

高速フレイム溶射ガンの流動特性に関する気体力学的研究*

(第 1 報, 貯気圧とバレル長さの影響)

片野田 洋^{*1}, 山本 秀樹^{*2}
松岡 武司^{*3}, 松尾 一泰^{*4}

Gasdynamic Study on Flow Characteristics of High Velocity Oxy-Fuel Thermal Spray Gun (1st Report, The Influence of Chamber Pressure and Barrel Length)

Hiroshi KATANODA^{*5}, Hideki YAMAMOTO,
Takeshi MATSUOKA and Kazuyasu MATSUO

^{*5} Department of Mechanical Engineering, Kagoshima University,
1-21-40 Korimoto, Kagoshima-shi, Kagoshima, 890-0065 Japan

The High Velocity Oxy-Fuel (HVOF) thermal spraying is a technique to make a coating on a solid surface. The gun consists of a supersonic nozzle followed by a straight passage called barrel. In this study, the internal flow of HVOF gun was analyzed by the theory of Fanno flow and the flow patterns are classified depending on barrel length and chamber pressure. The analytical results were evaluated by the experimental results including pressure distributions in the gun and schlieren photographs of jet. The analytical results show good agreement with the experimental results except for the condition that shock train stays inside the barrel.

Key Words: Compressible Flow, Supersonic Flow, Jet, HVOF Thermal Spray

1. 序 論

溶射とは、高温・高速の気体の流れにより金属、セラミックス、サーメットなどの材料の粉末を加熱・加速し、熔融またはそれに近い状態にして固体表面に吹きつけることにより皮膜を形成する表面処理技術の一つである。粉末の種類により、耐磨耗性、耐酸化性や耐食性などの機能をもつ皮膜を固体表面に作成することができる。1910 年以後の溶射装置開発において、粉末を加熱・加速する気体の流れは、ほとんどの場合が超音速であった。

高速フレイム溶射^{(1), (2)} (High Velocity Oxy-Fuel thermal spraying: 以下, HVOF 溶射と略す) は 1980 年代に米国で開発された、超音速流れを利用した比較的新しい溶射法である。代表的な HVOF 溶射ガンの構造を図 1 に示す。これは、燃焼室、超音速ノズル、一定断面積の流路 (以下、バレルと呼ぶ) から成る。燃

焼室に供給された燃料は酸化剤により燃焼し、高温・高圧のガスが発生する。超音速ノズルにより超音速に加速された燃焼ガスはバレルを通り、超音速噴流となって固体表面に向かって大気中に噴出する。溶射粉末は、超音速ノズルの下流から超音速の燃焼ガス流中に噴射され、バレル内で下流に向かって加熱・加速される。バレルを出た溶射粒子は超音速噴流中で更に加熱・加速された後、溶射を施工すべき固体の表面に次々に衝突し、皮膜を形成する。通常、バレル出口から固体表面までの距離は、バレル内径 D の 30 倍以上あり、かつバレル出口の速度は音速以上である。したがって、衝突噴流部の流れは、本研究の対象である溶射ガン内およびバレル出口から $10D$ 程度まで下流には影響を与えないと考えられる。HVOF 溶射では、従来の溶射法よりも粒子の衝突速度が大きいため、酸化

