

Table 4. Results of tests.

Test No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Heavy oil consumption (l/hr)	7	8.3	6.8	9.6	10.0	5.2	9.0	8.1	7.8	5.7	6.1	7.6
Gas entrance temp. (°C)	913	940	871	990	1020	600	960	930	850	780	700	810
Gas exit temp. (°C)	364	480	456	550	580	300	560	455	570	460	405	420
Air entrance temp. (°C)	20	10	10	15	10	10	10	15	25	20	15	20
Air exit temp. (°C)	623	710	640	760	770	480	740	680	690	580	495	470
Time to become fixed temp. on air exit (hr)	—	4.5	6.0	6.5	5.4	3.8	7.5	6.5	7.5	6.0	6.5	4.0
Blast volume (m <sup>3</sup> /hr)	24	24	27	20	27	27	27	27	27	8	27	8
Efficiency of heat exchange(%)	68.9	75.3	74.7	76.4	75.2	79.7	78.9	72.7	80.6	73.7	70.1	65.2
Efficiency of recovery (%)	24.5	28.2	38.6	22.3	29.2	54.0	34.6	29.6	52.2	15.9	46.8	7.8

3.7 伝熱面積

$$Q = A \cdot k \cdot \Delta t_m^{10)}, 5539/0.8 = A \times 4.9204 \times 308 \dots (14)$$

$$A = 4.5681 \text{ m}^2$$

ここで炉の熱放散を 80% として計算した。

したがって実際的には内径 49mm, 外径 55mm の特殊鋼管を Fig. 1 のごとく長さ 897mm に切り, それに U 字形屈曲部を溶接して接続しそのようなものを 3 列に並べ入口, 出口で管寄せした。そしてパイプの直線部の伝熱面積を 4.404 m<sup>2</sup>, 屈曲部は 0.569 m<sup>2</sup> 計 4.973 m<sup>2</sup> の伝熱面積のものを作った。

3.8 重油の燃焼計算

使用重油の化学組成は Table 2 に示す。燃焼計算で得られた燃焼ガス量, および燃焼ガス組成を Table 3 に示す。

4. 熱風炉実験結果

4.1 熱風炉温度の測定

熱風炉の炉内温度測定は特に特殊鋼管を損傷せぬために重要で, 炉内 11 箇所, 炉外 2 箇所の測定をした。炉下部で重油バーナーを燃し, その燃焼ガスで加熱するために, 炉の右端が高く左に行くにつれて下り煙突へ抜ける。熱風管の耐熱温度は 1000°C であるから炉温の制限はあるが, 特に向流式であるために注意して実験した。炉尻温度は 300~560°C であるが, いずれの場合でも 350°C 以下になるようにせねばならないのでなお研究を要する。重油バーナーの位置も考えてもう少し能率の良い熱効率のものとしたい。

4.2 測定結果

熱効率は次のようにして求めた。

$$\text{熱交換効率}^{11)}, \eta = \{ \text{実際の伝熱量} / (\text{伝え得る最大熱量}) \} \times 100.$$

ただし伝え得る最大熱量は<sup>12)</sup>,  $Q_{\max} = (t_1 - t_1') \cdot W_{\min}$   $W = V_0 \cdot t \cdot c_p \text{ kcal}/^\circ\text{C}$ ,  $W = \text{水当量}$ ,  $t = \text{加熱時間}$ .

$$\text{回収効率}^{13)}, \eta_2 = \{ \text{実際の伝熱量} / (\text{燃焼ガスの失つた熱量}) \} \times 100.$$

5. 結 言

キロ単位の小型製鉄炉を動かすための特殊鋼管式熱風炉を試験して次の結論を得た。

- (1) AISI 309 の特殊鋼の板を曲げ, アルゴン溶接して作ったパイプと耐熱鋳物のベントで蛇管を作り, 鉄管式熱風炉を作った。
- (2) 熱風管は定めた設計条件の基に熱計算して伝熱面積を求め管の長さを出した。この熱風を出す能力は 20 Nm<sup>3</sup>/hr である。

