

UDC 621.793.52 : 669.586.5 : 669.146.9 : 62-408.3

論文

連続式溶融亜鉛めっきの気体絞り制御機構に関する検討*

安谷屋 武 志**・阿 部 雅 樹**
 庄 司 政 浩***・矢 野 秀 勝***

Study on Gas Wiping Mechanism for Continuous Galvanizing Line

Takeshi ADANIYA, Masaki ABE

Masahiro SHŌJI, and Hidekatsu YANO

Synopsis:

The relations between coating weight and control factors are investigated quantitatively in order to clear the mechanism of the gas wiping process. A fundamental equation model proposed from an analysis of the results is as follows :

$$W = K_0 P^{-K_1} D^{K_2} V^{K_3} \exp\left(\frac{K_4}{V}\right)$$

where,

 W : coating weight (g/m²·both sides) P : gas pressure at nozzle header (kg/cm²·G) D : distance between nozzles (mm) V : line speed (m/min)

Although coefficients vary with the working conditions, this equation gives coating weight in the range of 7% standard deviation of error for our commercial line ($K_0=0.45$, $K_1=0.63$, $K_2=0.88$, $K_3=0.50$, $K_4=8.3$).

Important factors for efficiency are the gas itself and the slit gap of nozzle. For minimization of the friction loss at nozzle, the selection of low viscous gas and relative large slit gap are effective.

1. 緒 言

連続式溶融亜鉛めっき設備 (Continuous Galvanizing Line : CGL) における気体絞り技術の基本は昭和 40 年前後に開発されたが、亜鉛めっき史上画期的な優れた技術であつたため、短期間のうちに世界の主な CGL に採用された。

気体絞り法が亜鉛めっきのなかでこのような隆盛を遂げたのは、従来のロール絞り法に比較して次のような特長を持っていたからである。1) 付着量の均一性に優れる。2) 薄めつき絞りが可能。3) 高速絞りに適する。4) 装置のメンテナンスおよび付着量制御が比較的容易など。

この気体絞り法の導入により、亜鉛めっきの品質および作業性は大幅に向上したが、気体絞り自体のメカニズ

ム、すなわち諸因子と付着量の因果関係は亜鉛めっき技術者のあいだでも確立しておらず、近年に至るまで条件設定などの操作は作業者の経験に頼る部分が多かつた。

近年、亜鉛めっき設備の高速化および自動化が叫ばれるようになり、めつき付着量に関しても効率よくかつ強力に絞る必要性が生じたため、気体絞りメカニズムの検討が不可欠となつてきた。これまでに気体絞り技術に関するいくつかの研究例^{1)~3)}があり、一部すでに自動制御を手がけているという報告⁴⁾⁵⁾もあるが、気体の流れなどごく基礎的な部分に対する研究例は比較的少ない。

著者らはめつき付着量を制御するのは究極的には気体噴流の運動量であろうと推定して気体のノズル噴出流れを考察し、これらと付着量の関係を実験により定量的には握するとともに単純な力学的仮説を導入して気体絞りの基本式を導いた。本報では気体絞り機構を基本式の誘

* 昭和 53 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 54 年 10 月 15 日受付 (Received Oct. 15, 1979)

** 日本鋼管(株)技術研究所福山研究所 (Fukuyama Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1 Kokan-cho Fukuyama 720)

*** 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K. K.)

導過程で明らかにしたが、ノズル噴流特性を左右するガス体そのものおよびスリットギャップ（ノズル開口径）は気体絞りにおいても最も重要な因子であるので、これについては更に詳しく言及した。

2. 実験方法

実験は主として2つの柱から成り立っている。

第1には、気体絞り制御因子とめつき付着量との定量的な関係をは握するため、実際に種々の条件下でめつき製造を行い、データを蓄積することである。この実験に使用した設備は日本鋼管・福山 No. 1 CGL⁶⁾ であり、絞りガス体には灯油の燃焼生成ガスを用いている。

めつき量制御系の概略を Fig. 1 に示す。めつき浴を通過した鋼帯（ラインスピードV）は表裏1対のノズル（ノズル間隔D）から噴出される気体（ヘッダー部ガス圧力P）により過剰の亜鉛を絞り取られ、所定のめつき付着量Wを得る。当然、上記のほかにも数多くの因子が考えられるが、当初できるだけ単純化させるため他の因子を一定にするように努めた。それらの条件を Table 1 にまとめた。ただし、絞りガス体は気体絞り制御の1つの重要な因子であり、ガス体の選択が直接その制御特性に関係するため、過熱蒸気および空気を使用する実験も加え別途検討した。同様の理由でノズルのスリットギャップの影響についても若干の実験を行つた。

なお、実操業データを整理すると鋼帯サイズ、めつき付着量および気体絞り能力の兼合いから、ラインスピードと要求される絞り力との間には Fig. 2 に示すような

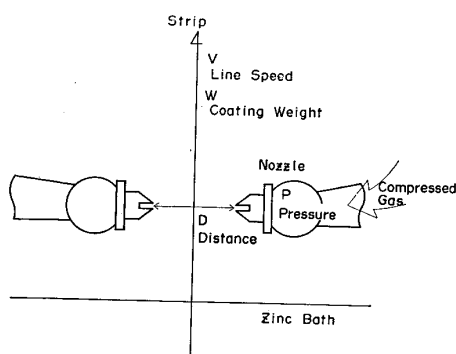


Fig. 1 Diagram of the gas wiping process.

Table 1. Working conditions in the experiment.

Nozzle height above the bath (mm)	Nozzle angle	Gas temperature (°C)	Strip temperature (°C)	Zinc temperature (°C)
200	horizontal	450	400 ~ 450	450

Gas : combustion products, Slit gap 1.2mm

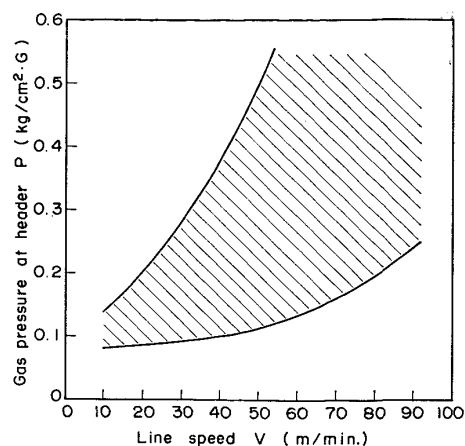


Fig. 2 Tendency of coating control for commercial line.

