

両者の差はほとんど認められなかつた。

成品焼結鉄の成分、還元率、粉率を Fig. 3 に示す。

成品中の Fe は高塩基度焼結鉄配合の方が高く、しかも成品中の S ははるかに低値で、成品塩基度 1.25 の点では石灰石配合焼結鉄の S は 0.05% に対し、高塩基度配合焼結鉄の S は 0.03% であつた。

被還元性はほとんど両者間に差がなく、成品塩基度が高くなるにしたがい還元率は向上した。成品粒度は、高塩基度焼結鉄配合の方が粗粒部分 (+25mm) が多く、粉率 (-10mm, -5 mm) においても、石灰石配合の場合は塩基度が高くなるにしたがい増加しているが、高塩基度焼結鉄配合では成品塩基度が高くなつてもほとんど粉率の増加は認められなかつた。

V. 結 言

石灰石配合率を 0~50% に変化した場合の焼結性、ならびに高塩基度焼結鉄 (CaO/SiO₂=4.88) を配合して塩基度を 0.7~2.0 の石灰焼結鉄を製造した場合の焼結性についていろいろ検討し次の結果を得た。

(1) 1) 石灰石配合率増加とともに焼結時間は短縮する。しかし歩留、生産率、強度などは原料配合によつて異なり、ある原料によつては石灰石配合率増加とともに焼結性は低下するが、別の原料配合にすると、石灰石 20% 配合が焼結性悪く、石灰石配合がそれ以下でもそれ以上でも焼結性は向上する傾向があつた。

2) 成品中の S は石灰石増加とともに直線的に増加した。

(2) 1) 高塩基度焼結鉄を配合した石灰焼結鉄は石灰石配合の場合よりも焼結性は良好で、成品塩基度 1.25 の点で比較すると歩留 7%, 落下強度 9%, 生産率 0.1 t/m²/hr 程度向上し、コークス原単位も約 20 kg/t 低下する。

2) 成品焼結鉄の成分では、高塩基度焼結鉄配合の場合の方が Fe 高く、S は低かつた。実験値では、成品焼結鉄の塩基度 1.25 の場合、石灰石配合焼結鉄の S = 0.05% に対し、高塩基度焼結鉄配合の S = 0.03% であつた。また成品焼結鉄の粉率は高塩基度焼結鉄配合の場合の方が少なかつた。

3) 被還元性は両者間に差がなく、成品焼結鉄の塩基度が増加するとともに還元率は向上した。

文 献

- 1) W. KNEPPER et al.: Agglomeration, International Symposium, (1961) p. 787~807
- 2) 岸高寿・春富夫・児玉琢磨 10, p. 1272~1273
佐藤範彦: 鉄と鋼, 49 (1963) 10, p. 1272~1273
- 3) 鶴野達二・宮川一男: 鉄と鋼, 48 (1962) 4, p. 372~74
- 4) V. YA. MILLER et al.: Stal, (1962) 12, p. 1057~60

(16) 焼結用主排風機のランナー摩耗と排ガス中ダスト濃度との関係

日本鋼管, 川崎製鉄所 林 秦 生
○村上 惟 司

On the Wear of Runner Blade of Sintering Fan.

Taisei HAYASHI and Tadashi MURAKAMI.

結 言

日本鋼管, 川崎製鉄所の No. 3 焼結機は、昭和 35 年末稼動以来、集塵機の集塵効率が低く、主排風機のランナーはわずか 1~1.5 年程度の寿命となり、現在まですでに 2 回取替えている。このため、集塵機の集塵効率を向上すべくいろいろ調査、検討を行つてきたがまだ十分なる解決を見ていない。しかし、この間の種々測定により、ランナーの摩耗量と排ガス中ダスト濃度との関係を得たので、その結果を報告する。

II. 主排風機のランナー摩耗状況

No. 3 焼結機の主排風機は既略次のような仕様である。

- 型 式: 一段両吸込型ターボ, プロリー
- 圧 力: -1,100 mm Aq
- 風 量: 8,100 m³/min (120°C)
- 回転数: 1,480 rpm
- ランナー径: 2,250 mm (羽根中心径 1,815 mm)
- 羽 根: ラジアル・ペーン 20×2=40 枚 8 mm 厚, (SNC-2)

