

トピード上吹き攪拌強度の水モデル実験

塚本 寛*・松永 成徳*・川田 勝三*2

Mixing Phenomena in a Torpedo-ladle Affected by Gas Injection
— Experimental Study by Use of Cold Model —

Hiroshi TSUKAMOTO, Shigenori MATSUNAGA, and Katsumi KAWATA

Synopsis :

For the purpose of improving the efficiency of desulfurization in the gas injection process of torpedo-car, experimental study was carried out by use of cold model. Test lance was inserted into the water in the torpedo-car model. The intensity of mixing was expressed by the mixing time required for the homogenization of a tracer. The mixing time was measured by phenolphthalein method by varying following parameters, i. e. injected gas flow-rate, immersed lance nozzle depth, number of nozzle orifices, and position of lance nozzle relative to the vessel. As the results of this study, it was made clear that these four parameters affected the mixing intensity in torpedo-ladle.

1. 序 論

製鋼プロセスにおいて、反応速度を増大させ、かつ浴内の温度、濃度の均一化を促進させるため、ガス吹き込み攪拌が広く採用されている。ガス吹き込みによつて鋼浴内に与えられる攪拌の強度は、反応の進行に直接関係する重要な特性値である。そのため、実機ならびに水モデルを使用した模型実験によつて、ガス吹き込み流量などのパラメータが攪拌強度におよぼす影響が多くの研究者により調べられている。その際、攪拌強度を定量化するためには、浴内が均一な濃度になるまでに要する時間、いわゆる均一混合時間を用いるのが普通である。そして、鋼浴内の均一混合時間を、気体による攪拌動力の関数として整理している¹⁾。しかし、転炉内脱硫を対象としたものがほとんどであり²⁾³⁾、炉外脱硫を扱つたものは少ない⁴⁾⁵⁾。

炉外脱硫法の一つとして、トピード・カー内での脱硫がある。トピード脱硫では、装置上の制約から、通常、浸漬ノズルによる上吹きが行われる。しかも、トピード容器の形状は転炉と著しく異なつている。そのため、底吹き転炉について得られた攪拌強度のデータをそのままトピード脱硫に流用することはできない。したがつて、トピード脱硫時の攪拌現象を明らかにするには、トピード自体を対象とする研究が必要となる。

そこで、本研究では、トピード脱硫の効率改善のため、水モデル実験によつて、諸パラメータ（吹き込みガ

ス流量、吹き込み深さ、ノズル孔数、ノズル孔位置）が攪拌強度（均一混合時間）に及ぼす影響を明らかにすることを目的としている。

2. 実験装置および方法

2.1 実験装置

Fig. 1 に実験装置概略図を示す。供試トピード模型は、Fig. 2 に示されるような実機の 1/10 模型であり、内部流動の可視化が可能な透明アクリル樹脂製である。トピード容器内の水位は水位計により計測される。

トピード模型の中心軸(Z軸)上には、上下移動可能な気体吹き込み管(ランス)が配されている。ランス先端部は Fig. 3 のような水平方向吹き込みのノズルとなつており、図のようなノズル穴数 2~5 の 4 種類のランスが実験に使用された。吹き込み気体は空気であり、圧縮機により供給され、ランスのノズル孔より水中に吹き込まれる。その流量は、流量調整弁および可変絞リ弁により調節され、流量計(ロータメータ)により計測される。

2.2 均一混合時間の測定

気体吹き込みによる攪拌強度を、トレーサ注入後、トレーサ濃度が均一になるまでに要する時間、いわゆる均一混合時間で表すことにする。本研究では、溶媒の pH 8.3 以上で赤紫色を示し、それ以下の pH では発色しない、フェノールフタレインを使用して、均一混合時間 T を測定した。その手順は、以下のとおりである。

(i) トピード容器内に 0.5 規定 NaOH 溶液を 50

昭和 57 年 6 月 9 日受付 (Received June 9, 1982)

* 九州工業大学 工博 (The Kyushu Institute of Technology, 1-1 Sensui-cho Tobata-ku Kitakyushu 804)

*2 入江興産(株) (Iriekosan Co. Ltd.)

