

非球形粒子層の蒸気流動特性*

刑部 真 弘** 何 堅***
土 師 生 也** 伊 東 次 衛**

Characteristics of Steam Flow in Non-Spherical Particle Bed

By Masahiro Osakabe, He Jian, Ikuya Haze, Tsugue Itoh

Usually, Trichloroethane has been used for the deoiling and cleaning of machine parts. But its production and import have been prohibited since 1995 because of its possibility to destroy the ozone layer. Generally for biological and environmental safety, the de-oiling should be done with the physical method instead of the chemical method. As one of the physical method, a cleaning by a steam flow in a packed bed of machine parts was proposed. Usual machine parts have complicated and non-spherical shapes. As the existing flow models are based on spherical particle beds, an experiment for non-spherical particles was conducted by using a steam. Actual rivets of different sizes were used as the non-spherical particles. Also a prediction method for the flow resistance was proposed and good agreements with the experimental results were obtained.

Keywords : De-oiling, Machine parts, Steam flow, Physical cleaning, Trichloroethane

1. 序

従来、トリクロロエタンは洗浄溶剤として、機械加工部品の洗浄に用いられてきた。洗浄の目的は、部品に付着している金属加工油、防錆油、焼き入れ油やはんだフラックスなどの除去である。ところが、トリクロロエタンは、フロン113と同様にオゾン層を破壊し、地球上の生物に重大な影響を及ぼす恐れがあるとして、1995年以降、生産及び輸入が中止され供給が止まった特性化学物質である。このように、機械部品の洗浄は、従来の化学物質を用いた化学洗浄に代わって、超音波等を用いた物理洗浄へ転換すべて時期に来ていると考えられる。

著者らは、物理洗浄の一つとして、蒸気流による洗浄を提案してきた⁽¹⁾。これは、洗浄対象をコ

ンテナ容器に充填し、その充填層に蒸気を流し洗浄する方法であり、合成洗浄等では落ちにくい汚れを短時間で洗浄可能であることが明らかになっている。また、洗浄により出てくる油等の汚れ成分も、蒸気発生源であるボイラで燃焼させることができる。補助ボイラ等の蒸気源を有する船舶の機関室においても、この洗浄方法は比較的簡単に応用できると考えられる。ただし、このような洗浄を行う場合、機械部品を詰めた充填層の圧力損失等の流動特性をある程度把握しておく必要がある。

従来、充填層の流動特性に関し、多くの研究が行われてきた⁽²⁾が、多くは球状粒子の充填層を基本としており、機械部品のような複雑な形状の充填層について研究例は少ない。本研究では、機械部品の代表として、実際のリベットを用いた充填層に蒸気を流し、その流動特性を実験的に調べた。また、複雑な形状の充填層を流れる圧縮性流体の流動抵抗を算出する方法を提案した。

**正会員、東京商船大学 (江東区越中島2-1-6)

***東京商船大学大学院 (江東区越中島2-1-6)

2. 実験装置及び方法

図1に試験装置概略図を示す。超小型複合サイクル機関³⁾により発生させた飽和または過熱蒸気を、リベット層に流し流動特性を調べる。本研究においては、リベット層の高さHは215mmとし、3種類の大きさの異なるリベットを用いた。試験部は、内径 D_p 40mmの円筒状コンテナで、下部には、リベットがすり抜けけない程度の粗いステンレス製の網を設置し、その上にリベットを充填した。また、コンテナにはデジタル圧力計及び外径1mmのシースK熱電対を、流れ方向に4ヶ所設置した。熱電対の测温部は、配管中心部に位置するようになっている。デジタル圧力計の計測誤差は、 $\pm 1.2\text{kPa}$ であり、熱電対のそれは、 $\pm 0.1^\circ\text{C}$ である。