このように、この排風機のランナーは回転数が速いため、摩耗の点では有利であるとはいえない。

ランナー羽根の摩耗測定位置 および 摩耗状況を Fig. 1, Table 1 に示す。

Table 1 から判るように、ランナーの主板側の部分の摩耗が大きく、この摩耗の大小がランナーの寿命を決定することになる。

III. ダスト濃度とランナー摩耗量との関係

No. 3 焼結機の集塵機はウエスタンのマルチクロン

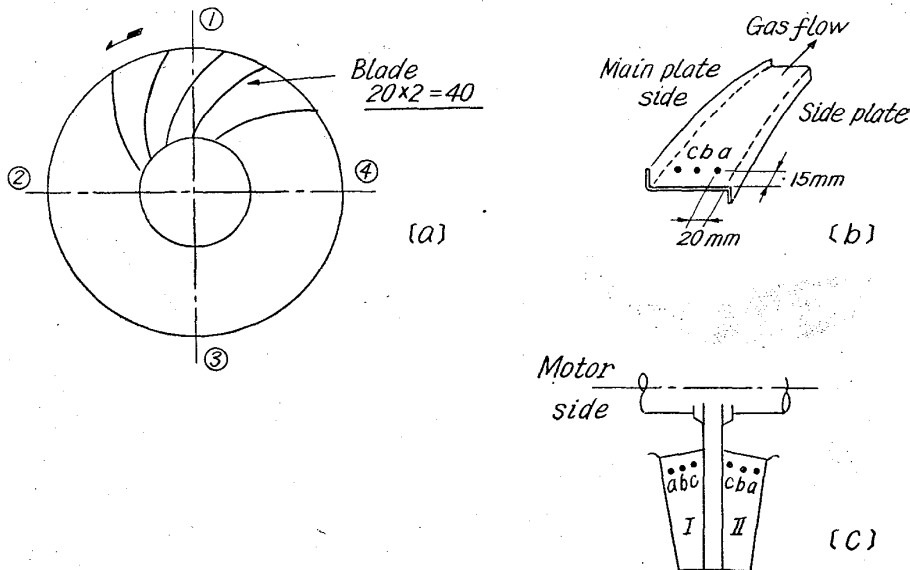


Fig. 1. Measuring points of wear of runner blades.

Table 1. Wearing data of runner blade.

Date	Thickness of blade, opposite side (I) (mm)				Thickness of blade, motor side (II) (mm)				total (mm) average
	a	b	c	mean	a	b	c	mean	
37- 3-12	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00
4-13	7.65	7.56	7.28	7.50	7.71	7.68	7.43	7.61	7.555
7- 2	7.49	7.27	6.45	7.07	7.60	7.42	6.67	7.23	7.150
10- 2	7.44	7.05	5.62	6.70	7.48	7.06	5.05	6.53	6.615
38- 3-13	7.17	5.30	1.18	4.55	7.22	4.48	1.05	3.90	4.725
3-16	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00
4-27	7.81	7.69	6.36	7.29	7.92	7.48	7.10	7.62	7.455
6-24	7.77	7.40	5.42	6.86	7.85	7.65	6.20	7.23	7.045
7-27	7.70	7.30	5.10	6.70	7.82	7.52	6.00	7.11	6.905
8-28	7.70	7.20	4.82	6.57	7.82	7.45	5.85	7.04	6.805
9-30	7.70	7.10	4.68	6.49	7.82	7.42	5.84	7.03	6.760
10-25	7.65	7.05	4.55	6.42	7.82	7.40	5.78	7.00	6.710
11-18	7.65	7.05	4.50	6.40	7.82	7.40	5.58	6.93	6.665

Remarks: (1) 37-3-12: 2nd runner was set.
 (2) 38-3-16: 3rd runner was set.

