

る。加熱表面積を 832m^2 より 74m^2 ずつ増して行くと大体 $20\sim 30^\circ\text{C}$ 程度上昇し 1054m^2 ぐらいより上昇率が低下して 10°C 程度となる。また同一表面積の場合積目寸法 20mm 拡大によつて $10\sim 15^\circ\text{C}$ 程度の温度低下する傾向が推定される。

V. ギッター積目寸法変化による抵抗変化

ギッター高さ $3,510\text{mm}$ のとき積目寸法を 120mm より 200mm まで拡大した場合、他の条件を一定として排ガスおよび空気を通る場合渦波抵抗 ΔP を計算すると図(省略)のようになり、排ガスの場合 $0.51\text{mm H}_2\text{O}$ 、空気の場合 $0.44\text{mm H}_2\text{O}$ の抵抗減少となり、これは平炉ガス通過全抵抗に比するとごく少量にして問題とする必要はないものと認められる。

VI. 平炉ギッター加熱表面積増加と製鋼能率の上昇について

従来積目 $140\sim 160\text{mm}$ 程度のときは回数多くなるにしたがつて製鋼能率は初期に比して約 $15\sim 20\%$ の低下を余儀なくされていたが $180\sim 190\text{mm}$ に拡大と basic brick 一部使用によつて、ギッターに原因すると考えられる。能率低下はほとんどなくなつた。しかし前述の当社平炉の適正ギッター量の計算によつて、従来のギッター量は必ずしも十分でなく蓄熱室の大きさより考えて $1,100\text{m}^2$ 程度まで増加しても十分効果が得られるのではないかと推定を得た。よつて積目寸法 180mm 加熱表面積 $906, 980, 1,054\text{m}^2$ の3種にて実地試験を行ったところ Table 1 の結果を得た。

Table 1.

Heating surface m^2	Times	Melting time	Ingot t/h	Oil l/t
906	527	$5^\circ 42'$	8.070	125
980	521	$5^\circ 18'$	8.680	110
1054	504	$5^\circ 05'$	9.010	104

906m^2 に 74m^2 増加さらに 74m^2 増加によつて製鋼時間 24 分および 13 分 t/h 0.610t 、 0.330t 重油原単位 15l/t 、 6l/t の能率向上をみた。

VII. 結 言

平炉能率は factor 多く一概に断定は許されないが、一応当社平炉に対してギッター積目寸法別総括伝熱係数を求め、それと加熱表面積との関係を計算した結果、現状に対して若干の考慮の余地ありとの推定を得たので、ギッター加熱表面積の変化と製鋼能率との関係を試験した結果、期待以上の成績を得たが上述を要約すると

(1) ギッター積目寸法 120mm より 200mm まで

拡大すると総括伝熱係数は約 20% 低下するようである。

(2) ギッター積目寸法拡大による空気および加熱ガスの渦波抵抗による圧力損失の減少は $0.44, 0.51\text{mm H}_2\text{O}$ 程度で排気各系路の全抵抗に比較すると微小である。

(3) 従来珪石ギッター時代における積目 $120\text{mm}\sim 140\text{mm}$ 、高さ $3,250\text{mm}$ のときは加熱面積 $1,150\sim 1,070\text{m}^2$ であり、Fig. 3 より考察するとギッター量は十二分に入つていたわけであるが、中期以降における能率低下は積目閉塞による抵抗の増加および有効ギッターの減少によるものであつた。

(4) 加熱表面積と製鋼能率は 1.050m^2 程度までは密接な関係があり、 180mm 積目において 906m^2 より 74m^2 増加、さらに 74m^2 増加によりそれぞれ製鋼時間において 24 分および 13 分、t/h において 0.610t 、 0.330t 、重油原単位 15l/t 、 6l/t の能率の向上を得た。

(5) 当社平炉ギッター表面積は予熱空気温度、部屋容積、持続回数などを考えて 180mm 積目 $1,050\text{m}^2$ 前後が適当のようである。

なおギッター内におけるガス空気の偏流や流れの状態など未知のことも多く、ギッター積もさらに有効な方法について研究して行く必要ありと考えている。

(31) 平炉スラグの後効果について

(傾注式平炉と固定式平炉の冶金学的比較—II)

On Effect of Open-Hearth Furnace Slag in the Ladle.

