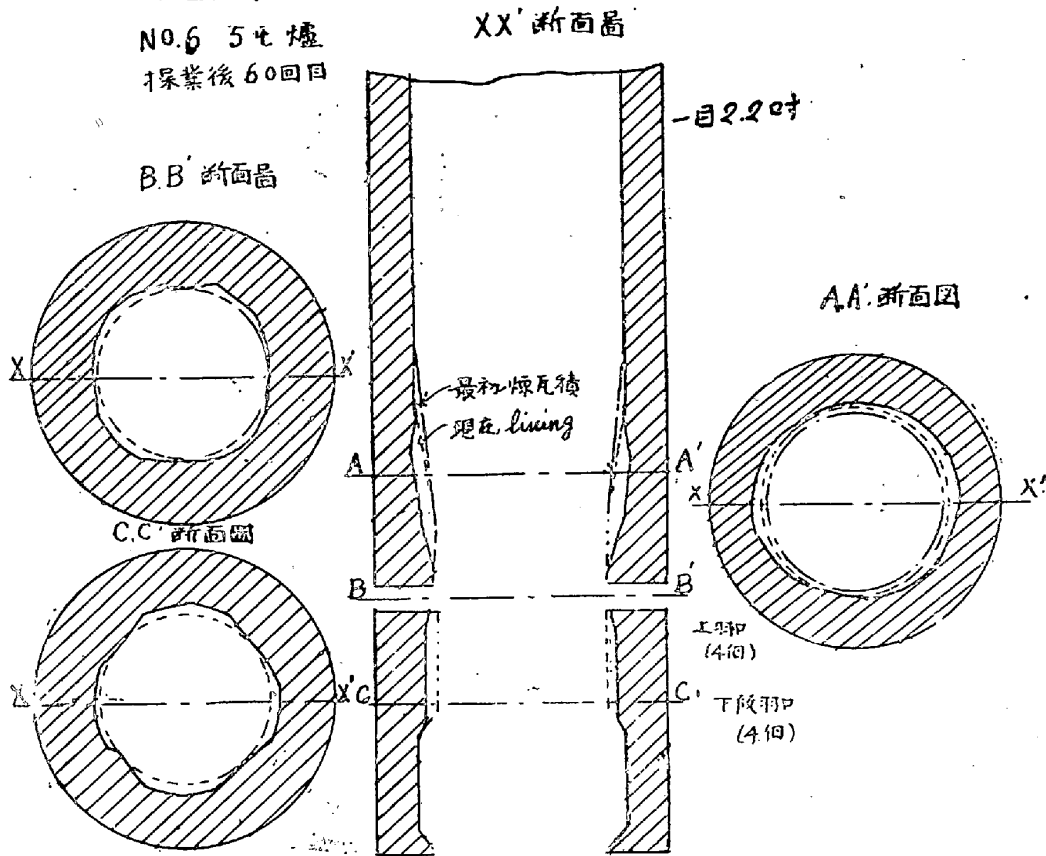
操業後 15 回目

XX' 断面圖



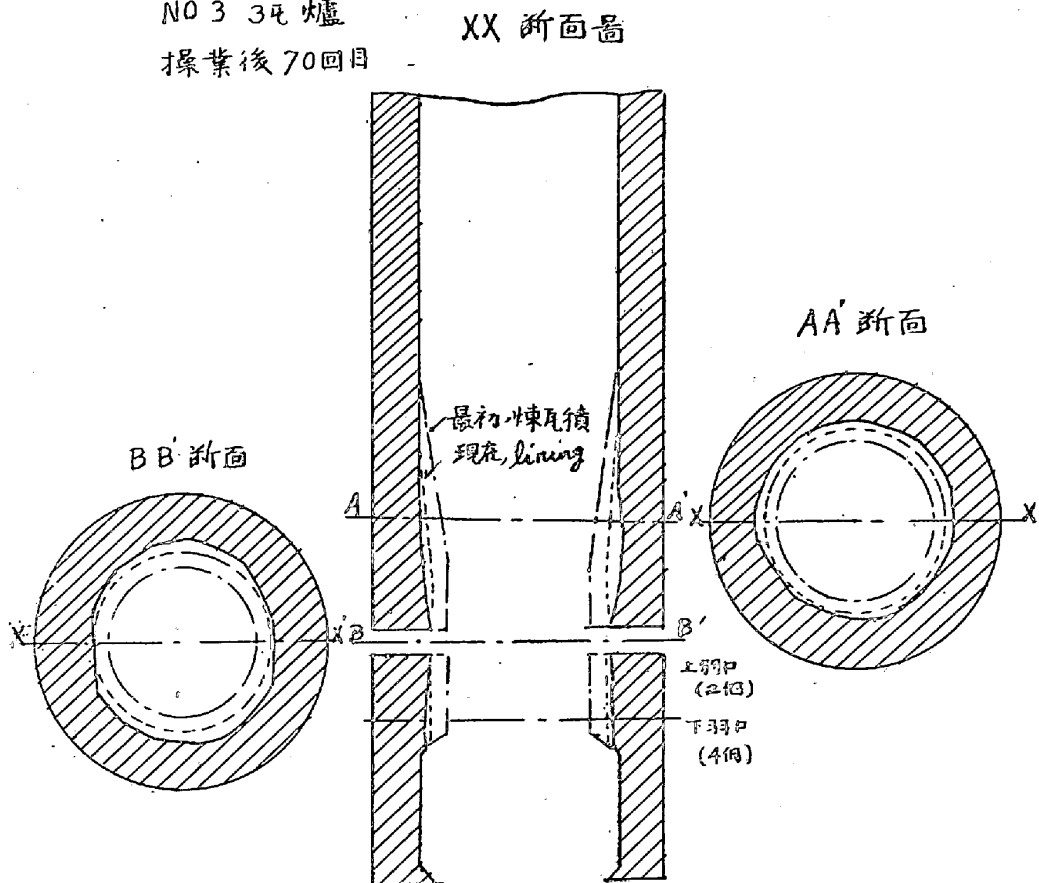
略圖 VII C.

NO.6 5吨爐  
操業後 60回目



略圖 VII d

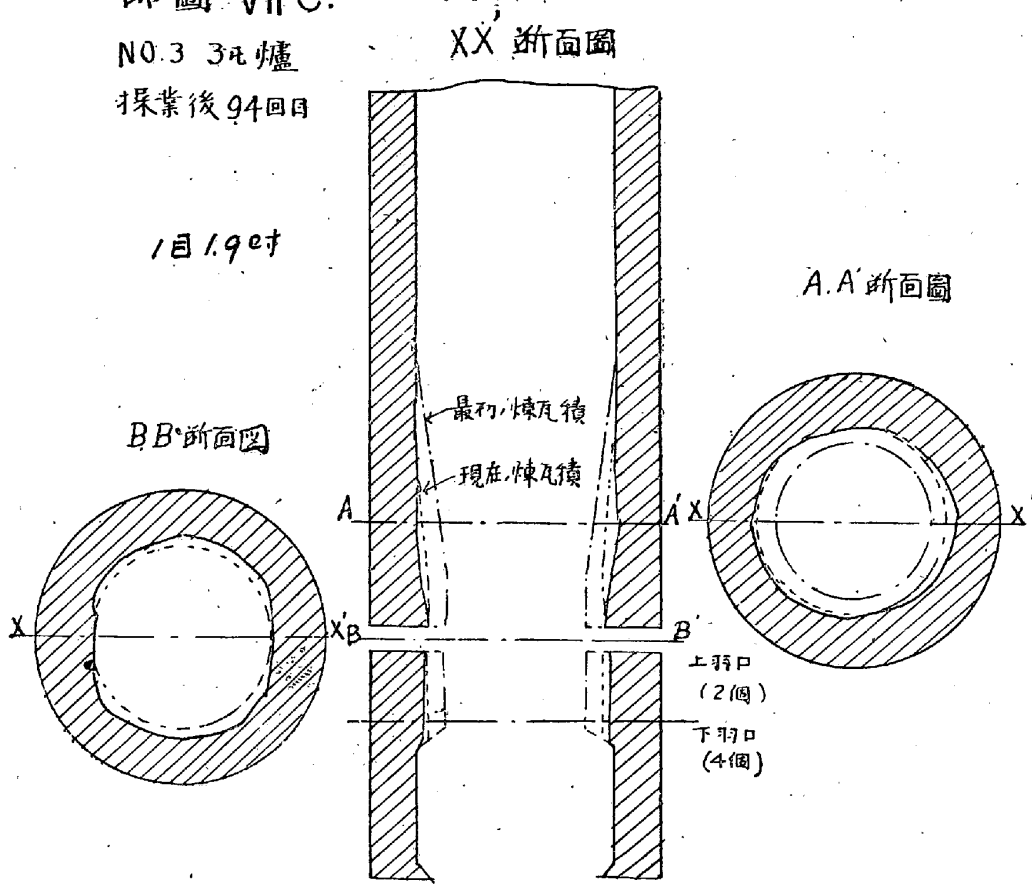
NO 3 3吨爐  
操業後 70回目



略圖 VII e.

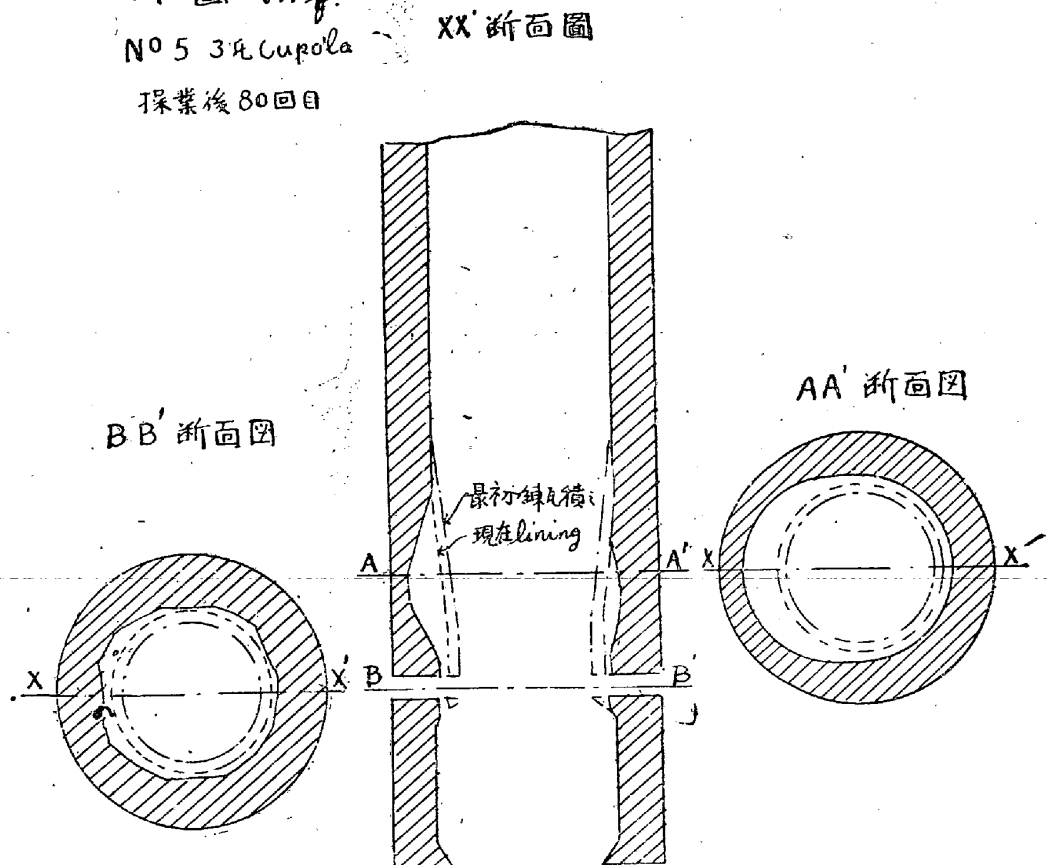
NO.3 3孔爐  
採業後 94回目

1日 1.9吋



略圖 VII f.

NO.5 3孔 Cupola  
採業後 80回目

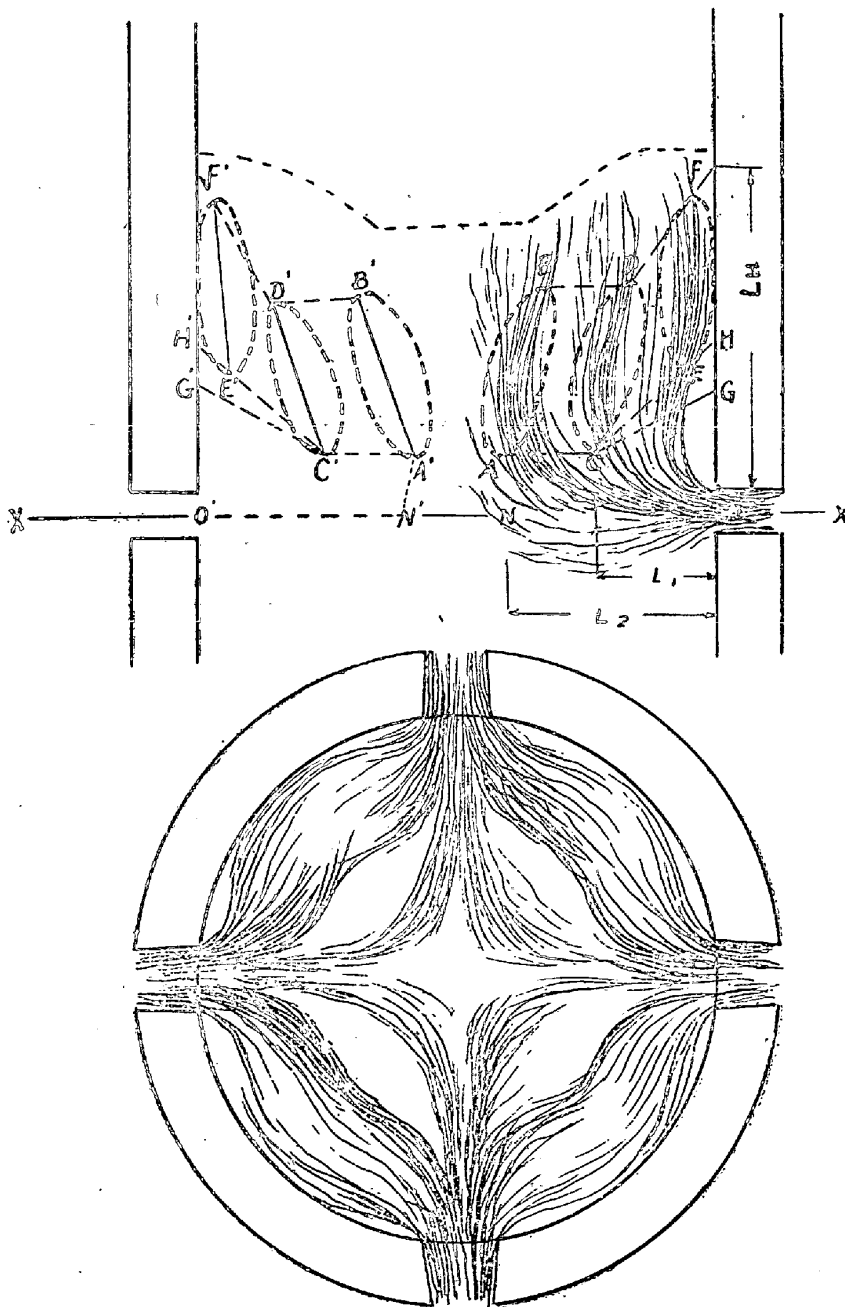


骸炭の高さを此の部まで下げて地金の熔解を行はせる時地金の著しく酸化するので解る(第十三節参照)。尙ほ其の浸蝕高さは爐腹面積、羽口面積及び有效高さ等に関することは勿論で熔帶の高さ決定に際して特に注意を要することである。