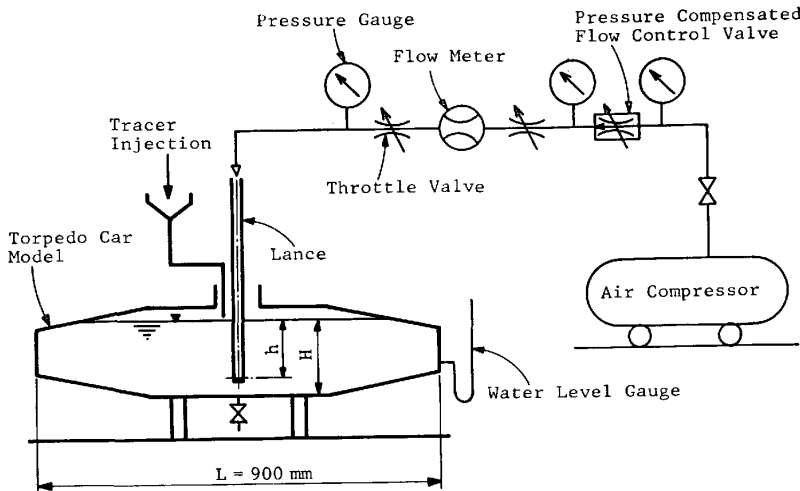


Fig. 1. Schematic view of test setup.

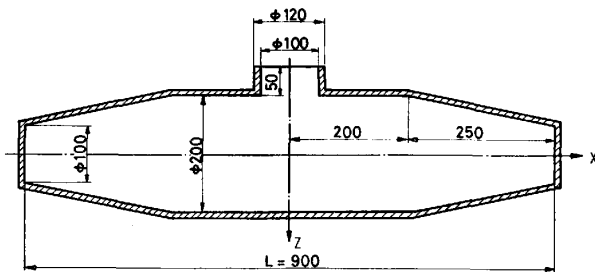


Fig. 2. Schematic diagram of test torpedo car model.

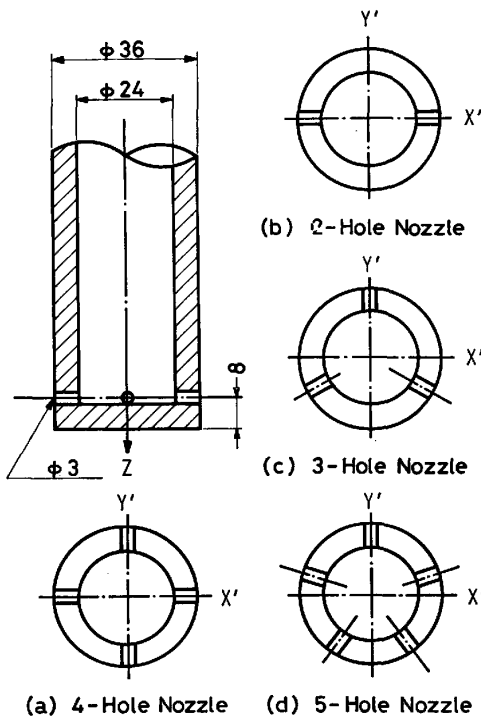


Fig. 3. Schematic diagram of test lance.

ml 投入し、フェノールフタレインで赤紫色に着色しておく。

(ii) 実験条件を設定し、容器内溶液を十分に攪拌し

ておく。

(iii) 0.5 規定 HCl 溶液を 55 ml 注入後、溶液全体が無色となるまでに要する時間を、均一混合時間として測定する。

(iv) 測定終了後、0.5 規定 NaOH 溶液を 5 ml 投入し、溶液を中和させる。

以上の手順を繰り返し、均一混合時間の測定を行った。なお、本方法による均一混合時間の測定値のばらつきは、同一実験条件において、 ± 3 s であった。

また、実験に先立ち、分子拡散の影響を調べるため、気体吹き込みを行わないで静水状態に保ち、フェノールフタレインで着色された溶液中に HCl 溶液を注入した。その結果、10 h 経過後も溶液全体が無色となることはなかった。本研究で測定された均一混合時間は 40~150 s の範囲であり、分子拡散が測定結果に及ぼす影響は無視しうるものと考えられる。

2.3 実験条件

実験データを整理するために、ここで、相似則について考えておこう。今、幾何学的に相似なトビード水模型を考え、熱対流・濃度拡散を考慮の対象外とし、トビード容器内の流動現象のみに着目することにする。このとき、以下の 8 個の物理量を指定することにより現象は定まる。

