

Fig. 4. Effect of rolling temperature. (low-carbon steel.)

(3) 平均圧延圧力

前報で説明したごとく平均圧延圧力を簡単に算出する方法として、芯金をロールと見なし、また管を丸めた板と考へて計算式を導くと近似的に平均圧延圧力 p は

$$p = P/dc\sqrt{R\phi t} \dots\dots\dots (3)$$

となる。ここで P : 圧下力, dc : キャリバー寸法, R : ロール胴半径, ϕ : レダクション, t : 管の肉厚である。Fig. 4 に示された値についてもとめた平均圧延圧力を Fig. 5 に示す。レダクション(圧下率)は第1パスの方が大であるにもかかわらず 50% 内外第2パスが大きい値を示している。これは圧延状況が第1, 第2パスで異なるため算出方法に無理があるものと思われる。また図中に高温高速引張り試験よりもとめた圧延におけるレ

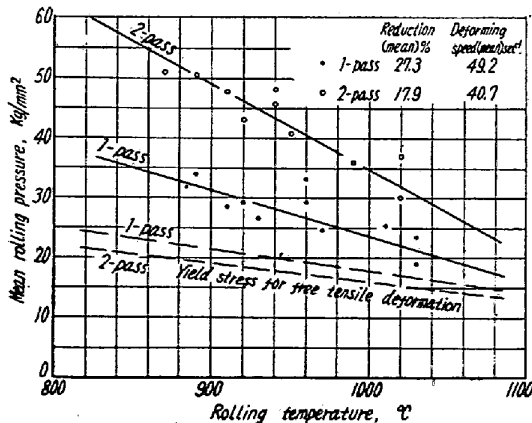


Fig. 5. Relation between mean rolling pressure and temperature (comparison with yield stress for free tensile deformation.)

ダクションおよび変形速度に対する純粋変形抵抗値を点線で示してあるが、平均圧延圧力は第1パスが1.3~1.4倍、第2パスが約2倍と大きい値を示す。

(4) 管とロール間のスリップ

ロール・キャリバーの有効径における周速度と管の前進速度を比較すると入口側では管は後進し、出口側では先進しその比率は管のレダクションにほぼ比例するが、出口側ではバラツキが大きい。その値の一例を示すと、レダクションが 16~20% の場合に入口側で後進率が15~19% であり、出口側では先進率が 0~4% である。

IV. 結 言

プラグミル圧延作業における圧延条件が諸荷重におよぼす影響を知るための実験を行つたが、その結果を要約するとつぎのとおりである。

(1) 潤滑剤を使用して圧延作業を行えば、芯金と管内面の摩擦係数が減少し、芯金棒力が低下する。潤滑剤としては食塩2+木炭粉1の混合物が最良の結果を示した。

(2) 低および中炭素鋼、オーステナイト不銹鋼について諸荷重を比較すると低炭素鋼に比し中炭素鋼はやや高い値を示し、不銹鋼は2倍程度を示す。

(3) 温度が低くなると諸荷重は増加する。

(4) 板の場合に準じて平均圧延圧力を試算したが、実験の圧延が仮定に近い場合は大体妥当な値を得るが、その他の場合概して大きい値を生ずる。

(5) 管はロール入口側で後進し、出口側で先進するがその比率は管のレダクションにほぼ比例する。

(92) コイル焼鈍炉における伝熱
Heat Transmission in Coil Annealing Furnace

K. Tanaka.

資源技術試験所 田中 楠弥太

I. 緒 言

コイル焼鈍炉におけるコイル内の温度分布を若干の仮定のもとに計算し、現在の炉の欠点を指摘するとともにその構造を適当にしたときの加熱時間を計算した。計算した炉は Fig. 1 に示すようなものである。図示の炉が現在多くの工場で実際に使用しているものと異なる主要な点は実在の炉は各ディフューザーに入る気体の量が必ずしも均一でなく、またその温度も不同で、そのため各コイル内の温度分布が相当乱れていることである。

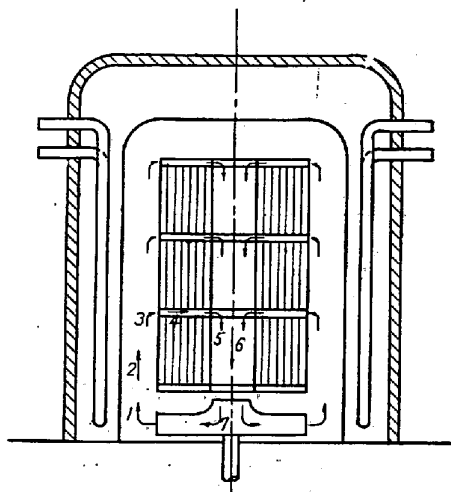


Fig. 1. Coil annealing furnace.