三、之等の點を過ぎて爐壁の浸蝕は尙ほ約10吋上部まで續くが其の程度は急に減じて行く、(略圖 VII a, b, c, d, e, f 参照)。

### 略圖 VII

爐内空氣及熱分布状態図



### 第六節 爐内空氣及び熱分布の狀態圖

以上鋼棒挿入の實驗、爐壁浸蝕觀測による經驗及び Belden 氏の實驗より當所の爐の羽口よりの送風或は熱の分布集中の狀態圖は略圖 VIII の如きものと察せらる。

一、略圖 VIII に於て ACGON は酸化帶にして羽口よりの送風の大部分は尙ほ空氣として存し主として  $CO_2$  及び  $O_2$  よりなる、従つて此の部の溫度は尙ほ最高には達せぬ。

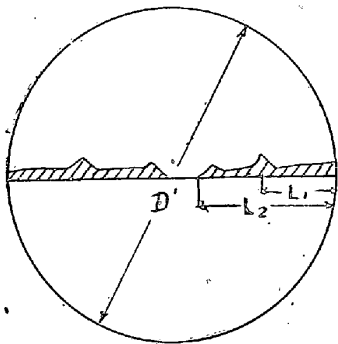
二、又羽口よりの送風は瓦斯化して AB 線 CD 線及び EF 線に沿ふて上昇し、此の部に於て完全に燃焼される故に此の部の瓦斯は大部分の  $CO_2$  よりなる。従つて赤點線にて示す部分に R.S 及び T なる最高溫度の場所を生ずる。熔融地金の降下最も盛んなる  $L_1$  及び  $L_2$  は夫々 S 及び R の結果にして、又爐壁の最大浸蝕狀態は H より F まで續く。尙ほ此の部も酸化性を有すること勿論である。

三、又 BDF 線以上は  $CO_2 + C = 2CO$  なる變化の行はるる所で大部分の  $CO$  と一部分の  $CO_2$  とよりなる従つて溫度は急に減少する、或は逆に裝入物によつて溫度の急に増加する點で既に極めて高溫度にあり、殊に此の部は全く酸化性なき故地金の熔解は此の部で行はせるのが適當である。熔帶の決定に就ては後に述べる、(第九節及び第十二節参照)。

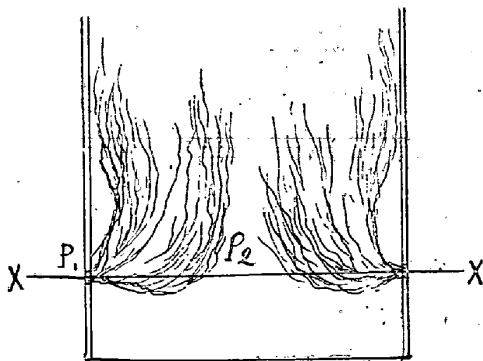
四、此の狀態圖に於ても尙ほ最高溫度點の分布は幾分凹面をなして居る。又此の狀態圖は Belden 氏の實驗より導き出したものと比較して、 $L_1$  及び  $L_2$  點に關して著しい相違があるが爐の構造、操業方法の相違、殊に實驗時期の相違等に關するので其の理由は第七節に於てよく説明し得る。

### 第七節 爐内送風分布に對する公式

一、爐内最高溫度點  $L_1$  の決定、公式(II) 前々節に述べたるが如く  $L_1$  及び  $L_2$  點の位置の適當なる時



略圖 IX.



が爐内に於ける空氣及び熱分布狀態の適當なる時で操業上に重大なる關係がある。 $L_1$  點と爐の構造及び操業上の基礎函數との關係式は次の如き考へから求めることが出来る略圖 IX に於て羽口よりの送風は相當の速度を以て爐内に浸入せんとする、然し爐内に於ては常に爐壁に沿ふて上方に低壓の場所が存在する故、此の Pressure gradient により送風は直ちに上方に引かるる傾向がある、故に空氣の主流 (Main flow) が爐の中心に向つて爐内に浸入する爲めには相當の浸入の強さ (Intensity or energy of penetration) を要する即ち此の浸入の強さが或る limit に達するまでは空氣の主流は爐の中心に向つて流れ次第に Energy を消失するが浸入の強さが或る limit 以下になると、送風は其の點より上方に方向を變ずるものと考へら

れる。扱て又、第一章に於て論じたるが如く、羽口に於ける送風の Potential head 大部分は送風或は燃

燒瓦斯を爐内装入物の抵抗に抗して爐口まで押し上げる爲めに消費せらる、故に羽口に於ける送風の爐内侵入の強さは主として送風の Kinetic head  $\frac{v^2}{2g}$  に depend するものと考へられる、故に、今、羽口に於ける送風の侵入の強さ (Intensity or energy of penetration) を  $I$  とすれば

$$I = k \frac{v^2}{2g} \dots \dots \dots (a)$$

茲て  $k$  は或る比例定數

又略圖に示すが如く、羽口よりの送風は羽口を先端として大體 Cone 状をなして爐内に擴散するものと考へられる、故に、送風の爐内侵入の強さは距離の二乗に反比例して減少するものと考へられる今空氣の主流の爐内に達する距離を  $L_1$  とし、此のときの送風の Intensity を  $I_e$  とすれば

$$I_e = k' \frac{L}{I_1^2} = k' \cdot k \frac{v^2}{2g L_1^2} \dots \dots \dots (b)$$

$$\therefore L_1^2 = k' \cdot k \frac{v^2}{2g I_e}$$

limiting intensity  $I_e$  は爐の構造に depend するが普通定數と考へらる。

$$\therefore 2g I_e \div \text{定數} \therefore L_1 = k'' v \dots \dots \dots (c)$$

又第一章公式(I)(5)式より  $v$  が爐に對して保つべき適當なる條件は次の如し。

$$v = k \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \frac{A}{a}$$

$$\therefore L_1 = k_1 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \frac{A}{a} \dots \dots \dots (II)$$

之れが求むる所の公式である。(II)式に於て

$A$  は爐腹面積單位 平方呎、 $a$  は羽口總面積 平方呎、 $P$  は送風壓(管頸壓 オンス)、 $H$  は装入物高さ 呎、 $L_1$  を呎で表はす。

自分は 大正拾一年拾月以來上式を當所の多くの操業實例に適應したのであるが第十表は其の結果の數例であつて凡ての場合、良く一致し上式に於ける推定の正しきことが證明された。然し尙注意すると爐の異なると共に其の結果も多少相違し爐腹直徑の大小に依りて  $k_1$  の値が稍々影響されるのが認められた。此の原因は後述の吟味に依りて明らかであるが送風の Potential head が影響するものと思はれる。

即ち前述の如く、送風の Potential energy の大部分は爐内上昇中に消費されるものである。然し實際操業中の爐内に於ては羽口直前と爐の内部とに於ても常に幾分の Pressure head が存在する。而して他の條件或は送風壓装入物高さ羽口面積等一定なるとき、此の Pressure drop は勿論、羽口面に於ける爐壁の周圍と爐の内部とに於て送風に對する空隙の差が存在する爲めに生ずるものであつて、其の Pressure head を  $h_1$  とすれば

$$h_1 \propto \frac{\pi}{4} \frac{D_o}{D} = k_{iv} D \dots \dots \dots (e)$$



茲で  $D$  は爐の直徑を示す。Mr. E. B. Cook of Cleavland は他の方面から鑄鉄燥に於て羽口に於ける Pressure drop を研究して居るが氏の結果も自分の考と同様で Hearth の大きさと共に Pressure drop を増加して居る、兎に角送風の Kinetic energy 一定なるときに於ても此の爐内に於ける Potential head によりても送風の爐内浸入は幾分 Intensity せらるべきものである。故に嚴密に云ふと (a) 式に於て

$$I = 'k \frac{v^2}{2g} + ''k k_1$$

或は  $I = 'k \frac{v^2}{2g} + ''k D \dots \dots \dots (f)$

と置くが至當である。然し爐の比例計算に於て上式は不便である。又  $D_1$  の Effect は  $\frac{v^2}{2g}$  に比して極く僅かであるから、定數として定數  $k_1$  中に含ませることが出来る。又實驗の結果爐腹直徑の増加 18" に對して  $k_1$  の値を約 10% を増加する。故に  $k_1$  の値は次の如く定めることが出来る。

爐腹直徑	$k_1$ の値	
24" } 30" } 36" }	1.1 ∴ $L_1 = 1.1 \frac{\sqrt{D}}{\sqrt{H}}$	} $IIa$
42" } 48" } 54" }	1.22 ∴ $L_1 = 1.22 \frac{\sqrt{D}}{\sqrt{H}}$	
60" } 66" } 72" }	1.35 ∴ $L_1 = 1.35 \frac{\sqrt{D}}{\sqrt{H}}$	

二、爐内最高溫度點  $L_2$  の決定公式 (III)  $L_1$  點は送風の主流の爐内浸入の距離である然るに送風の一部は尙ほ  $L_1$  點より先きに浸入し最高溫度點  $L_2$  を生ずる。而して  $L_2$  點實測の結果は勿論公式 (II) には適合せず送風の一部は公式 (II) にて示す關係とは多少異なりたる状態にて爐内に浸入し得ることが考えられる。今、 $L_2$  點の  $L_1$  點に對する著しき相違は爐腹直徑の増加と共に著しく爐壁からの距離を増加すること送風後間もなき時は  $L_2$  點の白熱度は著しいが操業時間の經過と共に、其の白熱度と爐壁からの距離とを減ずること等なり。 $L_2$  に對する關係式は次の如き考えから求めることが出来る。

公式 (II) の考えに従へば、送風の主流の爐内浸入は爐壁に沿ふて上方に働く Upward pulling に影響され、其の浸入の距離或は limiting intensity に達する距離は主として送風の Kinetic energy に depend する。然るに今爐内適當の位置譬へば  $L_1$  點より先きに於て爐壁に沿ふ Upward pulling の effect の餘り大ならざる場所を考へると、其部と爐の一層内部とに於て尙ほ Pressure change の存在する間は假令ひ、其の量は僅かでも、羽口よりの送風の一部は尙ほ爐内深く引かれなければならぬ。殊に送風は大體 Cone 状をなして爐内に擴散するものなる故、略圖 IX 及び VIII に於て XX 面より下に浸入したる送風に對しては尙ほ一層、爐内に於ける最低壓部  $P_2$  點まで達する機會が増加する

に違ひない、故に、今送風の最大浸入長さを  $L_2$  とすれば  $L_2$  は送風の Kinetic energy の平方根に比例し又羽口面と爐内最低壓部との距離に比例するものと考へらる。然るに今、大小二つの爐に於て送風の Kinetic energy の一定なるとき、湯溜り直徑の増加に比例して羽口面と爐内最低壓部との距離を増加し、従つて送風一部の爐内浸入距離を増加すべきである。

$$\therefore L_2 = k'v \times D_1$$

$$\text{或は } L_2 = k_2 \frac{\sqrt{D}}{\sqrt{H}} \cdot \frac{A}{a} D_1 \dots \dots \dots (III)$$

茲て  $D_1$  は羽口面に於ける爐腹直徑(吋)とす

(III)式を當所操業に適應したる結果は第十表に示すが如くにして  $k_2$  の値は凡てよく一致し、上式に於ける推定の正しいことが證せられる。

又爐況順調なるとき、 $k_2 = 0.0715$  と取ることが出来る。

$$\therefore \text{上式は } L_2 = 0.0715 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \cdot \frac{A}{a} D_1$$

第十表  $k_1$  及び  $k_2$  の決定

	No 3及No 5 鋸 銑 爐 爐腹面積 855□"					No 5 鋸 銑 爐 爐腹面積 855□"					No 5 鋸 銑 爐 爐腹面積 855□"									
	$a=6 \times 4'' \times 4'' = 96□''$ $a=6 \times 4 \frac{1}{4}'' \times 5 \frac{1}{2}'' = 140.25□''$					$a=96□''$ $a=5 \frac{1}{2}'' \times 5 \frac{1}{2}'' \times 6 = 163□''$					$a=4'' \times 6'' \times 4 = 96□''$ $a=4 \frac{1}{2}'' \times 7'' \times 4 = 126□''$									
P	11.0	9.0	9.0	8.0	7.5	8.5	8.25	8.0	7.0	8.0	8.0	7.5	7.0	6.0						
H	8.5	9.0	8.5	8.0	8.5	9.0	9.0	9.0	9.0	9.0	8.5	9.0	8.5	8.5						
L	7.75	7.0	7.0	6.5	6.5	5.75	5.5	5.5	5.5	7.0	7.5	7.0	7.0	6.5						
L	14.0	12.0	12.0	11.5	11.5	10	10	9.75	9.0	13.0	13.5	12.5	12.0	11.0						
D	28	28	23	28	28	28	28	28	28	28	28	28	28	28						
D	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33						
$\frac{A}{a}$	6.1	6.1	6.1	6.1	6.1	5.18	5.18	5.18	5.18	6.80	6.80	6.80	6.80	6.80						
$\frac{A}{a}$	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9	8.90	8.90	8.90	8.90	8.90						
$k_1$	1.117	1.148	1.100	1.121	1.130	1.138	1.100	1.1127	1.115	1.100	1.143	1.138	1.138	1.138						
$k_2$	0.0720	0.701	0.701	0.7183	0.7163	0.07095	.0718	.0712	.0703	0.0714	0.730	.0720	.0708	.0708						
	No 6 鋸 銑 爐 爐腹面積 1520□"					No 6 鋸 銑 爐 爐腹面積 1520□"					No 4 鋸 銑 爐 爐腹面積 452□"					No.1及No 2 鋸 銑 爐 爐腹面積 2463□"				
	$a=200□''$ $a=4 \frac{1}{2}'' \times 8'' \times 8 = 288□''$					$a=200□''$ $a=4 \frac{1}{2} \times 7'' \times 8 = 252□''$					$a=48□''$ $a=4'' \times 5 \frac{1}{4}'' \times 3 = 63□''$					$a=6'' \phi \times 8 = 226□''$ $a=6'' \times 7 \frac{1}{2}'' \times 8 = 360□''$				
P	10.0	9.0	9.0	8.5	8.0	8.5	7.0	8.5	8.0	7.0	10.5	10.0	9.5	8.5	8.0					
H	9.0	9.0	8.5	9.5	8.5	8.0	7.5	8.5	8.5	8.5	10.0	9.5	10.0	11.0	9.0					
L	6.5	5.5	7.5	7.0	7.5	7.0	7.5	7.5	7.6	7.6	9.5	9.5	8.5	8.0	8.5					
L	14.0	12.0	16.0	15.0	15.0	15.5	15.0	9.5	9.0	8.0	21.5	21.0	20.5	18	19.0					
D	36	36	33	36	36	36	36	4.36	19.0	19	6.56	43	43	43	43					
D	44	44	44	44	44	44	44	24	24	24	56	56	56	56						
$\frac{A}{a}$	5.28	5.28	6.03	6.03	6.03	6.03	6.03	7.17	7.17	7.17	6.84	6.84	6.84	6.84	6.84					
$\frac{A}{a}$	7.6	7.9	7.6	6.6	7.6	7.6	7.6	9.4	9.4	9.4	10.5	10.5	10.5	10.5	10.5					
$k_1$	1.180	1.195	1.204	1.187	1.193	1.210	1.193	1.110	1.010	1.028	1.355	1.355	1.344	1.230	1.319					
$k_2$	.0700	.0716	.7015	.0710	.7018	.0711	.0713	.0720	.0712	.0708	.07132	.07132	.0700	.07003	.06980					

三、實驗結果の吟味及び例題 (1)實驗の結果  $L_1$  及び  $L_2$  は爐腹徑、送風壓及び爐高一一定なる時唯だ羽口比  $\frac{A}{a}$  に關係し各單一の羽口面積數或は羽口數に關係せぬ、(第十表)。