であるが、稼動以後、漏風、集塵管の詰りなどにより集塵効率が低下し、ランナーの摩耗を大きくする原因になった。その後、いろいろ手を加え、集塵効率の向上をはかったが、最近になりダスト濃度もかなり低下するようになった。

Table 2 にマルチクロン出口のダスト濃度および集塵効率の推移を示す。

これら Table 1, Table 2 よりダスト濃度とランナー羽根の摩耗量の関係を調べると Table 3 のようになる。Table 3 からわかるが、当所の No. 3 焼結機では、ランナー取付後最後の 1 カ月間位は非常に摩耗が速くなっている。この原因については明確にすることはできないが今後検討されねばならない。一応これら 2 つのデータは異常とみなし、ダスト濃度とランナー羽根の

Table 2. Dust content of waste gas and efficiency of multiclone.

Date	Dust content C(g/Nm ³)	efficiency η (%)
37- 3-19	0.2420	75.1
4-12	0.4680	53.6
4-14	0.6583	52.1
5-17	0.3120	63.4
5-19	0.2719	67.1
6- 5	0.2305	66.6
6-19	0.3046	63.6
38- 4- 2	0.4446	68.6
4-18	0.6670	56.2
4-25	0.3787	59.7
5-22	0.7770	64.1
6- 1	0.4846	59.6
38- 6-21	0.5233	60.3
7- 2	0.3960	69.3
7-24	0.2842	57.8
8- 7	0.2241	63.9
8-24	0.4570	67.3
9-14	0.2197	66.7
10- 5	0.3919	43.5
10-19	0.2563	43.1
11- 8	0.2181	71.8

摩耗量との関係を図に示すと、Fig. 2 のとおりとなる。この結果から、ランナー羽根の摩耗量 V とダスト濃度との間には

$$V = K \cdot C^{1.6} \dots \dots \dots (1)$$

V: ランナー羽根の摩耗速度 (mm/day)

C: ダスト濃度 (g/Nm³)

K: 定数

なる関係がある。

排風機のランナーの摩耗に関する実験の例としては平野、小代、山本など¹⁾の研究があるが、これによると排風機ランナーの寿命について、次のような実験式を提

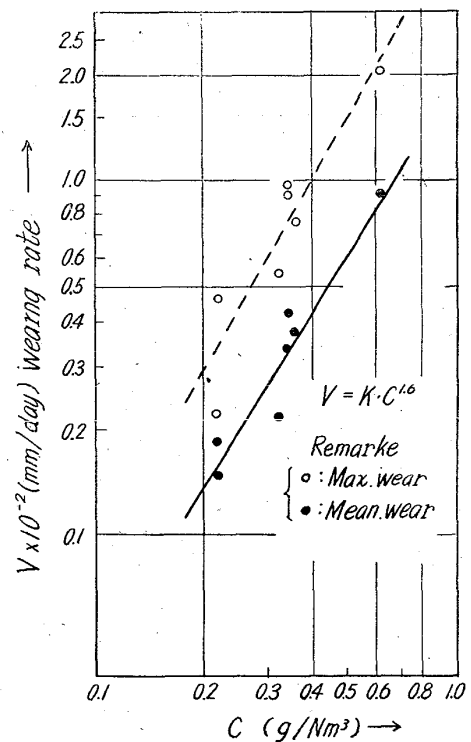


Fig. 2. Relation between wearing rate and dust content.

Table 3. Dust content of inlet gas into fan and wearing rate of runner blade.

