高速フレイム溶射プロセスに及ぼす 燃焼ガスジェットの膨張状態の影響

榊 和彦 清水保雄 合田祥昭†

信州大学工学部機械システム工学科

J. Japan Inst. Metals, Vol. 63, No. 2 (1999), pp. 269-276

Effect of Expansion State of Combustion Gas Jet on High Velocity Oxygen-Fuel Thermal Spraying Process

Kazuhiko Sakaki, Yasuo Shimizu and Yoshiaki Gouda†

Department of Mechanical Systems Engineering, Faculty of Engineering, Shinshu University, Nagano 380-8553

The Effect of expansion state of combustion gas jet on high velocity oxygen-fuel thermal spraying process was investigated using a diverging gun nozzle exit by numerical simulation and experiments with spray powder of Ni-17 mass%Cr-6%Al-0.5%Y. Two different nozzle shapes with a constant throat diameter, namely (i) a convergent-barrel type available in the market and (ii) a convergent-barrel-divergent type, were used. The convergent-barrel-divergent nozzles were designed in such a way that the 15 mm divergent part length had a minimum effect, so that only the effect of expansion state of combustion gas jet was investigated. Numerical simulation studies were carried out by assuming the gas flow within the nozzle to be a quasi-one-dimensional isentropic flow of a semi-perfect gas.

The numerical simulation results showed a decrease in temperature and density and an increase in velocity of the gas with the diverging nozzle exit, but its effect on the spraying particle behavior was very little.

Experimental results showed that the expansion state of combustion gas jet changed from under-expansion to correct-expansion, to over-expansion with increasing nozzle exit diameter. Among them, the particle velocity at a spray distance of 200 mm reached a maximum with correct-expansion state of the gas jet due to an increased gas jet velocity. This resulted in an increase in the bonding strength of the NiCrAlY coating. However, the effect of the expansion state of the jet on the structure, hardness and degree of oxide content of the coatings was little. Also, the deposition efficiency of the coatings was found to increase with the increase in the nozzle exit diameter.

(Received July 24, 1998; In Final Form October 13, 1998)

Keywords: high velocity oxygen-fuel thermal spraying, expansion state of combustion gas jet, nozzle geometry, diverging gun nozzle exit, particle velocity, coating quality

I. 緒 言

溶射技術の歴史の中で、プラズマ溶射法以降の画期的な技術として高速フレイム溶射法(以下、HVOF溶射: High Velocity Oxygen-Fuel Thermal Spraying, と略記する.)が開発された。HVOF溶射は粒子の飛行速度を増大させて、皮膜の密度や密着性などの特性を向上させることに特徴がある⁽¹⁾⁻⁽³⁾。

HVOF溶射は、一般に燃焼室とそれに連なるノズルから構成されるガンを持ち、大量の酸素および燃料(可燃ガスまたは灯油)を高圧で燃焼室に供給・燃焼させ、その燃焼ガスを超音速フレイムとしてノズルより噴出させる。溶射材料粒

子の加速、加熱、軟化溶融、酸化、分解などの諸物理現象はフレイム中で非常に短時間で起こり、その後の素地への衝突、扁平化、凝固、積層などの皮膜形成プロセスにも様々な影響を及ぼす。したがって、フレイムの流れとその中の粒子の挙動は、HVOF溶射法にとりきわめて重要な因子となる。

フレイム的高速化は、大量の燃料と酸素を燃焼させて燃焼圧を上げる方法⁽¹⁾と共に、適切なノズル形状を使用することで達成される。たとえば、ロケットモーター⁽⁴⁾やガス溶断装置⁽⁵⁾などでは、圧縮性流体力学を適用した先細末広ノズル(ラバルノズル⁽⁶⁾)を用いて超音速流れを実現している。これらの場合、最適とされるジェットの状態は、不可逆変化を生じず推力が最大となる適正膨張であり、ノズルの寸法・形状はこの状態を実現できるように設計されている。一方、HVOF溶射装置の現状をみると、各社各様の形状のノズルが用いられており⁽⁷⁾、ラバルノズルも採用例はあるが、それ

† 信州大学大学院生、現在:三菱重工業(株)(Graduate Student, Shinshu University, Present address: Mitsubishi Heavy Industry Co.)