- L : トビード模型代表長さ [m]
- h : ランス (吹き込み) 深さ (液面とノズル孔中心軸との垂直距離) [m]
- μ_1 : 液体の粘性係数 [Pa·s]
- ρ_1 : 液体の密度 [kg/m³]
- μ_g : 吹き込み気体の粘性係数 [Pa·s]
- ρ_g : " 密度 [kg/m³]
- Q : " 体積流量 [Nm³/s]
- g : 重力加速度 [m/s²]

したがって、独立な物理量の数 $n=8$ 、基本単位の数 $m=3$ であるから、次元解析の定理⁶⁾により、 $n-m=5$ 個の独立な無次元数が存在する。それらは、フルード数 $Q/\sqrt{gL^5}$ 、ランス浸漬比 h/L 、レイノルズ数 $Q\rho_g/\mu_gL$ 、密度比 ρ_l/ρ_g 、粘性係数比 μ_l/μ_g である。

ここで、実操業では液位 H がほとんど一定であるから、 $h/L \propto h/H$ とみなすことができる。よって、本研究では、 h/L のかわりに h/H を用いて、ランス浸漬比を表すことにする。また、レイノルズ数 $Q\rho_g/\mu_gL$ を考慮の対象外として、空気-水系のみに着目することにすれば、本研究における実験パラメータは、ランス浸漬比 h/H 、フルード数 $Q/\sqrt{gL^5}$ となる。

したがって、幾何学的に相似な水模型に対して測定される均一混合時間 T は、無次元均一混合時間 $T\sqrt{g/L}$ を導入して、

$$T\sqrt{g/L} = f(h/H, Q/\sqrt{gL^5}) \dots\dots\dots (1)$$

と表される。ここで、トピード模型代表長さ L として、トピード模型長手方向寸法をとることにする (Fig. 1 参照)。

実験は、主として、実操業に最もよく使用されている 4 孔ノズルを使用し、吹き込み気体流量 Q 、ランス深さ h 、ノズル孔と容器の相対位置をパラメータとして行われた。また、ノズル孔数の影響をも調べるために、2, 3 5 孔ノズルについても実験が行われた。

なお、液位 H の変化による影響を実操業レベルの変化幅で予備実験した結果、同一ランス浸漬比 h/H での均一混合時間に著しい影響は見られなかった。そこで、本実験では、水位 H は 180 mm 一定に保たれている。また、吹き込みガス流量 Q は、実操業との対応を考慮して修正フルード数¹⁾ を実操業の場合と一致させ、5~12 [Nl/min] の範囲で変化させている。

2.4 攪拌動力

各種取鍋精錬において、均一混合時間は、通常、単位時間あたりに気体が液体に対してなす仕事、いわゆる攪拌動力の関数として整理されている¹⁾。本研究でも、前節の整理法 (式 (1)) に加えてこれを採用することとし、ここで攪拌動力を求めておく。

攪拌動力の算出に際しては、以下の仮定をおく。

(1) 吹き出し気体の温度は液体の温度 θ_1 と同一であり、熱対流の影響は無視する。

(2) 吹き出し気体の持つ運動エネルギーは液体の攪拌に寄与しない。

以上の仮定のもとでは、気体が液体になす仕事は浴内上昇中の気泡の静圧変化に伴う膨張の仕事、換言すれば

浮力による仕事となり、次式で表される。

$$W = \int_0^h V\rho_l g dh = - \int_{P_1}^{P_2} \frac{nR_0\theta_1}{P} dP = nR_0\theta_1 \ln \frac{P_1}{P_2} = nR_0\theta_1 \ln (1 + \rho_l gh/P_2) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 V : 気体の体積、 n : モル数、 R_0 : 一般ガス定数 (=8314.3 J/kmol K)、 P : 圧力、 P_1 : 吹き出し口静圧、 P_2 : 水面静圧 (大気圧)、である。

したがって、吹き込み気体の仕事率 L_w は、

$$L_w = \frac{Q}{V_0} R_0\theta_1 \ln (1 + \rho_l gh/P_2) \dots\dots\dots (3)$$

となる。ここで、 Q : 吹き込み気体体積流量 [Nm³/s]、 V_0 : 気体標準モル体積 (=22.4 Nm³/kmol)、である。

また、攪拌動力としてよく用いられる単位質量あたりの仕事率 $\dot{\epsilon}_M$ は、

$$\dot{\epsilon}_M = \frac{L_w}{M_1} = \frac{Q}{M_1 V_0} R_0\theta_1 \ln (1 + \rho_l gh/P_2) \dots (4)$$