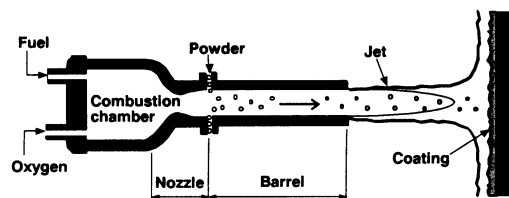


Fig. 1 HVOF thermal spray gun

* 原稿受付 2005 年 4 月 7 日。

^{*1} 正員, 鹿児島大学工学部 (☎ 890 0065 鹿児島市郡元 1-21-40)。

^{*2} 北九州市立大学大学院 (☎ 808-0135 北九州市若松区ひびきの 1-1)。

^{*3} (株)高城精機製作所 (☎ 802 0836 北九州市小倉南区石田南 2-4-1)。

^{*4} 正員, 北九州市立大学国際環境工学部 (☎ 808 0135 北九州市若松区ひびきの 1-1)。

E-mail: katanoda@mech.kagoshima-u.ac.jp

が少なく緻密な皮膜が得られるという特徴がある⁽³⁾。

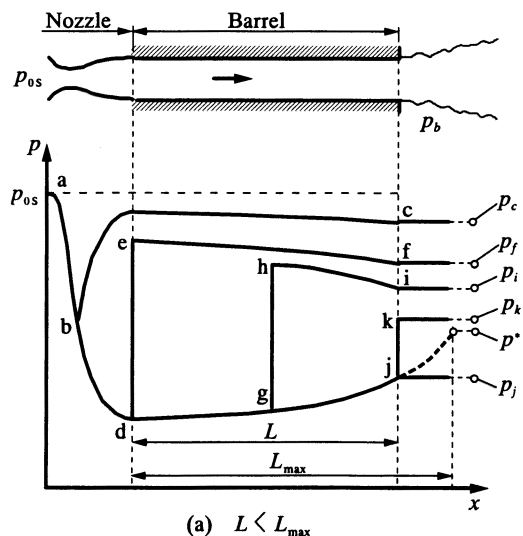
溶射皮膜の特性は、固体表面に衝突する直前における粒子の速度と温度に大きく依存する⁽⁴⁾。特に、耐摩耗性や耐食性は、固体表面への粒子の衝突速度が大きいほど良好であることが実験的に分かっている⁽⁴⁾。粒子の速度は、それを加速する燃焼ガスのバレル内と噴流中の流動状態により決まるが、粒子を最大限加速する流れ場および流路形状は分かっていない。従来、溶射ガンに関する研究・開発は内部のガスの流動状態がよく分からないまま試行錯誤的に行われてきた。特に、粒子を加速するために必要と考えられているバレルは長いほど大きな粒子速度が得られると考えられ、その長さは長いもので内径の20倍程度にもおよびしたが、内部流動に与える壁面摩擦の影響が無視できないと考えられる。バレル長さに加えて、HVOF溶射ガンを運転する上で重要なパラメータの1つに燃焼室における圧力（以下、貯気圧と呼ぶ）がある。しかし、バレル長さと貯気圧が超音速流れに与える影響を系統的に明らかにした研究は全く見あたらない。今後、HVOF溶射ガンの更なる性能向上のためには溶射ガン内の超音速流動に関する気体力学的な理解が不可欠である。本研究は、粒子を最大限加速する流れ場および流路形状を見出すことを最終目的としている。その第一段階として、本論文ではHVOF溶射ガンの設計および運転上重要なパラメータであるバレル長さ、および貯気圧が溶射ガン内部の流れと噴流の構造に与える影響を一次元ファノール流れ解析により明らかにする。更に、作動気体として空気をを用いたモデル実験により、本解析の妥当性を検証する。

2 解析方法と解析結果

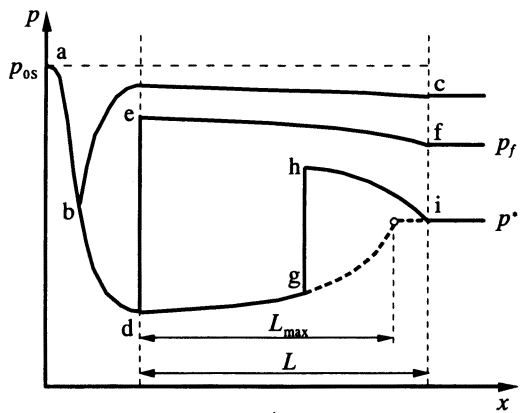
2・1 解析方法 HVOF溶射ガン内の流れの基本的流動特性を調べるにあたり、簡単のため、溶射粒子の質量流量は無視できるとし、燃焼ガスの全温度は一定に保たれると仮定する。また、実際のHVOF溶射ガンでは図2の上部に示すバレル後方の背圧 p_b は大気圧で、超音速ノズル上流の貯気圧 p_{0s} は大気圧より高い圧力であるが、このような流れは装置の貯気圧 p_{0s} と背圧 p_b の比 p_{0s}/p_b に依存し、 p_{0s} や p_b の絶対値には依存しない。そこで、解析方法の説明を簡単にするため、以下の記述では p_{0s} を一定とし、 p_b を減少させて p_{0s}/p_b を変化させる。そして、ノズル内の流れは等エントロピー流れ、バレル内流れはファノール流れ⁽⁵⁾と仮定する。

さて、 p_b を p_{0s} から徐々に下げると、流れはノズルロートでチョークし、垂直衝撃波が形成され、 p_b の減少とともに下流へ移動する。バレルの長さ L が短い場合には、この衝撃波は p_b の減少によってバレル出口より外に排出されるが、 L がある値 L_{max} よりも長い場合には、摩擦による流れのチョークが起こる⁽⁵⁾。

図2(a)は $L < L_{max}$ の場合の静圧分布、図2(b)は $L > L_{max}$ の場合の静圧分布を模式的に示したものである。図2(a)では、上述の衝撃波は $p_b = p_f$ のときバレル入口に位置し、 $p_b = p_k$ のときバレル出口に達する。また、 $p_b = p_j$ はノズル出口圧力が背圧 p_b に等しい状態を示し、バレルからの噴流は適正膨