但し風函の大きさが餘り小さく、又單一の羽口面積が餘りに大にして送風管よりの遠近に従つて羽口を流れる送風量を異にするが如き場合は此の限りでない。(2)又實驗の結果、羽口列は一段たると二段たるとを問はず、上式は凡て良く適用された、但し二段羽口の場合、下段羽口の實驗に際しては  $H$  は勿論、下段羽口上縁より、装入物上面までを以て表はす。(3)送風後間もなき時は  $L_1$  及び  $L_2$  は公式にて示されたる値よりも稍々大なる値を取り、又  $L_2$  點の白熱度最も明瞭であるが送風後一二時間後は  $L_2$  の白熱度と距離とを減じ反對に  $L_1$  點の白熱度を増し送風は主として  $L_1$  點より上方に昇る様になる。

此の現象は第一章以來屢々述べた爐内装入物による抵抗状態の相違により容易に説明出来る。即ち送風開始後間もなき時は床積骸炭の塊も大きく、熔融地金や Slag の降下も少ない。而も爐内温度も餘り高くないし、装入物降下速度の差も著しくないで中心部に於ける壓力低く送風の通路充分なるため送風の大部分が III 式に従つて  $L_2$  點まで達し、又其の距離も増加されるものと思はれる。然るに操業時間の経過するに従ひ、殊に二三回 tap すると Tapping 毎に生ずる装入物の稍々急激なる降下によつて中心に於ける壓力が加はる、又骸炭は燃焼によりて塊が小さくなるし、熔融地金 Slag の降下は益々増加して中心部に於ける送風の通路を減じ壓力を増加する、従て羽口面と爐の内部との壓力差を減じ  $L_2$  點に達する送風量を減じ其の白熱度と爐壁からの距離とを減ずるものと思はれる、 $L_1$  に對しては全く反對のところが考えられる、兎に角實驗の時期は結果に重大なる關係を與ふる者で著者が實驗の時期を特に操業後一二時間後爐況の最も順調なる時と定めたるも全く之に對する慮である。

例題(1) 今、公式(II)及び(III)の結果を Belden 氏の Experiment の結果に適用して  $L_1$  及び  $L_2$  の値を求めて見ると

$$P = 5.3 \text{ オンス、} H = 6 \text{ 呎、} \frac{A}{a} = 3.7、D = 27''$$

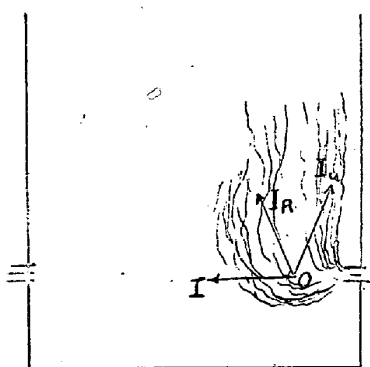
$$\therefore L_1 = 1.1 \times \frac{\sqrt{5.3}}{\sqrt{6}} \cdot 3.7 = 3.8'' \quad L_2 = 0.0715 \frac{\sqrt{5.3}}{\sqrt{6}} \cdot 3.7 \times 27 = 6.7''$$

即ち送風開始後間もなき時 (Belden 氏の場合は15分後) は送風の主流は爐壁より 6''~7'' の點まで達する事になるが Belden 氏も、實驗に於て空氣の主流は爐壁より 6''~7'' の點まで達すると言つて居り、略圖と對照しても結果は大體よく一致する。

## 第八節 爐壁浸蝕高さと羽口面積 其の他の關係式

一、爐壁浸蝕高さの決定、公式 IV 第五節爐壁浸蝕状態の觀察より爐壁に沿ふて最高温度の場所  $T$  を生ずる事が想像された又  $T$  の範圍は爐壁浸蝕より見て羽口上 8 吋乃至 16 吋にて最大に達するが、之れと略ぼ同一程度の浸蝕が 16 吋乃至 24 吋まで續いて居ることが認められ凡て爐の大小羽口面積爐の有効高さ及び送風壓により著しく異なることが認められた、之れ等相互の關係は次の如き考へから

求むることが出来る、略圖 X に於て、羽口よりの送風は原則として Parallel flow をなして爐の中心に向ふものなる故、羽口の前面任意の一點 0 から爐壁に向つて

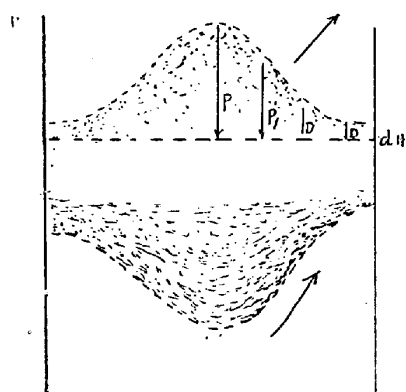


略圖 X.

流れる空氣の初速度は零である、故に今羽口の先端 0 から爐壁に向つて爐を上昇せんとする空氣流の Intensity 或は Energy を  $I_u$  とすれば  $I_u$  は全然爐壁に沿ふて生ずる Pressure change に depend する。

$$\therefore dI_u = k' dp.$$

$$\text{或は } I_u = k \int_0^H dp \dots \dots \dots (a)$$



略圖 XI.

又爐壁に沿ふて上方に生ずる Pressure change は度々考へて來た様に爐内に於ける裝入物の降下速度の相違によつて生ずる裝入物間の抵抗の差によつて生ずるもので、裝入物の高さと共に増加して行く又略圖 XI に於て dH なる裝入物高さに於ける降下速度の差より生ずる抵抗の差は  $\frac{\pi D^2}{4}$  に比例する  $\therefore dp = \frac{\pi D^2}{4\pi D} dH$  或は  $\int_0^H dp = k' DH$

$$\text{故に } I_u = k'' DH \dots \dots \dots (b)$$

又第七節公式(II)より、羽口の前面任意の一點 0 から爐の中心に向ふ空氣流の強さは主として送風の Kinetic energy に depend する。

$$\text{或は } I \doteq k' \frac{v^2}{2g} \doteq k' \frac{P}{H} \left( \frac{A}{a} \right)^2 \dots \dots \dots (c)$$

従つて兩者の合成流 (Resultant flow) は略圖 (X) の  $I_R$  の如くなる。此の合成流の方向が中心に近づけば爐の内部に多くの送風が行はれ、合成流の方向が爐壁に近づけば爐壁に沿ふて多くの送風が行はれ従つて爐壁浸蝕の程度と高さとを増す、即ち、合成流の爐壁に及ぼす作用は  $I_u$  に比例し  $I$  に反比例す。

$$\text{或は爐壁に及ぼす Component of } I_R \propto \frac{k'' DH}{k' \frac{P}{H} \left( \frac{A}{a} \right)^2} = k'' \frac{H^2 D}{P \left( \frac{A}{a} \right)^2} \dots \dots \dots (d)$$

又合成流の爐壁に及ぼす作用は距離の二乗に反比例して弱まるものと考へらる。故に今最大爐壁浸蝕の最高高さを  $L_H$  とすれば

$$L_H = k^v \sqrt{\frac{H \sqrt{D}}{I_R}} = k_3 \frac{H \sqrt{D}}{\sqrt{P} \frac{A}{a}} \dots \dots \dots (IV)$$

即ち爐壁浸蝕の高さは裝入物高さ H と爐腹直徑  $\sqrt{D}$  に比例し、送風壓  $\sqrt{P}$  と羽口比  $\frac{A}{a}$  に反比例する。(IV)式を當所の實際操業に適應して  $k_3$  の値を決定したる結果は第十一表に示すが如くにして良く一致し上式に於ける推定の正しいことが證明される、又一般に  $k_3 = 6.5$  と取ることが出来る。

第十一表  $k_3$ の決定

	No. 1 及 No. 2			No. 6					No. 3 及 No. 5				No. 4	
H	10.5	10.0	9.0	8.5	8.5	8.0	7.5	7.5	8.0	7.0	1.0	9.0	9.0	9.0
P	1.0	10.5	8.5	8.0	8.5	8.5	7.0	7.5	7.5	6.5	8.5	7.5	7.0	7.5
$L_H$	24	22	22	21.5	21	19.5	20	19	18	17	18.5	18	16	15.5
$\frac{A}{a}$	6.84	6.84	6.84	6.03	6.03	6.03	6.03	6.03	6.10	6.1	6.8	6.8	7.17	7.17
D	56	56	56	44	44	44	44	44	33	33	33	33	24	24
$k_3$	6.553	6.457	6.46	6.519	6.580	6.46	6.412	6.310	6.545	6.577	6.368	6.485	6.510	6.53

二、公式 IV に對する吟味  $L_H$  は送風或は瓦斯に依つて生ずる爐壁浸蝕の羽口よりの最高高さであるが聽て爐の熔帶の高さと關係し操業上最も重大なる問題の一つである、而して一般に行はれて居る考へに従へば、爐壁浸蝕の最も甚だしい場所は爐内温度の最高なる場所で従つて地金の熔解及び過熱に最も望ましい場所であると云ひ、爐壁浸蝕の高さを以て熔帶の高さ測定の標準として居る、然し爐内に於ける最高温度點の分布は普通凹面をなして居るものであるから爐壁浸蝕の高さを以て直ちに爐内最高温度點の位置とする事は出来ぬ、又著者の實驗及び理論に従へば地金の熔解と熔融地金の過熱とは同時に同一點に於て行はるるものではなく、装入地金は爐内相當點に於て先づ熔解され然る後に過熱されるものである、著者は第十三節、熔帶の研究に於て著者の熔帶に關する實驗の結果を詳述して居る、孰れにしても  $L_H$  は眞の熔帶の位置を示すものではない、然し爐内に於ける送風或は熱の分布集中が適當なる場合に就ては爐内熔帶は爐壁浸蝕の最高部  $L_H$  と略ぼ一致すべきものである、又  $L_H$  の位置を適當に保つことに依つて熔帶の位置を適當にすることが出来るから以下暫く  $L_H$  を以て熔帶の高さとし公式 IV を實際の操業と比較して見る、而して一般歐米の鎔銑爐操業に依れば熔帶の高さは羽口上20吋に保つのが理想であると言ふ、(Dr. Moldenke T. W. Keep ; Reddle 氏)故に公式 IV に於て  $L_H = k_3 \frac{\sqrt{DH}}{\sqrt{P} \frac{A}{a}}$  より熔帶の高さを一定に保つためには爐腹徑及び爐高の増加と共に送風壓及び羽口比を増加せねばならぬ事になる、然し從來鎔銑爐操業の實際は爐腹徑の増加と共に爐高高きに過ぎ又羽口比の割合が甚だしく不足して居る、(第十一節参照)。

故に此の結果は當然爐の大きさと共に  $L_H$  が高くなるべきで可成理論的に操業されて居る場合でも熔帶( $L_H$ )の高さは18吋乃至36吋に及んで居る(Y. A. Dyer 氏, Iron Age, 1921年9月)。又從來一般に鎔銑爐操業に於ては送風壓の増加と共に送風速度を増し熱が上部に利いて熔帶の位置が高まる様に考へられて居た、鎔鑛爐の場合に於ても同様な意見から送風壓及び送風温度の増加と共に熔帶の高さを増加すると云つて居り、公式の結果と反對である、之れは或る意味に於て事實であつて送風壓の増加は爐の中心に送風を集中する故爐の中心部に於ける熔帶の高さ従つて爐全體としての熔帶の高さを幾分増加するに違ひない(略圖X)、然し此の意味に於ける熔帶の高さは全く觀察不可能で、やはり爐壁浸蝕の状態より觀測する外仕方がない。然るに此の場合、中央部に送風が多いだけ夫れだけ爐壁に對する送風の分布を減少する故觀察し得べき熔帶の高さ  $L_H$  は減少すべきである。著者も初めは送風壓は爐

壁浸蝕の高さを高めるものと云ふ考へで百數十回の實驗の結果反對の事實を生じ遂に公式 IV の結果に到達したのである。又公式 IV に於て溫度關係を加へると

$$I_R = k' \frac{DH}{H \left(\frac{A}{a}\right)^2 T} = k' \frac{DH:T}{P \left(\frac{A}{a}\right)^2 T'} \quad (\text{第一章(5)式より})$$

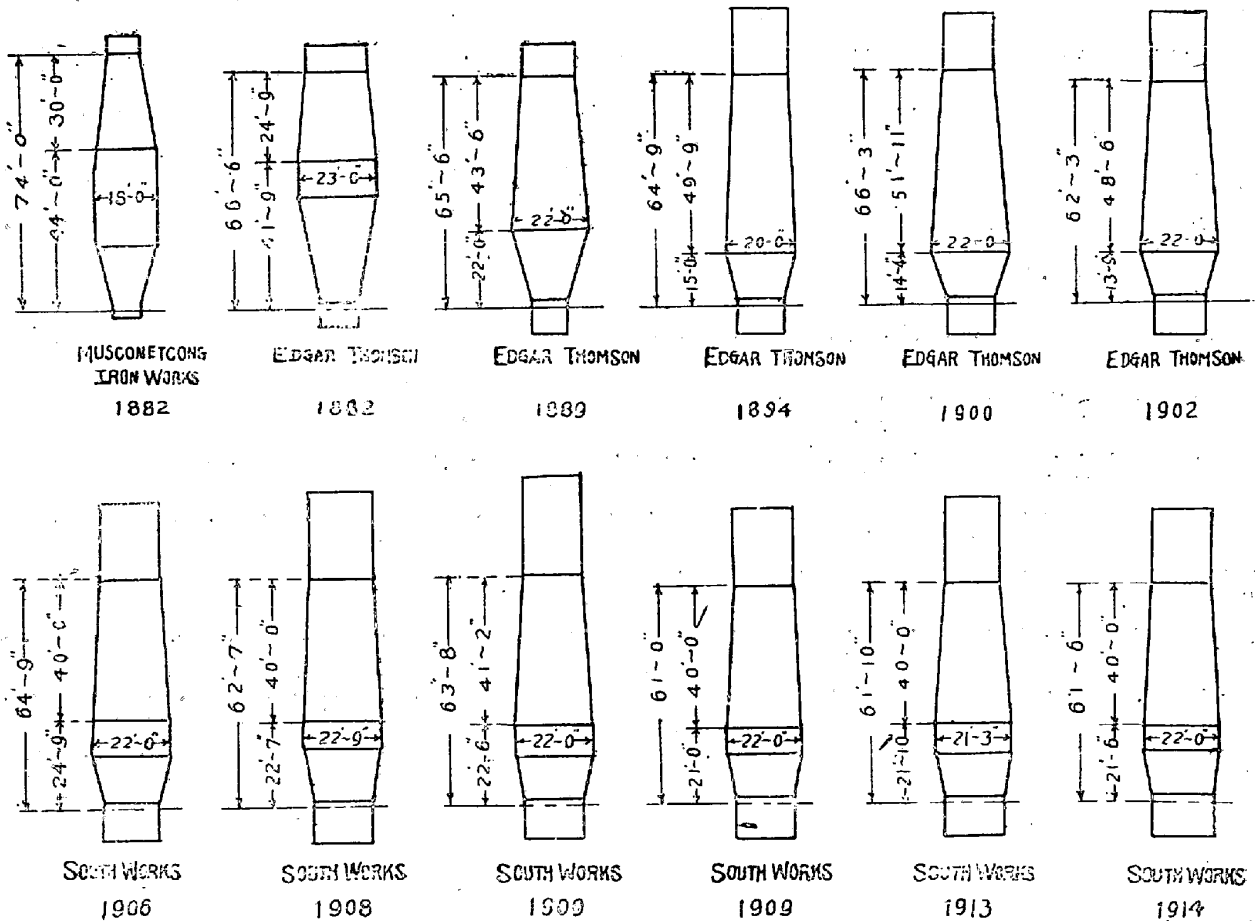
茲て  $T$  は爐内平均溫度、 $T'$  は羽口送風平均溫度

$$\therefore L_H = k'' \frac{H\sqrt{D}\sqrt{T}}{\sqrt{P}\frac{A}{a}\sqrt{T'}} \text{ であつて}$$