ある幅を持った1つの傾向が存在することがわかる。ただし、本実験では気体絞り機構の全体的な特性をは握するため、このような操業領域にはとらわれず、できる限り広く制御領域をとっている。

第2の実験は、すでにいくつかの実験例²⁾⁷⁾が報告されているが、気体絞りノズルの動圧特性を測定することである。めつき付着量を制御するのはめつき面に作用するガスの運動量であると思われるが、この量がガス圧力、ノズルからの距離（ $\propto$ ノズル間隔）によりどのように表せるか、あるいはノズルのスリットギャップの大きさによってどのような影響を受けるかなどを調査する。

ここでは実験用ノズルを用いて常温空気を種々の圧力のもとに噴射させ、動圧をピトー管で測定した。

3. 実験結果と考察

3.1 ガス圧力とノズル間隔

3.1.1 等エントロピ膨張流れ

ノズルからのガスの噴出速度は等エントロピ膨張流れを仮定して求めることができる⁸⁾⁹⁾。

ガスの圧力が臨界圧力に達しない場合、噴出速度 w は次式で与えられる。

$$w = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \frac{P}{\rho} \left[1 - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right]} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 P : ノズルヘッダーのガス圧力

P_0 : 大気圧

ρ : ノズルヘッダーのガス密度

κ : 比熱の比 (C_p/C_v)

ヘッダー部のガス圧力を増加させた場合、ノズル開口部でガス圧はただちに大気圧まで減少せず、臨界圧力 P_c を生じるが、これは

$$P_c = P \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \quad \dots\dots\dots (2)$$

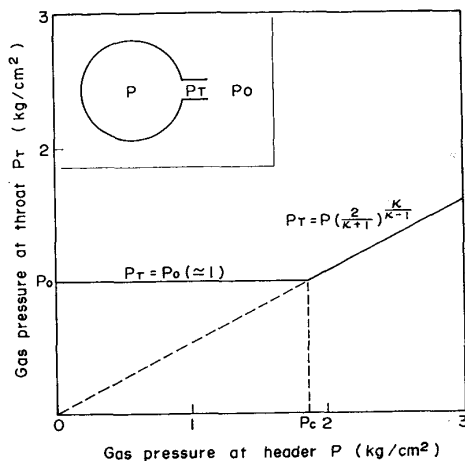


Fig. 3 Appearance of the critical pressure at nozzle (here, P_c means the pressure which causes "critical").

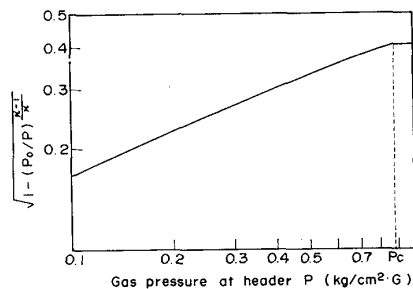


Fig. 4 Relation between $\sqrt{1 - (P_0/P)^{\kappa-1/\kappa}}$ and pressure at header P (Gas flow rate is proportional to $P^{0.42}$ in the case of $\kappa = 1.4$).

で与えられるので、(1)式へ代入して整理すれば、臨界圧力時のガス噴出速度 w_c は次式となる。

$$w_c = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa+1} \frac{P}{\rho}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

臨界圧力に関する詳しい解説は他の記述⁸⁾⁹⁾にゆずるとして、ここではヘッダー部ガス圧力 P と開口部ガス圧力 P_T の関係を空気の例で Fig. 3 に示した。空気の場合、臨界圧力を生じる P の値はおよそ $0.886 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ である。臨界圧力以下の噴流はガス圧力一定 (= 大気圧) の流れであり、 P の増加とともに流速が増加し、臨界圧力以上の噴流は流速一定の流れで、 P の増加とともに密度が増加すると考えられる。

(1)式は空気 ($\kappa = 1.4$) を使用した場合、Fig. 4 から近似的に $P^{0.42}$ に比例すると考えることができる。

また噴流速度は距離 D の増加とともに減衰するが、2次元噴流モデルを想定すると、噴流の中心速度 (最大速度) w_1 は $D^{-0.50}$ に比例することが知られている¹⁰⁾。これより w_1 は簡単には P と D を用いて次式で近似できる。

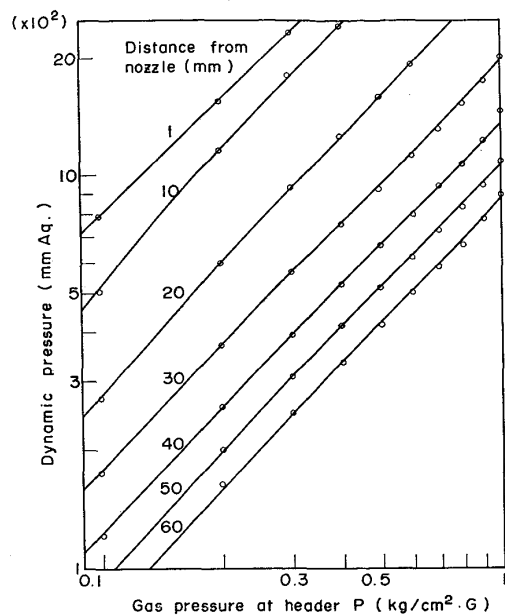


Fig. 5 Dependence of dynamic pressure on pressure P for different distances from nozzle (Gas: Air, Slit gap: 1.2 mm).