(a) $L < L_{max}$



(b) $L > L_{max}$

Fig. 2 Static pressure distributions in barrel of HVOF thermal spray gun

張噴流である。したがって、 $p_j < p_b < p_k$ は過膨張状態、 $p_b < p_j$ は不足膨張状態を示す。図 2 (b) では、衝撃波は $p_b = p_f$ のときバレル入口に位置するが、 $p_b = p^*$ のとき衝撃波は gh の位置にあり、流れはバレル出口でチョークする。流れがチョークすると、 p_b を p^* より下げてもバレル内の流れは変化せず、衝撃波の位置は変わらない。

2.2 解析結果 本実験の作動気体は空気で、後述するように、出口マッハ数 2.05 の超音速ノズルと摩擦係数 0.0042 のバレルを使用した。この条件の下に、ノズル上流の貯気圧 p_{0s} と背圧 p_b の比 p_{0s}/p_b およびバレルの長さ L と内径 D の比 L/D を変化させ、上述の方法で解析した結果を図3に示す。

図3より、圧力比 p_{0s}/p_b が1から徐々に増加する場合、溶射ガン内の流れはつぎのように説明できる。ある L/D のバレルに対して、図の曲線①で示す p_{0s}/p_b になると、流れはノズルスロートでチョークする。たとえば $L/D = 10$ の場合、 $p_{0s}/p_b = 1.11$ のときである。図の曲線②は流れのチョークによって生じた垂直衝撃波がバレル入口に達した状態を示し、 $L/D = 10$ のバレルでは、 $p_{0s}/p_b = 1.92$ のときこの状態となる。また、図の曲線③は垂直衝撃波がバレル出口に達した状態を示し、 $L/D = 10$ のバレルでは、 $p_{0s}/p_b = 2.18$ のときである。この状態より p_{0s}/p_b が大きい場合、衝撃波はバレル出口より外に排出され、バレルからの噴流は過膨張噴流となる。図の曲線④はバレルの出口圧力が背圧に等しい適正膨張状態を示し、 $L/D = 10$ の場合、 $p_{0s}/p_b = 5.70$ のときである。したがって、曲線④の上の領域ではバレルからの噴流は不足膨張状態の噴流である。

本解析結果によれば、摩擦による流れのチョークが起こるバレルの長さ L_{max} と内径の比は $L_{max}/D = 19.0$ である。したがって、図3の曲線⑤と⑥に囲まれた領域では、圧力比 p_{0s}/p_b を変えてもバレル内の衝撃波の位置は固定され、バレル出口における流れのマッハ数は1である。

3 実験装置

本研究で使用了実験装置の概要を図4に示す。圧縮機から出た空気は空気乾燥機を通して容量 4m^3 の空気タンクに最大 2MPa まで蓄えられる。空気タンク内の圧縮空気は貯気室でいったんよみ

状態になった後、HVOF 溶射ガン内で超音速に加速され、大気中に噴出する。貯気室のよみ圧は、 $0.2\text{MPa} \sim 0.78\text{MPa}$ の範囲において、誤差 $\pm 3\%$ の範囲内で一定値に設定した。本研究では、現在実用

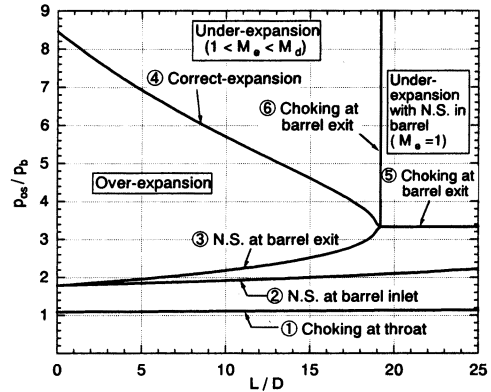


Fig. 3 Flow patterns calculated by present method

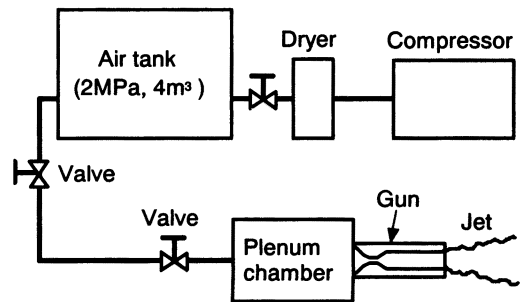
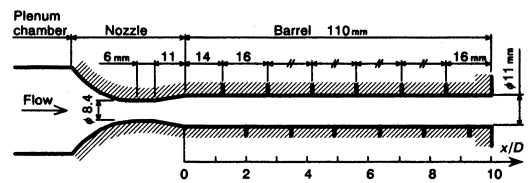
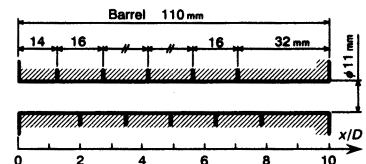


