

v) 総生産能力の算出

i)~iv) までの計算を累計すれば期、月、旬などの総生産能力を算出することができる。

以上電子計算機を用いることにより1日毎の主要因子の変動を逐一網羅した能力計算を行うことができ手計算では到底望み得べくもなかつた精度の高いかつ迅速性に富んだ判断資料の提供が可能になつた。また期能力計算に必要な電子計算機稼働時間は約7minである。

IV. 生産計画との関連

鋼塊生産量が決めればこの量とⅢで計算された能力数値を等しくすればよい。したがつてもし酸素最適値の場合の計算値が大ききときにはまず炉別の優先順位にしたがつて待機順位の高い炉から修繕修了後の炉稼働を延期する。なお最低生産量を確保する条件は当然考慮される。さらに能力を落とす場合には酸素量を最適使用量から減させるかまたは稼働中の炉を休止させねばならないが、この際は改めて再計算を行う。また能力不足の場合は酸素使用量を最適から最大まで1Nm³/tずつ増加させなお不足するときは新たに炉を再開して再計算を行う。計算終了は所要鋼塊と計算結果との差異が500t以内になつた時点である。

V. 結 言

1. 平炉能力の算定を電子計算機で行うために5つの要因をモデル化しその相互間の関係を考慮に入れた算式を作製した。
2. 従前の手計算に比しその精度および迅速性の向上は著るしく、その上種々のポリシーを組込むことができよりキメの細い幾通りかの判断資料を提供することが可能になつた。
3. 所要時間の著るしい短縮により生産計画の急変に即応した能力計算を適宜行うことが可能になつた。
4. 今後の問題として計画立案時点における全社的なポリシーを組込むための検討をすすめていく方針である。

669.183.217.012.3:669.183.211.23.012.42

(96) 平炉の炉容と製鋼能率に関する研究

八幡製鉄、技術研究所 工博○田 尻 惟一
 " 東京研究所 工博 瀬 川 清
 " 技術研究所 島 田 道彦

The Study of the Design of Open
 Hearth Furnace and Steel Production
 Rate.

Dr. Ichi TAJIRI, Dr. Kiyoshi SEGAWA,
 and Michihiko SHIMADA.

I. 結 言

平炉は始めは低熱量のガスを燃料として操業されていたが重油などの高熱量の液体燃料が使用されるに従い、助燃用の空気も自然通風から強制通風と強化され、さらに酸素の利用が日常茶飯事となつた。それにつれ計器操業が可能となり、計算機制御まで計画されるようになって来た。これは画期的な進歩で、これに順応して多くの

研究課題が新に提起された。

平炉工場の新設、または改造を計画する時、まず生産計画で生産屯数と鋼種とを決め、装入溶銑量、屑鉄使用割合、副原料から装入方法、装入能力、さらには出鋼後の造塊処理能力等をも勘案して平炉容量・基数を決定する。平炉容量が決まると従来は経験を基に、または文献その他他社の同程度の能力の炉を参考にして炉の設計を行うのが普通である。しかし最近のように生産原価に対する認識が強まり、いかにして安価な鋼を生産するかを追究する時代には工場設備計画時あらかじめ製鋼能率・燃料原単位の推定、あるいは標準設定が必要となる。また生産計画の変動や、将来の増産計画に対応できるよう、炉の設計時融通性を考慮し一部分の改造で最高能率が維持できるよう検討しておく必要がある。こうした要請に答える意味でも、平炉の容量と炉床面積・炉床寸法との関係を製鋼能率・燃料原単位と関連させて求めることが重要と考えた。以上のことを基にして平炉の構造や操業条件を合理的に決定する方法を導き出すことを今回の報告の主目的とした。

II. 平炉での燃焼

平炉の加熱は焰からの対流伝熱と輻射伝熱の二つであるが、装入期から溶解期にかけては対流伝熱が重要因子であるが、材料が溶けて鋼浴面が平になつたときは炉内が高温になつており、対流伝熱についてはほとんど考慮する必要はなくなり、全般として対流伝熱の比率は少ない。