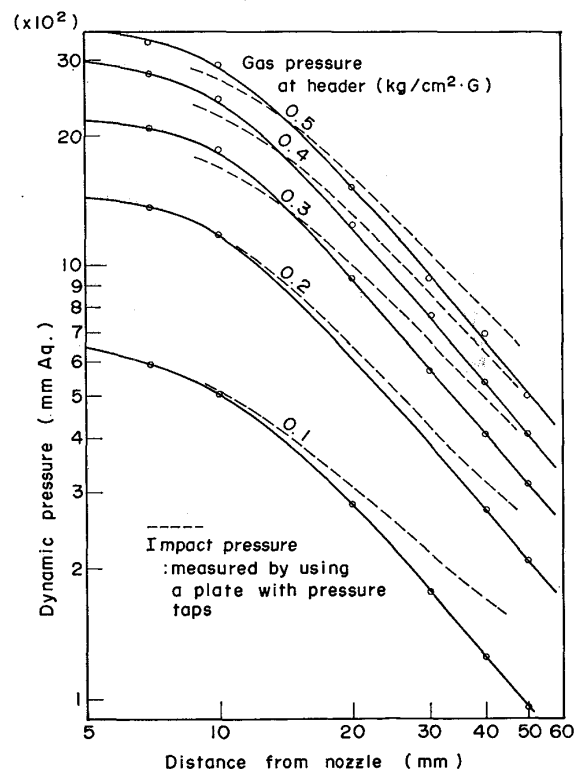


Fig. 6 Dependence of dynamic pressure on distance from nozzle for different feed pressures (Gas: Air, Slit gap: 1.2 mm).

$$w_1 \propto P^{0.42} \cdot D^{-0.50} \quad \dots\dots\dots (4)$$

3.1.2 動圧測定の結果

常温空気を使用した動圧の測定結果を Fig. 5, 6 に示す。このようにガス圧力およびノズルからの距離と噴流

中心部の動圧との関係はノズルに近い部分を除いて直線化される。直線部の傾きはガス圧力に関しては約 1.0 前後、距離に関しては約 -1.2 前後と読みとれるので、動圧が w_1^2 に比例するとして次式が測定結果から導かれた。

$$w_1 \propto P^{0.5} \cdot D^{-0.6} \dots\dots\dots (5)$$

(4)式と(5)式に差を生じたが、 P 項の差はノズル噴出の際の摩擦損失がガス圧力によつて異なるためであり、 D 項の差は大気との混合により噴流の運動量の散逸が起きているためであろうと思われる。

図中、破線で示したのは圧力測定孔を設けた板をノズル前面に配置したときの測定結果である。直線の傾きが

若干異なるのは板の存在による背圧および流れのよどみの影響と推察される。

3.1.3 めつき付着量との関係

Fig. 7, 8 は実ラインテスト (灯油の燃焼生成ガス使用) の結果から得られたガス圧力-付着量、ノズル間隔-付着量の関係を図示したものである。それぞれの関係はほぼ直線として近似できるが、その傾きはガス圧力に対しては約 -0.57 ~ -0.73, ノズル間隔に対しては約 0.83 ~ 0.96 である。特徴的なのはラインスピードの変化により直線の傾きが若干変化することであり、ラインスピードの増加に従つて傾きは大きくなる。これについての考察は後述する。

ところで既述のように付着量がガス運動量によつて決定されると推定した場合、付着量に関する P と D の指数の比は(5)式のそれと一致するはずである。2つの測定結果の相違はガス体の差によるものと考えられ、補足的に空気絞りの実験を行つた結果から付着量が P の約 -0.75 乗に比例することを確認しているのので、(5)式との比較から付着量 W は w_1 を用いて

$$W \propto w_1^{-1.5} \dots\dots\dots (6)$$

と近似できる。Fig. 7, 8 の結果をただちに(6)式と結び付けるには若干無理があるが、これはむしろ、燃焼生成ガスの場合には空気と比熱の比 κ が異なることなどによつて噴流の速度式が(5)式と一致しないためであると考えられる。燃焼生成ガスを使用した動圧測定結果がないので正確ではないが、この場合の噴流中心速度 w_1' は

$$w_1' \propto P^{0.43} \cdot D^{-0.60} \dots\dots\dots (5')$$

と推定した。

3.2 ラインスピード

ラインスピードは CGL の加熱能力で決定されてしまうので、基本的には制御因子とは異なるものである。しかしながら付着量の制御上、非常に重要な条件であるので、これを除外しての検討はあり得ない。付着量に関係するラインスピードの作用は以下のようなものである。

- 1) 亜鉛浴からの鋼帯持ち出し亜鉛量を決定する。
- 2) めつき面が絞りを受ける時間を決定する。
- 3) 絞りを受ける流動亜鉛の運動量を決定する。

上記いずれの作用とも、ラインスピードの増加がめつき付着量増につながることを示している。これらのうち付着量制御上、最も影響力の大きいのは鋼帯の持ち出し亜鉛量であるが、NIKOLEIZIG ら¹⁾ はこの量がラインスピードの 0.63 乗に比例すると報告している。本研究でも気体絞りを行わずに付着量を調査したところ、Fig. 9 に示す結果が得られ、持ち出し亜鉛量がラインスピードの約 0.5 乗に比例することを確認した。NIKOLEIZIG ら

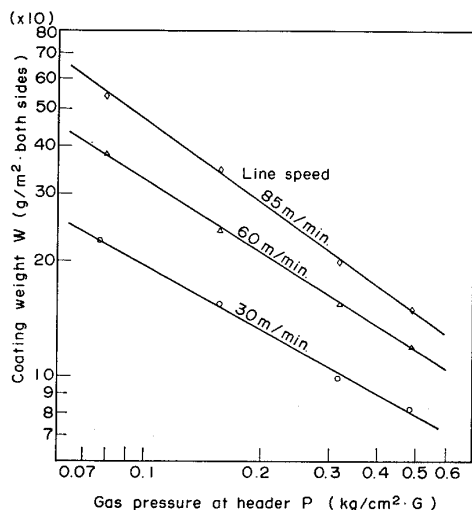


Fig. 7 Dependence of coating weight W on pressure P at different line speeds (Gas: Combustion products, Slit gap: 1.2 mm, Distance between nozzles: 40 mm).