Fig. 4 Experimental setup



(a) Setup of 10D-length barrel



(b) Insert pipe for 20D-length barrel

Fig. 5 Geometry of tested HVOF gun

に供されている Praxair-Tafa 社製 JP-5000[®] とほぼ同じ寸法のノズルを製作し、その後方に $L/D = 10$ と 20 のバレルを接続して実験を行った。 $L/D = 10$ のバレルを接続した場合の流路形状を図 5 (a) に示す。ノズルは、スロート直径 8.4mm、スロート部長さ 6.0mm、超音速部長さ 11mm、出口直径 11mm の円錐ノズルである。本ノズルの設計マッハ数 M_d 、すなわち一次元定常等エントロピー流れから得られるノズル出口マッハ数 M_d は 2.0 である。バレルは、内径 $D = 11\text{mm}$ 、長さ $L = 110\text{mm}$ で、静圧孔の位置を図に示してある。図 5 (a) のノズルとバレルの間に、図 5 (b) に示すバレルを挿入すると、 $L/D = 20$ のバレルに対する実験が可能である。なお、通常の HVOF 溶射ガンで用いられるバレルの長さは $10D$ から $20D$ 程度の範囲である。本研究では、貯気室の全圧、すなわち貯気圧とバレルの壁面静圧の測定、およびシュリーレン法による噴流の可視化を行った。シュリーレン観察には発光時間 $14\ \mu\text{s}$ のキセノン光源、および解像度 $2,464 \times 1,632$ ピクセルのデジタルカメラを用いた。カラーフィルターは、流れに対して直角方向にセットした。

4 結果および考察

4・1 光学観察 $L/D = 10$ のバレルからの噴流をシュリーレン法により可視化した写真の代表的例を図 6 に示す。図 6 (a) の $p_{0s}/p_b = 3.0$ の場合、バレル出口下流に流れの圧縮領域と膨張領域が交互にセル状に観察される。これは、後述の図 8 (a) に示すバレル内の静圧分布結果より、バレル内に生じたショックトレン⁽⁷⁾の下流部分がバレルの外に出た状態と考えられる。このショックトレンは p_{0s}/p_b の増加とともに下流に移動する。 $p_{0s}/p_b = 4.0$ の図 6 (b) はショックトレンがバレル出口に達した状態で、バレル出口に観察される斜め衝撃波がショックトレンの先頭であり、バレルからの噴流は過膨張状態である。図 6 (c) の $p_{0s}/p_b = 6.0$ の場合、バレル出口に衝撃波や膨張波は見られない。したがって、この状態は適正膨張状態に近いと考えられる。なお、適正膨張状態となる正確な圧力比 p_{0s}/p_b の値は後で考察する。図 6 (d) の $p_{0s}/p_b = 7.8$ の場合、バレル出口端から膨張波が発生していることから、この状態は明らかに不足膨張状態である。