1) 焰の長さ測定。輻射伝熱について、焰の長さ・輻射・燃料条件について、一般に使用されているガスおよび液体燃料を使つて研究した。焰は平炉溶解室内で燃焼を完了しなければならぬから、平炉の大きさに長さの適合した焰を作る必要がある。従来焰の長さに関する数多くの実験結果が発表されているが、現実の平炉とは条件が異なるためこれを利用できない。われわれは平炉の燃焼に近似させて口径(8~140mm²)のバーナーを有する実験装置を作り、次の3種類の実験を行なつた。

- (1) 二次空気でCガスを燃焼させたもの。
- (2) Cガスを二次空気、一次空気での燃焼
- (3) Cガス・Bガスの混合ガスを空気で燃焼させたもの。

その焰の長さを観測し、ガス流量(5~20NI/min)・空気混合量(ガスの2~8倍)を変化させて、次の実験式を得た。

$$L = \frac{Q}{d(75 \cdot 0u_g + 90 \cdot 5\bar{u} + 185 \cdot 8)} \dots \dots \dots (1)$$

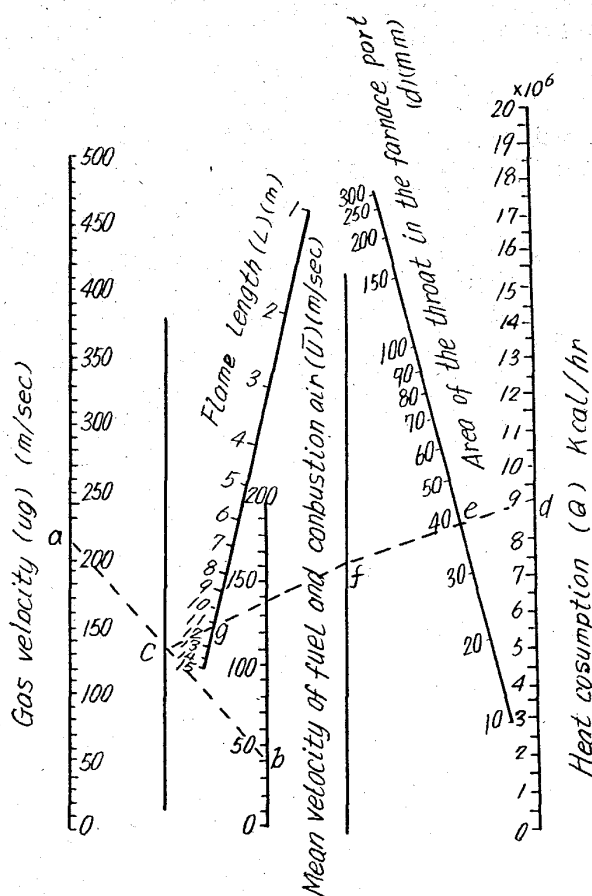
L: 焰の長さ(m), Q: 供給熱量(kcal/hr), d: バーナーの直径(mm), u_g : ガス噴出速度(m/sec), \bar{u} : ガスと空気の平均噴出速度(m/sec)。

この式は実際の20tガス焚平炉にも適用され、また60~80tの重油焚平炉で高温度の炉内へ噴霧される重油焰の長さの実測値と良く一致することを確かめた(Table 1)。

Table 1が示すように、焰の計算長さは炉長にほぼ近い値を示しており、(1)式は実用上利用範囲の広いことがわかる。なお(1)式をFig. 1のような計算図表に作成した。

Table 1. Relation between the flame length and furnace bed length in heavy oil combustion open hearth furnace.