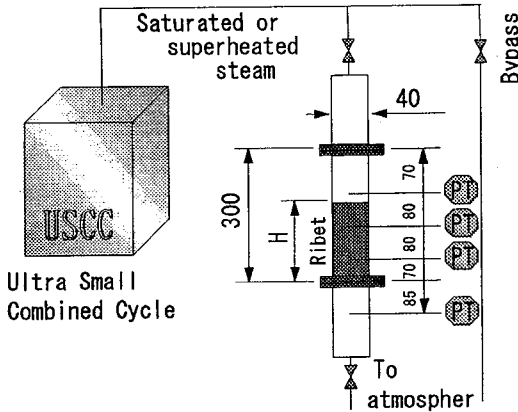


図1 実験装置概要

実験は、リベット層に一定の蒸気を流し流動特性を調べた。供給蒸気圧力を $0.6\sim 0.8\text{MPa}$ として、試験部出口の背圧制御弁により、リベット層通過蒸気量を一定とした条件で、各部圧力及び温度を計測した。供給蒸気流量は、試験部直前に設置した渦流量計により計測した。渦流量計の計測誤差は、指示値の $\pm 2\%$ 以内である。なお、実験前にはバイパス配管を大気に解放し、供給蒸気圧力及び温度を一定条件とした後、試験部側に流した。

図2及び表1に今回の実験で用いたリベットの形状及びサイズを示す。一般的にリベットは、円筒に円形のつばが付いた形となっている。また、本実験で用いたアルミ製リベットは、ほぼ相似形の

表1 リベットサイズ

	D1(mm)	D2(mm)	D3(mm)	L(mm)
Size 4	6.35	3.2	1.8	5.5
Size 5	7.8	3.96	2.27	8.18
Steel	14.28	10.8	8.15	19.4

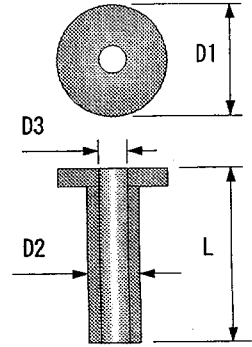


図2 リベットの形状

サイズ4及び5がある。スチール製リベットは、アルミ製リベットよりもサイズが全般的に大きいとともに、リベット長さLに対して中心部の穴およびつば径D1が大きい。複雑な形状のリベットの代表長さとして、何を選ぶかが問題であるが、本研究においては最初の試みとして長さLを用いて整理した。

図3に各サイズのリベットを、異なる内径 D_p の

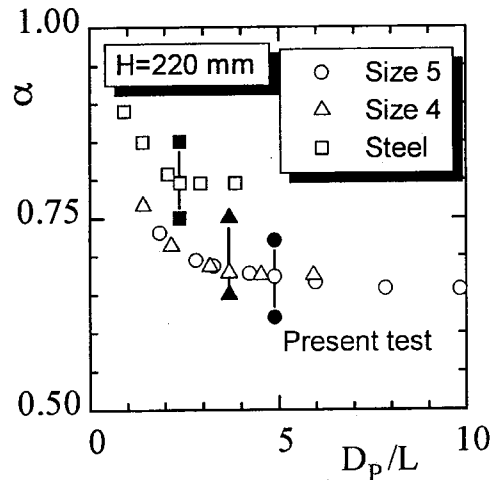


図3 リベット層ポイド率へのコンテナ径の影響

3. 実験結果

円管に高さ $H=220\text{mm}$ まで充填した場合のポイド率 α を示す。なお、内径はリベットの代表長さ L で無次元化してある。ポイド率は、リベット層に水を少しづつ注入し、水がリベット層全体を覆うようになったときの注入量を計測することにより求めた。内径が小さい場合は、壁面近傍の充填率が悪い⁽⁴⁾ため、ポイド率は大きめになるが、本研究の流動実験程度の D_p/L 以上では一定値に漸近する。

図4は、内径 $D_p=40\text{mm}$ の円管に、異なる高さ H までリベットを充填した場合のポイド率を示す。この場合にも、底面近傍の充填率が悪い⁽⁴⁾ため、十分な高さがないとポイド率は大きめになるが、本研究の流動実験程度の H/L 以上では一定値に漸近する。なお、流動実験での充填層ポイド率を表2に示す。アルミ製のリベットは、ほぼ同じポイド率となったが、スチール製リベットは、それらよりも大きいことがわかる。