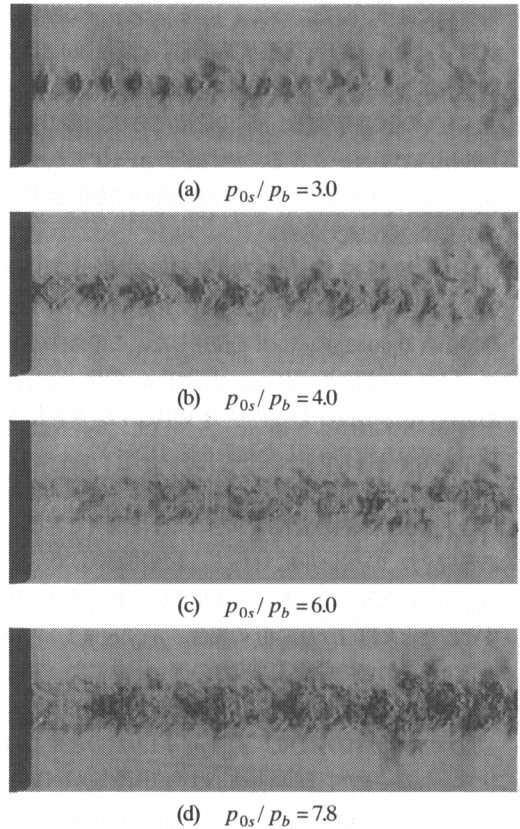


Fig. 6 Schlieren photographs for $L/D = 10$

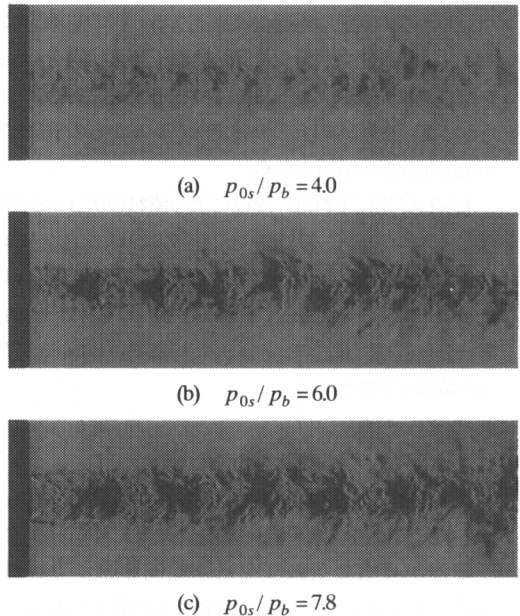


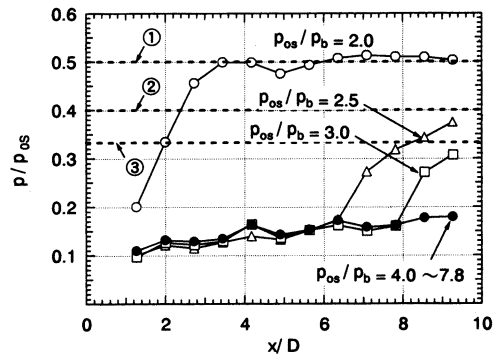
Fig. 7 Schlieren photographs for $L/D = 20$

つぎに、 $L/D = 20$ の場合のシュリーレン写真の代表的例を図 7 に示す。図 7 (a) の $p_{0s}/p_b = 4.0$ の場合、バレル出口からの噴流には衝撃波や膨張波は見られない。 $p_{0s}/p_b < 4.0$ でも同様の可視化結果が得られたことから、 $p_{0s}/p_b \leq 4.0$ では、バレル出口からの流れは亜音速である。図 7 (b) の $p_{0s}/p_b = 6.0$ では、バレル出口に膨張波が観察されることから、これは不足膨張状態である。この状態では、後述するように、バレル出口で流れがチョークしており、バレル出口からの噴流は、あたかも音速ノズルからの不足膨張噴流のように噴出する。図 7 (c) の $p_{0s}/p_b = 7.8$ の場合、 $p_{0s}/p_b = 6.0$ よりもバレル出口での噴流境界の広がり角が大きくなり、不足膨張の程度が大きくなっている。

4.2 バレル内の壁面静圧分布 $L/D = 10$ のバレルの壁面静圧の測定結果を図 8 (a) に示す。図の縦軸は壁面静圧 p と貯気圧 p_{0s} の比、横軸はバレル入口を原点とした流れ方向への距離 x をバレル内径 D で無次元化した値で、パラメータはノズル上流の貯気圧 p_{0s} と背圧 p_b の比である。図中には、圧力比 $p_{0s}/p_b = 2.0, 2.5, 3.0$ に対する大気圧レベルも破線で示している。同図において $p_{0s}/p_b = 2.0$ の場合、最も上流の静圧孔位置である $x/D = 1.3$ から 3.5 までの静圧上昇はバレル内に生じた擬似衝撃波^①によるものであり、擬似衝撃波の先頭位置は、ほぼバレルの入口にある。 $p_{0s}/p_b = 2.5$ に貯気圧を上げると、擬似衝撃波はバレル内を下流へ移動し、その先頭位置は $x/D = 6.4$ である。 $x/D < 6.4$ の領域では管摩擦により流れが減速するため、バレル入口から $x/D = 6.4$ まで静圧は徐々に上昇している。すなわち、超音速ファノー流れとなっている。 $x/D = 6.4$ から静圧は急激に上昇し、バレル出口でほぼ大気圧に達している。 $p_{0s}/p_b = 3.0$ の場合、擬似衝撃波の先頭位置は $x/D = 7.8$ である。このとき、擬似衝撃波の前半部分であるショックトレインの全領域がバレル内に収まりきれず、下流側の一部分が図 6 (a) に見られるようにバレル出口から出ている。 $p_{0s}/p_b = 4.0$ の場合、バレル内は衝撃波のない超音速ファノー流れとなっている。圧力比 $p_{0s}/p_b = 4.0 \sim 7.8$ の範囲では、 $p_{0s}/p_b = 4.0$ とほぼ同じ静圧分布が得られた。