Calorific value of oil (kcal/l)	Diameter of the burner ()	Steam flow (m ³ /hr)	Air flow (m ³ /hr)	Cross section area of the port (m ³)	Oil flow (l/hr)	Heat input of fuel (kcal/hr)	Flame length (calculated value) (m)	Distance of ports (m)
0.94 × 10 ⁴	26	675	11500	3.7	885	8.3 × 10 ⁶	11.5	12
"	20	"	"	"	"	"	9.4	11
"	20	"	"	3.2	"	"	9.3	11
"	20	497	8450	"	650	6.11 × 10 ⁶	9.0	11
"	26	"	"	"	"	"	11.5	12



(a) and (b) → (c), (d) + (e) → (f), (f) + (c) → (g)
 $L = Q/d(75.0u_g + 90.5\bar{u} + 185.8)$

Fig. 1. Nomogram to search for flame length. (about large furnace)

2) 輻射熱量の測定. 次に燃焼による焰の温度分布と輻射分布とが問題になる. しかし焰からの熱伝達を問題にする場合は温度分布より焰からの輻射について測定し, 熱伝達機構を論ずる方が実際的である. まず全輻射高温計の発信器を改良し, 同一条件で測定を繰返しても ±5% 以上の誤差を生じない再現性の良い輻射量測定装置を造り, 平炉各ドアの覗孔からの輻射量を測定した. なお測定時期は多くの実測の結果, 焰の最も安定した溶落前後と定めて測定値を比較した. その結果焰の輻射の大きい程製鋼能率・燃料原単位は向上することを示し, 炉の能率の比較の目安として最適であることがわかった.

さらに一歩進んで, 輻射能の高い焰を得る様な燃焼条

件を研究するために, 輻射伝熱を定量的に比較できる装置と燃料およびバーナーの性能試験用炉を考案して, ガス・液体燃料の燃焼実験を行うと共に, 20 t および 100 t 平炉の各ドアの覗孔の焰の輻射量を測定して比較検討し, 次のような結果を得た.

(1) Cガス専焼より液体燃料を用いた方が遥かに良好で, タール・重油・重油 + Cガス混焼・クレオソート・Cガスの順に輻射量ならびに熱効率(伝熱量/入熱量)は低下する.

(2) 重油焰の輻射は焰の長さの前半にピークが現れるが, Cガスはほとんどピークが現れず, なだらかな傾斜で低下する. 両者の焰の輻射量の差は前半で大きく, バーナー直後および後半ではほとんど差はない.

(3) 重油・Cガス混焼の場合重油バーナーの位置をCガスバーナーの位置よりずつと深く炉内に装入した方が焰の輝度を増し, それだけ輻射量も増加する.

(4) 重油とCガスを混焼すると, 焰の前半すなわち第1・第2ドアの輻射が低下する.

(5) 重油の噴霧用スチームは重油量の多少にかかわらず, そのバーナーについての最適値があり, 重油量により比例調節すべきではないとの興味ある結果を得た. また過剰空気率も 1.0~1.2 なる最適値のあることを発見した.

III. 平炉の熱収支および能率

平炉への入熱量は鋼の精錬に要する熱量と損失熱量とに分けて考えることができるが, これらの各熱量の内容を分析し, 平炉炉容との関係を検討し, 炉容・製鋼能率・燃料原単位相互の関係を求め得れば平炉設計および操業をより合理化できる筈である. かかる見地から酸素をかわぬ溶鉄屑鉄法の操業を調べた.

まず国内・外の平炉の炉容・炉型・能率・製鋼作業を統計的に検討した. 製鋼精錬を熱的に調べて熱勘定する場合, 装入物からの計算はできるが, これを特に精錬条件を調べ熱伝達係数を数字的に出すことはほとんどできない. したがっているいろいろの炉を比較するのは無意味だが操業方法が同じ系統の炉では操業者は最善をつくし, 最適条件で作業しているゆえ条件は同じとして, 近似計算することは可能で有意義と考えた. 平炉への入熱量(Q)は出鋼t数(τ)に比例する項と製鋼時間(T)に比例する項の和になる.

$$Q = \alpha\tau + \beta T \dots\dots\dots (2)$$

αは理論製鋼熱量, βは損失熱量であり, 一つの炉で作業条件があまり変らなければ, α, βともに一定と考えられる. この条件が満足されるとき燃料原単位 φ(=Q/τ)

と製鋼能率の逆数 $1/\eta (=T/\tau)$ は比例する。多くの現場の数値を基に計算すると、 α の理論製鋼熱量は 0.25×10^6 kcal/t と推定され、 β の損失熱量の方は排ガス損失が 5.2×10^6 kcal/hr、伝熱損失が 1.1×10^6 kcal/hr 程度となる。