(Metallurgical comparison of the tilting and the stationary open-hearth furnaces—II)

Masao Ito, et alii.

八幡製鉄所、製鋼部

工 杉野 導人・小田 重徳

工〇伊藤 正雄・工 高木清八郎

I. 緒 言

取鍋内に流入したスラグが熔鋼に種々の影響を与えることはすでに知られている。スラグの成分変化にともなう後酸化作用は Schenck などによつて論議されており、取鍋にスラグが流入した場合としない場合とでは、取鍋内熔鋼の受ける影響はかなり相違することが予想される。この報告はキルド鋼についてスラグの流入しない傾注式平炉先鍋と固定式平炉の取鍋内スラグ・メタルの推

移を検討し優良キルド鋼熔製における作業上の基礎を得んとしたものである。

II. 調査の概要

150 t 傾注式平炉の先鍋と 60 t 固定式平炉の取鍋 (いずれも塩基性平炉で取鍋はシャモット煉瓦内張 70 t 容量) について受鋼後のスラグ、メタル温度の推移を各 5 チャージ宛調査した。鋼種は [C] 0.15% 程度キルド鋼を対象とし傾注式平炉の先鍋は熔鋼表面がワラ灰で覆って保温した。メタル試料はすべて取鍋内スラグ-メタル界面下 1m の個所から bomb で採取し同時にイマージョン温度計で同一点を測温した。出鋼前炉内脱酸は傾注式平炉では 10 kg/t の冷銑で reboiling 後 4 kg/t の Fe-Mn で脱酸し 60 t 固定式平炉では 14 kg/t の冷銑で reboiling のみ行い、他の脱酸剤はすべて取鍋内に投入した。

III. 結果の概要ならびに考察

取鍋成分および主な脱酸剤の歩留の平均値を Table 1 に示した。

(1) 主なスラグ成分の変化: 両者のスラグ成分は平炉スラグの流入の有無により当然差違を生じ、傾注式平炉の先鍋では Al_2O_3 がいちじるしく高く CaO , SiO_2 , ΣFe は逆に低いことが目立っている。受鋼後の主な成分のうち ΣFe , $CaO\%/SiO_2\%$ の推移傾向を Fig. 1 に示した。 ΣFe はスラグ流入がない場合はきわめて低い値を示し、かつ受鋼後はほとんど変化がない。これに対しスラグの流入した取鍋では ΣFe は全般に高い値を示し、受鋼後急激に減少している。 ΣFe 減少の理由として、脱酸生成物の浮上および煉瓦の侵蝕によるスラグ

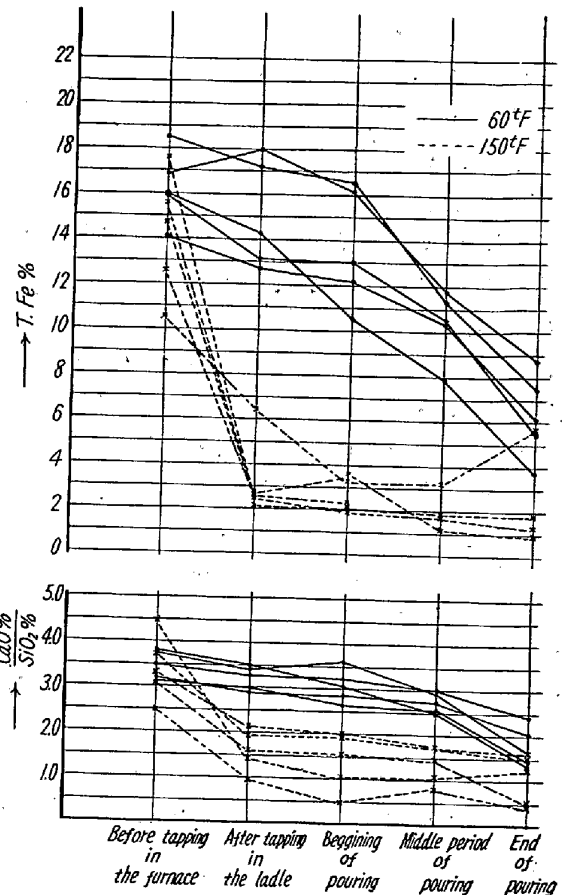


Fig. 1. Change of (T.Fe) and $(CaO\%/SiO_2\%)$ in the pouring period.