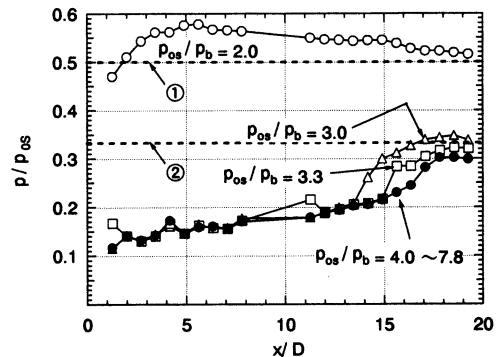
つぎに、 $L/D = 20$ のバレルの壁面静圧の測定結果を図 8 (b) に示す。図中には、圧力比 $p_{0s}/p_b = 2.0, 3.0$ に対する大気圧レベルも破線で示している。

$p_{0s}/p_b = 2.0$ の場合、静圧は擬似衝撃波によりバレル入口付近から $x/D = 5.0$ の範囲で上昇している。その後、流れは亜音速ファノー流れとなるため、バレル出口 $x/D = 20$ に向かって静圧は大気圧まで減少している。 $p_{0s}/p_b = 3.0, 3.3, 4.0$ の場合、擬似衝撃波の先頭位置は、それぞれ $x/D = 13.3, 14.9, 16.4$ である。シュリーレン写真より、これらの圧力比のときバレルからの噴流中に膨張領域や圧縮領域が見られなかったことから、擬似衝撃波のショックトレイン部はバレル内に収まっていると考えられる。圧力比 $p_{0s}/p_b = 4.0 \sim 7.8$ の範囲では、 $p_{0s}/p_b = 4.0$ とほぼ同じ静圧分布が得られた。すなわち、圧力比 $p_{0s}/p_b = 4.0 \sim 7.8$ の範囲では、圧力比を大きくしても擬似衝撃波の先頭位置は $x/D = 16.4$ のまま動かなかった。これは、後述のようにバレル出口で流れが



①～③: Atmospheric pressure level for $p_{0s}/p_b = 2.0, 2.5, 3.0$, respectively

(a) $L/D = 10$



①, ②: Atmospheric pressure level for $p_{0s}/p_b = 2.0, 3.0$, respectively

(b) $L/D = 20$

Fig. 8 Static pressure along barrel wall

摩擦によりチョークしたためである。

4・3 バレルの入口マッハ数、摩擦係数及び適正膨張状態の決定

膨張状態の決定 バレル内の流動解析を行うにあたり、まずバレル入口のマッハ数 M_{in} とバレルの摩擦係数 f を決定する。図8の静圧分布のうち、超音速ファノー流れの部分のみを図9に示す。黒丸印は $L/D = 10$ 、白丸印は $L/D = 20$ のデータである。実験データの分布をバレル入口まで外挿すると、 $x/D = 0$ で $p/p_{0s} = 0.12$ となる。このとき、貯気室からバレル入口までを等エントロピー流れと仮定すると、バレル入口のマッハ数 $M_{in} = 2.05$ が得られる。 $M_{in} = 2.05$ とし、バレル内の流れをファノー流れと仮定して摩擦係数 f をパラメータとして計算した結果を図9に実線で示す。同図より、 $f = 0.0042$ のとき計算結果は実験結果とよく一致する。したがって、バレル入口のマッハ数 $M_{in} = 2.05$ 、バレルの摩擦係数 $f = 0.0042$ として流動解析を行った。なお、図9の $0 < x/D < 10$ の範囲で実験値は多少上下に変動しているが、これはノズルとバレルの境界から発生する弱い斜め衝撃波によるものである。

$M_{in} = 2.05$ 、 $f = 0.0042$ のとき、図9より $L/D = 10$ のバレルでは $p_e/p_{0s} = 0.175$ である。したがって、バレル出口静圧と背圧の比 $p_e/p_b = 0.175 \times (p_{0s}/p_b)$ となる。この関係を図10に実線で示す。図において、縦軸の値が1.0のときが適正膨張状態であり、このとき横軸の値は $p_{0s}/p_b = 5.7$ である。よって、 $L/D = 10$ のバレルに対する適正膨張圧力比は $p_{0s}/p_b = 5.7$ である。

つぎに、 $L/D = 20$ のバレルにおける、静圧分布から求めた擬似衝撃波の先頭位置 x_s と D の比 x_s/D と、圧力比 p_{0s}/p_b の関係を図11に示す。同図より、圧力比 p_{0s}/p_b を大きくするにつれて擬似衝撃波の先頭位置は下流に移動するが、 $p_{0s}/p_b = 4.0$ 以上では $x_s/D = 16.4$ の位置に留まる。これは、バレル出口で流れがチョークしたためである。したがって、 $L/D = 20$ のときにバレル出口で流れがチョークし始める圧力比は4.0である。