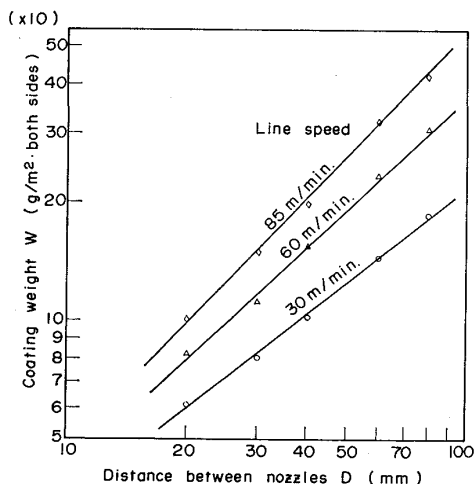


Fig. 8 Dependence of coating weight W on distance D at different line speeds (Gas: Combustion products, Slit gap: 1.2 mm, Gas pressure: 0.32 kg/cm²·G).

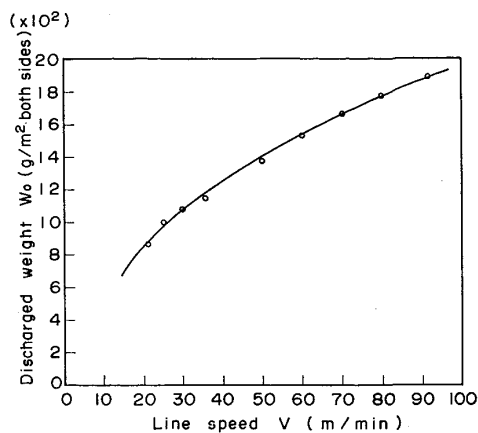


Fig. 9 Discharged zinc weight W_0 as a function of line speed V without action of the jet.

の値との差はめつき浴の温度や成分、および実験範囲の差などにもよるであろうが、気体絞りを行わない場合、めつき面は平滑でなくまた浴面に浮遊している酸化亜鉛が付着するなど誤差要因が多いので、測定値がばらつくことも影響していると思われる。

めつき面が絞りを受ける時間はラインスピードの逆数に比例すると思われるが、亜鉛の運動量は比較的複雑な因子である。亜鉛の運動量は溶融亜鉛がその粘性によつて鋼帯に引き上げられる慣性力と自重による落下力との差であると考えられ、浴面通過後、時間とともに減少する。ただし、実際には冷却による粘性の上昇なども考えられるので、定量的に正確な判断を下すのはむずかしい。

実操業においてラインスピードの高低により、気体絞り位置（ノズル高さ）を上下させるのはこの亜鉛運動量変化への対処にほかならないが、本研究のためのラインテストにおいては、あえてノズル高さを一定とした。これについては後述する。

3.3 付着量モデル式

3.3.1 モデル式の誘導

3.1, 3.2 では個々の制御因子と付着量の関係について述べた。ここでは以上の結果をもとに基礎的な付着量モデル式を誘導する。

めつき付着量を数式化するには大別して2通りの方法が考えられる。その1つは気体絞りを流体力学的な手法により解析するものであり²⁾、もう1つは操業データを大型コンピュータを利用して統計解析するものである⁴⁾。

著者らはこれら両方を組み合わせる手段をとることにした。まず実験の結果得られた情報をもとに力学的な仮定をたて、モデル式を誘導する。梅田ら²⁾は溶融亜鉛の流れの状態を2次元の粘性流体と考え、この運動方程式

として Navier-Stokes の式を使つて亜鉛めつき厚さを導いたが、著者らは主としてガス運動量とめつき付着量の関係に注目し、この関係を簡単な力学的方程式で表すことにした。次に定数項については、実験データを得られたモデル式に与えて統計的な手法によつて算出した。

以下にモデル式の誘導を示す。

めつき付着量を制御する要因は、ガスの運動量 F 、鋼帯持ち出し亜鉛量 W_0 、およびめつき面が絞られる時間 t である。これはすなわち

$$-dW = \frac{\partial W}{\partial F} dF + \frac{\partial W}{\partial W_0} dW_0 + \frac{\partial W}{\partial t} dt \dots \dots (7)$$

で表される。ガスの運動量 F を絞りに作用する量として考えると、3.1 で述べたように、これは噴流の中心速度 w_1 で代表される動圧に相当することになる。この動圧がガス圧力 P とノズル間隔 D により近似的に表し得ること、さらに W_0 、 t は V によつて決定されることも既述のとおりなので、(7)式は

$$-dW = \frac{\partial W}{\partial F} \left(\frac{\partial F}{\partial P} dP + \frac{\partial F}{\partial D} dD \right) + \frac{\partial W}{\partial W_0} \cdot \frac{\partial W_0}{\partial V} dV + \frac{\partial W}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial V} dV \dots \dots (8)$$

となる。(5)、(6)式およびラインスピードに関する持ち出し亜鉛量などの情報を(8)式へ導入し偏微分項を整理すると、

$$-dW = K_1 \frac{W}{P} dP - K_2 \frac{W}{D} dD - K_3 \frac{W}{V} dV - K_4 \frac{W}{V^2} dV \dots \dots (9)$$

ここに $K_1 \sim K_4$ は正の定数

が得られる。上式が気体絞り機構を示す方程式である。ただし、右辺第4項はめつき付着量の微小な減少量 $-dW$ が付着量 W に比例し、絞りを受ける時間の微小変化分 dt に比例すると仮定して導いた。さらに P 、 D 、 V のうち、いずれか1つの因子の変化による付着量の変化分 dW は、その因子の変化量と付着量 W によつて決定し、他の因子の状態のいかんにはよらないものとした。

(9)式を解いて付着量式を得る。

$$W = K_0 P^{-K_1} D^{K_2} V^{K_3} \exp\left(-\frac{K_4}{V}\right) \dots \dots (10)$$

ここに K_0 は正の定数

(10)式に灯油の燃焼生成ガスを使用してラインテストを行つたデータを入れて、重回帰分析法により定数項を求めた結果は以下のとおりである。

$$K_0 = 0.45, K_1 = 0.63, K_2 = 0.88, K_3 = 0.50, K_4 = 8.3$$

ただし、付着量のデータは鋼帯のセンター部表裏合計値を採用した。また使用した単位は以下である。

Table 2. An example of the experimental data.

