

くなっている。

此の時素早く羽口をシャモット詰めとし、直ちに装入床下爆發孔を開け、爐内ガスを蒸氣にて置換した。その後暫くして、爐内の發生ガス量も少くなり蒸氣も充分充滿した頃を見計つて、ブリダーを開放し一氣にガス抜きを行つた。尙、爐内は間もなく自然點火している事が確認せられた。

#### (ハ) 修理休風に對する装入變更

休風前の装入物は羽口前にコークス 25 吨、その後はコークス 5 吨に對し鑛石 5.5 吨より逐次 8 吨まで増加した。而して爐内ガス發生防止のため上述の如く最上部に粉鑛 21 吨水滓 10 吨を装入した。

送風後は先づコークス 25 吨装入後、鑛石 3 吨（コークス 5 吨に對し）より逐次増量して行つた。

#### iii) 損傷部の狀況及び煉瓦積

損傷部附近の煉瓦は相當侵蝕され、一部は全然ない所もあり、尙侵蝕部分は大體段をなす事なく自然に薄くなつていた。煉瓦表面は急激な熔損を受けて居り、侵蝕された煉瓦の變色部は 10~70mm 位で非常に少い。

煉瓦積は爐壁厚さ 300~350mm 以下の部分を取り壊し積替えした。バンド 20 段目より 35 段目に亘り幅は上部の最小 1.5m より 21 段目の最大 5m に及ぶ部分である。

#### iv) 補修部の保護對策

(イ) 鐵帶間に鐵板を熔接し外部より注水冷却する。

(ロ) 侵蝕部下方の羽口からの送風量を減少し爐壁をガスが這うのを避けるため羽口徑を小にし且突出を大にした。

(ハ) シャフト温度を測定し侵蝕を豫知する事に努めた。

(ニ) 鑛石中のアルカリ分に留意し使用鑛石を吟味した。

(ホ) 重操業を避け爐況の安定に努めた。

### III. 損傷原因の考察

爐内温度の局部的上昇の爲、装入物一部の熔着に依り煉瓦表面は軟化乃至は熔融し、此の作用は同時にアルカリの存在のために促進されて装入物に依る磨耗と相俟つて、損傷したものと考えられる。

要するに、根本原因としては使用煉瓦の不良であり、之に使用原料のアルカリ分、或は又爐體の中心が狂つていた事に依る爐内ガス上昇の片寄り等が附加作用し、斯く早期に煉瓦が損傷したものと考えられる。

### IV. 修理後の狀況

#### (1) シフトの狀況

##### i) ガス噴出

修繕後 2 年 7 ヶ月間はガス噴出は全然起らず概ね順調に操業出来たが、昭和 26 年 10 月より上述修理箇所よりガス噴出を起し始め、之は次第に No. 11 羽口上より No. 9, 8 羽口上に擴大した。之は吹き止め迄時々起り操業者を悩ました。

##### ii) シャフトの傾斜

煉瓦損傷の損響を受けて補強對策を施したが、除々に No. 8 羽口方向に傾斜せる事が爐頂施廻機及びシャフト上段に設置した指針に依り指示された。

#### (2) 生産狀況

##### i) 出銑量

年度別にみると吹入後逐年上昇し、修理後も何等遜色はなかつたが、唯昭和 26 年 7~9 月の最高頂を境として次第に下降している。之は 10 月以降に於いて補修部よりガス噴出が再び起り始めた爲である。

##### ii) コークス比

出銑量と同様に吹入後漸次コークス比は低下している。特に昭和 24 年 9 月より 25 年 1 月迄、26 年 5 月より 9 月迄が良好であるが、年度別にみると最後迄低下の一途をたどり好調であつた。

### (56) 平爐構造と使用燃料及びそれらの製鋼能率に及ぼす影響

富士製鐵 室蘭製鐵所 前田 正義

〃 熊 井 浩

〃 ○山本 全 作

室蘭製鐵所製鋼工場は公稱能力 150 t の傾注式鹽基性平爐 5 基を有し、建設當時の方針としては混和ガスを燃料として考え、吹出構造はフリードリッヒ式であつた。終戦後、原燃料の不足及び戦災を蒙つた設備の復舊も完全になし得ない状態で、生産活動を開始してこれを推進してゆくことは極めて困難であつたが、當所ではウッド S B10 型ガス發生爐 3 基を製鋼工場東端の操業床下に外部より移設し、昭和 21 年 11 月に發生爐ガスを燃料として製鋼作業を開始した。