4・4 流動状態の解析結果と実験結果の比較 図12(a)は図3の横軸 $L/D = 5 \sim 15$ の範囲を示し、 $L/D = 10$ 上で左右に分割し、左側の白抜き印(○, △, □)は $L/D = 10$ のバレルに対する解析結果、右側の黒く塗りつぶした印(●, ▲, ■, ◆)は同じバレルに対する実験結果を示す。図より、衝撃波がバ

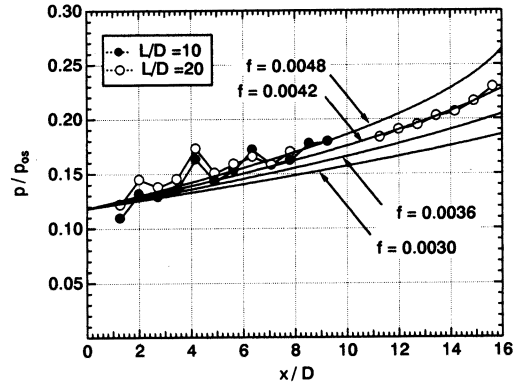


Fig. 9 Pressure distributions in barrel

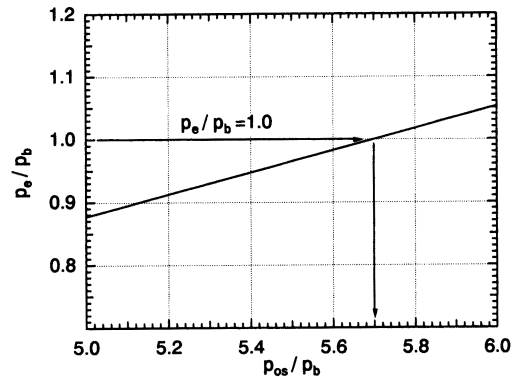


Fig. 10 Pressure ratio p_{0s}/p_b for correct expansion ($L/D = 10$)

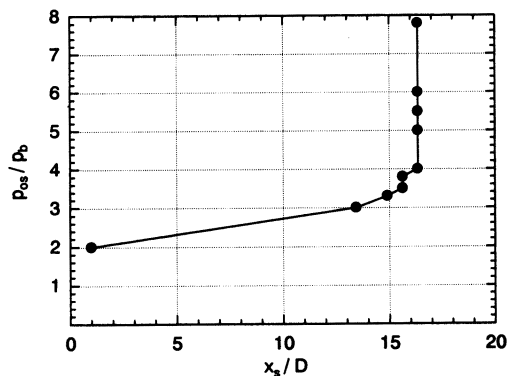


Fig. 11 Location of head of pseudo-shock ($L/D = 20$)

ル入口にあるときの圧力比 p_{0s}/p_b は、解析結果と実験結果とでよく一致している。しかし、衝撃波がバ

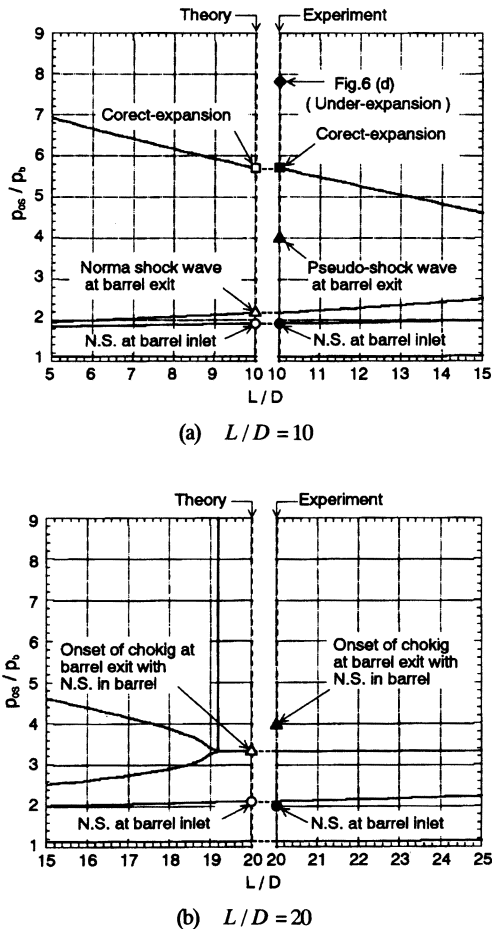


Fig. 12 Comparison of analytical and experimental results

ル出口に達するときの圧力比 p_{0s}/p_b は、解析結果が $p_{0s}/p_b = 2.2$ であるのに対し、実験結果は $p_{0s}/p_b = 4.0$ である。これは、理論解析ではバレル内の衝撃波を垂直衝撃波と仮定したのに対して、実際にはバレル内には擬似衝撃波が発生したためである。適正膨張状態が得られるときの圧力比は、解析結果、実験結果ともに $p_{0s}/p_b = 5.7$ となり、正確に一致した。なお、図 6 (d) に示す不足膨張状態を図 12 (a) に記入しており、解析結果においても不足膨張状態である。