Period	Dust content C(g/Nm ³)	Wearing rate × 10 ⁻² (mm/day)				Driving time (days)
		I	II	max	mean	
37- 3/12~ 4/13	0.3550	1.670	1.300	2.400	1.485	30
37- 4/14~ 7/ 3	0.3550	0.390	0.345	0.755	0.372	
38- 3/16~ 4/27	0.3995	1.780	0.950	4.100	1.365	40
38- 4/28~ 6/24	0.6090	0.960	0.870	2.090	0.915	45
38- 6/25~ 7/27	0.3401	0.485	0.364	0.970	0.424	33
38- 7/28~ 8/28	0.3406	0.434	0.234	0.915	0.334	30
38- 8/29~ 9/30	0.2197	0.259	0.038	0.465	0.148	32
38-10/ 1~10/25	0.3241	0.308	0.125	0.521	0.216	24
38-10/26~11/18	0.2181	0.078	0.287	0.217	0.183	23

示している。

$$(T/a) \cdot (C \cdot U^3/g) = K \dots\dots\dots (2)$$

- T: 寿命 (運転時間) (Hv)
- a: 羽根の厚サ (mm)
- C: ダスト濃度 (g/m³)
- U: 周速度 (但し, 羽根の中心径) (m/sec)
- K: 定数 (羽根の硬サ) (kg/cm²)

すなわち, この実験式ではランナーの寿命は, ダスト濃度の一次の逆数に比例することになるが, 当所の実績では 1.6 次の逆数に比例する結果を得ている. このような相異はおもにダスト粒度の影響が考えられる.

すなわち, (2) 式では, ダスト粒度が一定の時の実験であり粒度の影響が入っていないが, 当所実績の (1) 式ではダスト粒度の影響が入っていると考えられる.

今回の調査では, ダストの粒度分布について詳細データが得られていないが, 平野らはランナー羽根の摩耗速度 V とダスト粒径 α について, 次の (3), (4) 式を出しているので

$$V/C \propto \sqrt{d_{mean}} \dots\dots\dots (3)$$

$$V/C \propto d_{max} \dots\dots\dots (4)$$

いま, ダスト濃度とダスト粒径 d_{mean} との間に一次の関係があるとすれば

$$d_{mean} \propto C \dots\dots\dots (5)$$

(3), (5) 式より

$$V = K \cdot C^{1.5} \dots\dots\dots (6)$$

となり, No. 3 焼結機の実績とかなり良く一致する. 実際に補集したダストの観察の結果は, ダスト濃度が高いときは粒子径も粗目であつたことから, 以上のような考え方が成立するものと思はれる.

このような考え方で (2) 式にダスト粒度の影響を入れると

$$(T/a) \cdot (C^{1.6} U^3/g) = K \dots\dots\dots (7)$$

となり, 当所の実績では K は次の値になる.

$$K = 1.078 \times 10^{18}$$

IV. ランナー寿命と集塵機について

排風機のランナー寿命は, 前にも述べたが羽根の偏摩耗の大小により左右されるが, この偏摩耗をより少なくすることはランナー寿命延長の一つの対策であることはいうまでもない. Fig. 3 に当所におけるランナー寿命とダスト濃度との関係を示す通り, 羽根の偏摩耗の有無によりランナー寿命に非常に大きな差が生ずる. しかし,

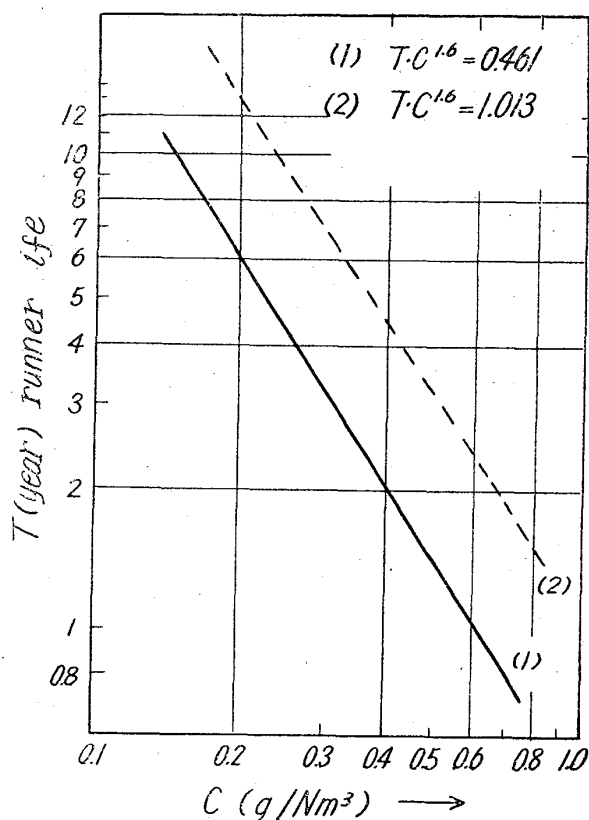


Fig. 3. Relation between dust content and runner life.