Table 2 Shape and size of the gun nozzle used and the state of combustion gas stream.

Shape and size of gun nozzle							State of combustion gas stream											
Nozzle		θ^{*3} °	d_t mm	d_e mm	l mm	l_b mm	l_d mm	P_i^{*3} MPa[abs]	$P_{e\,abs}^{*4}$ MPa[abs]	U_{gi}^{*4} m/s	U_{ge}^{*4} m/s	μ_l °	β °	M^{*5}	a_e m/s	U_{gi}^{*5} m/s	T_{gi}^{*4} K	T_{ge}^{*4} K
(a)	Straight-7.8*1 (on the market)	0		7.8		67.3	0		0.245		1055	44.0	—	1.44	930	1339		2832
(b)	Div. 2.6-7.8-8.5*2	2.6		8.5					0.136		1407	35.0	—	1.73	897	1551		2621
(c)	Div. 4.6-7.8-9*2	4.6	7.8	9.0	76.2			0.424	0.108	500	1514	32.5	—	1.86	884	1664	3025	2540
(d)	Div. 6.4-7.8-9.5*2	6.4		9.5		52.3	15.0		0.0892		1597	—	37.5	1.64	873	(1432)		2470
(e)	Div. 8.4-7.8-10*2	8.4		10.0					0.0750		1666	—	41.0	1.52	862	(1310)		2407
(f)	Div. 12.2-7.8-11*2	12.2		11.0					0.0553		1775	—	42.5	1.48	844	(1249)		2297

*1: "Straight- d_t " means convergent-straight nozzle with throat diameter d_t .

*2: "Div. θ - d_t - d_e " means convergent-straight-divergent nozzle with divergence angle θ , throat diameter d_t and exit diameter d_e .

*3: measured value. *4: calculated value. *5: calculated mach number by mach angle μ_l or shock angle β .

*6: calculated gas velocity with sound speed a_e .

Fig. 2 Schema of the sensor head with the two-slit optical mask.

を溶射粒子の放射光が通過する際に検出された信号のピーク間隔の時間 (Fig. 2) で両スリット間距離を除いて求める。粒子表面温度は、二色式温度測定原理により二つの異なる波長 (792, 995 nm) の放射光を検出し、その放射強度比を用いて算出する。粒子径は、検出した放射光の強度が粒子温度とその表面積に比例することから求められる。

実際の HVOF 溶射においては、ノズル出口付近ではフレイムが明るすぎて溶射粒子の放射光との分離ができず測定は不可能であったため、溶射距離と同じノズル出口より 200 mm の位置においてフレイム中心軸付近の粒子の挙動を解析した。

5. 溶射皮膜の評価方法

溶射皮膜は、表面および断面の組織の SEM 観察、X 線回折による構造解析、皮膜断面の微小ビッカース硬度 (荷重 2.942 N) により評価した。さらに、化学組成分析は、

EPMA の定量分析によりビーム径 (測定領域の直径) を 50 μm として皮膜断面の 5 箇所を測定し、その値を平均して求めた。

溶射皮膜の基材との密着性は JIS H 8666 を参考に測定した。すなわち、円筒ブロック (材質 SS400, $\phi 30$ mm, 長さ 40 mm) 端面に皮膜 (膜厚: 約 0.25 mm) を溶射し、その上にもうひとつのブロックをエポキシ樹脂接着剤 (チバ・スペシャルティ・ケミカルズ製、アララナイト AT-1) で接着した試験片をクロスヘッド速度 1 mm/min で引張試験し、溶射皮膜の公称破断応力を求め、密着力とした。

溶射パターンの検討は、ガン移動を 25 mm/s と低速にして、同一直線上を四往復させて作製した皮膜に対し、その皮膜厚さの分布をダイヤルゲージを用いて測定して行った。溶射効率率は、30 秒間に堆積した皮膜質量を供給した溶射材料粉末の質量で除して求めた。