II. ガスの流量

比重が空気と同じ雰囲気ガスを Fig. 1 の矢のようにまわしたとき、図中 1~7 のにおける流体抵抗による圧力損失 P_i は

$$P_i = \xi_i r \frac{v_i^2}{2g}$$

ここに ξ_i : 管摩擦係数, r : 比重, v_i : 流速, g : 重力の加速度.

2, 4, 6 のような管では

$$\xi_i = \phi_i l_i / d_i$$

ここに ϕ_i : 流体抵抗係数, l_i : 長さ, d_i : 直径.

これらの値の中には正確にはわからないが、大体的見当のつくものもある。3, 4, 5, 7 がそれである。しかも最も大切なのはディフューザー内におけるものであるが、これには Nunnen の実験によるデータから推定して計算した。ディフューザーの厚さは非常に重大な値であるが、これはディフューザー内とコイル中心の孔の最下部との流速を等しくとつた。これの可否は本前刷では省略する。そうすると計算の結果全抵抗は

$$P = P_i = P_1 + P_2 + (P_3 + P_5) + P_4 + P_6 + P_7 \\ = (0.1 + 0 + 2.0 + 3.6 + 0 + 1) \times \frac{1.2}{20} v_4^2 \dots (1)$$

一方流量 W は

$$W = \frac{\pi}{4} \times 0.5^2 v_7^2 = \frac{\pi}{4} \times 0.5^2 v_4^2 \dots (2)$$

送風機の効率を 60% とすると、動力が 15HP とすると

$$15 = \frac{W \cdot P}{0.6 \times 75}$$

(1), (2) をこの式に代入すると

$$v_4 = v_7 = 20 \text{ m/s}$$

実際の炉におけるある工場の熱間速度の値が 23m/s

であることとほぼ一致している。気体が熱い場合は抵抗はほぼガスの比重に逆比例し、風量が同一のときは送風機の風圧もほぼ比重に逆比例するから、容積で表わした送風量は比重にはほぼ無関係になり、動力は比重量すなわち絶対温度に逆比例する。これは実際の工場での実績もそうになっている。

III. コイル内の伝熱

コイル内の伝熱は軸方向 Z と半径方向 r に行なわれたものの合成である。これを二次元的に取扱うことは数学的に煩雑であるばかりでなく、 Z 方向と r 方向のどちらが支配的であるかをみるためにむしろ独立に考えた方が具合がよい。

鋼の熱伝などは $\lambda_z = 40 \text{ Kcal/m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ とした。半径方向すなわち板と板の隙間のある方向の見掛け熱伝導率はある本によると λ_z の $1/8 \sim 1/20$ といわれている。実際にはコイルを巻くときの張力により、また板厚によって異と思われる。今計算では $1/10$ をとり $\lambda_r = 40 \text{ Kcal/m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ とした。外部の熱伝達率 α は大体 $150 \text{ Kcal/m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ またはこれより少し小さいらしい。今 $\alpha_r = 120$ として計算した。

最初温度 0° の内径 0.5m 外径 1.5m の無限円筒の内外面に温度 $t_g = 650^\circ$ のガスがふれ、上記の伝熱係数をもつ場合、時間 τ h 後のコイルの最低温度 t_r (場所は内外面の中心よりやや内側) を伝熱方程式からもとめた結果は Table 1 のようである。

つぎに軸方向 Z のみの伝熱計算をする。この場合、熱伝導率 λ_z は前記 40 でよいが、表面におけるすなわちディフューザー内のガスからの熱伝達係数が問題で、前記の Nunnen の実験から推定するときコイルのように表面に凹凸の多い場合の熱伝達率 α は滑らかな面の 3 倍位らしい。それゆえ α は有名な公式

$$Nu = 0.023 R_e^{0.8} P_r^{0.4}$$

ここに Nu : ヌツセルト数 $= ad/\lambda$, P_r : プラントル数 $= 3600cpv/\lambda$, R_e : レイノールド数 $= vd/\nu$
 cp : 定圧比熱, ν : 運動粘度

から計算した α を 3 倍すると $\alpha_z = 120 \text{ Kcal/m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ になる。($\alpha_z = \alpha_r$ は偶然である。)

この値を用い、最初温度 0°C , 長さ 0.8m , $\lambda = 40$, の固体壁の外部に $t_g = 650^\circ\text{C}$ の気体が流れ、その熱伝達率が 120 ときの時間 τ h における温度を伝熱方程式を解いてもとめた結果を Table 1 に記す。

Table 1 を見れば明らかに軸方向のものが支配的である。

但し現在の炉からはコイル外面ならびに上面の温度分

Table 1. Lowest temperature of coil compared with gas temperature.