(3) 加熱は重油バーナーを用い, その燃焼ガスで加熱し, 熱風管付近の最高温度は 850°C~1020°C, 炉尻温度は 300°C~570°C であつた。

(4) 熱風温度は普通の運転では 580°C~770°C であつた。

(5) 炉の熱交換効率をなお良くするためにはバーナーの位置を変えることでその見込みがある。

文 献

- 1) William H. McADAMS: Heat transmission, p. 194
- 2) 矢木: 工業窯炉, p. 29
- 3) 矢木: 工業窯炉, p. 12
- 4) シヤック著: 応用伝熱, p. 151
- 5) H. SCHWIEDESSEN: Arch. Eisenhüttenw., 13 (1939/40), p. 283
- 6) William H. McADAMS: Heat Transmission, p. 207
- 7) William H. McADAMS: Heat Transmission, p. 176
- 8) 矢木: 工業窯炉, p. 81
- 9) 矢木: 工業窯炉, p. 79
- 10) 日本鉄鋼協会: 加熱炉の設計と実際, p. 215
- 11) シヤック著: 応用伝熱, p. 167
- 12) シヤック著: 応用伝熱, p. 184
- 13) 日本鉄鋼協会: 加熱炉の設計と実際, p. 229

(36) 熱風炉における B ガス-重油混焼試験について

日本鋼管, 鶴見製鉄所  
長谷川友博・阪本英一・○美間岩太郎  
技術部 黒田 浩一

Supplementary Combustion of Heavy Oil at the Blast Furnace Hot Stove.

Tomohiro HASEGAWA, Eiichi SAKAMOTO, Iwataro MIMA and Koichi KURODA.

1. 緒 言

最近, 高炉における高温送風の傾向は著しいが, 一方, コークス比の低下により B ガスカロリーも次第に低下し, B ガスのみの燃焼では高々 1050°C 程度の送風温度が得られるに過ぎない。  
この解決策として,

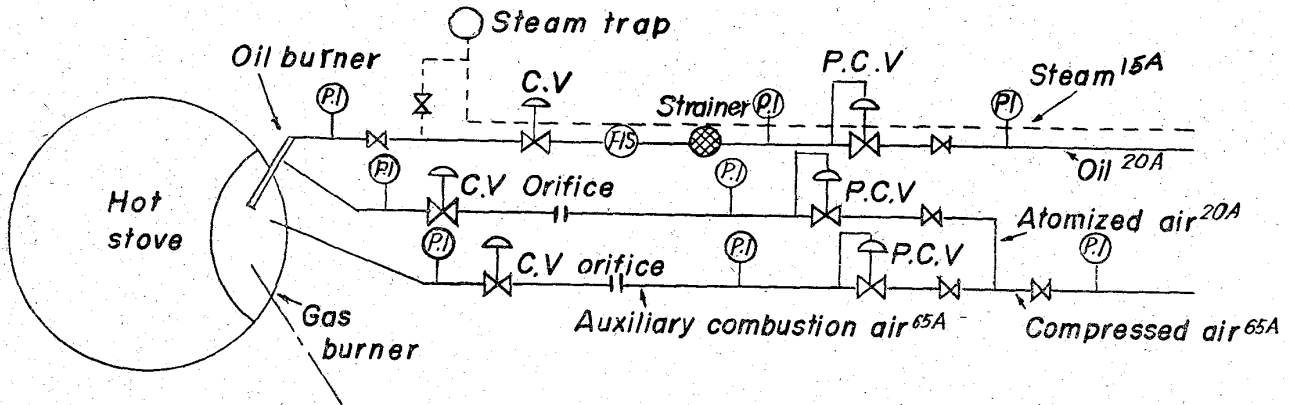


Fig. 1. Schematic flow sheet of oil combustion system at the hot stove.