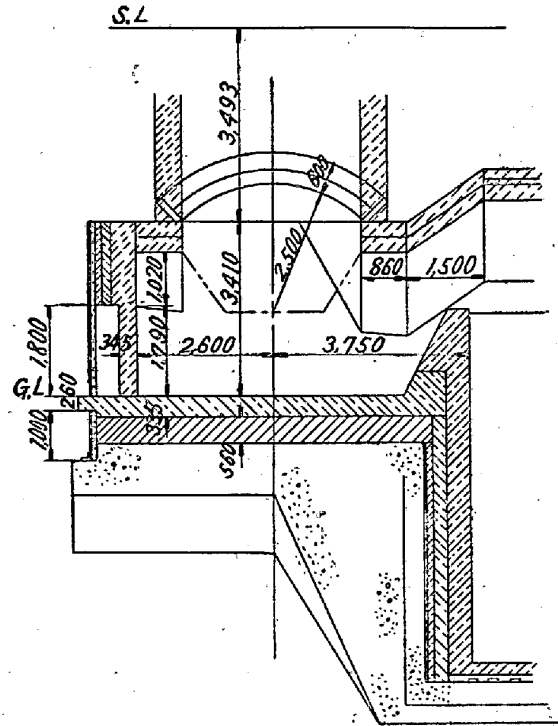
従來混和ガスを燃料として設計された平爐に於いて、新たに發生爐ガスを燃料として作業を実施した關係上、經驗にも乏しく、平爐構造上にも無理があり、作業を圓滑に進行出来なかつた。其の後、重油輸入制限も少し緩和される様になつたため、バーナーを突當りより挿入し、補助燃料として重油を使用して所要熱量の確保が出来る様になつて來たが、根本的作業條件の不備は解決出来な

かつた。

然し其の後更に、重油の使用量の増大が可能となり、液體燃料専焼による製鋼作業をも行い、液體燃料霧化用空氣壓縮機の整備、バーナーの改造、液體燃料専焼爐の吹出の改造をも實施した。一方前記ガス發生爐3基は設備の老朽から使用不可能であるとの結論と、更に尙所内發生ガスの不足とにより、それに替るべく新たな構想のもとにガス發生爐工場の新設計畫が進められ、ウッドSB10型ガス發生爐4基が製鋼工場南側に設置され、昭和24年11月に完成、發生爐ガスによる作業も續行された。

尙、昭和24年4月液體燃料壓送設備として、タービンポンプに依る循環式輸送方法が採用され、液體燃料専焼爐の作業はより好調となつた。

其の後、昭和25年夏混和ガス使用可能となりたるため、一部平爐は従來の混和ガスに依る作業（液體燃料を光輝瀾として使用）の方針を採用したが、同年11月従來のフリードリヒ式吹出に一部改造を加え、かねてより計畫中の大型空氣壓縮機及びコークス爐ガス昇壓用の