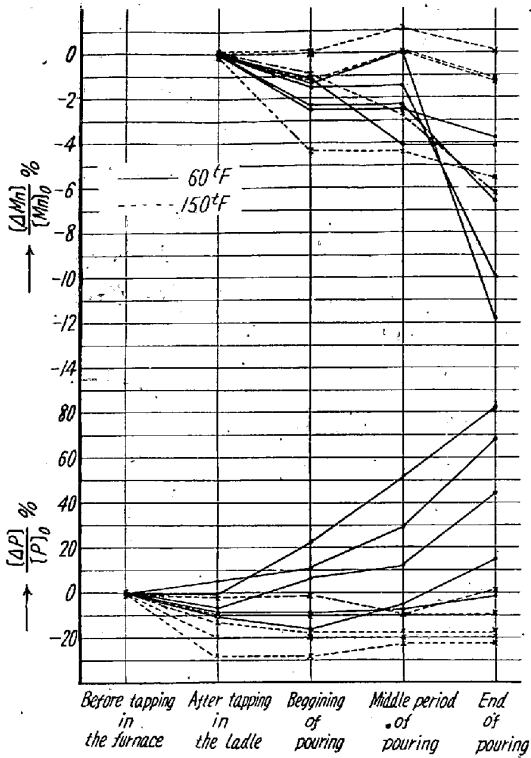
量の増加による相対的減少と FeO の activity 増加による熔鋼への拡散が考えられる。特に煉瓦の侵蝕はスラグ流入がない場合は少ないので、 ΣFe の減少は目立たないといえるが、 $CaO\%/SiO_2\%$ の変動が少いことから、

Table 1. Comparison of results. "A" indicates a 60 t stationary open-hearth furnace and "B" indicates a 150 t tilting open-hearth furnace.

Group	Ladle analysis													
	Steel analysis, per cent					Slag analysis, per cent								
	C	Si	Mn	P	S	ΣFe	FeO	SiO_2	CaO	MnO	Al_2O_3	P_2O_5	Fe_2O_3	MgO
A	0.148	0.224	0.738	0.0172	0.0224	12.04	11.79	14.46	42.80	8.31	5.62	2.616	4.10	11.30
B	0.155	0.226	0.767	0.0162	0.0245	2.65	2.48	19.66	27.28	4.30	33.79	0.098	1.03	12.17

Group	Yield of elements in the ladle, per cent			Thickness of slag in the ladle (mm)	Temperature before tapping (°C)
	Si	Mn	Al		
A	74.5	64.8	24.1	230	1593
B	81.1	72.1	33.0	25	1596

熔鋼の受ける後酸化はきわめて少いことが考えられる。これに対し固定式平炉の取鍋では FeO が熔鋼へ拡散すると思われる。このスラグからメタルへ付与される FeO 量は固定式平炉の取鍋ではスラグ量が大きいため、傾注式平炉の先鍋にくらべかなり大きいことは当然考えられる。



[Mn]₀ : [%Mn] in the ladle after tapping
 [P]₀ : [%P] in the furnace before tapping
 [ΔMn] : [%Mn] in the ladle at each pouring period - [Mn]₀
 [ΔP] : [%P] in the ladle at each pouring period - [P]₀
 Fig. 2. Change of [ΔMn]/[Mn]₀ and [ΔP]/[P]₀ in pouring period.