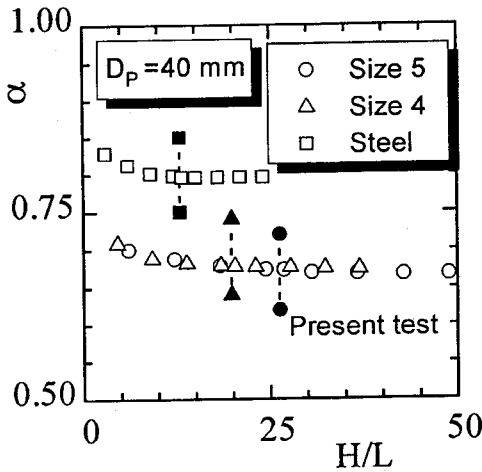


図4 リベット層ポイド率への層高さの影響

表2 流動実験でのポイド率

	α
Size 4	0.68
Size 5	0.67
Steel	0.8

図5では、サイズ4リベットを用いた実験で、後述する式(8)で定義される無次元蒸気質量流束 G^* を3段階に変えた場合の圧力降下特性を表す。流量が最大の場合(\square)は、出口圧力が大気圧になっている。太線で示したように、リベット層は流れ方向距離 $x=85\sim 300\text{mm}$ に位置する。直線は、圧力計と同じ高さ位置に設置した熱電対により測定した温度を用いて、蒸気表から求めた飽和圧力を示す。すなわち、圧力降下を起こしている蒸気の温度は、リベット層の中ではほぼ飽和状態に近い。また、流束を大きくしていくと、圧力降下も大きくなり、リベット層出口の圧力は、温度より求めた飽和圧力よりも小さくなる。すなわち、出口蒸気過熱度が、大きくなる。これは、リベット層は、基本的には絞り要素であり、圧力降下が大きいほど出口蒸気過熱度が大きくなることを示している。

図6は、対応する温度降下特性を表す。圧力降下が大きくなるほど、膨張による温度降下も大きくなる。機械加工部品を洗浄・脱脂すると同時に、全体を均一温度に保ち、焼鈍(annealing)を行う場合、この温度降下をできる限り抑える必要がある。このためには、流束をあまり大きくできないことになる。