Gas pressure at header (kg/cm ² ·G)	Distance between nozzles (mm)	Line speed (m/min)	Measured coating weight (g/m ² ·both sides)	Calculated coating weight (g/m ² ·both sides)	Error (g/m ² ·both sides)
0.08	60	28	315	319	+ 4
0.16	40	60	241	247	+ 6
0.32	20	60	86	87	+ 1
0.32	40	85	199	198	- 1
0.49	60	85	229	217	-12
0.49	80	49	204	198	- 6

Gas Combustion products, Slit gap : 1.2mm

Error : Calculated weight-measured weight

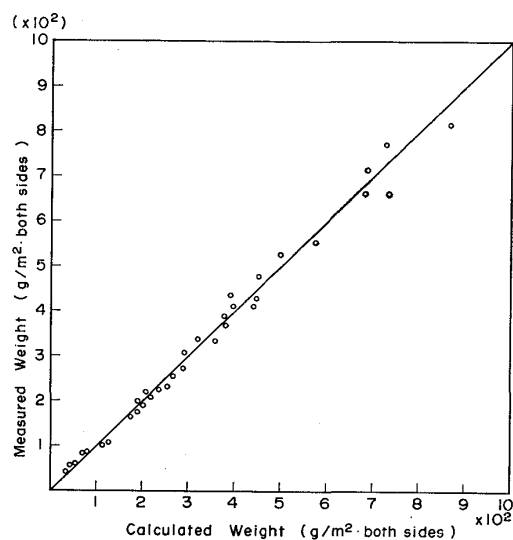


Fig. 10 Comparison of the calculated and measured coating weight (Gas : Combustion products, Slit gap : 1.2 mm)

P [kg/cm²·G], D [mm], V [m/min], W [g/m²·both sides]

実験データの 1 例を Table 2 に、めつき付着量の測定値とモデル式からの計算値の比較を Fig. 10 に示した。上記モデル式による付着量推定値の誤差標準偏差は約 7% である。

3.3.2 モデル式に関する補足検討

各製造ラインの仕様はガス体、スリットギャップなどの気体絞り制御要素から、めつき浴温度などの周辺要素に至るまでさまざまに異なるので、本実験で得られた K 値があらゆるラインに適合するものではない。しかしながら気体絞り機構を表現するという趣旨からいえば、(10)式は基礎的な付着量式として十分満足できるものと考えられる。すなわち(10)式より得られる情報は絞り機構を理解するうえで重要である。この主なものは(8)式から(9)式への移行で想定した概念・力学的仮説である。この概念が実際のメカニズムとおおむね一致するも

のであることは誤差偏差 7% という実績から推定されるが、その値は変動要素（たとえば鋼帯の振動など）によるものとして片づけるには大きすぎる。そこで著者らはモデル式に何か付記すべき事項がないか検討した。

最も注目されるのはラインスピードの影響である。Fig. 7, 8 に見られるラインスピードによる直線の傾きの変動はモデル式誘導過程で述べた $\partial W/\partial P$, $\partial W/\partial D$ が V によらないという仮定をくつがえすものである。この現象をもう少し一般的に調べるために、(5') 式で表せる噴流中心速度を用いて実験結果を整理した。これを Fig. 11 に示す。図から明らかなように、ラインスピードにより直線の傾きは異なるが、これとは別にラインスピード 60, 85 m/min の低ガス流速側、および 30 m/min の高流速側では直線からのずれが観察される。実験範囲の両端部におけるこのような非直線性は 3.2 に述べた亜鉛の運動量が影響しているものと思われる。すなわち、高ラインスピード時には絞りを受ける亜鉛の運動量は大きく、絞りガスの運動量がそれに比較して極端に小さい場合には十分な絞り効果が期待できないし、逆の場合では強力な絞り力によつて亜鉛の粘土上昇（絞り限界）が生じると考えられる。言うまでもなく(10)式は本質的に上記のような極端な領域では成立しないものである。

このように絞りガスと絞りとりられる亜鉛の両運動量の極度の不均衡が誤差を生み、特に本実験ではノズル高さを一定としたこともこれを助長していると推察する。実操作的にはすでに Fig. 2 に示したような制御領域があり、これは上述の論旨から言えば好ましい傾向と考えられる。

3.4 絞りガス体

絞りガス体を変えた場合、気体絞り特性がどのように影響を受けるかは重要な問題である。理論的には上述のモデル式の原型(10)式は変わらないはずであるから、この場合には K 値を修正することで対処できると考えられる。そこで最も興味深いのはガス体による絞り力の大小

の比較である。

Fig. 12 は常温の空気と約 250°C の水蒸気（過熱蒸気）を例にとって絞り力の比較を試みた実験結果であり、同一の絞り条件のもとでは空気の方が絞り力は大きいことがわかる。単純には、大気との圧力差がそのまま動圧（＝ガスの運動量）に結びつくはずであるにもかかわらず、この絞り力の差は何に起因するのか。

このため再度、ノズルからの等エントロピ膨張流れに注目した。ガスの噴出速度は(1)式で与えられ、動圧は次式で示される。

$$\frac{1}{2} \rho_0 w^2 = \rho_0 \frac{\kappa}{\kappa-1} \frac{P}{\rho} \left[1 - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\kappa-1/\kappa} \right] \dots (11)$$

ここに ρ_0 は常圧時のガス密度

$P/P_0 = (\rho/\rho_0)^\kappa$ より

$$\frac{1}{2} \rho_0 w^2 = \frac{\kappa}{\kappa-1} P \left(\frac{P_0}{P} \right)^{1/\kappa} \left[1 - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\kappa-1/\kappa} \right] \dots (12)$$