(2) 主なメタル成分の変化: スラグ-メタル反応は受鋼後も引き続き行われるためFig. 2のごとく[Mn],[P]についていちじるしい変動をもたらしている. Mnについてはスラグ流入の有無にかかわらず注入中期までの傾向に大きな差はみられないが, 注入末期では固定式平炉の場合急激な低下を示している. すなわちFig. 1に示した T.Fe の急激な減少よりみて, この時期に熔鋼のうける後酸化はかなりいちじるしいことがうかがわれ Chipman の提示した Mn 平衡値 $K_{Mn} = \frac{[MnO]}{[FeO][\%Mn]}$ にしたがって温度との関係を見ると, 明らかに強い酸化をうけていることが認められる. 一方[P]については両者の差はさらに明瞭で, スラグが流入した場合, 受鋼後 [P] は時間の経過とともに急激に増大し Winkler と Chipman による $K_p' = \frac{(N_{Ca_4} P_2 O_6)}{[P]^2 (N_{FeO})^5 (N_{CaO})^4}$ を適用した場合温度との関係は時間の経過とともに Winkler などの平衡図から遠ざかつており復燐の傾向を明らかに見出すことができる. スラグ流入がない場合 [P] はほとんど変動がなくスラグの影響は少ないと思われる.

(3) 温度の変化: スラグ流入のない傾注式平炉の先

鍋は温度降下を防ぐためワラ灰で十分保温したがFig. 3のごとく注入中期までの温度降下は今回の測定のごとく取鍋上面よりイマージョン温度計を用いて測温した場合スラグカバーのある場合に較べ当然低下が大きく保温についてはかなり不利であると思われる.

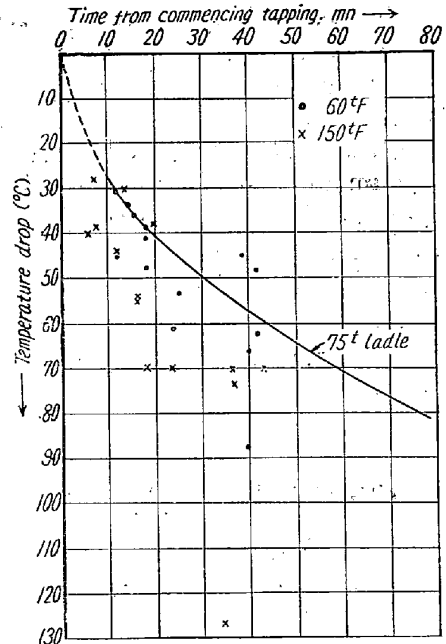


Fig. 3. Relation between temperature drop from tapping temperature and time from commencing tapping, standard line representing values calculated by T. Land.

IV. 結 果

傾注式平炉の特徴とされるスラグ流入のない先鍋と固定式平炉の受鋼鍋の受鋼後のスラグ・メタルの推移を調査した. (1) スラグの成分変化を調査した場合 $\Sigma Fe, CaO\%/SiO_2\%$ 変化より炉内スラグの混入により受鋼後熔鋼はかなりの後酸化をうけることが確かめられ傾注式平炉先鍋の有利性がうかがわれる. (2) 炉内スラグの流入により受鋼後熔鋼は [Mn] 減少および [P] の増加がいちじるしくしたが固定式平炉は成分的な不安定が懸念される. (3) スラグカバーのない場合温度降下が懸念される. スラグの後効果に関しては前述のごとく有利であることは認められるが温度降下の防止についてはスラグ厚みとの関係が考えられるので現場作業におけるスラグ厚みについて考慮の必要がある.

以上の事柄から固定式平炉の取鍋はスラグの影響をうけていちじるしく侵蝕されるとともにスラグ成分に変化をもたらしその後効果は無視できない. したがって固定式平炉では出鋼前の $CaO\%/SiO_2\%$ を極低い値に保つとともに受鋼後の排滓に努力すべきである. 傾注式平

炉では先鍋の保温に十分な注意を払えば、スラグの後効果をほとんど無視できるので、キルド鋼熔製においてはきわめて有利であるといえる。

文 献

- 1) H. Schenk: Grundsätzliche Betrachtungen zur Herstellung von qualitativ hochwertigem beruhigtemstahl; Stahl u. Eisen. 21*23 (1957)
- 2) J. Chipman., J.B. Gero, and T.B. Winkler; The Manganese Equilibrium under Simple Oxide Slag; Trans. A.I.M.E., 188 (1950)
- 3) T. B. Winkler and J. Chipman; An Equilibrium Study of the Distribution of Phosphorus between Liquid Iron and Basic Slag; Trans. A.I.M.E., 167 (1946)
- 4) T. Land; The Ladle Cooling of Liquid Steel; J.I.S.I. 11
- 5) 大田, 他: 塩基性平炉キルド鋼熔製におけるスラグ調整について; 1957年秋期講演会,

(32) 鉍滓中石灰分活量測定の一方法について

(鉍滓の塩基度と起電力—Ⅱ)

A Method in Measuring the Activities of Lime in Various Slags.