III. 数値シミュレーション⁽⁹⁾⁽¹²⁾

上述の実験に対して、筆者らが作成した数値シミュレーションにより、ノズル内のみではあるが燃焼ガスおよび溶射粒子の挙動について検討した。以下に、その概要を述べる。

ノズル内の燃焼ガスは、半理想気体 (その物性値は温度にのみ依存して変化する) で、その流れは準一次元定常等エントロピーと仮定した。溶射粒子は、流体からの抗力のみを受け、重力および粒子間の干渉は無視した。また、その粒子の供給量は少ないので、燃焼ガスに及ぼす粒子の影響を無視した。さらに、溶射粒子は球形、その比熱、密度は一定で、半径方向に温度分布は無いと仮定した。

これらの仮定の下で、溶射粒子の加速と加熱の過程は、以下の運動方程式 (1) と熱伝達方程式 (2) を解くことにより解析できる。

$$\frac{4\pi}{3} \left(\frac{D_p}{2}\right)^3 \rho_p \frac{dU_p}{dt} = \pi \left(\frac{D_p}{2}\right)^2 C_D \rho_g \frac{|U_g - U_p| (U_g - U_p)}{2} \quad (1)$$

ここで、 D_p : 溶射粒子直径、 ρ_g : 燃焼ガスの密度、 ρ_p : 溶

射粒子密度, U_g : 燃焼ガス速度, U_p : 溶射粒子速度, C_D は抗力係数⁽¹⁴⁾でレイノルズ数 Re の関数である.

$$\frac{4\pi}{3} \rho_p c_p \left(\frac{D_p}{2}\right)^3 \frac{dT_p}{dt} = 4\pi \left(\frac{D_p}{2}\right)^2 h(T_g - T_p) \quad (2)$$

ここで, T_g : 燃焼ガス温度, T_p : 溶射粒子温度, c_p : 溶射粒子比熱, h : 熱伝達係数⁽¹⁵⁾はヌセルト数 N_u の関数である.

溶射粒子温度 T_p が, 融点 T_{MP} に達した場合, それ以後の入熱量 Q の積算値を, 粒子一つあたりの融解潜熱 Q_L で除した値を溶融の度合い $\Sigma Q/Q_L$ (%) として評価する. ここで, 溶融の度合いはあくまでも入熱量の目安としての指標で, 仮にこの値が50%であっても, 粒子が半分溶融しているわけではない. また, 実際には, 粒子内では温度勾配があり, そして表面では溶融, 気化, 酸化など複雑な現象が生じていると考えられるが, 本解析ではそれまでは扱っていない.

IV. 結果および考察

1. 数値シミュレーション結果

実験を考察するうえで有益な情報を得られることができるので, あらかじめ Fig. 3, Fig. 4 および Table 2 に, HVOF 溶射のノズル内における燃焼ガスと粒子の状態についての数値シミュレーション結果の一例を示す. 溶射粒子は, Ni-20 mass%Cr 合金(密度 ρ_p : 8300 kg/m³, 融点 T_{MP} : 1693 K, 比熱 c_p : 444 J/(kg·K), 融解潜熱 L : 300 kJ/kg)で, 粒径を平均の 24 μ m とした. なお, 本計算では, 実験に使用した NiCrAlY 合金の物性値の一部が不明であったため, 組成の類似した Ni-20 mass%Cr 合金の物性値で代用した.

Fig. 3 中, すべてのノズルに対し, ノズルが末広化されるまでの軸方向距離 $x=61.2$ mm まではノズル形状が変化しないため, 燃焼ガスと粒子の状態はすべて同一であり, その後の末広部で差異を生じる. これは, ノズル内のガスの流れが出口部で変化を生じて, 流れが音速を超えているためその影響が上流にまで及ばないためである⁽¹⁶⁾. また, 燃焼ガスはノズルを末広化することにより急激に速度が増加し, 圧力と温度は減少する. しかし, 末広区間 l_d が 15 mm と短いため, Fig. 4 の計算結果が示すように, ノズル出口径 d_e の変化に伴う粒子の状態(速度 U_p や溶融の度合い Q/Q_L)の差異は, ノズル出口部でも顕著でない. 若干, Straight-7.8 の粒子の状態は, 他の末広ノズルのそれより速度 U_{pe} が小さく, 溶融の度合い Q/Q_L が大きくなっている. たとえば, U_{pe} は, 最小の Straight-7.8 で 337 m/s, 最大の Div. 12.2-7.8-11 で 349 m/s でその差は 4% 以内に留まった. よって, これらのノズルを使用することで, 溶射粒子の挙動や皮膜特性に及ぼすノズルからのフレームジェットの膨張状態のみの影響が検討できると判断して実験を行った.