次に、過熱蒸気を用いた場合を示す。図7は、サイズ4リベットを用いた実験で、過熱蒸気流束を4段階に変えた場合の圧力降下特性を表す。流束が

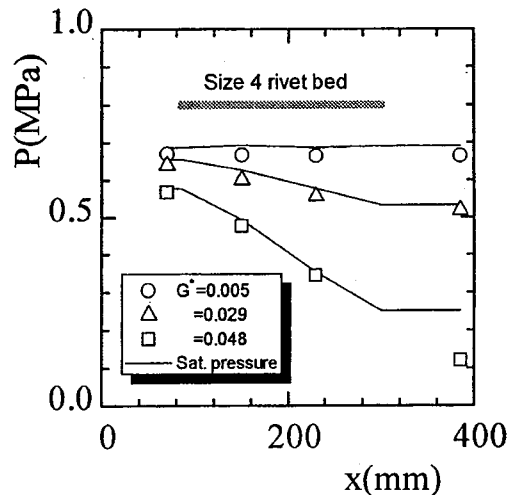


図5 飽和蒸気の圧力降下特性

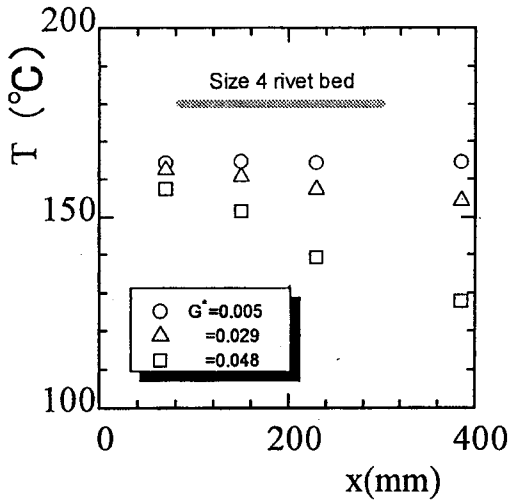


図6 飽和蒸気の温度降下特性

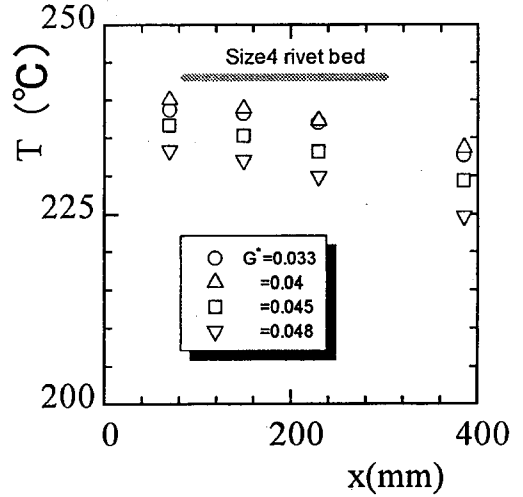


図8 過熱蒸気の温度降下特性

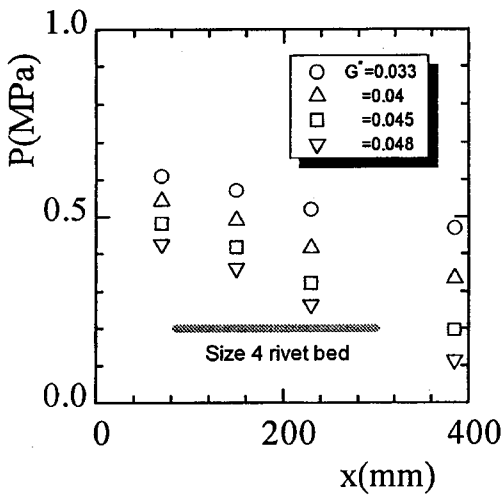


図7 過熱蒸気の圧力降下特性

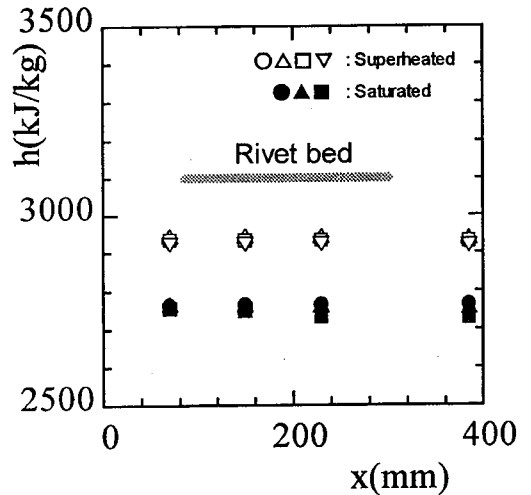


図9 エンタルピー変化

最大の場合(▽)は、出口圧力が大気圧になっている。この場合にも、飽和蒸気の場合と同じように、流束とともに圧力降下は大きくなっている。

図8は、対応する温度降下特性を表す。膨張による温度降下は、最大10℃程度である。最大流束の場合(▽)、出口圧力はほぼ大気圧となっているので、この場合の出口の過熱度は、約125℃である。なお、入口圧力は約0.4MPa、過熱度は約90℃であり、リベット層通過により過熱度が約35℃上昇した。これは、リベット層が絞り要素となって

いることを示す。

図9に示したの、前述した飽和及び過熱蒸気実験におけるエンタルピーの変化である。いずれの実験においても、エンタルピーは流れ方向にほぼ一定であることが解る。すなわち、リベット層の中では、熱エネルギーから速度エネルギーへの変換は小さい。