- 1) BガスにCガスを富化してカロリー・アップをはかる。
- 2) レキュペレーターなどの外部予熱器を設置して、Bガスと燃焼空気のいずれかまたは両者を予熱する。
- 3) Bガスに重油を混焼する。

当所の場合、1)については該当するガスがなく、2)については設置場所、設備費、維持費に問題がある。3)については、既設の高炉重油吹込み配管を利用すれば比較的簡単に実施できるので、第2高炉吹卸し前の約1カ月間にわたり、熱風炉3基のうち1基を対象として実験を行ない、燃焼性、吹込み装置および方法、その他熱風炉耐火物に与える影響などを調査した。

2. 試験装置

重油燃焼設備配管の概略を Fig. 1 に示す。重油は第2高炉吹込み本管より分岐配管し、蒸気管と抱き合わせ保温を実施した。また、重油アトマイズ用エアおよびファンモーター能力不足による補助燃焼用エアの配管を設置した。重油、エア、蒸気量の調整はすべて手動によった。

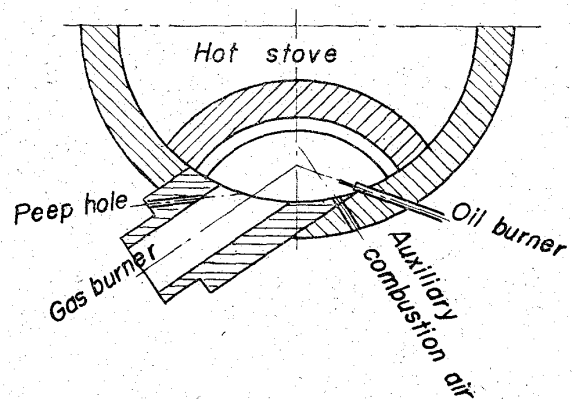


Fig. 2. Installation diagram of the oil burner.

Table 1. Anticipated calculation of supplementary use of heavy oil at the hot stove.

Itemes	Periods	Status quo with no heavy oil	I	
			I	II
Dome temperature (°C)		1,200	1,250	1,300
Blast temperature (°C)		900	900	900
Heat efficiency of hot stove (%)		58	62	65
On-blast time (hr)		1°30'	1°30'	1°30'
On-combustion time (hr)		2°45'	2°45'	2°45'
Oil addition (l oil/Nm <sup>3</sup> B gas)		0	0°02	0°04
B gas volume (Nm <sup>3</sup> /hr)		12,000	9,250	7,500
Amount of oil (l/hr)		0	185	300
Combustion air volume (Nm <sup>3</sup> /hr)		9,600	9,700	9,700

Fig. 2 に、重油バーナ、補助燃焼用エア配管、Bガス燃焼口の関係位置を示す。重油バーナはBガス燃焼口と同一レベルに約10°の傾角で取付け、ほぼその中間に補助燃焼用空気の供給口を設けた。重油バーナは、内部混気式バーナを使用し、当初は水平型で、後に上向き型に改良を加えた。なお、試験に使用した熱風炉は3基のうち中央の1基で、ファンモーター能力最大 9600Nm<sup>3</sup>/hr、ギッター面積 8100 m<sup>2</sup> で、Bガス専焼時における切替時間は 1½ hr であつた。

3. 試験方法

重油とBガスの混焼によりドーム温度が上昇し、送風温度の上昇が可能となるが、高炉操業上、当熱風炉1基のみ送風温度を上げることは問題がある。したがって、重油とBガスの混焼の効果は、ドーム温度の上昇→廃ガス温度の低下→熱風炉熱効率の上昇と考え、重油混焼率と熱風炉熱効率との関係を推定し有効熱量が等しくなるように以下の手順にしたがつて予備計算を実施した (Table 1)。

3.1 ドーム温度の設定および理論燃焼温度の計算

Bガス専焼時のドーム温度  $\theta_{dome} = 1200^{\circ}\text{C}$ 、理論燃焼温度  $\theta_{theo} = 1370^{\circ}\text{C}$  より、 $\theta_{dome} = 0.88 \theta_{theo}$ 。ドーム温度は  $1200^{\circ}\text{C}$ 、 $1250^{\circ}\text{C}$ 、 $1300^{\circ}\text{C}$  の3レベルを設定

する。

3.2 重油混焼率の計算

$$\theta_{theo} = (Hl_B + Hl_O \cdot x) / (C_{pMB} + C_{pMO} \cdot x) \dots (1)$$