(On basicity and potential of slags—Ⅱ)

Kiyoshi Sawamura.

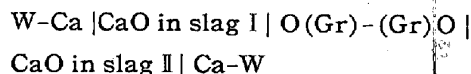
九州工業大学 工 沢 村 企 好

Molten slag を電気化学的に取扱う場合、一番困惑を感じるの、解離しているイオンの形態が未だ良くわかっていないことであつて、ことに陰イオンにおいてはそうである。また電池を組立てる場合、何が電気を運んでいるイオンになるのか簡単に考えられないことがよくある。筆者は前報で、SiC と C を電極として組立てた double cell について、Sia が Si 電極として作用してない結果を報告した。

ところで CaO や PbO のような塩基成分のものは解離して Ca^{++} イオンや Pb^{++} イオンを生ずることは大体確定的である。そこで CaO-SiO₂ 系や CaO-SiO₂-Al₂O₃ 系その他 CaO を含む slag で、Ca を電極とする電池を組立てることができないか実験してみた。Ca は 1200°C 位の低温ですでに蒸発するから単体としては使用できないため、合金電極を使用してみた。1600°C 近付で固体として安定であり、その上 Ca より電気化学的に貴である金属には Pt, W, Mo がある。これらの金属と Ca との合金について、詳しい文献はまだない

が、Pt-Ca, W-Ca についてきわめて断片的な報告がある。そこで CaCl₂ 浴より Pt, W に Ca の熔融電着を試み、Ca の電着を認め、また高温の slag 中に暫時浸漬してもなお Ca が合金し残っているのを確かめた。

この電極を用い、容器には黒鉛より作製した図のごとき cell を使用して、Hildebrand の double cell を組立てた。すなわちつぎの形式の電池である。



電極は同一条件の下で電着し、かつ暫時 slag に浸漬して、その上電気化学的に同一電位を示すものを一対として使用する。一方の slag には CaO/SiO₂ が 1 である CaO-SiO₂ slag を基準として用い、他方には上の比が 0.6~1.4 である二元系や、それに Al₂O₃, MnO など加えたものを用いた。

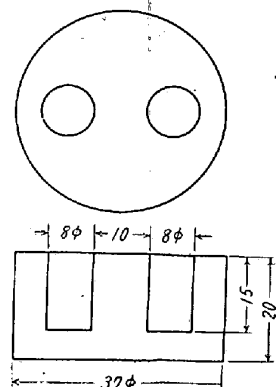


Fig. 1.

炉は高周波電気炉を用い、常に 1600°C を保つよう調節し、温度の測定には Pt-Pt:Rh 熱電対を基準として定準した W-Mo 熱電対を使用した。

つぎの図は測定結果の一例で、CaO-SiO₂ 系のものを示す。図で見る通り、この電池では CaO/SiO₂ の比の高い方が正極となる。

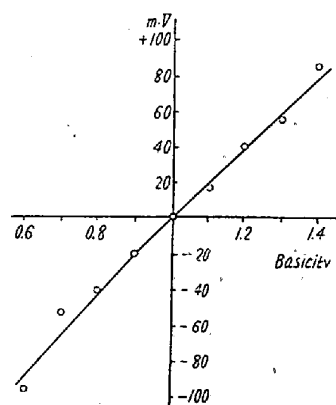


Fig. 2. Relations between basicity and e.m.f.

またこの電池では電気を運ぶものが Ca^{++} イオンであり、その起電反応は電池の形式からわかる通り簡単である。また Ca^{++} イオンであるから、 $n=2$ ととり、slag 中の CaO の活量を直接求めることができる。各測定より得られた結果および脱硫反応と a_{CaO} との関係など併せて述べる。