Time τ (sec)	4	6	8	10	12	14	16	18	20	25	30	
$t_g - t_1$	650	440	338	254	191	144	109	81	61	46	22.6	11.0
$t_g - t_2$	650	272	166	101	62	37	22.8	13.9	8.5	5.1	1.5	0.45

布が悪いためこの条件を満足していない。またそのため板と板がくつついてこまることもある。またディフューザーの流量も同一でないで、それに起因するコイルによる熱もある。

VI. 結 論

筆者は国内の 4~5 の工場にある 4~5 のメーカーが作った炉をみたが、いずれも各ディフューザーの流量の均一化、ディフューザーに入る温度の均一度、有害な熱輻射の防止、燃焼装置（ラジエントチューブ、直接燃焼を問わず）などにおいて不満足な点が多いのは遺憾であった。その結果としてコイルの熱処理温度の不均一、したがって材料の性質たとえば絞りの限度とかにむらが発生しているし、下手をするとプレートがくつつき合つて離れないということがおこり、また作業時間もその割に短くないなどの現象がおこるのは当然であろう。

では、液滴の蒸発、熱分解による煤以外、コークス化された粒子が生成されこれらは煤に比してかなり大きいといわれる。これらの問題についてかなり以前より多くの実験研究が行われて来たが、まだ統一した結論には達していない。ここでは、燃料の種類、バーナ噴霧圧、および二次空気量を変化させたときの火焰輻射黒度、煤濃度を測定し、これらの相関々係について考察した。

II. 実験装置と測定

実験装置およびバーナは前報*と同様であるが、測定は煤濃度の測定を加えた。その装置は Fig. 1 に示すように約 20 グラムのガラス繊維を充填したガラス管（長さ 300mm, 内径 16mm）を水冷管内に挿入し、煤を含んだガスを充填層を通し、煤はガラスせいで捕収する。煤濃度の測定は火焰軸上でのみ行つた。また最下段の測定位置では、吸引ガス中にまだ蒸発しない燃料油が混入することが明かになったので、この位置では測定しないことにした。

III. 実験結果

燃料消費量はすべて 13 kg/h, 燃料噴霧圧は前報と同様で、0.8 kg/cm² および 1.4 kg/cm² で行つた。使用した重油は 2 種類でその性状の概略を Table 1 に示す。

a) 二次空気量と火焰輻射

バーナ周囲から供給する二次空気量を変えて、空気過剰係数 m を、 $m=1.05, 1.20$ および 1.40 としたときの火焰の温度、輻射黒度を Fig. 2, Fig. 3 に示す。

b) 煤濃度と火焰輻射黒度

輝焰は連続スペクトルの吸収帯を持つが、灰色体ではなく、単一波長の輻射黒度は

$$\epsilon_2 = 1 - e^{-CLf(\lambda)} \dots \dots \dots (1)$$

で表わせる。但し、 C : 煤濃度 (mg/l), L : 火焰の厚さ (cm), $f(\lambda)$ は波長 λ の函数で、可視域 ($\lambda < 0.6\mu$) では $k/\lambda^{1.39}$, 赤外域 ($\lambda > 0.8\mu$) では $k/\lambda^{0.95}$ の値をとる。 k は常数である。よつて輝焰の全輻射黒度 ϵ_T は

$$\epsilon_T = \int_0^\infty I_\lambda \cdot \epsilon_2 d\lambda / \int_0^\infty I_\lambda d\lambda \dots \dots \dots (2)$$

で表わせる。但し I_λ : 波長 λ における輻射の強

(93) 炉内の燃焼における火焰輻射 (II)

(煤濃度と火焰輻射黒度)

Flame Radiation in a Furnace (II)

(Soot concentration and flame radiation blackness)

H. maesawa, et alii

資源技術試験所

工〇前沢 昌武・工 白沢 忠雄

工 小野塚一夫・工 小泉 忠義

I. 緒 言

炭化水素燃料の拡散燃焼では、燃料の熱分解によつて煤が生成され、これが高温ガス中に懸垂して、連続スペクトルの輝焰輻射を發する。この煤粒子の大きさは非常に微小のもので、最初生成されるものは $0.06 \sim 0.006 \mu$ 程度で、かつ火焰中で粒子同志が凝聚する。重油の燃焼

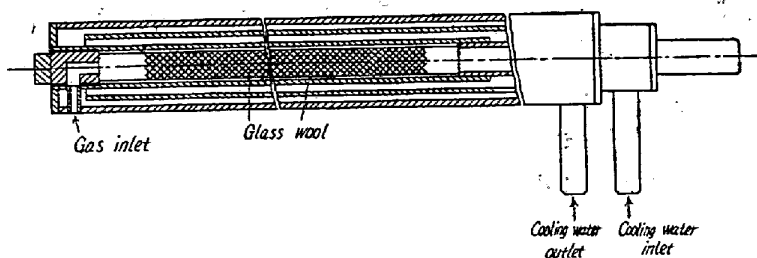


Fig. 1. Soot probe.

* 鉄と鋼 Vol. 43 No. 9, 1957