ただし、 $Hl_B = \text{Bガス熱量 (900 kcal/Nm}^3)$ 、 $Hl_O = \text{重油熱量 (9} \cdot 300 \text{ kcal/l)}$ 、 $C_{pMB} = \text{Bガス Nm}^3 \text{ 当り燃焼生成ガス熱容量 (kcal/}^{\circ}\text{C)}$ 、 $C_{pMO} = \text{重油 l 当り燃焼生成ガス熱容量 (kcal/}^{\circ}\text{C)}$ 、 $x = \text{重油混焼率 (l/Nm}^3 \text{ Bガス)}$ 。

3.3 熱風炉の熱効率上昇の推定

熱風炉の熱効率上昇は文献<sup>1)</sup>を参考にして、ドーム温度  $1200^{\circ}\text{C}$  で 58% (現状実績)、 $1250^{\circ}\text{C}$  で 62%、 $1300^{\circ}\text{C}$

で 65% とした。

3.4 燃焼空気量および燃料量の計算

1 サイクルあたりの所要燃料量は次式により求めた。

$$Q = V(T_{B1} \cdot C_{pmBh} - TC_{pmB1}) / Hl \cdot \eta \dots \dots (2)$$

ただし、 $Q$ =所要燃料量(Nm<sup>3</sup>/cycle),  $Hl$ =燃料熱量(kcal/Nm<sup>3</sup>),  $\eta$ =熱風炉熱効率,  $V$ =送風量(Nm<sup>3</sup>/cycle),  $T_{B1}$ =送風温度(°C),  $T$ =冷風温度(°C),  $C_{pmBh}$ =熱風比熱(kcal/Nm<sup>3</sup>/°C),  $C_{pmB1}$ =冷風比熱(kcal/Nm<sup>3</sup>/°C)。

また、燃焼空気量は単位熱量当たりの所要燃焼空気量(Bガス, 0.886 Nm<sup>3</sup>/1000 kcal,  $m=1.1$ ; 重油, 1.32 Nm<sup>3</sup>/1000 kcal,  $m=1.15$ )より求めた。ただし、 $m$ は空気過剰係数である。

4. 試験結果および考察

予備計算結果にしたがって熱風炉操作を行なった。

4.1 燃焼性

重油バーナは当初水平としたが、フレーム先端が燃焼室隔壁煉瓦に衝突し煉瓦表面が白熱化するのが認められたので、バーナチップを上向き型に改良した。ガスバーナフランジ部に覗き穴を開け観察した結果、重油燃焼はチップ先端から 200mm の位置で開始し 2000mm 程度のフレーム長さを有していた。燃焼状況を調査するため、重油バーナレベルより 3500mm 上部のマンホールに試験口を開け、サーモカップルを挿入し断面における温度分布を測定した結果、重油混焼率 0.04 l/Nm<sup>3</sup> B ガスの場合、1340°±20°C の範囲にあり重油と B ガスのフレームが完全に混合していることが判明した。また、廃ガスの肉眼判定および分析結果によれば完全燃焼が行なわれていると考えられる。

なお、送風中重油バーナの詰りが懸念されたので、防止策として送風中も若干のアトマイズエアーを出した結果は良好で一度も詰りを生じなかつた。

4.2 重油混焼と燃焼温度の関係

Fig. 3 に、サクションパイロメータで測定した燃焼ガス温度、理論燃焼温度と重油混焼率の関係を示す。重油混焼率の増加に伴ない燃焼ガス温度は上昇するが、理論燃焼温度に比較すると上昇割合が少ない。すなわち、重油混焼率 0 で、 $\theta_{comb}/\theta_{theo}=0.93$  であるが 0.04 l/Nm<sup>3</sup> B ガスでは 0.89 となる。重油混焼の割合が増加すると

入熱量が減少し燃料単位量当たりの燃焼室からの放熱量が増加し燃焼ガス温度は低下するものと考えられる。

4.3 重油混焼の熱風炉熱効率におよぼす影響

Fig. 4 にドーム温度、廃ガス温度、熱風炉熱効率と重油混焼率の関係を示す。また、Table 2 に安定操作時における 1 サイクルの熱風炉簡易熱計算実施例を示す。重油混焼率の上昇に伴ない、ドーム温度の上昇、廃ガス温度の低下、熱風炉熱効率の上昇が確認された。これらの結果は、ほぼ計算値と一致している。熱風炉熱効率の上昇は主として廃ガス温度の低下によつている。