他の條件一定なる時、送風溫度の増加は送風の中心浸徹を増し逆に爐壁浸蝕の高さ  $L_H$  を減少すべきである。然し又送風溫度の増加は骸炭燃焼率を増す故、此の場合同時に骸炭使用量及び送風量を増加する時は多量の熱量を發生せしめ得べく爐内溫度  $T$  を上昇せしむる事になり、従つて熔帶の高さも高くなるが之れは自から別な問題であつて之れを以て直ちに送風溫度増加による直接影響と見ることは出来ぬ。

銻鑛爐操業 爐壁に柵を掛けたる時、却つて送風壓及び送風溫度を低くし、爐壁に沿ふて熱を利かす様にするが此の考へは公式 IV の結果と同様で  $L_H$  の高さを増すのに有效である。又銻鉄爐操業に於て、一方の側にのみ地金や骸炭を多く装入すると、其の場所に於ては送風の爐内浸入を障げられ

略圖XII 米國式爐型變遷を示す



送風は爐壁に沿ふて上昇するため却つて爐壁浸蝕の高さを著しく増加するのは屢々經驗する所である。尙ほ以上の關係は高爐形狀變遷の跡を見れば一層明らかである、即ち送風機の發達不完全なる時代に於ては送風壓低く又必要量の送風に對して羽口面積大なる結果、送風の爐内浸入不足し送風は徒らに爐壁に沿ふて上昇し甚だしく凹狀の熔帶を生じたものと思はれる、故に舊式の爐は朝顔部の傾斜も大きく朝顔高さ切立高さも非常に高かつた様である、然し漸次送風壓の増加に伴ひ、羽口比  $\frac{A}{a}$  も大きくなり、従つて送風の爐内浸徹を増加し熔帶の高さも降下して現今の如く朝顔傾斜も高さも共に減少するに至つたものと思はれる。略圖 (XII) は米國の爐形變遷の實例 (Johnson: Principle Operation & Products of Blast Furnace) であるが明らかに此の關係が認められる、最近に於ては益々此の傾向を増して居る、(T. A. Mohr 氏、B.F. & Steel Plant. 1923年、Blast Furnace Operation During the Year—Typical Modern B.F.)

兎に角  $L_H$  に對する Controlling elements は送風壓爐高及び羽口比等で操業の成不成に極めて微妙なる關係を有するものである。

#### 附 記

尙ほ高爐の場合 送風壓及び送風溫度の増加は爐腹切立部或は夫以上に於ける煉瓦浸蝕の高さ及び程度を増加すると云ふ、(製鐵所研究報告 No.2)。

長谷川熊彦氏は之を説明して、之れは機械的(裝入物降下による)及び物理的(爐内溫度による)作用の合成であつて、送風壓及び送風溫度の増加に依つて熔帶の位置が高まつた爲めだと云つて居られる、然し氏の實驗に於ても此の部(爐頂より11乃至12米突)に於て鐵の熔融狀態は少しも認められぬ又 Schulesinger 氏の Experiment に依つても、此の部の溫度は  $1000^{\circ}\text{C}$  或はそれ以下であると思はれる、(Stahl u. Eisen vol.31)故に此の部を熔帶と見ることは出來ぬ。故に此の部の浸蝕は物理的(熱的)よりも寧ろ瓦斯の化學的作用と裝入物の機械的作用の合成の結果と見るのが至當である、即ち送風壓及び送風溫度の増加は骸炭燃焼量の増加と相俟つて爐内の溫度を高からしめる、又送風壓及び送風溫度の増加は骸炭燃焼率を増加して多量の  $\text{CO}$  瓦斯が成生される、此の  $\text{CO}$  瓦斯は爐内高溫度點の上昇に依つて其の安定の位置を高められる、然し結局爐内相當の位置に於て爐内の壓力と溫度とにより急に  $\text{CO}_2$  の分壓を増し  $2\text{CO} \rightarrow \text{CO}_2 + \text{C}$  なる作用を生じ、殊に鐵其の他の觸媒により一層此の作用を増加し煉瓦中で析出されたる黒鉛が煉瓦の分裂を甚だしからしめたものと思はれる、兎に角現在の問題たる熔帶とは直接關係がないと思ふから茲では詳細の論究を避ける。然し此の問題は最も興味ある問題であつて著者が第三章に於て鑄鉄爐内の加炭作用の狀態を研究する場合大いに参考となつた。

例題(1) 公式 IV の結果を Belden 氏の Experiment の結果に適用して  $L_H$  の値を求めて見ると

$$P = 5.3, H = 6, \frac{A}{a} = 3.7, D = 2.7$$

$$\therefore L_H = 6.6 \times \frac{6 \times \sqrt{27}}{\sqrt{5.3 \times 3.7}} = 24''$$

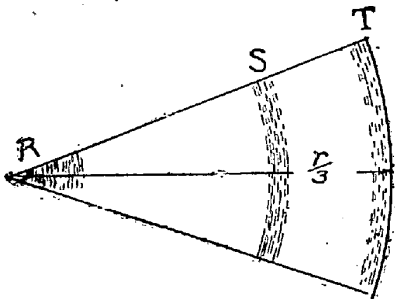
即ち爐壁浸蝕は羽口上24"の點まで達することになるが略圖 IV によりて見ても實際の結果とよく一致する。

第九節 羽口面積及び爐高の決定

公式 (II)(III)及び(IV)に依つて爐内の熱及び送風の分布集中に必要な關係式が與へられた、之れ等の關係式より、羽口面積及び爐高の有効範圍を決定することが出来る。

一、羽口面積の決定 (イ)公式(II)より第五節の實驗に依つて爐内最高溫度點 $L_1$ は爐の内壁と共に

略圖 XIII



同心圓をなして分布されて居ることを知つた(略圖VI及びVIII 参照)。

故に略圖 XIIIに於て此の最高溫度點  $L_1$  の爐壁からの距離が丁度爐の半径の  $\frac{1}{3}$  なる時、此の最高溫度點の分布は爐の全面積の中央にあり、熱分布より見て最も能率の良い時である、或は  $L_1 = \frac{1}{3} r = \frac{D}{6}$

然し直徑18吋乃至36吋なる小爐の場合は後述(IIIa)の理由により空氣の集中の條件が悪しきものであるから、小爐に對しても  $L_1$  を上式

より幾分大きく取り、中心に近くするのが至當である、故に小爐に對しては  $L_1 > \frac{D}{5}$

又直徑54吋以上の大爐の場合最高點が爐壁より餘り内部に入るのも考へもので、爐の直徑が大きくなればなる程、装入物の大塊が熔解せずして其の儘爐壁に沿ふて降下する機會の多いものである、故に此の場合、羽口近き部分に空氣の分布が悪いと柵(Hanging)其の他の變調を生ずる原因をなす、又大爐の場合は小爐の場合と反對に比較的空氣の浸入良きものである、(第十表)。

故に大爐に對しては  $L_1 < \frac{D}{7}$  と取るが至當である、或は一般に公式(II)より  $L_1 = k_1 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \frac{A}{a} = \frac{D}{n}$

$$\therefore \frac{A}{a} = \frac{D}{nk_1} \frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}} \dots \dots (II_3)$$

$\frac{1}{nk_1}$  の値は次の如し。

爐の大きさ	n	k <sub>1</sub>	$\frac{1}{nk_1}$
小爐に對して	5	1.1	1.82
中爐に對して	6	1.22	1.37
大爐に對して	7	1.35	1.03

即ち羽口比  $\frac{A}{a}$  は爐腹直徑D 及び  $\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}}$  に depend して増加すべきものである、又 P と H との關係に就ては第一章に於ても屢々考へた所で其の範圍は普通

P は 7~16オンス、H は 7~16呎であるが

良好なる操業に於ては  $P/H = 0.8 \sim 1.2$ 、或は  $\sqrt{P} / \sqrt{H} = 0.9 \sim 1.1$  に取るのが適當である

今  $\frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} = 1$  (平均) とすれば (IIa) 式より



$$\left. \begin{aligned} \text{小爐に對して } \frac{A}{a} &= 0.182D \\ \text{中爐に對して } \frac{A}{a} &= 0.137D \\ \text{大爐に對して } \frac{A}{a} &= 0.106D \end{aligned} \right\} \text{(IIb)}$$

即ち爐腹直徑の増加と共に次第に羽口比は増大するが其の定數を異にすべきである。IIb 式より各爐腹直徑に對する羽口比を求めたるものは第十二表である。

第十二表

爐腹直徑 D''	羽口比 $\frac{A}{a}$	爐腹直徑 D''	羽口比 $\frac{A}{a}$
24	5.0	54	7.0
30	5.5	60	7.0
36	6.0	66	7.3
42	6.5	72	7.6
48	6.5		

(ロ) 公式 III 又公式 III より送風の最大浸入長さ  $L_2$  點が丁度、爐の中心に達したるとき、換言すれば  $L_2 \cong \frac{D_1}{2}$  なるとき、送風の Centering の Condition が最も適當なる時に違ひない。

∴(III)式より

$$L_2 = 0.0715 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \cdot \frac{A}{a} \cdot D_1 \cong \frac{D_1}{2}$$

或は  $\frac{A}{a} \cong 7 \frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}} \dots \dots \text{(IIIa)}$

即ち送風の Centering は  $\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}}$  によりて異なる。又一般に  $\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}} \cong 1$  なる時、或は凡ての爐に

對して  $\frac{A}{a} \cong 7$  なる時

Centering の Condition 最も適當にして羽口比が之れより大なる時は中心に於て Overblast となり夫れ以下なる時は中心に於て空氣不足す、即ち前述 (IIb) 式より求めたる結果は小爐の場合、送風の中心集中不充分となり易く、又大爐の場合 Oberblast となり易し、又第十二表及び (IIIb) より、爐腹直徑60吋前後なる時は送風の分布と集中とは同一條件に従ふ。此の事實は實際操業に於て良く承認される所で、從來一般の鑄鉄爐操業に於ては一噸(2000封度)の地金熔解に對して普通 30,000 立方呎の送風を要したるに、近來は60吋前後の比較的大なる爐を用ふる場合適當なる操業に於ては 24,000~26,000 立方呎の送風にて充分目的を達し得る様になり、骸炭の燃焼率が最もよい。即ち上式により送風の分布、集中の Controlling が容易なることに依るものと思はれる。

二、鑄鉄爐有效高さ決定、公式 IV より  $L_H = 6.5 \frac{H \sqrt{H}}{\sqrt{P} \frac{A}{a}}$

$$\text{或は } \frac{A}{a} = 6.5 \frac{H \sqrt{D}}{\sqrt{P L_H}} \dots\dots (IVa)$$

一般に熔帶或は爐壁浸蝕の高さ  $L_H$  は羽口上20吋前後に保つのが適當であると言はれて居るが著者の經驗上  $L_H = 18'' \sim 24''$  になるとき適當で

- 直徑 36'' 以下の小爐に對しては  $L_H = 18''$
- 直徑 54'' 以下の中爐  $L_H = 21''$
- 直徑 72'' までの大爐  $L_H = 24''$

なるとき最上である、又公式 (IIb) より  $\frac{A}{a} = \frac{D}{nk_1} \frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}} \dots\dots (IIa)$

(IVa) 及び (IIa) より、今凡ての爐に對して夫々の熔帶の高さを適當に保つが如く羽口比を定むる時此の條件が同時に送風の爐内分布を適當に保つために必要なる條件は  $\frac{6.5 H \sqrt{D}}{\sqrt{r \times L_H}} = \frac{D \sqrt{H}}{nk_1 \sqrt{P}}$

$$\therefore \sqrt{H} = \frac{\sqrt{D} \times L_H}{6.5 nk_1} \dots\dots (a)$$

(a) 式に對して夫々  $L_H$  及び  $\frac{1}{nk_1}$  の適當なる値を代入すれば第十三表により  $\sqrt{H}$  を求めらる

爐腹直徑(吋)	$L_H$ (吋)	$\frac{1}{nk_1}$	$\therefore \sqrt{H}$
24 } 30 } 36 }	18	0.182	0.504 $\sqrt{D}$
42 } 48 } 54 }	21	0.133	0.442 $\sqrt{D}$
60 } 66 } 72 }	24	0.106	0.392 $\sqrt{D}$

$\therefore$  第十三表より

$$\left. \begin{array}{l} \text{小爐に對して} \\ \text{中爐に對して} \\ \text{大爐に對して} \end{array} \right\} \begin{array}{l} H = 0.25 D \\ H = 0.195 D \\ H = 0.154 D \end{array} \dots\dots (b)$$

即ち (b) 式より爐内に於ける熱分布集中並びに熔帶の位置の適當なる爲めに爐の有効高さは爐腹直徑に比例して増加すべきものである、然し其の比例定数は異なる、又 (b) 式より各爐腹直徑に適當なる爐の有効高さは次の如し。

第十四表

爐腹直徑(吋)	H(呎)	爐腹直徑(吋)	H(呎)
24	7.0	54	10.0
30	8.0	60	10.0
36	8.5	66	10.5
42	9.0	72	11.0
48	9.5	84	13.0

又 Y. A. Dyer は鑄鉄爐の設計に關して常に最もよい數字を擧げて居るが爐の有効高さに對して經

驗上、次の如き數字を薦めて居る (Iron Age, 1921年9年)。

小爐の場合	(直徑 42吋 以下)	$H = 6 \sim 8$ 呎
中爐の場合	(42~72吋)	$H = 9 \sim 10$ 呎
大爐の場合	(84吋以上)	$H = 11 \sim 14$ 呎

此の數字は主として經驗より求めたる結果で他の一部の經驗家から、爐の有効高さが低きに過ぐると云ふ非難もあつた様である、然し著者の公式より求めたる結果とは非常によく一致して居る。又前述せる所、又後述せんとする所の著者の經驗に徴しても、從來一般に recommend されて居る様に爐腹直徑の増加に對して甚だしく爐高を増加する必要は全然ないと信ずる。

第一章第一節に就て 一般に鎔銑爐操業に於ては爐腹面積の増加に連れて毎時の熔解速度  $\frac{W}{A}$  が減少して行くことと云ふことを述べたが此の事實も羽口比及び爐高の關係によりて良く説明することが出来る、即ち (i) 一般に鎔銑爐操業に於ては、爐腹直徑に對する爐高増加の割合が前掲の數字よりも遙かに大きい、(ii) 又一般に爐の大小に關せず羽口比を一定に取り而も羽口比は前表(第十二表)に比して甚だ小さい。此の (1) 及び (2) の惡影響は装入原料の大きさと共に増大し、大爐の場合空氣の分布集中の條件を悪くし、熔解速度を減少するに至つたものと考へられる。尙ほ此の問題は第三章にて再び論究する事とする。