第 2 図

ブローを設置し、高壓冷コークス爐ガスをバーナーに依り液體燃料と混焼せしめることになつた。

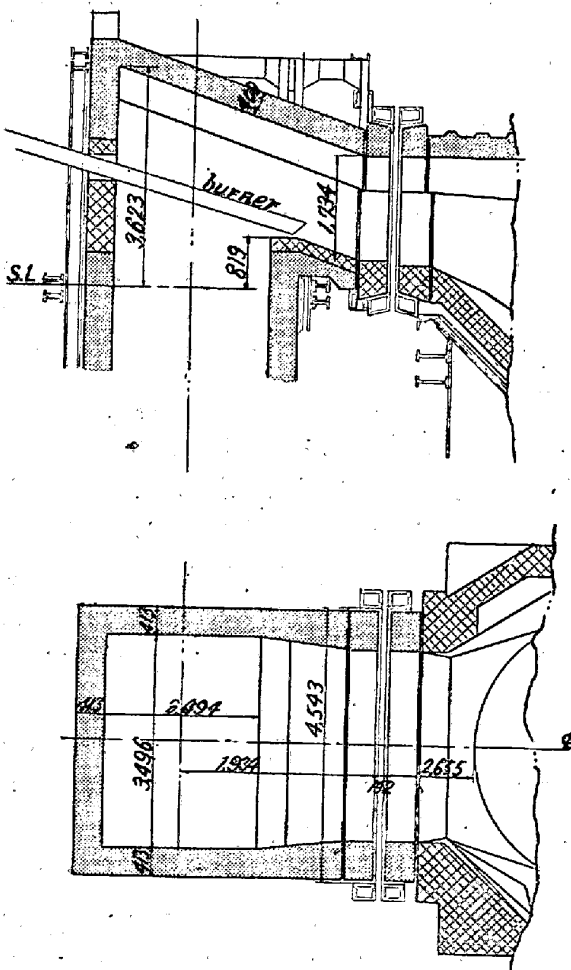
戦災を受けて休止中の第3號平爐の復舊工事も、漸次進められ、新しい考え方を採用して純バーナー式平爐として、昭和26年4月再出發し、他の爐も同一型式に改造され、發生爐ガスの使用も取やめ、現在全5基の改造を完了した。

現在の平爐構造への改造の要旨は次の如くである。(圖参照) 従來日本の平爐に於いて比較的狭小であると考えられる上昇道並びに throat の面積を擴大する方針を採用した。即ち、上昇道は出来るだけ擴大する方針に従い、鋼滓室の仕切壁を撤去し、鋼滓室を1室とし且つ單一上昇道とした。燃燒用空氣は従來通り送風機に依つて送ることとし、既設の送風管より支管を設けて舊ガス變更弁に連絡し、舊ガス室及び舊空氣室の兩方の蓄熱室を空氣の豫熱に使用することとした。又爐容は従來より大きくすることとし、180t を基準とした。その時の入熱量は次の算式を用いて、設計上の指針とした。

$$\text{入熱量} = (13 + 0.25t) \times \text{million BTU per hour}$$

where t = capacity of furnace in net tons

この式は Mr. T. I. Ess がその著書 "The Modern Open-Hearth" に於いて採用しているものである。t=180t とすると、略々  $1700 \times 10^4 \text{ cal/hr}$  を得る。又上昇道面積は million BTU per hour に對して 1.34 sq. ft. が與えられているが、金物の都合上、上記數字の



第 1 図

近似値である  $8.75 \text{ m}^2$  となつた。その形状は鋼滓室との關係に於て  $2.5 \times 3.5 \text{ m}^2$  となつている。bath end から突當り迄の距離は bath length に對して 41.5% となつている。吹出の形状はペンチユリー式に出来るだけ近づける様に考慮した。(セミペンチユリーとなつた) 吹出に於ける Throat の面積は上昇道, wing wall 及び大天井との關係, 斜面天井の半徑を 3 m とした。並びに吹出と爐體との傾注の際に於ける關係位置等の制約に依り, 圖の如きものとなつた, その面積は  $5.887 \text{ m}^2$  であり, 上昇道の 67% となつている。斜面天井の傾斜は  $20^\circ$  と考えたが, 實際には  $19^\circ$  となつている。Breast wall の傾斜は少々大きくとり, 焰を末廣形に形成させる様に考えて, Uptake heel と Sill level との差を 0.820 m とし, 又傾斜は  $17^\circ 30'$  となつている。豫備燃焼室として, バーナー先端より bath end 迄の距離は 2.990 m にして, 基準とした。尙コークス爐ガスの壓力はブローに於いて, 水柱 1 m である。ガス速度に少々不足を感じる場合が多いので實際作業に於いては, ガスバーナー中心より壓縮空氣を噴出させ, ガスを加速すると同時に焰の調節を行うこととした。