2. ノズル形状とフレームジェットの膨張状態の関係

Fig. 5 と Fig. 6 に, ノズル出口径 d_e を変化させることに

Fig. 3 Results of numerical simulation of HVOF NiCrAlY particle inside the nozzle for three different exit diameter of divergent nozzle; (a) nozzle radial, (b) gas pressure, (c) gas and particle velocity, and resident time of particle, (d) gas and particle temperature, and degree of molten of particle.

よるフレームジェットの膨張状態(溶射粉末は未投入)の変化と各膨張状態の模式図⁽¹⁷⁾をそれぞれ示す. 膨張状態の変化は, ノズル出口部圧力 P_e と大気圧 P_a の相違により生じるもので, d_e を大きくするにつれ, P_e が下がり, 不足膨張, 適正膨張, 過膨張と変化している. また, フレームはノズル出口から進むにつれて大気中に拡散し, いずれの膨張状態のフレームも Fig. 5 の写真ではノズルから 150 mm 付近では消失しているように見える. ただし, この拡散の度合いは P_e が低いフレームほど大きいためと考えられ, 目視では過膨張状態のフレームの方が比較的短い噴出距離で確認できなくなった.

設計上は d_e が 9.12 mm の時, $P_e = P_a (=0.098$ MPa) となるが, 実際にはガスの粘性による境界層があるため設計値より少し大きな径で適正膨張となると考えられる⁽⁴⁾. $d_e = 9.5$ mm の場合(Fig. 5(d))は, 幾分過膨張気味であり, この状態と同図(c)との間で適正膨張になっていると推測される.

Fig. 5(a)~(c)の不足膨張状態($P_e > P_a$)では, Fig. 6(b)に示すように圧縮波が重なった菱形部分では相対的に温度が高

Fig. 4 HVOF sprayed NiCrAlY particle behaviors calculated by numerical simulation at nozzle exit and measured by in-flight particle sensor system at spray distance 200 mm for six different exit diameters and measured of divergent nozzle; (a) particle velocity, (b) particle temperature and (c) the degree of melting of particle.

い光輝部となり、いわゆるショックダイヤモンドが目視された。ただし、Fig. 5(a)では、不足膨張の程度が著しく、Fig. 6(a)に示すように、膨張波や圧縮波のほかにマッハディスクが生じた。Fig. 5(e), (f)では、噴出直後の流れが縮小し、さらにその最初の三角形が比較的暗いため過膨張状態($P_e < P_a$)と判断できる。そして、斜め衝撃波(Fig. 6(d))が観察された。また、Fig. 5(f)の出口径 11 mm のノズルでは、急激な膨張のためノズル出口部で流れが内壁よりはく離して観察された。

Fig. 6 において、流れのマッハ数 M とマッハ角などには以下の関係がある。適正膨張状態(同図(c))のマッハ波の角 μ 、または不足膨張(同図(a), (b))の圧縮波および膨張波の波頭および波尾の角度(μ_1, μ_2)に対しては式(3)が成り立つ⁽¹⁸⁾。

$$\sin \mu = \frac{a}{U_g} = \frac{1}{M} \quad (3)$$

ここで、 $a(=\sqrt{\kappa RT_g})$ は音速で、比熱比 κ 、ガス定数 R と温度 T_g の関数である。

また、過膨張状態(Fig. 6(d))の斜め衝撃波では、衝撃波前の速度 U_{g1} (マッハ数 M_1) の流線は斜め衝撃波を通過すると波面に近づくように転向角 θ で曲げられる。そして、マッハ数 M_1 と衝撃角 β 、転向角 θ との間に次の関係がある⁽¹⁹⁾。

Fig. 5 Variation in expansion of free jet with nozzle exit diameter. (Without powder, ambient pressure $P_a=0.098$ MPa).

$$\tan \theta = \frac{2 \cot \beta (M_1^2 \sin^2 \beta - 1)}{M_1^2 (\kappa + \cos 2\beta) + 2} \quad (4)$$