現状ではほとんど (1) の直線にて, ランナーの寿命が決定されるといつて良い.

次に, 排風機のランナー寸法および回転数の影響であるが, (2), (7) 式からもわかるように, ランナー寿命は周速度の 3 乗に逆比例する. したがって, ランナー寸法, 回転数を適当に選定することにより摩耗が非常に減少することがあるわけで, また, ランナー寿命をどの程度に抑えるかにより, 排ガス中ダスト濃度をどの程度まで下げれば良いかも推定することが可能である.

今, 当社川崎製鉄所 No. 3 焼結機の排風機ランナーと, 材質, 形状とも類似した水江製鉄所 No. 1 焼結機のランナーとを比較すると次のようになる.

川崎 No. 3	水江 No. 1
ランナー径: 2.250 mm	3.150 mm

回 転 数: 1・480 rpm 985 rpm

ランナー寸法, 回転数は上記のようであるので, 周速より定まるランナー摩耗速度は, 川崎 No. 3 焼結機に較べて

$$\{(3 \cdot 150 / 2 \cdot 250) \times (985 / 1 \cdot 480)\}^3 = 0 \cdot 80$$

すなわち, 水江 No. 1 焼結機のほうが 20% 少なくなる。したがって Fig. 3 中, (1) 式より水江 No. 1 焼結機のランナー寿命とダスト濃度の関係を推定すると(8)式のようになる。

$$T \cdot C^{1.6} = 0 \cdot 584 \dots \dots \dots (8)$$

このように, ランナーの周速度に帰因する摩耗速度を考えると, わが国のおもな焼結機では, 川崎 No. 3 焼結機の摩耗速度を 1 とした場合, 1・12~0・37 の範囲にある。この値が大きいところでは, ランナーの材質あるいは形状の改善などで摩耗を少なくするか, あるいは集塵機の集塵効率を高める必要がある。

一般に集塵効率を高めるには, 機械式集塵機では集塵機の圧力損失を大にする必要があるので焼結生産性との関連において, 集塵機およびその圧力損失を考えねばならない。集塵効率の高い電気集塵機が, 最近焼結用として採用されている例が外国であるが, 建設コストの面で難点がある。また, ブロー・ダウン方式の採用にて効率を高めることが, わが国でも実施されているが, これもブロー・ダウン用の排風機を別に取付けない限り圧力損失が増加する欠点がある。

今後, 焼結機が大型化するに際し, 排風機も大型化する可能性があるが, ランナーの大きさ, 回転数などの決定には, 集塵機との関係を十分考慮することが重要である。

V. 結 言

焼結用排風機のランナーの摩耗と排ガス中ダスト濃度との間には

$$V = K \cdot C^{1.6}$$

なる関係があることがわかった。この結果にもとづき, ランナーの摩耗につき考察を行なったが, これが今後の参考になれば幸甚である。

文 献

- (1) 平野, 小代, 山本,
「機械の研究」9 (1957) 6, p. 690~694
「 〃 」9 (1957) 7, p. 801~803

(17) 焼結ベッドにおける熱伝達

(焼結過程の物理的解析—I)

八幡製鉄所, 戸畑製造所 深川 弥二郎
石川 泰・野口信雄・〇楯岡正毅
Heat Transfer in Sinter Bed.

(Physical analysis of Sintering Process—I)
Yajiro HUKAGAWA, Yasushi ISHIKAWA,
Nobuo NOGUCHI and Masatake TATEOKA.