圧力降下とともに蒸気密度がどのように変化しているのか、実験データにより調べてみた。蒸気が入り口圧力 P_1 から P_0 まで等エントロピー膨張をす

る場合、

$$\frac{P_i}{\rho_i^k} = \frac{P_o}{\rho_o^k} \quad (1)$$

過熱蒸気の場合、比熱比 $k=1.3$ であり、飽和蒸気では、 $k=1.135\sim 1.125$ である。図10は、出口の密度 ρ_o と入り口の蒸気密度 ρ_i の比と圧力比 η の関係を表す。

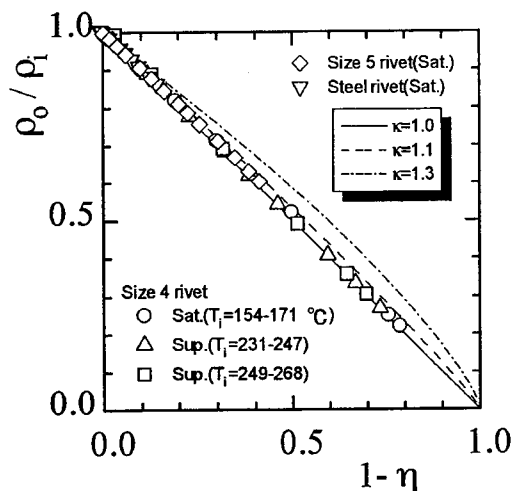


図10 入口出口の密度比と圧力比の関係

圧力比 η は、

$$\eta = \frac{P_o}{P_i} \quad (2)$$

と定義している。なお、実験データは、前述したサイズ4の飽和及び過熱蒸気データに加えて、飽和蒸気を用いたサイズ5及びスチール製リベットのデータを含んでいる。実験データは、(1)式の $k=1.0$ とした実線とほぼ一致することがわかる。蒸気を、理想気体と仮定すれば $k=1.0$ の場合は等温変化過程を示す。すなわち、蒸気の密度変化は、断熱的な変化ではなく、リベット層内での摩擦や渦による熱発生により、等温変化に近い。

粒子充填層の入り口から出口までの圧力降下 Δp を以下のように表すことが一般的である⁽²⁾⁽⁵⁾。

$$\Delta p = \int_i^o C_f \frac{dH}{D} \frac{G^2}{2\rho} \quad (3)$$

質量流束 G は、粒子を取り除いた場合の流路面積(空コンテナ面積)で定義する。本研究の場合、充

填層の機械部品は種々形状があり、充填層のポイド率も大きく変化することが考えられるので、ポイド率を考慮した実質量流束及び充填粒子の代表長さ $D=L$ とした以下の式を用いることにする。

$$\Delta p = \int_i^o C_f \frac{dH}{L} \frac{G^2}{2\rho\alpha^2} \quad (4)$$

図5及び図7に示したように、リベット層の圧力は流れ方向に線形的に降下していくと近似すると、

$$dp = -(p_i - p_o) \frac{dH}{H} \quad (5)$$

式(5)と $k=1.0$ とした式(1)を用いると、式(4)は以下のように積分できる。

$$\Delta p = C_f \beta \frac{H}{L} \frac{G^2}{2\rho_i\alpha^2} \quad (6)$$

ここでは β は蒸気の圧縮性の効果を補正する係数で、

$$\beta = \frac{-\ln(\eta)}{1-\eta} \quad (7)$$

と定義される。

ここで無次元質量流束 G^* を⁽⁶⁾

$$G^* = \frac{G}{\sqrt{\rho_i P_i}} \quad (8)$$

とすると、式(6)は

$$1-\eta = C_f \beta \frac{H}{L} \frac{G^{*2}}{2\alpha^2} \quad (9)$$

図11に示したのは、高さ $H=215\text{mm}$ の各種リベット層に飽和及び過熱蒸気を流した場合の無次元質量流束と圧力比の関係である。実線、破線及び一点鎖線は、各リベット層に対して $C_f=4.6$ とした式(9)の予測値である。ほぼ相似形の2種類のアルミ製リベットの充填ポイド率は、ほぼ同じであると前述したが、同じ圧力比での通過蒸気質量流束は異なる結果が得られた。これは、圧力損失が充填ポイド率よりも、充填されたリベットのサイズ L に依存していることを示す。なおアルミ製リベットの実験結果は予測値と比較的よく一致する。鉄製リベットは、中心部穴径がアルミ製よりも大きく全体的に扁平であり、充填ポイド率が大きい