一方、重油混焼率を一定としたまま入熱量を増加させると、ドーム温度、廃ガス温度共多少上昇し、熱効率は低下している。

4.4 熱風炉設備に対する影響

フレーム温度の上昇により、ドーム煉瓦および燃焼室煉瓦の脱落およびギッターの目詰りが懸念されたが、解体時の調査では、重油混焼を行なわない熱風炉とほとんど

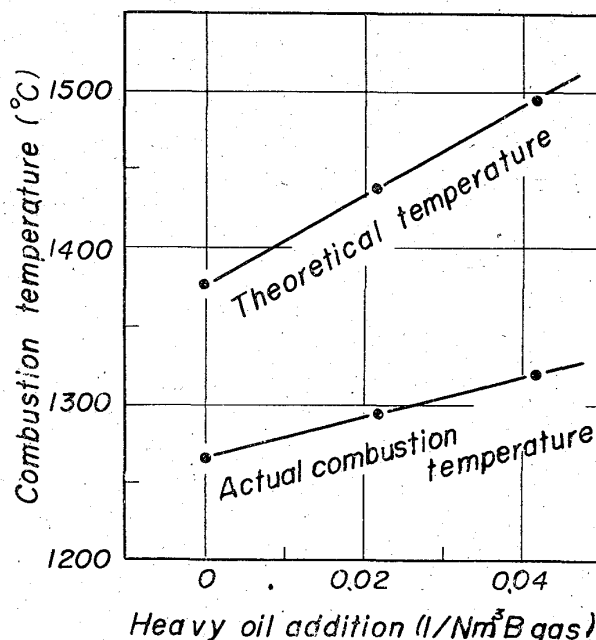


Fig. 3. Combustion temperature vs. heavy oil addition.

Table 2. Simplified heat balance of hot stove as calculated on its cycle data.

Items		Periods		Status quo with no heavy oil		Oil addition (0.02 l/Nm <sup>3</sup> B gas)		Oil addition (0.04 l/Nm <sup>3</sup> B gas)	
		kcal/cycle	%	kcal/cycle	%	kcal/cycle	%	kcal/cycle	%
Input	Combustion heat of B gas	29.8 × 10 <sup>6</sup>	96.1	22.4 × 10 <sup>6</sup>	78.7	18.6 × 10 <sup>6</sup>	68.2		
	Combustion heat of heavy oil	—	—	4.9	17.4	7.7	29.0		
	Sensible heat of cold blast	1.2	3.9	1.2	4.1	1.0	3.7		
	Total	31.0	100.0	28.5	100.0	27.3	100.0		
Output	Sensible heat of hot blast	18.4	59.4	18.4	66.4	18.3	67.0		
	Sensible heat of exhaust gas	6.4	20.6	5.1	17.6	3.7	13.6		
	Heat losses	6.2	20.0	5.0	16.0	5.3	19.4		
	Total	31.0	100.0	28.5	100.0	27.3	100.0		
Heat efficiency of hot stove*		57.7		63.0		65.8			

\* Heat efficiency of hot stove  $\eta$  is defined as below.

$\eta$  = Heat obtained by hot blast / combustion heat of fuel × 100

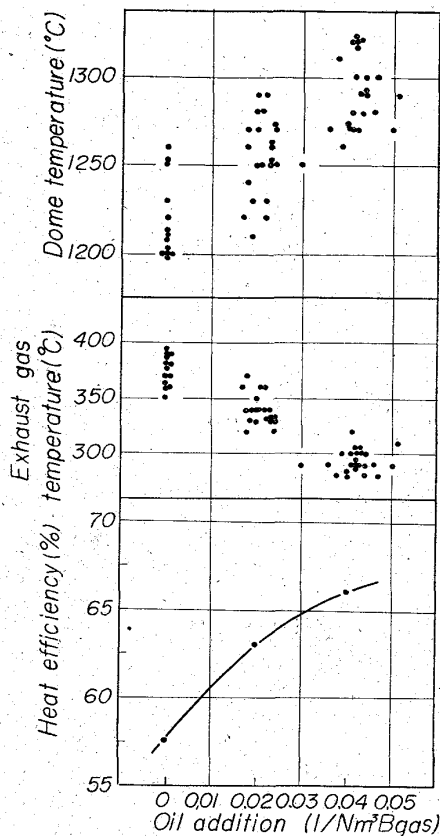


Fig. 4. Hot stove characteristics in relation to the rate of oil addition.