となる。ここで、 M_1 : 液体の全質量 である。

3. 実験結果および考察

3.1 ランス浸漬深さ・気体流量の影響

気体吹き出しノズル中心軸 X'-Y' をトピード容器中心軸 X-Y と一致させた 4 孔ノズル (Fig. 3 参照) を用いて、ランス浸漬深さ h 、吹き込み気体流量 Q が攪拌強度に及ぼす影響を調べた。以下に、その結果を示す。

Fig. 4 は、ランス浸漬比 h/H をパラメータとして、無次元均一混合時間 $T\sqrt{g/L}$ とフルード数 $Q/\sqrt{gL^5}$ の関係を示したものである。この図より、ガス吹き込み流量 Q 、ランス浸漬深さ h の増加に伴い、均一混合時間 T は減少することがわかる。このことは、気体流量、ランス深さの増加に伴い、式(4)で表される攪拌動力 $\dot{\epsilon}_M$ が

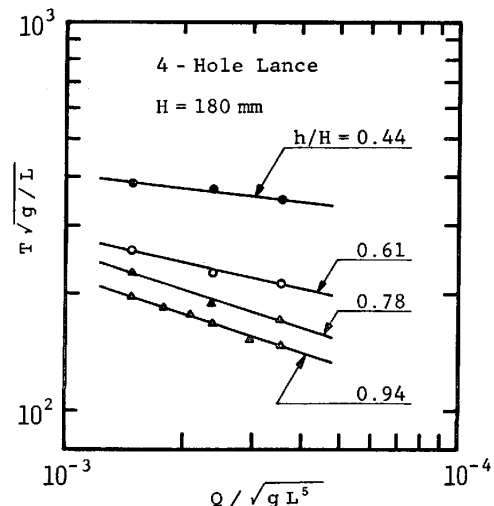


Fig. 4. Relationship between non-dimensional mixing time and Froude Number.

増加することより、容易に理解される。

また、ランス浸漬比 h/H が増加するに伴い、 $T\sqrt{g/L} \sim Q/\sqrt{gL^5}$ 曲線の負の勾配が大きくなっている。すなわち、流量増加による均一混合時間の減少効果は、ランス浸漬深さ h が大きいほど大となる。これは、式(4)を全微分すれば、

$$d\dot{\epsilon}_M = \frac{R_0\theta_1}{M_1V_0} \ln\left(1 + \frac{\rho_1gh}{P_2}\right)dQ + \frac{QR_0\theta_1}{M_1V_0} \frac{\rho_1g}{P_2 + \rho_1gh} dh \dots\dots\dots (5)$$

となり、流量 Q の増加による攪拌動力の増加量は h が大なるほど大きいためである。特に、 $h/H=0.78, 0.96$ では、 $T\sqrt{g/L} \sim Q/\sqrt{gL^5}$ 曲線の負の勾配が急増し、かつこの2曲線の勾配はほぼ同一となつている。したがつて、吹き込みガス流量の増加により均一混合時間の減少を計るためには、その効果の上から、 $h/H \geq 0.8$ とすることが望ましい。

Fig. 5 は、 h/H をパラメータとして、式(4)で表される攪拌動力 $\dot{\epsilon}_M$ と均一混合時間 T の関係を示したものである。図中には、参考のため、取鍋精錬に対する実験式⁴⁾⁵⁾ $T=58 \dot{\epsilon}_M^{-0.31}$ (スラグなしの場合； T [s], $\dot{\epsilon}_M$ [W/t]) が破線にて記入されている。この図より、均一混合時間はランス浸漬比 h/H にも影響されるから、攪拌動力のみの関数として均一混合時間を表示するのは不可能であることがわかる。ただ、 $h/H=0.78$ と 0.94 の場合には、トピード脱硫プロセスでは底吹き転炉と異なり水平方向吹き込みであるにもかかわらず、底吹き転炉の場合とほぼ同様な $T \propto \dot{\epsilon}_M^{-1/3}$ の関係が成立して