I. 緒 言

焼結過程の理論的解析はその複雑多様性から取扱いが困難であり, 解析結果は測定を主にした定性的なものが多い。最近部分的現象についてはあるが理論的検討結

果の報告が見られるようになり, 研究の実績は複雑な焼結機構をしいに解決しつつある。焼結過程の理論的体系を確立することは“焼結原料の価値評価”, “焼結速度の限界の把握”, “新焼結法の開発”などの検討に重要な役割をはたし, さらに焼結操業および焼結設備の合理化を可能にすると考えられる。

筆者らは焼結速度および焼結ベッドの熱履歴を知るところを最終目標とし, まず焼結過程において重要な意味を有する熱伝達について検討した。

II. 基礎方程式の誘導

焼結ベッド内の熱伝達について考える場合, 対流, 伝導, 輻射について考えなければならないが, まず最初に粒子—流体間熱伝達のみについて考える。すなわち基礎方程式の誘導の前提条件を次のように置く。

- I) 充填層においては断熱条件が成立している
- II) 充填層粒子の熱拡散率は非常に高い
- III) 粒子および流体の熱的物性常数は一定とする
- IV) 流体流量は一定とする
- V) 充填層内の熱伝導 および 熱輻射はないものとする
- VI) 粒子—流体間の 伝熱速度は 流体—粒子間の温度差に比例する
- VII) 充填層の移動はなく, G. W. 式の焼結機を考える流体および充填物について熱バランスを考えると(1)

(2) 式が成立する。

$$C_{pg} \cdot \rho_g \cdot \varepsilon (\partial T_g / \partial \tau) + C_{pg} \cdot G (\partial T_g / \partial z) = A_p h_p (T_s - T_g) \dots \dots \dots (1)$$

$$C_{ps} \cdot \rho_s \cdot (1 - \varepsilon) (\partial T_s / \partial \tau) = -A_p h_p (T_s - T_g) \dots \dots \dots (2)$$

(1)(2)式より,

$$\partial T_g / \partial \tau + \{G / (\varepsilon \cdot \rho_g)\} (\partial T_g / \partial z) = K_2 (T_s - T_g) \dots \dots \dots (3)$$

$$\partial T_s / \partial \tau = -K_1 (T_s - T_g) \dots \dots \dots (4)$$

ここで $K_2 = A_p h_p / (C_{pg} \cdot \rho_g \cdot \varepsilon) \dots \dots \dots (5)$

$$K_1 = A_p h_p / \{C_{ps} \cdot \rho_s (1 - \varepsilon)\} \dots \dots \dots (6)$$

いま

$$U = (K_2 \varepsilon \rho_g z) / G \dots \dots \dots (7)$$

$$V = K_1 \{\tau - (\rho_g \varepsilon z) / G\} \dots \dots \dots (8)$$

とし, 変数変換すると

$$\partial T_s / \partial V = T_g - T_s \dots \dots \dots (9)$$

$$\partial T_g / \partial U = T_s - T_g \dots \dots \dots (10)$$

(9)(10) 式より T_g を消去すると,

$$\partial^2 T_s / \partial U \partial V + \partial T_s / \partial U + \partial T_s / \partial V = 0 \dots \dots \dots (11)$$

同じく T_s を消去すると

$$\partial^2 T_g / \partial U \partial V + \partial T_g / \partial U + \partial T_g / \partial V = 0 \dots \dots \dots (12)$$

(11) 式が求める基礎微分方程式である。

III. 計算方法

(11) 式の解法には Fourier 積分によるもの¹⁾もあるが, ここでは理解が容易で, 計算しやすい, Taylor 展開に基づく数値解析を用いることとする。杉山らの^{2,3)}方法によると

$T_s(U, V)$ の Taylor 展開は

$$T_s(U, V) = T_s(U_0, V_0) + \Delta U (\partial T_s / \partial U) + \Delta V (\partial T_s / \partial V) + (1/2) (\Delta U)^2 (\partial^2 T_s / \partial U^2) + (\Delta U, \Delta V) (\partial^2 T_s / \partial U, \partial V) + (1/2) (\Delta V)^2 (\partial^2 T_s / \partial V^2) + \dots \dots \dots (13)$$