(12)式によると動圧はガス圧力のみに依存することになるので、Fig. 12 の差は“等エントロピ”としては説明できないことがわかる。そこで運動量損失のある流れを想定して、このような流れの特性を決定する1つの要因として流れによって生じる粘性応力に注目すれば、この値の大きいほど主流中心速度の減衰が早めになると推定できる。このことを蒸気噴流と空気噴流の例で比較すると、蒸気は空気よりも動粘性係数 ν が大きく (240°C

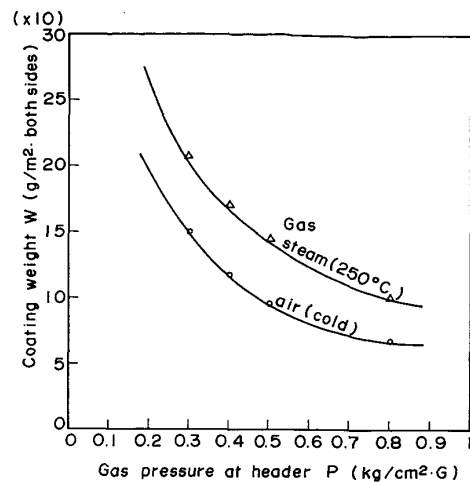


Fig. 12 Influence of the gas itself on the coating weight W as a function of feed pressure P (Distance between nozzles: 20 mm, Line speed: 60 m/min, Slit gap: 0.6 mm).

蒸気: $0.426 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$, 20°C 空気: $0.156 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$), 流れを層流であると仮定した場合にはノズル開口部での摩擦により生じる境界層（速度こう配を生じている部分）の厚さ δ は $\sqrt{\nu t}$ (t : 時間) に比例して増加するので¹²⁾¹³⁾、単純な計算では境界層がノズル開口部で生じてから噴流の中心まで達する時間は空気の場合に比較して約 1/2.7 に短縮され、流速の差を考慮してもこれに相当する距離（厳密にはノズル平行開口部入口からの距離）は約 1/1.6 に短縮されることになる。実際のノズルではスリット（平行開口部）の流路方向の長さは流速に比べて十分短いため、噴流中心部まで摩擦の影響がおよぶのは大気中に噴射されたあとと推定される。開口部以降は大気の抵抗による影響が生じるので、上述の値は厳密には正しくないが、いずれにせよ、蒸気が空気より絞り力に劣るということはその粘性の相違から理解されると思われる。

ガス体については上述のような絞り力の問題のほか品質面での問題が論じられることがある。すなわち酸性のガス体で絞つたとき、亜鉛めつき面を酸化させないかということである。本実験では特にこのような現象は見られなかった。噴流は絶えず大気をまき込んでいるので、たとえ窒素ガスのような不活性ガスを使用したとしても、あまり大きなメリットは期待できないと想像される。亜鉛浴面の酸化（トップドロスの生成）についても同様である。

3.5 スリットギャップ

ノズルのスリットギャップもガス体とならんで気体絞り特性を決定する重要な因子である。

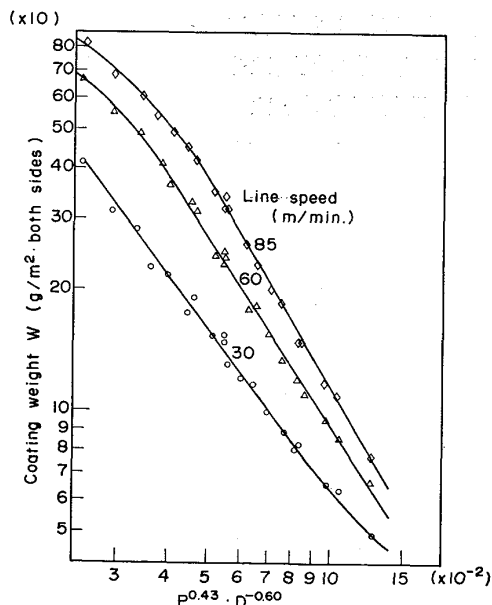


Fig. 11 Coating weight W as a function of $P^{0.43} \cdot D^{-0.60}$ which is proportional to gas flow rate (Gas: Combustion products, Slit gap: 1.2 mm).

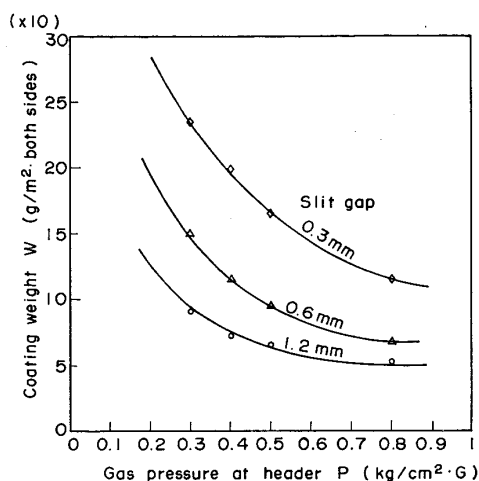


Fig. 13 Influence of the slit gap on the coating weight W as a function of feed pressure P (Gas : Air, Distance between nozzles : 20 mm, Line speed : 60 m/min).

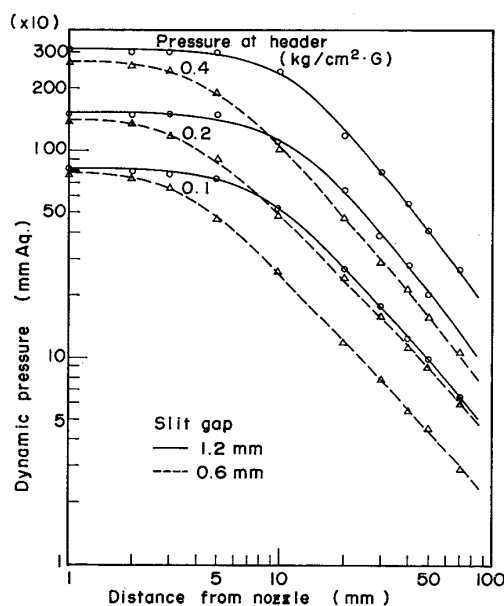


Fig. 14 Influence of the slit gap on dynamic pressure as a function of distance and pressure (Gas : Air).