これらの関係に L. BRUNO³⁾ の炉床面積と炉容量の関係を用いし、入熱量 ($q=Q/T$)、炉容量 (τ_0)、炉床面積 (S) の関係式を導くと

$$q = [2\alpha\tau S / (1.5S + 10\alpha\tau)] + 0.01\sqrt{S^3} + 3 \dots (3)$$

さらに燃料原単位、製鋼能率と炉床面積との関係を求め、

$$\eta = \tau/T = 1 / (10\alpha/S + 1.5/\tau) \dots (4)$$

次のような結論に達した。

- (1) 伝熱損失は炉床面積に比例するものであるが、廃ガス損失の 1/5 程度である。
- (2) 炉床面積を大きくすると伝熱能力が大きくなり、入熱量も大きく、製鋼時間は短くなる。
- (3) 同一炉でも重装入すると燃料原単位は減少する。しかもこの効果は小型炉の場合程著しい。しかし重装入することにより得られる効果より、炉床面積を増し炉容をそれ相応に大きくした方がずっと効果大である。なおある炉容に対して燃焼原単位を最小にする炉床面積があることを実験式の解析が示している。
- (4) 製鋼能率の高いことは熱料原単位の低下より望ましいが、これも燃料原単位と同様、重装入するよりも炉床面積を大きくした方が有利である。

IV. 酸素使用の平炉

前章の鉬石法について調べた炉容量と製鋼能率・燃料原単位の関係を酸素使用平炉にも拡大適用を試みた。酸素の用い方を大別すると次の 4 種類になり、その 1 は燃料の助燃用であり、第 2 は装入物特にスクラップの山くずし用、第 3 はスラグの性状が悪く、熱を反射して鋼浴へ伝熱されず炉温低く反応の止まった時の打開、反応促進用であり、第 4 の目的はベッセマーライジング用である。

第 1 の場合、バーナーから酸素を吹込んで焰の輻射能の向上と、焰を短くシャープにし方向性を持たせることを目的としているがまだあまり利用されておらず、酸素助燃専用平炉を設計することは時期尚早である。第 2 のスクラップ切りくずし用は確かに時間短縮に役立つ。第 3 の反応促進用はライムボイル異状、軟溶解等の場合の効果は大きく、長期間集計した平均の燃料原単位・製鋼能率向上には役立つが、最適な状況で製鋼作業が進んでいるときは全然不用であり、個々の作業で具体的に短縮時間を表現する事は困難である。第 4 のベッセマーライジングの場合、浴中の Fe, Si, C が酸化発熱し湯に直接熱を与えることは事実だが、酸素使用の熱的效果としては鋼浴の攪拌および溶鋼の露出による焰からの熱吸収量の増加も大きい。この他製鋼時間の短縮も明らかで、脱炭速度は鉬石法の 2~3 倍あり、精錬末期出鋼迄の時間も短くてよい。しかし熱的に考えた場合、精錬期は鋼浴はあまり熱を必要としないので、この時間短縮による燃料原単位向上はあまり期待できない。以上のことを総合再説すれば、酸素製鋼法の熱的效果は第 2 のスクラップ山崩し時の時間短縮と第 4 のベ

ッセマーライジング時の熱伝達向上、すなわち重装入による製鋼能率向上の二点に絞って考えられる。

現場の 60 t, 120 t, 150 t 平炉数基の実測値から求めると酸素使用により 3600 kcal/m³ の熱が計算された。理論製鋼熱量は前述の通り 0.25×10^6 kcal/t ゆえ t 当り酸素 1m³ 使用で 1.4% 熱は少なくても良いこととなり、(3) 式は

$$q = 2\alpha \frac{\tau}{T} + 0.01\sqrt{S^3} + 1 \dots (5)$$

となり、 $\alpha = \{0.25 - 0.0036(O_2)\} \times 10^6$ kcal/t の補正熱量を用いると前章の入熱量・製鋼量・炉床面積の関係式が酸素使用の場合にも適用されることを確かめた。また鉬石法の場合とは異り、重装入して炉床面積の小さい方が燃料原単位に向上し、60~150 t 平炉で 10~30m³/t の酸素使用により炉床面積は鉬石法の場合の 60% で良いことを認めた。