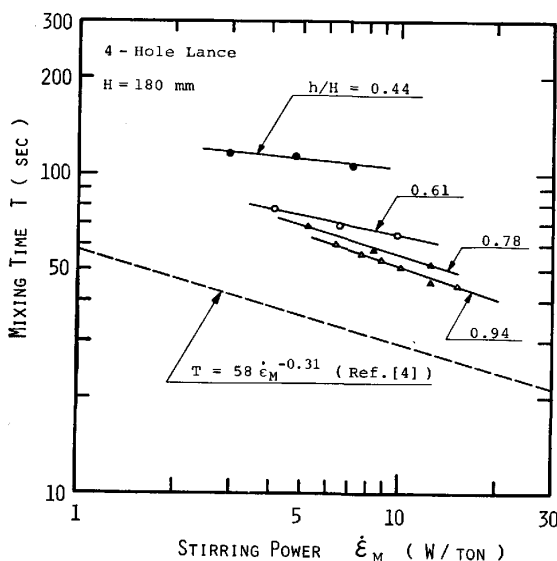


Fig. 5. Relationship between mixing time and stirring power of gas.

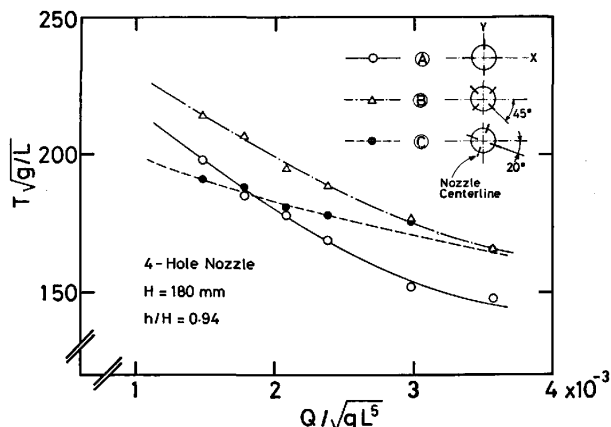


Fig. 6. Effect of the locations of nozzles on mixing time.

いる。したがつて、 $h/H \geq 0.8$ では、底吹き転炉の結果を流用して、均一混合時間と攪拌動力の関係を定性的に推定しうることがわかる。

3.2 ノズル孔と容器の相対位置の影響

トピード容器に相対的なノズル孔の位置が攪拌強度に及ぼす影響を明らかにするため、4孔ノズルの容器に相対的な位置を Fig. 6 に示す3種類を選び、均一混合時間を測定した。④はトピード中心軸 X-Y にノズル中心軸 X'-Y' を一致させたもの、⑤は X'-Y' 軸を Z 軸まわりに 45° 回転させたもの、⑥は X'-Y' 軸を Z 軸まわりに 20° 時計方向に回転させたものである。このとき、液位 $H=180$ mm, ランス浸漬比 $h/H=0.94$ 一定に保たれている。

Fig. 6 は、上記3種類のノズル孔位置に対して、無次元均一混合時間 $T\sqrt{g/L}$ とフルード数 $Q/\sqrt{gL^5}$ の関係を示したものである。④と⑤を比較すれば、④の方が均一混合時間が短いことがわかる。これは、容器壁に距離の近いノズル孔が存在するものほど、容器壁の干渉のため気泡の浮上による誘起速度が大きいためと考えられる[†]。流量 Q が少量のときには、トピード容器に対して非対称なノズル配列である⑥の場合に最も均一混合時間が短い。これは、ノズルの非対称配列ゆえに安定な対流セルができにくく、混合作用が激しく行われるためと思われる。しかし、流量の増加に伴つて非対称配列の効果は少なくなり、⑤の場合の曲線に漸近していく。これは、流量の増加、換言すれば、浮上気泡の体積増加に伴い、ランス周方向に気泡が拡がり、非対称配列の意味がなくなるためである。

式(4)で計算される攪拌動力にはノズル孔の位置の影

[†] 壁面近傍にわき出しを置いたときの流れによつてこの流れを近似することができる。このとき、壁面とわき出しの置かれた点の間の誘起速度が他の部分に比べて大きくなる⁸⁾。