ど差はなかつた。また、弁類、ギッター受け金物についても影響は見られなかつた。これらの点については今後さらに長期の試験をして検討する必要がある。

### 5. 結 言

熱風炉における重油混焼試験を実施した結果、重油の燃焼性は良好であり、ドーム温度の上昇、廃ガス温度の低下、熱風炉熱効率の上昇を確認した。今回の試験では送風温度を上げて操業するには到らなかつたが、ドーム温度の上昇より考え、高温送風は十分可能であると考え。今後、改修後の2BF (620 m<sup>3</sup>) においてもさらに実験を続け、熱風炉の能力的アンバランス (加熱面積 16000 m<sup>2</sup>×2, 8100 m<sup>2</sup>×1) の解決策として採用することを検討している。

### 文 献

- 1) 八幡製鉄熱管理部会提出: 19-5-4, 熱風炉の構造と効率について
- 2) W. KELLER & W. RISSE: Stahl und Eisen, (Erfahrung bei der Ölznatzbeheizung von Hochofen-Winderhitzern), 23 (1963)
- 3) O. PAVLIK & F. HOHN: Steel Times, (Use of oil for supplementary heating in hot-blast stoves), 5 (1964) June

## (37) ベッディング粉粒度の焼結性におよぼす影響について

日本鋼管, 水江製鉄所 松本利夫  
堀江重栄・八浪一温・○梶川脩二

### Effect of the Size Distribution of Bedding Ore on Sintering Characteristics.

Toshio MATSUMOTO, Shigeyoshi HORIE,  
Kazuharu YATSUNAMI and Shūji KAJIKAWA.

### 1. 結 言

微粉原料の焼結性におよぼす影響について従来より多くの研究が行なわれているが、中粉もしくは比較的粗粉に属するものについては、微粉ほどその影響についての研究は多くない。日本鋼管水江製鉄所焼結工場においては昭和37年7月の稼働以来、焼焼原料として当社扇島原料予備処理センターでパイリングしたベッディング粉を60~70% (新原料中) 大量配合し使用している。したがってベッディング粉の性状が焼結作業におよぼす影響は大きく、その粒度管理を重要管理項目の1つとしている。すなわちベッディング粉中微粉原料については配合規制量を設け、微粉以外の中粉および粗粉についても極力長期的に安定させるように努力をしているが、原料需給上微粉以外の原料粒度管理は必ずしも十分でなく、パイル間変動の多少の変効は避けがたいので、これに対処すべき操業を行なうことが従来よりの課題となつている。

そこで今回ベッディング粉粒度の比較的粗粉である+3mm 指数について試験鍋を用いて試験を行ない、これと実操業におけるDL機の操業結果との比較を行ない、ベッディング粉粒度管理の参考にすることにした。

### 2. 試 験 計 画

#### 2.1. 要因および割付け

要因としては、ベッディング粉+3mm含有量のほかに操業上原料粒度と密接な関係のあるコークス配合率および混合原料水分をとり三元配置法で割り付けした。本試験の因子および水準を次に示す。

因子	水準
A ベッディング粉+3mm含有率	3 (20, 35, 50%)
B コークス配合率	4 (4, 5, 6, 7%)
C 混合原料水分	2 (6, 7%)

繰返数1回で24回の試験を行なつた。

#### 2.2 試料の配合割合

試料の配合割合は次のとおりとした。ベッディング粉71%、スケール6%、硫酸洋8%、砂鉄5%、石灰石粉10%とし、上記新原料100に対して、返鉄を50%配合した。

### 3. 試験結果および解析

上記試料を用いて鉄製試験鍋200mmφ×350により焼結した各特性値を分散分析したところTable 1に示すような結果を得た。

#### 3.1 点火前風量 (装入原料の通気性)

ベッディング粉粒度および原料水分による主効果、ならびにこれらの間の交互作用(A×C)がいずれも高度に認められた。すなわち主効果についてはベッディング粉+3mmが多いほど、また水分は6%より7%の方が