Fig. 13 にスリットギャップを変更した実験例を示す。図より同一ガス圧力ではスリットギャップの大きい方が絞り力大きいことがわかり、スリットギャップが $1/2$ になった場合、同じ絞り力を得るためには約 2 倍の圧力が必要となる。この事実は Fig. 14 によって説明できる。Fig. 14 は Fig. 13 で使用したスリットギャップについて動圧を測定したものである。両実験で使用したガス体は常温空気である。

すでに 3.1 に述べたように、直線領域における傾きはスリットギャップの大小にはよらず、およそ 1.2 であ

る。また $D \geq 10$ の範囲では、スリットギャップが $1/2$ になったとき、同じ動圧を得るには約 2 倍のガス圧力が必要とする。これは動圧が「スリットギャップ」/「距離」に比例するという梅田らの報告²⁾と定性的には一致する。このようにスリットギャップの差から生じる絞り力の差は動圧（厳密には噴流中心部の動圧）が異なることによるものと判断できるが、これらノズル形状の差によって動圧特性が変化することについても、摩擦抵抗の考察により説明することができる。

スリットギャップの相違によって生じたノズル開口部近傍における動圧の差は、摩擦抵抗による流れの運動量損失分の差に相当すると考えられる。動圧の直線的な減少を始める位置が異なるのも、噴流中心部へ摩擦抵抗が影響するまでに要する時間が異なるためである。

ノズルにおける噴流の摩擦特性は上述のように動圧利用と重要な相関を持つと考えられるので、著者らはさらに別の視点からも検討を試みた。Fig. 15 はノズルからのガス噴射を示す i - s 線図である。図中、1-2 で示したのは摩擦損失のない場合の状態変化（等エントロピー変化）であり、摩擦損失を伴う場合は 1-3 で示される。摩擦損失を伴う噴流の流速 w_f は次式で与えられる⁹⁾。

$$w_f = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \frac{P}{\rho} \left[1 - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{n-1/n} \right]} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここに $n = \kappa(1 + \zeta) / (1 + \kappa\zeta)$

ζ : 摩擦損失係数

動圧測定より得られる流速を (13) 式へ代入すれば、 n の値は計算され摩擦損失係数 ζ が求まる。ガス圧力が増加して臨界圧力に達した場合には、噴流の圧力は大気圧に至らないので、 ζ の推定はやや複雑になる。摩擦損失を伴う場合の臨界圧力 P_{cr} は

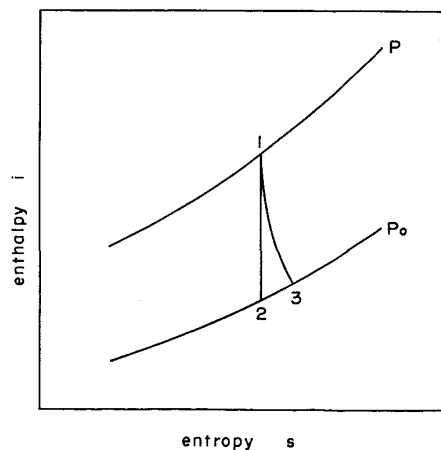


Fig. 15 i - s diagram for the nozzle jet (1-3, 1-2 means the change with and without friction loss at nozzle respectively).

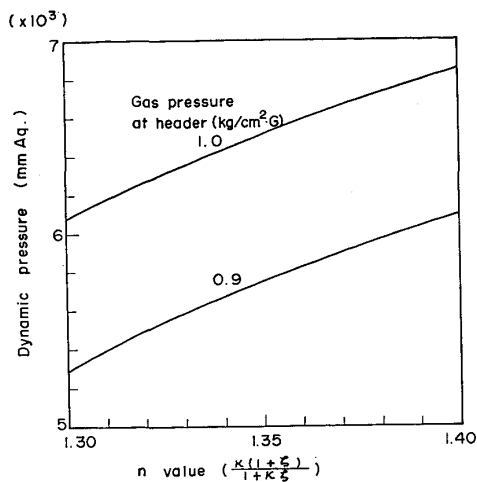


Fig. 16 Dependence of dynamic pressure in the critical region on n value as a function of friction loss ζ (Gas: Air).

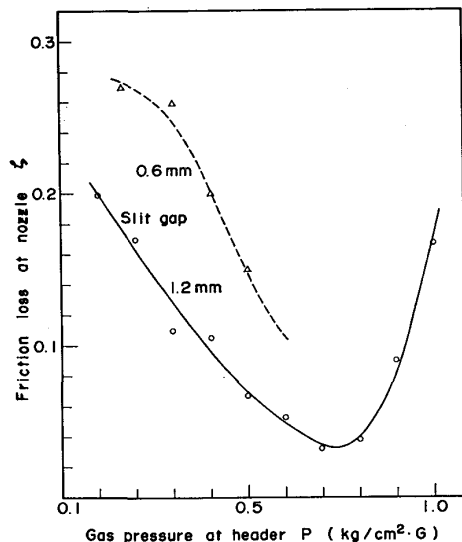


Fig. 17 Dependence of the friction loss at nozzle ζ on feed pressure P for different slit gaps (Gas: Air).

$$P_{cf} = P \left(\frac{2}{n+1} \right)^{n/n-1} \dots \dots \dots (14)$$

となり、これを(1)式へ代入して臨界圧力時の流速 w_{cf} は

$$w_{cf} = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \cdot \frac{n-1}{n+1} \cdot \frac{P}{\rho}} \dots \dots \dots (15)$$

となる。(14)、(15)式をベルヌーイの式に適用して、 n 値と動圧（厳密には全圧—大気圧）の関係を求めたのが Fig. 16 である。図より n 値が求まるので、これより ζ を得る。

Fig. 17 に上述の方法で求めた ζ のヘッダー部ガス圧力との関係を示した。摩擦損失係数 ζ はガス圧力の増加とともに減少する。これは既述の境界層成長の理論から説明できる。 ζ は臨界圧力を生じる直前で最小値をと