ここで、 κ はガスの比熱比である。

Table 2 に各膨張状態の噴出後の最初の部分のマッハ角または衝撃角(Fig. 6 の μ_1 または β)、式(3)より求めたマッハ数と各ノズル出口部における音速 $a_g(=\sqrt{\kappa RT_{ge}})$ を乗じて計算されるガス速度 U_{gi} を示した。ただし、斜め衝撃波に対し、式(4)にて M_1 を求めるには、 β と θ があらかじめわかっていないといけないが、Fig. 5 からは β のみしか測定できないため、ここでは、衝撃角をマッハ角とみなし、式(3)より求めたマッハ数を使用して U_{gi} を算出し参考値として示した。

ノズル出口部速度 U_{ge} と比べ、不足膨張状態のジェットの測定位置における速度 U_{gi} は大気中で膨張しているため増加し、一方、過膨張状態のジェットの U_{gi} は、縮流のため U_{ge} により低下する。また、各膨張状態の中では、適正膨張の場合の U_{gi} が最大となる。

そして、Fig. 6 に示すように不足膨張または過膨張の場合にはそれらの程度が著しくなるほど、ジェット内で膨張波や斜め衝撃波を伴って圧力、速度、温度などの状態が激しく変動する⁽¹⁾ことが、Fig. 5 の写真からうかがえる。

Fig. 6 Influence of pressure ratio P_e/P_a on expansion jet⁽¹⁷⁾.

3. 溶射飛行粒子挙動に及ぼすフレームの膨張状態

Fig. 7 に溶射飛行粒子挙動感知評価装置による測定結果の一例として、円筒ノズル(Straight-7.8)を使用した NiCrAlY 合金溶射における粒子の速度と表面温度をそれぞれ粒子径との関係で示す。測定にあたり、一つの溶射条件に対し 400~600 個ほどの粒子のデータを採取した。

上述の運動方程式(1)、熱伝達方程式(2)からもわかるように、いずれの測定結果においても、Fig. 7 のように粒子径 D_p が大きくなるにつれ、速度と温度が下がる傾向があった。ここで、表面温度であるが、測定結果は NiCrAlY 合金の融点 1693 K を超えており、これは高速飛行による加熱、酸化熱、表層の熔融などの影響が考えられるが、詳細は不明で検討中である。本報では、測定結果をそのまま示すことにした。

Fig. 4 に溶射粒子の速度 U_p 、温度 T_p と熔融の度合い Q/Q_L を示す。ここで、計算結果はノズル出口部における粒子に関するもので、上限の値が最小粒径 10 μm 、中央値が平均粒径 24 μm 、下限値が最大粒径 38 μm に対する計算結果である。一方、実測値はノズル出口から 200 mm の位置における供試溶射粒子(10~38 μm)に関する結果である。

Fig. 7 Correlation between (a) the velocity, (b) the temperature and diameter of HVOF sprayed NiCrAlY particle measured by DPV-2000.

粒子速度 U_p は、ノズル出口部における計算結果ではノズル形状による差異はほとんどないが、ノズル出口より 200 mm 下流の位置での実測結果では、出口径 9~9.5 mm 付近で最大となり、Straight-7.8 に比べ約 40 m/s ほど高くなっている。これは N.2 項で述べたように、ノズルから噴出したフレームジェットが適正膨張となる場合が、衝撃波によるフレームの圧力、速度の急激な変動が少なく、速度 U_{gi} が最大となることが寄与しているためと考えられる。しかし、ノズル外においてフレームは激しく変化するが、フレームジェットが大気中に拡散しその速度と密度が低下していくため、粒子に及ぼすフレームの影響が小さく、粒子速度の著しい差とはならなかったと推測される。

一方、粒子温度はジェットの膨張状態による差異はほとんど確認できない。

4. 皮膜特性に及ぼすフレームジェットの膨張状態の影響

Fig. 8 に皮膜断面組織の一例を示す。フレームジェットの膨張状態による皮膜組織に顕著な差異はなく、また、図示しないが皮膜の表面組織と X 線回折パターンでも同様に差異は明瞭にはならなかった。