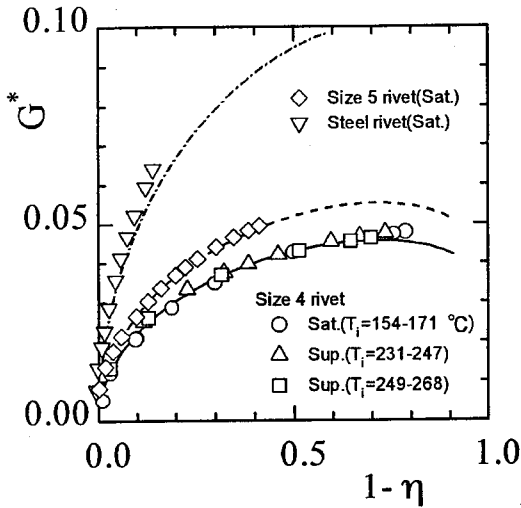


図11 無次元質量流束と圧力比の関係

め流動抵抗が小さいと考えられるが、この実験結果も予測値とほぼ一致する。また、一般的に圧力比を小さくしていくと、実験で求めた流束が頭打ちになり、予測値も明らかにピークのあるカーブとなっている。これは、リベット層の圧力降下により蒸気が膨張し、流束の増大とともに流動抵抗が増大し、結果的に流束を抑制するためと考えられる。音速による臨界質量流束は、例えば過熱蒸気の場合 $G^*=0.67$ であるので⁽⁶⁾、これよりも1オーダー低い流束で最大値をとることになる。

4. 結 論

実際のリベットを用いた非球形粒子充填層における、蒸気流動実験を行った。この結果、以下のことが明らかになった。

1. 充填層の壁面近傍には、ボイド率が大きい領域がある。このため、一定の充填率にするためには、充填物の大きさに対し、十分な配管内径及び充填高さが必要である。
2. 充填層内の飽和及び過熱蒸気の流動は、ほぼ等エンタルピー変化であり、入口と出口の密度変化は等温変化で近似できる。
3. 充填層を流れる蒸气流束と圧力比の関係を記述する相関式を導いた。この相関式により、

蒸気による洗浄装置の設計が可能となった。
本研究は、ポップリベット・ファスナー(株)の研究助成を受けた。ここに記して謝意を表する。

記 号

- c_f : 圧力降下係数
- D : 充填層粒子代表長さ
- D_p : コンテナ直径
- G : 質量流束
- h : エンタルピー
- H : リベット層高さ
- dH : リベット層微小高さ
- L : リベット代表長さ
- p : 圧力
- T : 温度
- x : リベット層流れ方向距離
- α : 充填層ボイド率
- β : 圧縮性効果の補正係数
- η : 圧力比
- k : 比熱比
- ρ : 密度

添 え 字

i : 入口, o : 出口

参 考 文 献

1. 刑部, 何, 土師, 伊東, 天野, 混相流シンポジウム講演論文集, (1997), 203
2. R. B. Bird, W. E. Stewart and E. N. Lightfoot, Transport Phenomena, John Wiley & Sons, Inc, (1960), 196
3. 巫, 佐藤, 伊東, 土師, 刑部, 日本船用機関学会誌, 31, 12, (1996), 909
4. E. A. Foumeny, F. Benyahia, J. A. A. Castro, H. A. Moallemi and S. Roshani, Int. J. Heat Mass Transfer. 36 (2), (1993), 536
5. E. Achenbach, Proc. of 7th Int. Heat Transfer Conference, vol.16(1982), 1
6. M. Osakabe and M. Isono, Int. J. Heat Mass Transfer, 39, 8, (1996), 1617