り、以後増加傾向にあるが、これはガス密度の上昇により、流れのせん断応力 ($\propto \rho w^2$) が増加するためであると推察される。

ζ はスリットギャップの大きさによっても異なる（スリットギャップの小さいものの方が ζ は大きくなる）が、1.2 mm のスリットギャップの場合では、その値は最小部で約 0.03、低圧部では 0.2 にも達する。すなわち、運動量の 20% は摩擦によつて失なわれることになる。ただしこの値には若干の動圧測定ロスが含まれていることを付け加えておく。

上述のように、スリットギャップは大きい方がより大きな絞り力を得るためには効果的であり、高速めつき制御に有利である。ただし、スリットギャップが増大した場合には、それに比例して流量が増加するので、効率が単純に増加するわけではない。ガス圧力を増強すれば、小さなスリットギャップであつても絞り力は増加するが、Fig. 17 に見られるように臨界圧力をこえる場合には摩擦損失が急激に増加する。以上からスリットギャップの選定にあつては、製造ラインの能力を考え、最大絞り力を要求されるときにガス圧力が臨界圧力をこえないように設計することが望ましいと考えられる。

3.6 その他付記すべき事項

以上に述べてきたように、気体絞り付着量制御に関しては概略の基礎メカニズムを理解できたと思われる。ところで、これまでの検討および考察の理論的根拠となっていたのは、溶融亜鉛あるいは絞りガス体の流れのあらゆる条件下での均一性であり、相似性である。しかしながら、実際の操業では不均一性、非相似性が重要な問題になることがある。被めつき鋼帯の両端部でめつき厚さが厚くなる（エッジビルド）というのもこの1つの例である。エッジビルドに関する検討はこれまで多く報告されているが^{2)~4)}、著者らも動圧分布の測定などにより、ノズル端部で動圧低下のないこと、および気体絞りを行わない場合には特に両端部が厚くめつきされることのないことなどを確認している。

エッジビルドの生じる原因は絞りとられる亜鉛が拘束力の弱い両端に向けて流れるためとの説があるが、3次元よどみ点流れを考えると、ガス体自体も鋼帯の両端部において外側に向けて流れるため、めつき面に作用する力は鋼帯中心部に比較して弱くなるので、これも有力な要因のひとつとして付け加えたい。

4. 結 言

本研究は CGL の気体絞り機構を調査するため、ノズルからの気体噴流の運動に注目して実験・検討を行つ

た。結果を要約すると以下のとおりである。

1) めつき付着量と諸制御因子間の定量的な関係を検討し、以下に示す基礎的な付着量モデル式を誘導した。

$$W = K_0 P - K_1 D^{K_2} V^{K_3} \exp\left(-\frac{K_4}{V}\right)$$

ここに W : めつき付着量 [g/m²·both sides]

P : ガス圧力 [kg/cm²·G]

D : ノズル間隔 [mm]

V : ラインスピード [m/min]

K : 正の定数

上式をライン製造実験のデータと比較したところ、誤差の標準偏差は約 7% であった。主な誤差要因としてはラインスピード変化に伴う流体亜鉛の運動量変化などが考えられる。

2) 絞りガス体が異なる場合でも基本的な気体絞りメカニズムは変化しない。しかし絞り力は異なり、常温空気と 250°C 蒸気との比較では前者の方が絞り力は大きい。これはノズル噴射における噴流の運動量損失が空気 < 水蒸気の関係にあることによるとと思われる。

3) 絞り力はスリットギャップの大小によっても変化する。たとえば、スリットギャップが 1/2 になつたとき、同じ絞り力を有するためには約 2 倍のガス圧力が必要となる。これは噴流の動圧が低下するためであつて、この現象もノズル噴射の運動量損失によつて説明される。

4) ノズル噴射における噴流の運動量損失はガス圧力によっても変化する。1.2mm のスリットギャップを持つノズルでは低圧時に約 20% の運動量損失を有するが、この値は圧力の上昇とともに減少し、臨界圧力に達する直前で約 3% という最小値を示す。臨界圧力をこえる圧力領域では再び損失が増大するという傾向にあるので、純粋に効率的見地からは臨界圧力をこえることは望

ましくない。

5) エッジビルドの原因としては、絞りとられる亜鉛が拘束力の弱い鋼帯両端に向けて流れるという説があるが、さらに噴流そのものも両端部では側面方向に流れることを考えると、鋼帯端部に働く力が中央部に比較して弱くなる（よどみ点流れ）ので、これも有力な要因の 1 つとして加えたい。

文 献

- 1) A. NIKOLEIZIG, T. KOOTS, F. WEBER, and M. ESPENHAHN: Stahl u. Eisen, 98 (1978) 7, p. 336
- 2) 梅田昭三, 泰 和宣, 山口輝雄, 今井幸義, 江原勝也: 日立評論, 57 (1975) 5, p. 51
- 3) U. CERBONCINI, et. al.: Metallurgia Ital., 64 (1972) 5, p. 237
- 4) 征矢 昇, 田伏健二: 日新製鋼技報, 37 (1977) p. 93
- 5) 森本磨瑩雄, 尾崎康二, 前原一雄, 小田機東, 安藤成海: 鉄と鋼, 62 (1976) 4, p. 192
- 6) 岡本謙三, 三和 浩, 福岡嘉和: 日本鋼管技報, 56 (1972), p. 63
- 7) J. J. BUTLER, D. J. BEAM, and J. C. HAWKINS: Iron Steel Eng., 47 (1970) 2, p. 77
- 8) L. PRANDTL: 流れ学 (上), (1972), p. 115 [コロナ社]
- 9) 栗野誠一ら: 機械工学便覧改訂第 5 版 (日本機械学会編), (1968), 11-63~65
- 10) L. PRANDTL: 流れ学 (上), (1972), p. 243 [コロナ社]
- 11) 青木成文ら: 伝熱工学資料改訂第 2 版 (日本機械学会編), (1966), p. 262
- 12) L. PRANDTL: 流れ学 (上), (1972), p. 202 [コロナ社]
- 13) H. W. LIEPMANN and A. ROSHKO: 気体力学, (1960), p. 347 [吉岡書店]