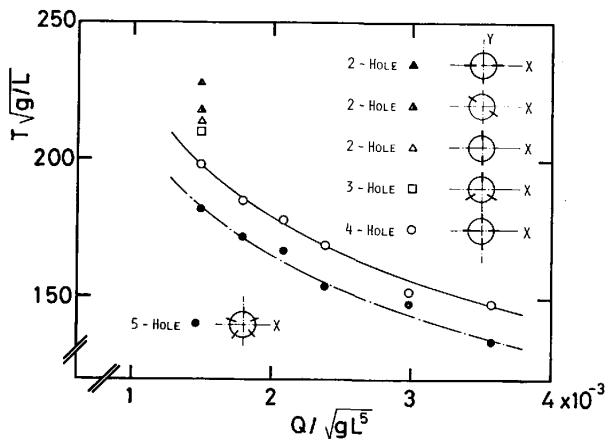


Fig. 7. Effects of number of nozzle orifices on mixing time ($H=180$ mm, $h/H=0.94$).

響は考慮されていない。しかし、Fig. 6に見られるように、均一混合時間は、ノズル穴の位置にも影響されるから、均一混合時間を攪拌動力のみの関数として整理することはできない。また、均一混合時間を短縮するためには、容器壁との距離が最短距離となるY軸上にノズル穴を設定することが重要であることがわかる。

3.3 ノズル孔数の影響

ノズル孔数が攪拌強度に及ぼす影響を明らかにするため、液位 $H=180$ mm, ランス浸漬比 $h/H=0.94$ 一定に保ち、ノズル孔数 2~5 と変えて実験を行った。Fig. 7はその結果を示している。図から知られるように、ノズル孔数の増加に伴い、均一混合時間は減少している。これは、ノズル孔数の増加に伴い、気泡個数が増加し気液界面の表面積が増加するためである。

底吹き転炉において複数個のノズルを使用した場合、単一ノズルのときに比して混合時間が長くなるとされている。しかし、本研究で扱っているような水平方向吹き込みでは、ノズル穴数だけのセルに分割されることはなく、むしろ孔数の増加により混合は迅速化される。

また、3種類の2孔ノズルの位置による影響は、前節のように、ノズル穴が容器壁に近づいたものほど、混合が促進される結果となつている。

4. 結 論

フェノールフタレイン法を用いて、トピード上吹き脱

硫の水モデル試験を行い、以下のことを明らかにした。

(1) 均一混合時間は、ランス深さ、ガス吹き込み流量、ノズル孔と容器の相対位置およびノズル孔数に影響される。

(2) ガス吹き込み流量、ランス深さの増加に伴い、混合は促進され、均一混合時間は短縮される。

(3) 流量増加により混合の迅速化を計るには、ノズル浸漬比 h/H を 0.8 以上とするのが望ましい。

(4) 吹き込みガス流量、ランス深さの増加に伴い、均一混合時間 T と攪拌動力 $\dot{\epsilon}_M$ の定性的な関係は、底吹き転炉の場合の関係 $T \propto \dot{\epsilon}_M^{-1/3}$ に漸近する。特に、 $h/H \geq 0.8$ では、底吹き転炉について得られた結果をトピード容器に流用して、 T と $\dot{\epsilon}_M$ の定性的な関係を予測しうる。

(5) 容器壁とノズル孔との距離が最短となるランス配置のとき、攪拌強度は最大となる。

(6) ノズル孔数の増加に伴い、均一混合時間は短縮される。

また、本研究で用いたフェノールフタレイン法は、均一混合時間の測定に有効な手段であることがわかつた。

おわりに、本研究には入江興産(株)より助成を受けた。ここに記して謝意を表する。また、実験に御協力いただいた谷 公裕、和田耕一、有田広明、豊田哲慶の諸氏に感謝の意を表する。

文 献

- 1) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, 67 (1981) 6, p. 672
- 2) 甲斐 幹, 平尾正純, 大河内和男, 飯田 宏, 田中新, 樋口満雄: 鉄と鋼, 66 (1980), S 233
- 3) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking Steelmaking, 2 (1975), p. 193
- 4) 拜田 治, 江見俊彦, 馬田 一, 数土文夫: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S 253
- 5) O. HAIDA, T. EMI, S. YAMADA, and F. SUDO: SCANINJECT II, (1980), Luleå, Sweden
- 6) 江守一郎, D. J. シューリング: 模型実験の理論と応用 (1973), p. 21 [技報堂]
- 7) 稲田爽一, 渡辺哲弥: 鉄と鋼, 63 (1977) 1, p. 37
- 8) 今井 功: 流体力学(前編) (1973), p. 208 [裳華房]