V. 平炉炉型の考察

以上の結果を基にして炉型を検討した。50~500 t の重油専焼炉を考え、重油と霧化剤の混合気体の最適噴出速度を 500m/sec とし焰の長さを計算しこれを単位にし、一方で炉の深さは製鋼部会報告の 12 工場のデータと Ess²⁾, BRUNO³⁾, BUELL⁴⁾, GRJMAILLO⁵⁾ などの文献を参考にして 60~90 cm と決めた。さらに前述の通り燃料原単位を最少とする炉床面積が求め得られるので、これから炉長・炉巾を決めた。炉容が大きくなるにしたがつて炉長は大となるが、焰の長さには限度があるので或る炉容以上では炉長に比し炉巾を次第に大きくせねばならない。その限度が炉容 150 t であり、その時の炉床長さ/炉床巾は約 3.1 になる (Fig. 2 参照)。

炉の深さは伝熱の関係で炉床面積を大きくするにもかかわらずほとんど一定値であるが、酸素製鋼法の場合浴の強い攪拌と浴内で発生する酸化熱のため、炉床面積を小さくし炉の深さを増す方が能率の良いとの結論を得た。

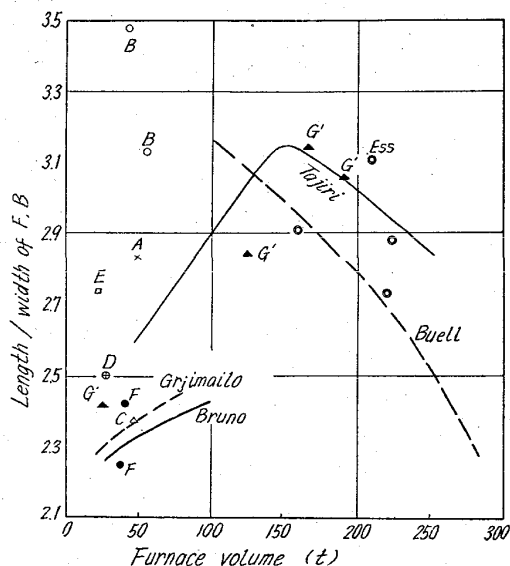


Fig. 2. Relation between the ratio of length to width of the furnace and capacity of OH furnace.

最後に酸素使用量, 炉床面積, 出鋼量, 製鋼時間, 製鋼能率, 入熱量, 燃料原単位それぞれの関係をもとに各種の計算ができ, それらの諸関係を Fig. 1 のような一括計算図表にまとめると便利である. これらの事から平炉内焰の伝熱を有効に利用し, 熱効率をあげ, 製鋼能率を向上できるので従来のかかなり経験的炉型設計から, 合理的炉型設計へと一歩進むことができたことを確信する.

文 献

- 1) Flame Radiation Joint Committee 報告: 学振 19 委 2 分科会で紹介
- 2) T. I. Ess: Iron & Steel Eng., 25 (1948), 1, p. 19~70
- 3) L. BRUNO: Riv. d. metallurgù, 35 (1938), 1, p. 52~72; 131~142
- 4) W. C. BUELL: The Open Hearth Furnace, Its Design, Construction and Practure. 1 (1936), 2 (1937), 3 (1939). Penton, Pub. Co., Cleaveland.
- 5) G. GRJMAILLO: Flow of Gases in Furnaces. (1923) John Wiley & Sons Inc.

669,183.2/1.22:669,764.1
 (97) マグネシアスタンプ炉床の性状
 におよぼす施工条件の影響

(平炉用炉床の研究—I)

八幡製鉄所, 技術研究所 No.64259
 工博 大庭 宏・杉田 清・○島田康平

Influence of Bottom Making Conditions
 on Properties of Magnesia Rammed
 Hearth.

(Study on magnesia rammed hearth for open
 hearth furnaces—I)

Dr. Hiroshi OHBA, Kiyoshi SUGITA
 and Kōhei SHIMADA.