### 第十節 入羽口面積

一、第五節以下の實驗及び公式に於て總て羽口面積と言つたのは出羽口面積即ち羽口より爐内に開く Outlet 面積であつて一般に高爐作業に於て言ふ所の羽口面積と同様である、然るに從來本邦は勿論歐米に於ても鎔銑爐操業に於て羽口面積と言ふと一般に入羽口面積即ち風函より、羽口に入る Inlet 面積を言つて居る、高爐の場合一般に羽口の全長に亘つて略ぼ同一面積であるから差支えないが鎔銑爐の場合 Inlet 面積は Outlet 面積に比して小さく取るのが普通で而も極端な差のあるものが多いので注意を要する、扱て第五節以下の實驗に於ては常に出羽口比と共に入羽口比を掲げてあるが著者の實驗及び理論の範圍に於ては操業上に影響するものは出羽口比  $\frac{A}{a}$  であつて入羽口比  $\frac{A}{a_1}$  に就いては餘り明らかな關係を見出すことが出来なかつた、又歐米の操業を見ても、入羽口比  $\frac{A}{a_1}$  に關して數字的或は理論的に取扱つた適當なる關係式を見出すことは出来ぬ、然し  $\frac{A}{a_1}$  の状態も操業上 neglect することの出来ぬ状態であつて、自分の場合に於ける、羽口比  $\frac{A}{a}$  に關して考へて來た關係も嚴密に言ふと入羽口比  $\frac{A}{a_1}$  が適當なる範圍にある時にのみ適當したことである、兎に角出羽口面積に比して入羽口面積を小さく取ると言ふことは先づ入羽口面積によつて送風量を制限し出羽口面積を大きくして羽口先端に於ける Nozzle action を減じ空氣流を靜かに爐内に分布させやうとするに在るに違いないのである、故にある程度までの  $a$  と  $a_1$  との差は寧ろ望ましい事である、又同様の理由で特に多量の送風量を要し又充分なる爐内空氣の浸入を望む場合は  $a$  と  $a_1$  との差を餘り大きくするこ

とは出来ぬとは高爐操業に於ても明かである、而して當所操業の經驗によれば、入羽口面積が出羽口面積の65%乃至75%、平均70%にあるとき良好なる結果が得られた、歐米の Practice を見ると其の割合は區々であるが、略ぼ當所と同様の割合にあるとき良好なる結果が得られて居る。

即ち

$$a_1 = 0.7a$$

$$\therefore \frac{A}{a_1} = \frac{A}{0.7a} = 1.43 \frac{A}{a} \dots \dots (VI)$$

上式及び第十三表より  $\frac{A}{a_1}$  を求むると次の如くなる。

第 十 四 表

爐腹直徑(吋)	出羽口比 $\frac{A}{a}$	入羽口比 $\frac{A}{a_1}$
24	5.0 以上	7.5 以上
36	6.0	8.4
48	6.5	9.1
60	7.0	9.8
72	7.5 以下	10.5 以下

二、入羽口比  $\frac{A}{a_1}$  に對する他の方面よりの考査 以上  $\frac{A}{a_1}$  に對する結果を理論的、數字的に證明すべき方法が無い、唯だ以下に述ぶる考へ方は幾分の眞理を有するものと考へる、今鑄鐵爐操業に於て高爐のシャフト内を燃焼帶、熔解帶、加炭帶等と大別するとき、各部分を降下する装入物が一樣に連續的に各部分に於て夫々の作用を終えて降下するとき、熔解が最も Uniform & continuous で有るべきである、而して爐のシャフト内に於ける之れ等の作用は凡て高熱の上昇瓦斯に依つて行はるるものであるから、各部分を通過する高熱瓦斯の速度が一樣であることが連續操業を行ふに最も必要であることは何等疑ひのない事である、而して J.E. Johnson 氏は爐の各 Different zone に於ける瓦斯速度を一樣にすると言ふ考へから高爐の各部に相當する爐の直徑を計算して居るが夫々の比例は實際の良好なる爐の構造とよく一致する(Principle Operation & Products of the Blast Furnace) 鑄鐵爐の場合にも之れと全く同一のことが考へられる譯で Buzek 氏は羽口内を流れる冷送風の速度と爐内最高溫度なる燃焼帶に於ける高熱瓦斯との速度が同一である様に設計するのが空氣の Uniform flow に對して必要であると言つて居るが最も無理のない所と思はれる、(Lehrbuch der Stahl und Eisen Giesserei)。故に此の Buzek 氏の考へに従つて入羽口面積を求むることが出来る、扱て第一章公式(I)に於て考へたる所により、羽口より流れ込む冷送風の速度と爐内燃焼瓦斯の速度との間には次の關係がある。

$$v = Vt \frac{Ae}{a} \frac{(1+\alpha t')}{(1+\alpha t)} \dots \dots \text{公式 I (d) 式より}$$

$v$  は羽口に於ける送風速度、 $Vt$  は爐内上昇瓦斯の平均速度、 $Ae$  は操業中の爐腹面積に於ける空隙、 $a$  は出羽口面積、 $t, t'$  は夫々羽口及び爐内平均溫度

今上式より出羽口 Inlet velocity を  $v_1$ 、羽口 Inlet 面積を  $a_1$ 、爐内最高溫度(燃焼帶の)を  $t_1$ 、此の時の瓦斯速度を  $Vt_1$  とすれば

$$v_1 = Vt_1 \frac{Ae}{a_1} \frac{(1+\alpha t_1')}{(H+\alpha t_1)} \dots (a)$$

又  $V_1 = Vt_1$  なる爲めには

$$\frac{Ae}{a} = \frac{(1+\alpha t_1')}{(1+\alpha t_1'')} \dots (b)$$

爐内に於ける温度の測定は極めて困難であるが S. J. Belden 氏の實驗によれば 1550°C(2800°F)~1600°C(2900°F), (Bulletin 54 United State Bureau of Mines) 又 Buzek 氏によれば 1450~1650°C である、又 G. K. Elliot 氏、Dr. Moldenke に依れば爐内温度は 2200°C に上ると云ふ。然し高爐操業に於ても一般に燃焼帯に於て、1650°C 乃至 1750°C とは言はれて居るし、又爐内装入物よりも常に高温度に曝される爐壁煉瓦でさえも、 Seger No. 32~33 のもので熱に堪へて居るのであるから Dr. Moldenke の説は稍々極端であると思はれる、兎に角、之等の温度は爐の操業状態によつて大いに異なるのであるが普通、 Molten metal の温度は 1300°C から 1500°C であるから爐内温度は 1450°C から 1650°C の間にあると思はれる、又羽口及び風函中の送風温度を實驗により 32°C とすれば

$$(b) \text{ 式より } \frac{Ae}{a_1} = \frac{273 + (1450 \sim 1650)}{273 + 32} = 5.1 \sim 6.3 \dots (c)$$

Johnson 氏は高爐の場合、爐内に於ける空隙を Melting zone に於て 33% に取つて居る、又俵博士は本邦に於ける高爐設計に際して

骸炭の間隙を 70%、鐵石の間隙を 50~55%

と取つて居られ兩者の間に甚だしい差がある。當所鑄鉄爐操業の實際より、爐内間隙を計算するに次の如し、當所に於ける鑄鉄爐用骸炭の重量は

24~28 封度/立方呎、或は 448~384 オンス/立方呎、平均 410 オンス/立方呎である。

又本邦に於ける高爐用骸炭の見掛比重、眞比重、氣孔率及び實體率は次の如し。

(栗原鑑司博士、石炭の研究其六、工業化學雜誌、第二十五編、第八より)。

見掛比重	眞比重	氣孔率	實體率
0.881~1.273	1.680~2.193	35.35~53.53	50~64.65
平均 1.07	1.96	44	67.3

鑄鉄爐の場合に於ては高爐の場合と同様の dense な骸炭を要するのであるから假りに平均値を取るとして、

$$\text{骸炭の空隙は } \frac{1.07 - 0.41}{1.07} = 62\% \text{ (骸炭の氣孔率を含まず)}$$

然し實際操業に於て空氣は骸炭の氣孔に沿ふて幾分内部まで入り得るものなる故、骸炭に對する空隙は俵博士の如く、65~70% と取ることが出来る。又 Cast iron の比重を 7.3 として鉄鐵及び屑金に對する間隙を求むると 第十五表 の如くなる。

第十五表

地金種類	バケツ一杯の重量(12立方呎)	オンス/立方呎	各種地金の空隙
銑鐵ナマコ型三ツ折重量	2400 封度	5200	56%
盤板類 (12" X 12" X 3")	2500	3360	54

Machine scrap	1680	2240	69%
網金及び薄物屑	1320	1760	76%
特に小なる scrap (5' x 5' x 4' 以下)	1800	2400	67%

一般に使用爐の大小によつて使用する Scrap の大小に大なる差がある、當所の一噸爐に於ては普通

銑 鐵	30%	} を装入する故其の空隙は67%
Machine scrap.	35%	
薄物屑	35%	

五噸乃至十噸爐に於ては

銑 鐵	30%	} を装入する故其の空隙 62%
盤 板	35%	
Machine scrap.	35%	

故に地金對該炭 10:1 の操業に於ては一般に其の空隙を 65% 前後に取るのが適當である。然るに又操業中の爐の燃燒帶に於ては装入物に依つて壓力加はり、又該炭の塊りは燃燒に依つて小さくなり Slag 及び熔融地金の降下によつて爐内の間隙を減じて居る。故に其の間隙を減じて見れば大過なかるべし。従つて  $A_e = 0.585A$ .

$$\therefore C \text{ 式より } \frac{A}{a_1} = \frac{5.1 \sim 6.3}{0.585} = 8.5 \sim 10.5$$

即ち爐腹面積と入羽口面積との比  $\frac{A}{a_1}$  が 8.5~10.5 なる時、羽口よりの送風及び熔帶に於ける燃燒瓦斯が同一速度にて爐内を通過し Uniform working が行はれるものと認めらる、又眞の場合高温度熔解に對しては羽口比  $\frac{A}{a_1}$  は大なる値を取るべきであることも解る、又第十三表の結果は小爐の場合尙ほ一層大なる値を取るべきで其の他の場合に於ては、凡て良く一致し著者の經驗による結果を裏書きするものと考へらる。

### 第十一節 羽口面積より見たる各國の特徴及び缺點

一、羽口面積に關する各國標準の相違 羽口に就て考ふべきことは尙ほ此の外に澤山ある、羽口の數、羽口の位置、羽口の形狀等は夫で以下に順を逐ふて考ふことにする、然し第三節以下第十二節に遍つて考へて來たことに依り、羽口面積の決定に必要な事項は大抵一通り考へられたと思ふ。今以上の結果を歐米に於ける實際操業と比較して見ると可成著しい差を見出すのである、夫れは前にも述べた様に、(i)羽口面積と銑鉄爐操業との關係に就て從來全く一定したる見解を缺いて居た事、(ii)又實際不適當と思はれる羽口面積をなして居ても、その他の状態の加減或は充分 excess なる該炭の使用等に依つて其の缺點が明瞭でない場合が多い事、(iii) 而も、銑鉄爐操業なるものを重大視して居らなかつた結果は其の缺點を摘出するまでに進んで居らなかつたからである、従つて全然相反する操業をなしてお互ひに自分のものが最上であると考へて居る様な場合も少く無い様である、然しよく注意して見ると一國或は一地方に於て幾らか其の傾向を一にして居るのが認めらる。

(1) 先づ米國に於ける從來の傾向を見ると W. J. Keep. R. C. Hogdem. Dr. Rechard Moldenke.

Bradly Stoughton の諸氏は入羽口面積  $a_1$  を爐腹面積  $A$  の  $\frac{1}{4}$  に保つ様にせよと言ひ、T. W. Aitken 氏は之れも  $\frac{1}{5}$  にするのが最も好いと言つて居る。之れは自分の求めた諸關係式の結果たる

$$\frac{A}{a} = 5.5 \sim 7.5 \quad \frac{A}{a_1} = 8.5 \sim 10.5$$

とは可成大なる差がある、然し最近の傾向は次第に羽口比が大きくなり、一方の權威である、Y. A. Dyer 氏は (Iron Age, 1921年) 入羽口比  $\frac{A}{a_1} = 5 \sim 8$  が適當で、小なる數字は以下の 42" 以下の小爐に、大なる數字は 80" 以上の大爐に取ると云ふ、此の大爐の場合に小爐の場合よりも羽口比  $\frac{A}{a_1}$  を大きく取ると云ふ考へは自分の考へと良く一致する、然し自分の場合とは尙ほ其の大きさに大分差がある、殊に氏は出羽口比  $\frac{A}{a}$  と 爐内空氣の浸入との關係に就いては全く考へて居らない様である。

(2) 英國に於ては歴史の古いだけ色々變つたものがあるが、近來は大體に於て米國の場合よりも羽口比  $\frac{A}{a_1}$  を大きく取つて居る、Robert Buckanann 氏は羽口比  $\frac{A}{a_1}$  の 9 なる時、最良であると思つて居るが、實際の場合には羽口比  $\frac{A}{a_1}$  の 6.0 までは立派な成績を擧げて居る。然し、6.0 以下にすることは何うしても出来ぬと言ふて居る、氏の場合には爐腹面積の大小に就いては少しも述べて居らぬが、之れを考へに入れると稍と説明がつく。又、T. J. Cook 氏 (Birmingham England) は英國に於ける一方の權威であるが多年の經驗により、

柔らかい鑄物には	羽口比 $\frac{A}{a_1}$ を 8.0	一般機械類の鑄物には	羽口比 $\frac{A}{a_1}$ を 9.0
Cylinder 類の鑄物には	" 11.0		

に取ると言つて居るが、其の範圍は全然自分の結果と一致する。又此の場合 Cylinder 類の鑄物の如く Steel plate の使用多きものに特に羽口比を大きく取るのは後に述べる理由で大いに議論のあることと有るが兎に角高溫度熔解を要するものに、羽口比を大きく取つて居るのは自分の實驗及び理論を裏書して居る。

(3) 又獨逸の操業を見るに、羽口比は 4.3 から 34.0 までであるが、一般に羽口比 9 乃至 16.0 なる時 Best result で湯の沸きが最も良い、(Irresberger 氏 Handbuch der Stahl und Eisen Giesserei) 即ち自分の場合よりも尙ほ一層大なる羽口比を有し米國の操業とは可成大なる差がある。

二、羽口比に關する各國操業の特徴及び缺點批判 以上の場合を第二節以下の實驗結果に依つて考へて見る。

(1) 米國の操業に就き連續羽口の得失、米國の Practice は當所實驗結果には勿論他國の操業と比較して、羽口面積が甚だしく大きい、又、米國の Practice は一般に低壓送風であるから 公式 (II) (III) 及び (IV) によつて考へて見ると、送風の爐内浸入は不充分で  $L_1$  及び  $L_2$  は共に、爐壁附近に生じ徒らに、 $L_{II}$  の高さのみを増し、甚だしい凹狀の熔帶を生ずるものと考へらる、殊に米國に於ては鑄造品の約 60% 迄が直徑 36 吋乃至 60 吋の比較的大なる爐によつて製作されて居ると言ふのであるから總ての場合に對して、羽口比を 4.0 以下に保つと言ふことは全く不合理で、斯る状態に於ては到底熱の集中は望まれず高溫度熔解に不適當である、而して此の高溫度熔解と云ふことは自分の經驗

上最も主張したい點で假令、幾分の骸炭を犠牲にしても出来るだけ高温度熔解を行ひ地金の精煉と製品の優良とを期したいのである、殊に羽口面積其の他の割合を適當にすれば骸炭量を減じて尙ほ高温度熔解を行ふことが出来るのである、獨逸の一例に依れば毎回装入骸炭を地金に對して9.4%又當所に於ては普通8.5~9.5%で充分高温度熔解が行はれる、唯だ米國操業の特徴として主張されて居るのは羽口面積  $a_1$  を大きく取り多量の空氣を低い風壓で送り込み、骸炭の完全燃焼を行はせ以て多量の熱量を發生し骸炭を節約しやうとするのである、殊に W. J. Keep氏、Dr. Recharad Moldenke. Y. A. Dyer氏其の他が薦めて居るのは所謂連續羽口 (Continuous tuyer) で羽口出口  $a$  を出来るだけ幅廣くし、爐壁の強さを痛めざる範圍に於て爐壁の周圍に切り廻し以て空氣を分布し骸炭完全燃焼の目的を達せしめ様とするのである。一應尤もであるが、骸炭の完全燃焼は非常なる過剰空氣と相當低い温度が無ければ行はれない事如何に羽口面積  $a$  を大きく取つても空氣は爐内上昇中結局一時は大部分のCO瓦斯となるものである。(第三節 Belden 氏實驗、第三章爐高の研究参照)。