Fig. 9 に(a)皮膜断面の酸素含有率と硬さ、(b)溶射効率および(c)基材との密着力を、Fig. 10 に溶射パターンを示す。

皮膜断面の酸素含有率と硬さは、各ノズル間で大きな差異はないが、Straight-7.8 の皮膜は酸化の度合いが比較的高く、硬さも高くなっている。これは、フレームジェットの膨張状態の影響も考えられるが、大きな要因はノズル末広部がないためと考えられる。つまり、前述の Fig. 4 の計算結果でも Straight-7.8 ノズルは熔融の度合いが他より若干高くなることや、これまでの研究で末広部長さが大きくなるにつれて硬さと酸化の度合いが抑制される事実と符合する⁽¹¹⁾。

溶射効率はノズル出口径が広がるにつれて向上する傾向が

Fig. 8 Effect of expansion jet on cross sectional SEM structures of HVOF sprayed NiCrAlY alloy coatings.

Fig. 9 Effect of exit diameter of divergent nozzle (expansion state of jet) on (a) oxygen content, hardness, (b) deposition efficiency and (c) bonding strength of NiCrAlY alloy coating sprayed by HVOF.

ある。Straight-7.8は酸化の度合いが比較的高いため、この酸化により結合力の弱い溶射粒子が付着しないため、溶射効率が低下すると考えられる。一方、他の末広ノズルではFig. 9(a)のように酸化の度合いに差がほとんどないため、単に酸化のみの影響ではなく、次の原因が考えられる。すなわち、溶射パターン(Fig. 10)をみると、ノズル出口径 d_e が大きくなるにつれて、皮膜高さ h_c には変化がないが、溶射帯の幅 y が広がって、断面積が増加している。これは、 d_e が広がることによりフレイムジェットの径も増加し、これに伴いフレイム中の粒子の半径方向への分布も広がり、基材への噴射面積が拡大され、粒子間の干渉が少なくなったためと推測される。このように、溶射パターンの変化も溶射効率に影響を与えていると考えられる。とはいえ、 d_e を大きくしすぎるとフレイム流れはノズル内面からはく離し、また大気への拡散も進むため、 $d_e=11$ mmを超えたある程度の d_e で溶射効率は一定または減少すると考えられる。

基材との密着力は、出口径 $d_e=9\sim 9.5$ mm付近で最大と

Fig. 10 Effect of exit diameter of divergent nozzle (expansion state of jet) on NiCrAlY alloy spray pattern sprayed by HVOF. (Gun traverse speed: 25 mm/s, 8 times).

なった。一般に溶射皮膜の密着力の因子としては、粒子に関しては衝突速度、溶融の度合い、酸化などが、基材に関しては表面粗さ、温度などが挙げられる。本実験では $d_e=9\sim 9.5$ mm付近でフレイムジェットの適正膨張が得られ、このことが粒子速度を高め、衝突エネルギーを大きくし、密着力を向上させたと推察される。

以上の結果、燃料および酸素の流量を同一とする溶射条件でHVOF溶射する場合、フレイムジェットを適正膨張の状態で溶射することが、総合的に良質な皮膜をもたらすと判断される。さらに、これまでの研究⁽¹¹⁾と本報の結果から、ノズル形状について考察すると、のど部に降にノズル末広部長さを大きくとって円筒部をなくした先細末広ノズル、いわゆるラバルノズルとし、出口径 d_e はフレイムジェットが適正膨張となるようにノズルを設計することが、溶射粒子の速度をより大きくすることができることがわかった。

近年、溶射粒子を高速化するために燃焼圧力を高くする傾向がある⁽³⁾。本報の結果からより少ない入力エネルギーで効率的に溶射粒子を加速するためには、ノズル形状をはじめそれに起因するフレイムジェットの膨張状態も考慮する必要があることが示唆された。

V. 結 言

本研究で得られた結論は以下のとおりである。

(1) ノズル出口部を末広化した場合, 計算結果からノズル内部において末広部に達するまではフレームの状態に変化はないが, 計算と実験の結果からノズルより噴出したフレームの状態は出口径が広がるにつれ不足, 適正, 過膨張と変化した。ただし, 本実験で採用したノズルでは末広部が 15 mm と短いため, 計算結果からノズル出口部における溶射粒子の状態に与える影響は比較的小さかった。