つぎに、図 12 (b) は、図 3 の横軸 $L/D = 15 \sim 25$ の範囲を示し、 $L/D = 20$ 上で左右に分割し、左側の白抜きの印 (○, △) は $L/D = 20$ に対する解析結果、右側の黒く塗りつぶした印 (●, ▲) は同じバレルに対する実験結果である。同図より、衝撃波がバレル入口にあるときの圧力比 p_{0s}/p_b は、解析結果と実験結

果とよく一致している。バレル出口でチョークが発生するときの圧力比は、解析結果が $p_{0s}/p_b = 3.3$ 、実験結果は図 11 に示したように $p_{0s}/p_b = 4.0$ であり、両者は大体一致する。これは、理論解析と実験の両方において、バレル全体にわたって管摩擦により生じた全圧損失に対して、衝撃波により生じた全圧損失が小さいため、バレル内の流動状態が管摩擦によりほぼ支配されたためであると考えられる。

5. 結 論

HVOF 溶射ガンのバレル内の流れを摩擦を考慮に入れて解析した。また、現在実用に供されている HVOF 溶射ガンのノズルとほぼ同じ寸法のノズルを製作し、バレル長さ L と内径 D の比 $L/D = 10$ と 20 の 2 つの種類のバレルに対して、空気を作動気体として気体力学的実験を行い、得られた流動状態を解析結果と比較した。本研究で得られた結果を要約すると以下のとおりである。

(1) HVOF 溶射ガン内において、発生する衝撃波は垂直衝撃波で、流れは摩擦を伴うファノー流れと仮定して、 $L/D = 0 \sim 25$ のバレルに対して、ノズル上流の貯気圧 p_{0s} と背圧 p_b の比 p_{0s}/p_b を変化した場合の流動状態が図 3 のように得られた。図よりガン内の流れに対する貯気圧とバレル長さの影響が明らかになった。入口マッハ数 $M_{in} = 2.05$ 、 $f = 0.0042$ のバレルでは、 $L/D \geq 19$ のとき流れはバレル出口で摩擦によりチョークする。

(2) $L/D = 10$ の場合、バレル内の衝撃波がバレル出口に達する圧力比 p_{0s}/p_b の実験値は理論値よりかなり大きい。これは、理論における垂直衝撃波が実際の流れでは擬似衝撃波になるためである。

(3) $L/D = 10$ バレルからの噴流が適正膨張となるときの圧力比 p_{0s}/p_b の実験値は理論値と良く一致する。したがって、本解析法は適正膨張圧力比を見積るためには妥当である。

(4) $L/D = 20$ のバレルでは、圧力比 p_{0s}/p_b を増加させると流れがバレル出口でチョークすることが実験的に確認された。チョークし始める p_{0s}/p_b の実験値は理論値と大体一致する。

文 献

- (1) Browning, J., Internal Burner Type Flame Spray Method and Apparatus Having Material Introduction into an Over-expanded Gas Stream, U.S. Patent, No. 4,568,019, 1986.
 - (2) 清水, 榊, HVOF 溶射の科学, 溶射, 35-1 (1998), 13-24.
 - (3) 黒田, 田代, 湯本, 平良, 深沼, 高速フレイム溶射皮膜に発生する応力のその場計測 -高速フレイム溶射皮膜の残留応力(第1報)-, 溶接学会論文集, 17-1 (1999), 102-110.
 - (4) Hackett, C. M. and Settles, G. S., Independent Control of HVOF Particle Velocity and Temperature, *Proc. 9th National Thermal Spray Conference* (1996), 665-673.
 - (5) 松尾, 圧縮性流体力学, (2003), 120-133, 理工学社.
 - (6) 平石, 新時代の溶射プロセス TAFA HP/HVOF「JP-5000」, 溶射技術, 15-1 (1995), 68-70.
 - (7) Matsuo, K., Miyazato, Y. and Kim, H. D., Shock Train and Pseudo-shock Phenomena in Internal Gas Flows, *Progress in Aerospace Sciences*, 35-1 (1999), 33-100.
-