又此の變化によつて還元焰が出来なければ地金は酸化されて仕舞ひ、到底流れの良い湯を得ることは出来ぬ。して見れば、當然起るべき變化は爐内適當の位置に於て早く行はせるのが熱集中及び熱利用より見て必要なことであらう。又、第四節、第五節の實驗に於て羽口比  $\frac{A}{a}$  が 5.5乃至7.5或は  $\frac{A}{a_1}$  が 8乃至10.5なる場合空氣は羽口縁より左右10吋前後に一様に分布されて居る、故に熱分布に對して必ずしも連續羽口にする必要はない。要するに實際の熔解に對して最も必要なのは全熱量よりも熱の集中及び分布であつて、米國式操業に於ては高温度熔解は勿論燃料の節約も望まれない、自分の經驗によると、當所 No. 1. 十噸爐に於て出羽口面積、659 $\square$  或は  $\frac{A}{a} = 3.74$  なるとき高温度熔解に對して送風壓16オンス、毎回の骸炭装入割合、15%を要し而も充分目的を達し得なかつたが、羽口比  $\frac{A}{a}$  を 6.84 とし、送風壓9オンス、骸炭装入10%なるとき、完全に目的を達することが出来た。尤も入羽口比  $\frac{A}{a_1}$  を 4.0 以下と云ふのは多くの權威者の説にも拘らず米國に於ても、必ずしも一般の標準ではなく、最近 Foundry 誌上で J. W. Keep 氏に代つて質疑に答えて居る。H. E. Diller 氏は實用となる最小銻銑爐の寸法として次の數字を擧げて居る。

爐殼直徑	27"	羽口比 $\frac{A}{a}$ は 9.0 $\tau$ 每時爐解能力は 1/42~1噸と云ふ
爐の内壁の直徑	18"に對して	
爐の全高	12' 但し、2乃至3呎低くてもよい	

又、以上の方法は銻銑爐製作に於て多年の研究より得たる結果なりと云ふが、自分の實驗と大體の一致を見る。

(2) 獨逸に於ける操業、獨逸の操業に對しては米國の場合と全く反對のと言はれる。Irresberger 氏に依ると、羽口比  $\frac{A}{a_1}$  は 9.0乃至 16.0なる場合最もよい結果を得て居るが、羽口に關する諸關係式より考へて見ると、爐高及び送風壓一定なるとき明らかに空氣の爐内浸入は過剰になり、爐の内部に於て、地金の酸化を來す恐れがある、然し獨逸の操業は一般に爐の直徑と共に爐高が非常に高くな



り、又送風壓を増加して稍々高爐に似た操業法が行はれる。(第十八表参照)。

第十八表 獨逸式鑄鉄爐構造

爐腹の直徑		爐の有効高さ		送風壓		爐の有効高さ / 直徑爐腹
吋	吋	吋	呎	耗(水柱)	Oz/口"	
500	19.7	2,700	8.5	250	5.7	5.4
600	23.6	3,500	11.5	400	9.1	5.8
700	27.5	4,000	13.1	550	12.5	5.7
800	31.5	4,500	14.7	600	13.6	5.6
900	35.4	5,000	16.4	650	14.8	5.55
1000	39.4	5,500	18.0	750	17.0	5.5
1100	43.3	6,000	19.6	800	18.2	5.45

水柱 100mm ≙ 22.75 オンス/口"

Osann 氏 Handbuch der Stahl und Eisen Giesserei より

爐腹直徑の増加と共に爐高及び送風壓の増加するを見る可し

故に、P と H との関係が適當に保たれるれば爐の中心に於ける過剰送風は避けられるから、以上の羽口比を以て、高温度熔解作業も出來、又毎時の熔解能力も増加し得て經濟である(公式 I)。

唯だ一旦羽口比と爐の高さ送風壓等の関係が適當で無くなると、骸炭使用量に不經濟を生じたり、内部に於ける地金の酸化、爐壁に於ける柵等々操業上の不便を生ずること多いに違いない、夫れよりも自分が將來鑄鉄爐の進むべき方向として獨逸式の操業法を採用するのに、躊躇する最大原因は、之れ等爐高羽口比及び送風壓が地金に及ぼす影響である。

緒言に於ても一寸述べた様に、今後の鑄鉄爐は單なる Remelting Furnace としての燃料經濟の外に爐内に於ける完全なる脱硫及び脱酸作業、並びに内燃機類の高級鑄物の鑄造等是非果さねばならぬ多くの使命がある、此の内最後のもの即ち所謂 Semi-Steel の製造に際して特に注意を要するのは、爐の有効高さ、羽口面積、送風壓等が地金の性質に及ぼす力強い影響である。今茲に Semi-Steel と言ふのは鉄鐵に對して 30% 乃至 60% の鋼を使用する場合で著者は以上の如き配合にて試験棒の鑄込み大きさ、直徑 3/4 吋、長さ 12 吋なるとき、常に 45,000 封度/口" 以上の抗張力と試験棒の鑄込み大き 11/4" × 1/4" × 14" なるとき、之れを、1 吋角に仕上げて 12 吋の Span にて常に 4000 封度以上の Bending load に堪へて居る、又此の Semi-Steel に就ては、種々複雑なる問題を生じて居り、殊に此の Semi-Steel を通じて見たる、黒鉛析出の形狀に就ては從來行はれたる學者の考へと一致出來ぬ點もあるから、後に改めて論究する。(第四章 Semi-Steel の研究)。

兎に角鑄鐵に鋼を加ふる目的は之によつて硅素量を減ずると共に全炭素の量を減じやうとするのであつて、全炭素量が或る limit 以下になると他の原素との関係が適當であるとき、良く地金中に imbed したる細かい黒鉛(渦狀黒鉛)の分離と Pearlite 組織とを得。Strength と Toughness 或は Heat Abrasion に對する抵抗を非常に増加することが出来るのである。

然るに此の場合、鑄鉄爐内に於ける加炭作用は容易に鋼を加炭する故、全炭素量を或る limit 以下

に保つと言ふ操作に困難を感じしむるが如き場合を生ず。第三章、爐高の研究は主として爐内に於ける熱化學變化に關する問題を取扱かつたのであるが、同章に於て、銻銑爐シャフト内に於ける作用は一般に高爐の場合と同様で唯だ其の程度を異にするばかりであること、又銻銑爐の高さが高くなり、羽口面積が小さくなるに従つて高爐式の作用が多くなることを述べて居る。其の一つは加炭作用であつて、著者は銻銑爐操業上の經驗及び實驗研究により爐高高きもの又は羽口比の大なるものは爐内の加炭作用を増加して Semi-Steel の鑄造に不利なることを認めた。前述 F. T. Cook 氏が Cylinder 類の鑄造の如き鋼板の使用多きものに對して特に羽口比を大きく取つて居るのに賛成出来ぬと述べた理由も此の加炭作用の過剰になるのを恐れたからである。兎に角、羽口比  $\frac{A}{a_1}$  が 16.0 にも及ぶと云ふのは稍々極端であつて、現今獨乙が一般に銻銑爐による Semi-Steel casting に觸れて居らぬのも一半は此の羽口比及び爐高の大きいことに原因して居ると思はれる、結局、使用爐の大小、製品の種類によつて幾分變化するが、凡て次の場合が適當であると信ずる。

$$\text{羽口比は } \frac{A}{a} = 5.0 \sim 7.5 \qquad \frac{A}{a_1} = 7.5 \sim 10.5 \text{ なる時}$$

## 第十二節 羽口列に關する研究

一段羽口と二段或は數段の羽口との優劣の問題も從來屢々論ぜられて來たことであるが理論として一段羽口の方が適當であると言ふことに就ては一般に疑ひの無い様である。Y. A. Dyer 氏の如きは二段羽口は單に適當なる熔帶を亂すのに役立つのみであると言つて二段以上の羽口を全然問題にして居らぬ。實際爐壁浸蝕の状態を観察すると一段羽口の場合は爐腹の全周に亘つて其の状態は一樣になつて居るが二段羽口のものはどうしても不規則になるのを免がれぬ。然るに此の浸蝕の位置の適當で有ると言ふことは操業上重大なることである。

第四節以下に於て屢々論じたるが如く、爐内各部分に於ける瓦斯燃焼の有様は丁度 Bunsen Burner を逆にしたるが如き状態で羽口よりの送風は瓦斯化して爐内を上る内酸化焰還元焰より炭素沈澱に至る焰の性質及び熱量の變化をなす、此の焰の孰れかの部分に地金の熔解に最も適したる瓦斯及び熱の状態があり、之れ等の點を結び付けたる場所が爐の熔帶であつて之れが一樣の高さに分布されて居ることは確かに操業上必要なることである。(第十三節、熔帶の研究及び第八節吟味参照)。

故に一段羽口は此の目的に對して二段羽口に優つて居ると言ふことが出来る。

此の外に一段羽口の利益として、(i) 熔帶を下げる事が出来るので爐の有効高さを有効に用ひられること、(ii) 床積骸炭量を減ずることが出来ること等は最も明らかな事實である。又高爐操業に於ても一般に一段羽口が行はれて居るのを見ても敢て二段にする必要はない様である。然し外國でも二段羽口を一段にして結果が悪かつたと言ふことも屢々聞くし、又本邦某所(佐世保)海軍工廠でも二段羽口を一段にして結果悪く再び二段にしたと言ふことも聞いて居る。扱て當所は 1 噸爐を除く外全部二段羽口で有つたが幸ひ、全く同一構造と寸法とを有する 3 噸爐 2 基 (No. 3 & No. 5) を有して居たので其の内 1 基 (No. 5) を一段羽口に改造し比較研究した。其の主なる寸法は第一章第四表に示す

が如し。又其の羽口寸法の大略は次の如し。

爐の名稱	羽口數	出羽口比 $\frac{A}{a}$	入羽口比 $\frac{A}{a_1}$
No. 5(一段羽口)	4	6.80	8.9
No. 3(二段羽口)	$\left\{ \begin{array}{l} \text{上} \\ \text{下} \end{array} \right. \begin{array}{l} 2 \\ 4 \end{array}$	6.10	8.9

No. 5 と No. 3 との出羽口比を變へたのは、之れにより、一つには、公式 II, III 及び IV に對する實驗を行ふ爲めと、二つには羽口を一段にする結果裝入物高さを増す故、常に之れと反對に働く羽口比を増加して、No. 3 と同一條件を保たしめ様としたのである。

實驗の結果 以上の状態に於て現在(大正十三年三月)まで約 80 回の操業を行ひ比較研究の結果兩者に於て可也著しい操業上の變化が認められた。

(1)床積骸炭使用量 羽口を一段にしたる結果、床積骸炭消費量を少しく減ずる。

No. 3 (二段羽口) 床積骸炭量 平均900封度 No. 5 (一段羽口)床積骸炭量 平均700封度

又操業休止後殘留床積骸炭中より再び Recover 出来る。

大塊の骸炭は No. 3 平均 400封度 No. 5 平均 350封度にして

一操業に於て、一段羽口は床積骸炭使用約 150 封度を減ずることが出来る。

(2)地金の熔融溫度 共に充分高溫度熔解の目的を達することが出来、兩者の場合出銑溫度に差ありとは認め難い。此の事實は熔帶の決定(第十三節)に對して極めて重大なることである。元來一段羽口の場合は羽口前面で熱をよく集中出来るから湯溜りによく熱が利く、故に、若し地金の過熱が湯溜り中に於てのみ行はれるものならば、凡ての場合一段羽口の方が高溫度でなければならぬ。然し實際の地金の過熱には湯溜り中の状態ばかりでなく、地金が熔融してより湯溜りに下る迄の途中に於ける過熱状態が重大なることが解る。

(3)熔融状態 共に酸化物を含まざる流れよき湯を得、兩者に於て湯の生命に差を認めず此の事實も亦重大なることで熔帶の研究(第十三節)に於て再び考へるが、一般の考へに従へば、二段羽口のものは燃焼帶を二度作る様になるので熔融して降下する地金の酸化程度は多かるべき筈である。然し實際は熔融状態にある銑鐵は其の内に含まれたる Si, Mn. 或は C, S 等の Bessemarisation によりて酸度との作用を防がれ地金自身の酸化はそれ程著しくないものである。然し二段羽口の場合の方が同一 Slag composition に於て硅素、滿俺の loss は稍々多いのは事實である。

	Si. loss.	Mn. loss.		Si. loss.	Mn. loss.
No. 5.	0.3~0.45	35%~15%	No. 3.	0.35~0.45	35%~20%

又 Slag の分析より見ても、No. 3 の方が Sulphate の量が多い、即ち二段羽口の方が酸化性の多いことは否むことは出来ぬ。然し孰れにしても、兩者の場合に於て Slag 中の FeO の量は、僅かに保つことが出来るから、酸化物は地金中より充分取り去りて地金の熔融状態は適當に保つことが出来る。尙ほ Slag の状態に就て論ずる(第二十表)。

第二十表 銻鉄爐 Slag

	No. 3 (二段羽口)		No. 5 (一段羽口)	
SiO <sub>2</sub>	41.76	41.54	41.46	43.04
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	11.92	7.61	14.31	12.71
CaO	32.73	40.35	32.80	34.33
MgO	2.28	0.39	1.15	1.51
MnO	3.40	2.99	2.87	2.60
FeO	4.24	2.75	3.24	3.09
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1.71	2.07	1.51	2.75
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	0.03	0.02	0.10	0.03
SO <sub>3</sub>	0.687	0.54	0.32	0.27
S	0.17	0.36	0.28	0.39
K <sub>2</sub> O+Na <sub>2</sub> O	1.35	1.23	0.55	1.02

一段羽口の場合は、Slag formation が羽口の直ぐ上部に於て行はれるので、羽口に於ける Slag は二段羽口の場合に比して、色稍々黒く又堅くして流れが悪い、従つて羽口穴に附着して操業上の不便を増す、然し一旦湯溜りに下りたるものは流れもよくなり色も白くなる、即ち一段羽口の場合は湯溜り中に於て熱が充分利くことが認められる。

兎に角此の事實も注意すべきことで、一段羽口の場合は Slag は湯溜り中に下りて、初めて Slag としての能力を發揮し降下地金との接觸も、地金が湯溜りの中の Slag 層を通過する時に行はれるが、二段羽口の場合は、地金は降下の途中に於て Slag と混合し轉げ落ちつゝ作用する故、Slag の硫黄、及び FeO の吸収幾分多し、此得失に就いては俄かに論ずることは出来ぬが、高爐操業に於ても可成考ふべき問題であると信ずる。

(4) Flue gas の状態 瓦斯の成分は分析装置がないので分析出来ない。然し flue 中の瓦斯は CO<sub>2</sub> に燃える時、特徴ある焰を上げて燃える故、大抵誤りなく推察することが出来る、之れによると、一段羽口の方が確かに CO<sub>2</sub> に rich であると言はれる、此の事實は(3)の事實と一致し、爐高の増加羽口比の増加にも依るのであるが、爐内及び Hearth 中の高温度と相俟つて、一段羽口の場合、爐内に於ける加炭作用を増加する。

No. 3の場合 装入に加へられたる鋼板の加炭は 2.3乃至2.6 と取るとき良く計算と一致するが、No. 5 (一段羽口)の場合は、2.5より2.9となつて居る(第三章研究)。

(5) 熔解能力 二段羽口のものゝは燃焼帶を二度作る様になつて居るので燃熱帶の幅を増し、従つて幾分噸當り、送風量を増加して居る。然し熔解能力は寧ろ劣り、公式(I)に適應すると寧ろ No. 5の方が能率がよい(第五表)。