上記の如く當工場では, (1) フリードリッヒ式吹出構造にて燃料に發生爐ガスを使用した作業。(液體燃料を時に併用。) (2) フリードリッヒ式吹出構造にて, 燃料に混和ガスを使用した作業。(光輝劑として液體燃料使用) (3) フリードリッヒ式吹出構造にて, (若干改造)液體燃料專焼を行つた作業。(4) 一部改造した吹出構造にて, 高壓冷コークス爐ガスと液體燃料との混焼を行つた作業。(5) 單一上昇道, セミペンチユリー式吹出構造にて, 高壓冷コークス爐ガスと液體燃料との混焼を行つた作業, を實施して來た。その結果次の様に考えられる。(1) (2) の作業方法では, 作業回数進むに従い, どうしてもガス吹出口が狭小となり, 大型平爐ではその對策處置が困難である。(3) の作業方法に就いては, 更に一段の爐構造の改造を實施しなければより良好な製鋼作業成績を得ることはむずかしい。(4) の作業方法の不備なる點は, (5) の作業方法に於いて改善され, 尙この方法にも未だ検討を要する問題が残されているが, 一應良好な結果を得ることが出来た。製鋼能率の點ばかりでなく, 爐體の損傷も (5) の作業方法の場合に於いて最も少い。

又, 最近液體燃料として, B-重油, タール, カットバックタールの 3 種類を使用した, 作業成績はカットバックタールが最もよいとの結論を得た。その作業成績を示せば次の如くである。(現在全部カットバック使用)

製鋼時間 t/hr 良塊 t 當り消費熱量  
10時間46分(手入含む) 15.966  $114 \times 10^4 \text{ cal/t}$   
爐體の損傷に關する狀況は明らかでないが, この結果より, 製鋼能率増進のためには, 使用燃料と平爐構造との検討が必要であると同様に, 光輝劑としての液體燃料については充分吟味しなければならないと考えられる。

## (57) 傾注式大型平爐に於ける 燃焼に關する一考察

八幡製鐵所 第一製鋼課 阿部重藏  
同上 工原重利

第一製鋼課は傾注式 100 t 平爐 4 基及び同じく 150 t 平爐 1 基の設備を有し, 燃焼方式としてはバーナーによる骸炭ガス及び重油の混焼方式を採用している。

焰の性状は平爐の製鋼能率を支配する最も大きな要因の一つである。従つて骸炭ガスと重油との使用割合をどの程度の大ききとするかは能率上及び經濟的見地より慎重に考慮しなければならない問題である。

この報告は, このような C. O. G/Oil 比が實際に製鋼能率及び燃料原單位に如何に影響しているかを先づ統計的に検討し, 續いて一部實驗結果と総合して色々な C. O. G/Oil 比の場合の標準の能率及び原單位を論ぜんとするものである。

一般的に言つて Oil の使用量が 650~850 l/hr 程度であれば燃料原單位と C. O. G/Oil 比 (R) との關係は次のような近似式を以て示される。

$$\text{カロリー/T} (\times 10^4 \text{ kcal}) = 23.3 R + 0.0700 \text{ Oil/hr} + 14.60$$

(但し, 100 t 平爐, 軟鋼, 極軟鋼の場合)

従つて又製鋼一時間當りの鋼塊産数は

$$\text{T/hr} = (0.0012 \text{ Oil} - 0.7325) R + 0.0062 \text{ Oil/hr} + 6.97$$

(但し R=2~4 における近似式)

この二つの實驗式は統計的に求めた結果で, 1 時間當りの供給カロリーが一定であつても燃料の種類によつて異なる成績の現われることを示している。

R	2.0	2.5	3.0	3.5
C.O.G $\text{M}^3/\text{Hr}$	1863	2089	2274	2428
Oil $\text{l}/\text{Hr}$	931	836	758	694
T/Hr	13.66	12.96	12.36	11.79
カロリー/T ( $\times 10^4 \text{ kcal}$ )	126.4	131.4	137.6	144.7

但し, 製鋼時間  $10^{\circ}40'$ , 裝入期  $4^{\circ}00'$   
供給熱量は裝入期  $1900 \times 10^4 \text{ kcal/hr}$ , 全期平均  $1710 \times 10^4 \text{ kcal/hr}$  とする。