I. 結 言

平炉および電気炉の炉床には, マグネシアスタンプが採用されている場合がきわめて多い. また, 炉床は常に溶鋼に接している点で, 精錬上最も重要な耐火材内張であるといえる.

マグネシアスタンプ炉床については, 特に米国において各種の研究結果^{1)~6)}が報告されているが, 大部分が材質に関するものである. スタンプ炉床の性能は, 使用材料の品質のみならず, 粒度構成, 結合剤の添加量, スタンプ時間, 乾燥条件などの施工条件によつても影響をうける.

今回, それらの施工条件が炉床の性状におよぼす影響について実験, 調査したので, その概要を報告する.

II. 粒度分布と苦汁添加量の影響

1. クリンカーの性状

供試したクリンカーは当所で常用している海水マグネシアクリンカーで, その性状は Table 1 に示したとおりで, 使用に際して粗粒と微粉を混合している.

2. 空隙率の測定

粗粒と微粉の混合比率によつて充填率, あるいは空隙率が変化することが, 当然考えられるので, 両粒分の混

Table 1. Properties of ramming materials for bottoms.

True specific gravity		3.54	Grain size distribution (%)		
Chemical analysis (%)	Ig. loss	0.48		"Coarse"	"Fine"
	SiO ₂	1.68	>3mm	5.0	
	Al ₂ O ₃	0.63	1~3	52.1	0.6
	Fe ₂ O ₃	4.42	0.5~1	22.2	2.5
	MnO	0.19	0.2~0.5	9.2	23.7
	CaO	0.16	<0.2	11.5	73.2
	MgO	93.15	Size of MgO crystal:		10~50 μ

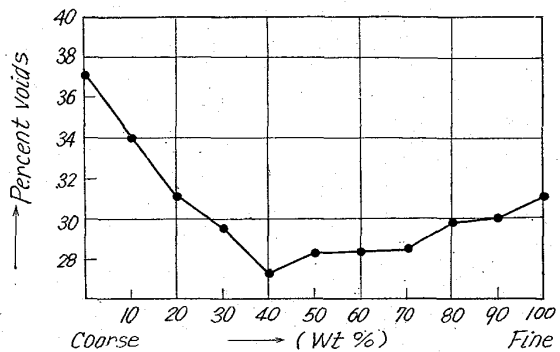


Fig. 1. Relation between coarse-fine ratio and voids percent of ramming mixture.

合比と空隙率の関係を調べた.

空隙率の測定法は, 両粒分の合種混合物をそれぞれ 300 g 調製し, メスシリンダー中で約 200 回の上下振動を与え, その容積 (見掛容積) を測定して次式より空隙率を算出する方法である.

$$\text{空隙率 (\%)} = \{V_a - 1\} / V_a \times 100$$

ただし $V_a = \text{見掛容積} / (\text{粗粒真容積} + \text{微粉真容積})$

測定結果は Fig. 1 のごとくで, 粗粒:微粉=60:40 (重量比) の混合比の場合に最密充填となることが判つた.

3. 苦汁添加量と強度の関係

粗粒/微粉混合比 60/40 および 40/60 の 2 種類の配合について, 結合剤として 30° Bé の苦汁を添加し, 30×30×35 mm 形状のブリケットを手打成形し, 苦汁添加量とブリケットの圧縮強さの関係を調べた. 苦汁添加量の増加とともに圧縮強度は増加し, 10% 付近で最大値を示している (Fig. 2).

4. 考 察

以上の実験結果より, まず粗粒と微粉の混合比は, 現状の両粒分の場合粗粒 60/微粉 40 のものが最低の空隙率を示しており, したがつてスタンプ後の炉床も緻密になると考えることができる. しかし, 実際にはスタンプ作業中に粒が破壊されることが予想できるから, 粗粒の比率はこの値より過剰にしておくことが望ましい. 70粗粒+30微粉が適正であろう.

結合剤としての苦汁の添加量は, 今回の手打ブリケットの結果では 10% 付近が強度の点で最適と考えられるが, 加圧効果の大きいランマーによる実際作業条件を考慮すると 8% 付近で十分であろう. また乾燥の面からも