即ち No.3は 1 英噸當り送風量 500立方呎/分  
熔解能力/時 3.1噸

No.5 は 1 英噸當り送風量平均 490立方呎/分  
熔解能力/時 3.3噸

此の事實は又最も注意すべきとは地金の熔解は燃焼帶の最高部に相當する熔帶に於て行はれるもの

なる故、燃焼帶の幅の増加は地金の過熱には最も大切であるが熔解能力を増加するものでないことが解る。然し又二段羽口のもの Proper distribution 以上の送風をなして多量の骸炭を燃やすことが出来る。故に骸炭裝入量と送風とを増加する時は多量の熱量を發生し熔解帶の温度を高め、急速操業を行ふことが出来る。例へば No. 3. 總骸炭使用量、13.5 %、送風壓 12 オンスなる時熔解能力は40噸となる、然し、No. 5 の場合、多量の送風をなすこと、中心に於て送風過剰となり、地金の酸化を起す即ち此の點も大いに注意すべき點で、二段羽口に於ては、操業變化の範圍が廣いが一段羽口に於ては操業變化の範圍が狭い、前述の一段羽口にして結果が悪いと言ふのも此の適當なる操業の範圍を見出し得ぬことに起因すること多しと思はれる。

(6) 裝入骸炭使用量と骸炭の性質 骸炭の性質は可成明らかに影響される、當所に於ては porous な香燒骸炭(ビーハイブ)と dense な若松骸炭(ソルバー式)とを共用して居るが若松骸炭のみ、或は若松と香燒とを半々に使用する場合は兩者に於て少しも骸炭使用量に差を見出さず共に、裝入骸炭比 95/1000 である。然し香燒のみを用ふる場合は、二段羽口に於ては 95/1000 の割合にては幾分不足を感じるが、一段羽口に於ては極めて具合よく行はれる、此の事實も(5)の原因によるもので二段羽口は燃焼帶を増加するためなり、即ち、骸炭 porous なる場合は一段羽口の方が有利である。

(7) 爐の生命 以上大體に於て一段羽口の方が總ての點に於て有利なる如く見える、然し自分は、爐内に於ける加炭作用を恐れ 30 %以上の鋼板を加ふる場合は好んで二段羽口の爐を用ひ、質密なる骸炭で操業して居る。尙ほ茲に最も注意を要する點がある。夫れは爐の Life に就いてである。No. 3. (二段羽口)は現在まで 150 回の使用にして煉瓦の浸蝕甚だしからず又日々の小補修も容易である。然るに一段羽口の場合は Melting zone が一樣に生じ一局部的の浸蝕最も甚だしい爲め、却つて日々の修理に際して煉瓦保ち悪く、使用回数僅かに 36 回にて一部 Melting zone の煉瓦積換への止むなきに至り操業回数80回にて再び二段羽口となすに至つた。

(8) 結論 即ち理論及び實際より、一段羽口の有利なる場合が多い、然し思ひもよらぬ所に、故障を生ずるものなる故、爐の設計に際して最初より充分注意を要する。又鑄造品及び熔解地金一定なる時は一段羽口の方が Controlling 容易である、然し Semi-Steel casting に際しては、加炭作用を恐れ著者は好んで二段羽口を使用する。

#### 附 送風装置

一、羽口數 羽口數は爐の構造を弱めない程度に成る可く多くすると云ふのが從來一般の主張である。然し適當なる羽口面積が定まつて居る以上或る程度以上に羽口數を増加するとは出来ぬ、又適當なる羽口比に於ては、各羽口中心より左右 1 呎、或は各羽口縁より 6 吋以上 10 吋まで完全に空氣は分布されるものであるから、徒らに數多くの羽口を設ける必要のないことは連續羽口の不必要であと同様である。高爐の場合に於ても、從來は比較的小口径の羽口を數多く設けるのが良いとしたが近來は高い送風壓で急速操業をなす、米國式高爐に於てさへも、大なる口径の羽口を數少なく設けて良好な

る成績を擧げて居る。(H. A. Brassert: American Iron & Steel Institute, May 1914)。

故に爐の生命から言つても操業法の簡易なことから言つても、羽口數の多きを要しないと思ふ。

自分の経験では、爐腹周圍2呎毎に各1本宛、又 Bosh Furnace であれば羽口帶の周圍18吋毎に各1本宛の羽口があれば充分である。今羽口數を  $n$  とし、爐腹直徑を  $D$  (單位呎) とすれば

$$n = \frac{\pi D}{2} + a = 1.5D + a$$

$a$  は定數で小なる爐に對しては1、大なる爐に對しては2とす、上式から各爐に對する羽口數を求むると第十九表(1)の如くなる、又第十九表羽口數表(2)は Y. A. Dyer氏の recommend するものにして羽口數表(3)は Prof. W. Truck が recommend して居るものである。比較に便の爲め列記した。

第十九表

爐腹直徑(吋)	羽口數表(1)	羽口數表(2)	羽口數表(3)	爐腹直徑(吋)	羽口數表(1)	羽口數表(2)	羽口數表(3)
18	3	—	2	48	8	8	12
24	4	5	4	54	8	10	12
30	5	6	8	60	10	10	12
36	6	7	8	66	10	11	12
42	6	7	12	72	12	12	12

二、風函及び送風管の大きさ (a) 風函の大きさ 自分は風函の大きさ或は形狀に就て特に研究したことが無いので之れが爐の操業上に如何なる程度まで影響を與ふるか解らぬ、然し風函の主なる使命は、羽口よりの送風に對して Compressor reservoir としての働きであるから、羽口に於ける送風の pulsation を出来るだけ少なくし、又送風管よりの遠近に拘らず凡ての羽口から一樣の送風を行ひ得る様に相當の大きさを有しなければならぬ、(第七節吟味)、又爐よりの骸炭或は Slag 等が直接送風管に入らざる様に相當の設備を要する、普通、風函の大きさは入羽口面積の少なくとも三倍を要すと言つて居るが適當な數字と思はれる、當所の實例は第四表に示すが如く入羽口面積の1.9乃至2.82に過ぎない、故に一個の羽口を開いて掃除するとき、常に1オンス乃至1.5オンスの Pressure drop を生じて居る、故に今後の設計に際しては少くとも三倍以上の大きさは必要であると思つて居る。

(b) 送風管 送風管に就いても、自分は何等研究して居らぬ、然し送風管の羽口に於けるは入羽口の出羽口に於けると同様な關係にあるものと思はれる(第十節)、故に普通は羽口面積より送風管の面積を小さく取る方が送風は Low press で靜かに爐内に送り込まれるのに都合がよい、當所の實例は第四表に示すが如し。

No.	噸爐	送風管と入羽口面積との比	%
No.4	一 噸 爐		59%
No.3及No.5	三 噸 爐	" "	69.5%
No.6	五 噸 爐	" "	65%
No.1及No.2	十 噸 爐	" "	92%

即ち約70%で入羽口面積と出羽口面積との關係と略ぼ同様である、然し又同様な十噸爐の場合の如

く多量の送風を要し特に爐内浸入の長さの長きを要するものには送風管も比較的大きく取る方が適當であると信ずる、又歐米の實例も大體當所の場合と大差ない様である。

### 第十三節 熔帶の研究

一、熔解 過熱酸化と熔帶の位置 鎔鉄爐操業の第一の目的が地金の Remelting に在る以上熔解の行はれる熔帶の位置は最も重大なる問題の一つである、然るに地金の熔解は同時に必ずある程度の過熱を必要とするし又地金の熔解及び過熱作業は常に地金の酸化によつて妨げられる、即ち熔解過熱及び酸化なる問題は熔解作業の成不成を支配する、故に熔帶の位置決定に際して充分之れ等の性質を明らかにする必要がある、而して前節に述べたるが如く爐内各部分に於ける瓦斯燃焼の有様は丁度 Bunsen Burner を逆にしたるが如き状態で羽口よりの送風は瓦斯化して爐内を昇る内酸化焰より還元焰に至る焰の性質及び熱量の著しい變化をなす、此の焰の孰れかの部分に夫々地金の熔解及び過熱に最も適當なる點があり、又此の内熔解に最も都合のよい點を結び付けたる所が熔帶であるに違いない、扱て又前述の如く爐内浸蝕の最も甚だしい場所は爐内温度の最高なる場所であるとは疑ひないが、從來行はれたる考へに従ふと、此の最高温度の場所が爐の熔帶であつて、此の所に於て地金の熔解及び過熱が同時に行はれたる時が湯の沸きが最も良いと云ふ (Mr. Aitken, Dr. Moldenke, etc.)。然し第二節以下の實驗によれば爐壁浸蝕の最大點、即ち羽口上 8"~16" より  $L_H$  點までの間は爐の燃焼帶であつて、爐内温度は最高であるが瓦斯の酸化性最も強い、故に若し實際此の點に於て熔解が行はれるものとなれば地金は甚だしく酸化されて仕舞ふ、又地金の熔解は多量の熔解潜熱を要するものであるから若し地金が此の最高温度點まで下つて初めて melt するものとする、勿論熔解速度は最大であるが過熱に對する時間なく、却つて Cold metal を得るものである、故に著者の實驗及び理論に従へば地金の熔解と過熱とは同時に同一點に於て行はれるものではなく、地金は先づ燃焼帶に下る前に熔解を完成し、燃焼帶に於ては其の高熱と酸化性瓦斯とによりて過熱せらるるものである、茲が著者の實驗の最も重大なる點であつて、前説の論者 (Dr. Moldenke, Belden, Aitken氏等) は若し地金が燃焼帶以上、換言すれば、 $L_H$  點以上に於て熔解されるものとなれば、(i) 小粒となつて落下する Molten metal は此の酸化帶を通過するとき、尙ほ一層甚だしく酸化されるであらう。(ii) 又 Molten state になつて降下する地金は落下速度が早いので、此の最高温度點を通過するとき、充分 heat を吸収することが出來ず Cold metal を得るであらうとして反對して居る、一應尤もであるが次の事實を考ふれば容易にその誤りを説明し得る、即ち高温度に曝されたる solid 或は Semi-fluid, の鉄鐵は空氣或は酸化性瓦斯によつて容易に酸化されるものなることは疑ひのない所である、然し鉄鐵が一旦 Molten state となると大いに其の趣きを異にする。

(i) 即ち Molten state にある地金は  $CO$   $H_2$  或は  $N_2$  の如き還元性瓦斯を多く含んで居るので容易に酸化されぬ。(ii) 又轉爐操業は最も著しい例であるが、熔融鉄鐵は其の内に硅素、滿俺等を含んで居るので可成酷しい、送風或は酸化焰に曝されても Si, Mn. 或は S, C 等の Bessemerisation に依つ

て Fe 自身は少しも酸化を蒙らないのである。(iii) 又それのみならず此の Bessemerisation の現象は地金の過熱に大いに效あるもので経験ある Melter は必ず硅素、滿俺の含有多き地金の熔解に際して特に此の過熱の現象の著しいのを認めることと思ふ。

(iv) 又 Molten metal の落下は白熱骸炭 Slag 等爐内装入物に妨げられて左程早きものではなく、羽口覗き穴より觀察するとき、熔融地金の小粒が廻轉しつゝ一様に、Bessemerisation を受け又は Slag に覆はれて酸化物を除去され遂に充分過熱されて Hearth 中に落下する有様をよく觀察することが出来る。(V) 又前節、羽口列の研究に於て、二段羽口は燃燒帶を二度作る結果、燃燒帶の幅廣く地金の過熱は充分なれど熔帶に於ける熱集中少なく、熔解速度小なること。(vi) 又一段羽口は二段羽口に比して送風量少なけれど送風の分布集中良好なる爲め、熔帶に於ける熱集中行はれて熔解速度大なること等述べた。兎に角以上によりて、熔解と過熱とは同一點ではなく、燃燒帶は過熱として働き熔帶は燃燒帶の上部に存在することが察せられる。

二、熔帶の幅は狭し 然るに熔帶の Range は狭くして熔解の大部分は限られたる部分に於て行はるるものである、S. T. Felton 氏の論文は地金の熔解が  $L_H$  點の上部に於て完成せらるべきものだと云ふ點に於ては自分の考へと一致する(The Foundry, May 1. St. 1923)。然し氏は熔帶の高さは同一爐に於ても flexible. にして、骸炭使用量を増すと地金の熔解は爐内高き所にて行はれる様になる、故に比較的 excess 骸炭の使用により、熔融地金は高所より落下する故途中での過熱の時間長く、湯の沸きがよくないと説明して居る、實際比較的 excess の骸炭の使用によりて、湯の沸きがよくなるのは一般の場合事實である。然し之は熔帶の高さが高まりたる爲めではなくして骸炭が充分なる爲め羽口よりの送風量、送風速度に對して最も適當なる熔帶の高さを常に保つに都合が好いからであつて、實驗の結果熔帶の高さは同一操業状態に於ては常に同一であることが認められた。例へば (i) 當所 3 噸爐の爐壁浸蝕状態觀察に於て  $L_H = 18$  吋なる時、羽口上 24 吋の點までは熔解せる鐵の小粒が稍々多量に爐壁に附着したる儘で残つて居る、然し羽口上 30 吋の點では殆んど鐵の小粒を認めず、羽口上 32 吋に於て半ば熔融せる鐵片の附着を見る、即ち當所 3 噸爐の熔帶は燃燒帶の最高部  $L_H$  より 6 吋或は 18 吋乃至 24 吋の間にあることが考へられる。

又以上に對する例證は澤山ある。(ii) 當所 3 噸爐の普通操業に於ては、Bed coke Height 2'~6" 或は重量 900 封度なるとき、送風開始後 7 分で 1st Metal が Tap hole に現はれる。

然し Bed coke	800 封度	或は 2'-0"	なるとき	5分~4分
" "	1000 "	3'-0"		11分
" "	1100 "	3'-6"		16分
" "	1200 =	4'-0"		22分

を要する。

即ち Bed coke Height 僅か 18 吋の相違により、地金熔解の時間に 15 分の差を生ず、今若し Bed coke の増加によりて Melting zone も高まるものとすれば、熔融地金が僅かに 18 吋を降下するに 15 分



を要することとなり不合理である、然るに 3噸爐に於ては毎時平均、地金7000封度或は骸炭 800 封度を燃焼する故、100封度の骸炭の増加に對しては、約7分間を要することとなり、上例と稍と一致する、即ち同一操業状態に於ては熔帶の高さは略ぼ定まり Excess coke が相當燃焼して Bed coke が相當の高さに下る迄は地金の熔解は始まらざるものと考へらる。

(iii) 又 3噸爐の同一操業状態に於て、總熔解量共に12噸なる時 900 封度の Bed coke に對して最後に Bed coke 中より recover 出来る塊骸炭の量は450封度前後であるが Bed coke 量を 800封度乃至1,400 封度に變じて行ひたる實驗に於ても、共に450封度前後の Bed coke を残し、唯だ Bed coke 高きもの程、熔解速度遅れ又湯の沸きは良かつた、即ち同一操業状態に於ては、熔帶の高さは略ぼ一定し Excess coke は地金及び爐壁の豫熱に費され従つて湯の沸きが良くなるものと考へらる。