(2) フレームの速度は, 計算結果からノズル出口部では過膨張の場合が多い。しかし, フレームがノズルより噴出すると急激にその状態が変化し, ノズル出口から 10 mm 付近で写真撮影したフレームジェットのマッハ角より算出したその速度は, 適正膨張の時が最大となり, 約 1660 m/s であった。

(3) 溶射粒子の速度は, 異なる出口径のノズルであってもノズル出口部では計算結果によるとほとんど差はなかった。しかし, ノズル出口から前方 200 mm で測定した結果, 粒子速度はフレームジェットの膨張状態の影響を受け, 適正膨張の時に最大となり, 平均速度で約 450 m/s に達した。

(4) フレームジェットの膨張状態は, 皮膜の組織, X 線回折結果, 硬さおよび酸化の度合いには大きな影響を与えなかった。しかし, 皮膜と基材間の密着力は, 粒子速度が最大となる適正膨張状態付近の時に最大となった。

(5) 溶射効率は, 出口径が大きくなるにつれて増加した。

(6) フレームジェットを適正膨張の状態で溶射することにより, 総合的に良い皮膜が得られと考えられる。

終わりに, 本研究を進めるにあたり Jet KoteTM II 装置を貸与いただきご協力を賜った昭和電工(株)と元同社 白井勝之氏(現, ローデル・ニッタ)ならびに溶射飛行粒子感知評価装

置を貸与いただきご協力を賜ったプラズマ技研工業(株) 深沼博隆社長と佐々木正樹氏に深く感謝致します。また, 高速噴流の解析にご助言を賜った九州大学総合理工学研究科 宮里義昭博士に心よりお礼を申し上げます。さらに, この実験に協力いただいた信州大学工学部生産システム工学科卒業研究生の服部一真君, 伊藤暢洋君, 中嶋俊雄君に感謝します。

文 献

- (1) M. L. Thorpe and H. J. Richter: Proc. 13th International Thermal Spray Conf., Orlando, USA, (1992), 137.
- (2) 谷 和美, 竹内純一, 小林圭史, 碓井建夫: 日本金属学会誌, **61**(1997), 629.
- (3) G. R. Heath and R. J. Dumola: Proc. 15th International Thermal Spray Conf. Nice, France, (1998), 1495.
- (4) 例えば, 木村逸郎: ロケット工学, 養賢堂, (1993), 118.
- (5) 溶接学会編: 溶接便覧, 丸善, (1990), 656.
- (6) 例えば, 松尾一泰: 圧縮性流体力学, 理工学社, (1994), 73.
- (7) 榊 和彦, 清水保雄: 溶射技術, 産報出版, **17-1**(1997), 20.
- (8) C. M. Hackett and G. S. Settle: Proc. 5th National Thermal Spray Conf., Anaheim, USA, ASM International, (1995), 135.
- (9) 榊 和彦, 清水保雄, 斉藤信克, 合田祥昭: 日本溶射協会誌, **34**(1997), 1.
- (10) 榊 和彦, 清水保雄, 合田祥昭: 日本溶射協会第64回全国講演大会講演論文集, (1996), 45.
- (11) K. Sakaki, Y. Shimizu, Y. Gouda and A. Devasenapathi: Proc. 15th International Thermal Spray Conf. Nice, France, (1998), 445.
- (12) 清水保雄, 榊 和彦: 日本溶射協会誌, **35**(1998), 13.
- (13) P. Gougeon, C. Moreau, V. Lacasse, M. Lamontagne, I. Powell and A. Bewsher: Advanced processing Techniques Particle materials, **6**(1994), 199.
- (14) R. Clift, J. R. Grace and M. E. Weber: *Bubbles, Drops and Particles*, Academic Press, (1987).
- (15) 例えば, 日本機械学会編: 伝熱ハンドブック, 丸善, (1993), 43.
- (16) 松尾一泰: 圧縮性流体力学, 理工学科, (1994), p. 78.
- (17) 松尾一泰: 圧縮性流体力学, 理工学科, (1994), p. 255, 284.
- (18) 松尾一泰: 圧縮性流体力学, 理工学科, (1994), p. 34.
- (19) 松尾一泰: 圧縮性流体力学, 理工学科, (1994), p. 267.