(iv) 又次に述べる現象は熔解作業に於て屢と認められる、今 Bed coke height 適當で送風壓適當なる時は湯の沸きもよく流れもよい、(1) 然し送風量が多すぎて Bed coke が下がると燃焼帶の上部に於ける  $\text{CO}_2 + \text{C} = 2\text{CO}$  なる Reducing action 不完全となり、熔帶に於ける Metal は酸化され Tap metal に稍と酸化物の film が現はれる様になる、然し此の程度に於ては Molten metal の温度は最大である、(2) 然し尙此の儘に放置すると、Bed coke Height は益々下がり燃焼帶の燃焼熱不足し従つて熔帶の熱不足するため地金の熔解は燃焼帶に下り地金の酸化は甚だしく湯の沸きも最も悪くなる、此の(2)の程度に至つたものは之れが恢復に餘分の骸炭を要し、又時には最後まで恢復に至らざる事あり、故に常に注意して(1)或は(2)の途中に於て之れが恢復に努むべきである、此の場合當所で行つて居る方法は(1)先づ送風量、従つて送風壓を減じて骸炭の excess 燃焼をさける、(2)又同時に装入物高さを下げて  $\frac{P}{H}$  の ratio によりて送風の分布集中を適當に保つ、(3) 然る後 Bed coke Height を補給するのである、普通その量は装入骸炭の一回分、或は Bed coke Height の高さ 6" を補給すれば充分で餘り多きを要しない、(4) 此の後装入物高さを平常にし送風壓も適當にすれば湯の沸きは再びよくなるものである。(5) 又此の骸炭の補給は Bed coke Height の補給であるから毎回の装入骸炭を少しづつ増加して行くのは損で必要量を一度に加へるのがよい、何となれば假ひ毎回の装入骸炭量が充分であつても Bed coke Height が補はれざる間は地金の酸化を防ぐことは出来ぬからである。

(V) 又 Bed coke が充分であつても送風量不足する時は地金は酸化される、假令ば Bed coke Height 其の他の條件一定であつても送風量、従つて送風壓不足するときは公式IVより  $L_H = 6.5 \frac{H \sqrt{D}}{\sqrt{P} \frac{A}{a}}$  に於て送風は徒らに爐壁に沿ふて上昇し燃焼帶は甚だしく凹面となる又燃焼帶に於ける熱集中不充分なる爲め従つて熔帶の熱量不足す、故に地金は熔帶に於て熔解を完成されず、固體のまま酸化帶に下り甚だしく酸化される様になる、故に送風不足の場合と、送風過量の場合とは共に地金は酸化され、一見孰れの場合か、見別け難いことがある、然し最初よりの操業経過によりて大體解るし、又送風不足の場合には送風増加によりて直ちに爐況順調となる、以上の事實より熔解は燃焼帶の上部に於て完成せらる

べきで此の爲めには、燃焼帶の熱量も充分でなければならぬが熔解帶に於ても熱量が充分でなければならぬ事が解る。

三、地金の種類により熔帶の位置は幾分異なる、従來の経験により Bed coke Height 充分なる時は同一條件にて白銑でも鼠銑でも等しく熔解出来るものである、然るに著者は操業中次の如き事實を體驗した嘗て3噸爐の操業に於て先づ Gray cast iron の熔解を行ひたるに Bed coke Height 下り Tapped metal は可成酸化されて仕舞つた、然るに此の場合 Bed Coke その他をその儘の状態で續いて白銑の熔解を行はねばならなかつた、元來白銑は鼠銑に比して一層酸化され易きものなる故 tap せらるべき白銑は定めし甚だしく酸化されて居るものと思つて居た、然るに案外にも Oxygen free の極めて流れよき湯を得た、此の事實よりして (i) 白銑は鼠銑に比して熔融點遙かに低き故、早く熔解作業が行はれ酸化帶に下らざる間に熔解を終へたるものに非ざるか、(ii) 従つて又白銑の場合は Bed Coke も低く熔帶の溫度も低くて差支へのないものに非らざるかと思はれた、著者は上の事實を確むる爲めに次の如き實驗を行つた、一噸爐に於て普通 Cast iron melting の場合よりも床積骸炭及び送風壓を稍々低くして、先づ約2噸の白銑の熔解を行ひ、續いて其の儘の状態にて約2噸の鼠銑の熔解を行ひ最後に再び約1噸半の白銑の熔解を行つた、其の結果第一の場合、白銑は Oxygen free の Hot metal を得られたるに、鼠銑の場合は溫度不充分で地金は幾分酸化されて居た、然るに第三の場合は再び湯の沸きがよくなつた。

四、結論 以上の實驗によりて(1) 熔帶は順調なる操業に於ては燃焼帶の最高部に存在し Oxygen free の Hot metal を得る爲めには熔解は凡て熔帶にて完成せられざる可らず、(2) 熔帶の幅は比較的狭いものである、故に(1)の條件を満足する爲めには出来るだけ一樣なる燃焼帶を作り、熔帶の溫度を充分高溫度に保つべきものである、(3) 地金の種類により熔帶の位置は幾分異なる、然し Bed coke Height を幾分 excess に保つて置く時は白銑たると鼠銑たるとを問はず凡て充分高溫度熔解を行ふことが出来る、尙ほ Bed coke Height は公式 IV に従ひ  $L_H$  の高さより 12" 上に保つのが適當である。(4) 最後に注意すべきは過熱に對する考へで高爐の場合、爐床高溫度なる事が地金の過熱に essential であるとして、湯溜りに熱を concentrate する様にして居る、勿論爐床の高溫度は地金の過熱に必要である、然し著者の實驗によれば地金が melt してから湯溜りに下る迄の間に於ける状態が尙ほ一層大切である、又銑銑爐の場合に於ても、湯溜りに熱を利かすと云ふ意味で羽口を下向にしたり、又羽口の割合を變じたりする、又之れに依つて湯の沸きが良くなることがある、然し之れを以て直ちに湯溜りに熱が利きたる爲めのみと考ふるのは當らぬ、以上の方法により送風の分布集中が良くなり、燃焼帶及び熔帶に多量の熱の集中が行はれたることが最も大なる原因である、實際凡ての操業に於て、羽口覗き穴より見て、羽口前面を降下する熔融地金が過熱されて居らぬ時 Tapped metal が高溫度であると云ふことは決してないし、又降下地金が高溫度なるときは必ず熔融状態良好である、故に特に爐床の高溫度を期すると云ふことは意味のないことで羽口前面に於ける熱或は送風の分布集中

を適當にすれば之れが爐床を高溫度に保つこととなり、従つて湯の沸きもよい、著者も嘗て下向き羽口を用ひたが夫は當時羽口比の割合が適當でなくて、爐の中心に熱集中不十分であつたからで、後に羽口比、裝入方法の變化によりて送風の集中が適當になつた時には全然下向羽口の必要を認めなくなつたのである。(5) 著者が經驗により熔解帶、燃燒帶の位置及び其の Function に對する結論に達したのは昨年三月である、然るに最近 Dipl. Ing. L. Schmid 氏は Die Giesserei (May, 17, 1924) 誌上で燃燒帶に於ける地金の Burnt loss に就て數字的説明をして居るが其の結果は著者と全く同一理論に到達し非常に愉快であつた、即ち氏は爐内に於ける地金の Burnt loss による過熱と云ふことが鑄鉄爐の一大特徴で、又 Cast iron のみが特に鑄鉄爐 Melting に適して居る理由の主なるものと云つて居る、又此の性質があればこそ、羽口前面に於ける比較的低溫度にも拘らず又 Cast iron の Heat conductivity が良いのにも拘らず熔融して落下する鐵の小粒が遙かに骸炭や Slag よりも高溫度を保つことが出来るのであると云つて居る、兎に角 Melting の位置及び其の作用は送風壓裝入物高羽口比等によりて適當に Controll し得るもので操業上の成不成に重大なる關係を有す。

#### 第十四節 第二章の結論

自分は Buzek 氏が鑄鉄爐發達の徑路に就いて述べられた言葉を引いて第二章の結論としたい、氏は次の様に言つて居る、(i) 昔の鑄鉄爐は小鑄鐵爐に倣つて設計され、操業された即ち多量の裝入骸炭を用ひ、比較的小さい送風量と比較的高い送風壓とで操業された、従つて毎時の熔解能力は小さく又 CO 瓦斯の成生も甚だ多かつた。(ii) 其の後になつて漸く鑄鉄爐は高爐とは自から別種のものであることが解つた、然し尙ほ地金の remelting のみを鑄鉄爐本來の目的であるかの様に考へたので、今度は燃料經濟の考へから骸炭を出来るだけ完全燃燒せしむる方法が取られた、即ち出来るだけ低い送風壓で、出来るだけ多量の送風をなす爲め、羽口面積は次第に大きくなり、又羽口數も多くなり、羽口列は二段或は數段に増加され、遂には燃燒帶から裝入口まで至る所に羽口が設けられる等凡て完全燃燒の目的に對して色々な方法が考案された、(iii) 然し勿論數年ならずして此の考へ方の間違つて居ることが解り、再び今日の如く簡單なる形狀に歸つたのであると云ふ。以上 Buzek 氏の言葉は大いに味ふべきことであつて、之れよりして(i)今日の鑄鉄爐の正しい操業法とは果して如何なるものか、(ii)又今後の鑄鉄爐の使命とは果して何んであるかと云ふ、二つの重大なる問題を生ずる、然し緒言に於て又第十節に於ても述べたるが如く今日に於ても尙ほ鑄鉄爐本來の第一義的使命は地金の remelting に在ると云ふことには變りなく、故に高爐に於けるが如き爐内に於ける急激なる化學變化は不必要である、然し勿論骸炭の完全燃燒と云ふことは不可能であり、又爐の構造及び操業法が高爐と同一である以上爐内に於ける同様の作用は或る程度まで去け様としても除け得べからざるものである、故に之れを故意に避け様とすると爐本來の性質を害ひ Buzek 氏が擧げたる失敗を繰返すとになる、殊に前述の爐内に於ける完全なる脱硫作業又は高級鑄物の鑄造等他の重大なる使命の完成は爐内に於ける以上の作用の利用如何に依るのである、結局、鑄鉄爐を Blast furnace と單なる Remelting furnace

との中間孰れの程度に置くべきかと云ふ所に將來の理論的研究が存するのである、第二章（羽口の研究）に於ける諄々しい叙述も又この意味に於て行はれたのである。

扱て第二章に於て得たる主なる結果は次の如きものである。

(1) 爐内熱或は空氣の分布及び集中の状態は鋼棒挿入の實驗或は爐壁浸蝕状態の觀察により大體誤りなく知ることを得。

(2) 爐内への送風は羽口より一定の距離に於て爐壁に向つて分布されるものにて従つて其の上部に於て最高温度の場所 S を生ず、最高温度點の爐壁からの距離  $L_1$  は爐高送風壓及び羽口比に關係し

$$L_1 = k_1 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \frac{A}{a} \text{にて表はさる} \dots \text{公式(II)}$$

又 $k$ の値は	小爐に對して	$k_1 = 1.1$
	中爐に對して	$k_1 = 1.22$
	大爐に對して	$k_2 = 1.35$

(3) 羽口よりの送風は  $L_1$  點より爐壁に沿ふて分布される外其の一部は尙ほ爐内に浸入し浸入の最大長さ  $L_2$  點に達す、從て此の上部にて最高温度の場所 R を生ず、 $L_2$  點の爐壁からの距離は爐の直徑に比例し又送風壓羽口比及び爐高に關係する、又順調なる爐況に對して

$$L_2 = 0.0715 \frac{\sqrt{P}}{\sqrt{H}} \frac{A}{a} D_1 \dots \text{公式(III)}$$

(4) 公式(II)より、送風の分布が凡ての爐に對して最も適當なるためには

$$\frac{A}{a} = \frac{D}{nk_1} \frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}} \dots \text{(IIa)}$$

又公式(III)より送風の集中が最も適當なるため必要な羽口比は  $\frac{A}{a} \geq 7 \frac{\sqrt{H}}{\sqrt{P}}$

(5) (IIa) 及び (IIIa) より各爐腹直徑に對する適當なる羽口比を求むることが出来る、(第十二表) 又送風の分布集中に對して最も都合よき爐の大きさは爐腹直徑60吋前後の時です。

(6) 羽口よりの送風は瓦斯化して爐内上昇中爐壁の方向に向ふ故、爐壁に沿ふて最高温度の場所 T を生じ爐壁浸蝕の程度を増す、最大爐壁浸蝕の高さ  $L_H$  は爐高  $H$  及び爐腹直徑  $\sqrt{D}$  に比例し送風壓  $\sqrt{P}$  及び羽口比  $\frac{A}{a}$  に反比例す、又爐況順調なるとき

$$L_H = 6.5 \frac{\sqrt{D} H}{\sqrt{P} \frac{A}{a}} \text{にて表はさる} \dots \text{公式(IV)}$$

(7) (IIa) 及び (IV) 式より各爐の大きさに對して最も能率よき爐の有効高さを定むることが出来る(第十四表)。

(8) 公式(II)(III)及び(IV)より各國鑄鉄爐操業法の得失がよく説明され、公式にて示されたる關係の適當なることが解る。

(9) 一段及び二段羽口に於ける比較研究の結果、爐の操業上必要な關係を明らかにすることが出来た、又一般に鑄鉄爐操業に於ては一段羽口の方が熔解の能率がよい、然し爐の構造操業方法、殊に

製品の性質に依りては却つて二段羽口の方が利益を得ることが多い。

(10) 操業上の経験及び實驗研究により、地金の熔解過熱と酸化及び熔帶の位置に對して一定の概念を定むることが出來た、其の考へは操業上の變化に應ずるに最も大切なることである。

(11) 尙ほ最後に大書したきは鑄鉄爐操業と Blast furnace 操業との關係にして其の目的とする所又其の操業の程度には差あれども爐内に於ける變化には甚だ類似したるものがある、故に鑄鉄爐に於ける精密なる實驗と適當なる考慮とより得たる關係式は唯だその單位と定數とを變化するのみにて高爐操業に適應せらるべきものなりと信ず、故に公式 I 乃至 IV も高爐操業に適應されて初めて價值があるなり、又高爐の一操業期間は普通、數年或は十數年なるに鑄鉄爐の一操業は數時間にて終るものなる故實驗と觀察とに便宜多く、將來は鑄鉄爐操業の研究改良によつて、高爐操業の改良の企圖せらるべきであることは、丁度醫術の進歩が動物の投藥或は解剖試験の結果に依る所の多きと同様でなければならぬ、第三章以下に於ける研究も此の意味に於ても價值あるものと信ずる、敢て鑄鉄爐に對する抱負を述べて大方識者の教示を乞ふ次第である。(終)

(編輯係 著者は三菱長崎造船所技師也)

## 鋼の軟化に就て

(大正十三年十二月十日講演筆記)

齋藤省三

○會長(河村駿君) それでは是れから開會いたします、先づ齋藤博士の鋼のアンローリングに就ての御講演を御願ひ致します。

### 一 緒 言

工業用材料の中、殊に鋼材は熱處理に依つて、其の機械的性質に著しき變化を引き起すものである。従つて其の熱處理は鋼材の種類、用途に依つて區別されなければならぬ、例へば鋼を焼入、焼戻に依つて得られた、ソルバイト組織のものに於ては、彈性限と抗張力との比が約60%位であるけれども、軟化して得られたパーライト組織のものは、此の比が約50%位である。従つて機械設計の際其の使用材料の抗張力が同一であつても、其の鋼の組織がソルバイトなるか、パーライトなるかに依つて、彈性限の相異を考慮に入れ、其の設計を異にしなければならぬと思ふ。斯の如く鋼の性質が、熱處理と重大なる關係を持つので、鋼の熱處理に就ては既に多數の研究が發表されて居る。今茲に述べんとするものは、炭素鋼の軟化に就てであつて、一般に知られて居る軟化溫度は其の鋼の  $A_3$  變態點の上20度(以下溫度は攝氏)位の處を良好として居る。但し茲には球狀セメントイト組織を與ふる如き特殊の軟化作業は省く。然るに同一炭素含有量の鋼で  $A_3$  變態點が同一である場合でも、其の材料が鑄放しのまゝのもの(鑄鋼)であるか、或は鍛鍊されたもの(鍛鍊材)であるかに依つて軟化溫度を異にすべ