高速ガス炎溶射法における WC-Co 溶射粒子の加速挙動

谷 和美* 竹内 純一*
小林 圭史* 碓井 建夫**

*トーカロ株式会社溶射技術開発研究所

**大阪大学大学院工学研究科マテリアル応用工学専攻

J. Japan Inst. Metals, Vol. 61, No. 7 (1997), pp. 629-635

Acceleration Behavior of Particles in High Velocity Oxygen-Fuel Flame Spraying of WC-Co

Kazumi Tani*, Junichi Takeuchi*,
Yoshifumi Kobayashi* and Tateo Usui**

*Thermal Spraying Technology R&D Laboratories, Tocalo Co., Ltd., Kobe 658

**Department of Materials Science and Processing, Graduate School of Engineering, Osaka University, Suita 565

The representative factors that have been studied in the development of thermal spraying processes are the heating and the acceleration techniques of spray particles. As the simultaneous promotion of heating and acceleration of particles in thermal spraying, which is performed in an extremely short time, is contrary to each other, there is a limit for the attainment of both. In this study, from the point of acceleration of spraying particles, the velocity of WC cermet spraying particles in two types of high velocity oxygen-fuel flame spraying process was measured by using a CCD video camera system with a high-speed electrical shutter. The determined velocities of the WC-12 mass%Co powder in the size range of 45 to 5 μm and the WC-20 mass%Cr₃C₂-7 mass%Ni powder in the size range of 45 to 10 μm were 300~600 m·s⁻¹ and 300~500 m·s⁻¹, respectively. It is apparent that the particle velocity in the high velocity oxygen-fuel flame spraying process was much higher than that in the plasma spraying process. These results were consistent with those reported previously. The driving force for higher acceleration in the high velocity oxygen-fuel flame spraying process was discussed. As the result of the estimation of the drag force for particles in spraying fluid, it was derived that the main factors which dominated the higher acceleration were large in density and high in velocity of the combustion gas mixture as compared with Ar-He plasma jet.

(Received December 24, 1996)

Keywords: thermal spray, high velocity oxygen-fuel flame spray, argon-helium plasma jet, tungsten carbide-cobalt, drag force, drag coefficient, Reynolds number, Mach number

I. 緒 言

溶射法は粒子を基板上に堆積させて皮膜として形成するプロセスのひとつである。その皮膜形成過程では、溶射材料粒子の加熱、軟化熔融、加速、酸化をはじめとする物理化学現象、基材あるいは既存の被覆層への衝突、扁平化、急速凝固および積層などのプロセスがきわめて短時間で進行する。その必要条件のひとつは粒子が熱エネルギーを得ることであり、これを支配する代表的因子は火炎温度である。一方、火炎速度は飛行粒子の流れ場での滞留時間を決定するとともに、粒子が得る運動エネルギーをも支配する。粒子の運動エネルギーは基板衝突時の衝突エネルギーを決定するので、扁平化するときの塑性変形量、隣接する粒子との積層形態が決

まる。さらに熔融する粒子の場合、凝固収縮応力は皮膜内部の残留応力にも影響する。このような見地から溶射皮膜の性質を解明するうえで火炎温度および速度を把握することは最も基本的な知見のひとつである。さて溶射火炎流は高温、高速であるため一般にその計測は容易ではない。しかしプラズマジェットなどの熱源に対しては、熱流体力学的見地から理論および実験の両面から流体中の粒子の運動、熱伝達特性に関して活発な研究が行われてきた。たとえば Okada と Maruo⁽¹⁾は高速度カメラで Ar プラズマ中の WC-Co 粒子の飛行速度を、Yoshida と Akashi⁽²⁾は数値解析手法で高周波誘導プラズマ中に投入された Fe 粒子の溶解挙動を求めている。レーザードップラー速度計(LDV)、レーザアネモメトリなどが開発されてからは Vardelle ら⁽³⁾⁽⁴⁾によるプラズマ溶射におけるアルミナおよびジルコニア飛行粒子の速度、

温度分布, 納富ら⁽⁵⁾による 80Ni20Cr 飛行粒子の速度分布, 粒径分布, 粒子密度などの報告がある. ところで溶射法のうちプラズマ溶射法と並ぶ主要なプロセスである高速ガス炎溶射法は炭化水素ガスの高圧燃焼を利用したもので, 原理的にも溶射粒子を高速化できることがその開発当初から示された⁽⁶⁾. 特に炭化物サーメットに代表される皮膜の特性は, 例えば基材に対する密着力, 微小硬さ, 気孔率などの点でプラズマ溶射法に比べ優れるという報告が多い⁽⁷⁾⁻⁽¹¹⁾. さらに溶射トーチも構造の異なるものが開発されている. しかしガス炎や飛行粒子の速度測定などの報告は少ない⁽¹²⁾. また, 粒子への熱伝達, 運動量輸送などの溶射現象についてはこれまで必ずしも明らかになっていない⁽¹³⁾. そこで, 本研究ではキセノンストロボ発光ユニットと同調する高速電子シャッターを装備した CCD ビデオカメラを用いて 2 種類の高速ガス炎溶射法における WC-12 mass%Co および WC-20 mass%Cr₃C₂-7 mass%Ni 粒子の飛行速度を測定しこれまでの報告と比較した. さらに, 粒子加速要因について Ar-He プラズマジェットとの比較で流体力学的に考察した.

II. 実験方法

1. 粒子速度測定原理と測定装置の構成⁽¹⁴⁾

流体中をその流れの方向にそって飛行する粒子に対して, パルス状光源を発生, 投射し粒子からの反射光を CCD ビデオカメラに取り込んで画像化すると軌跡から飛行粒子の移動した距離 L が求められる. したがってこのときのカメラのシャッター速度 t を決定すれば粒子速度 v が算出できる. すなわち,

$$v = L \cdot t^{-1}$$

である. 発光源として高輝度キセノンストロボユニットを用い, 溶射火炎流の測定目的域に光を投射する. 短時間の発光下での映像を捕らえるために CCD ビデオカメラは高速電子シャッター(シャッター速度は 1 から 5 μ s), ストロボ発光同調装置と連動している. ビデオ映像から単一粒子の移動した軌跡長さを求めるとその粒子の運動による変位を決定することができる.

2. 高速ガス炎溶射ガンの作動条件

測定対象は燃焼方式と溶射粉末材料の供給方式が異なる 2 種類の高速ガス炎溶射ガンである. これらの構造模式図を Fig. 1 に示す. 溶射粉末は WC-12 mass%Co および WC-20 mass%Cr₃C₂-7 mass%Ni を用いた. これらの仕様を Table 1 に, 溶射条件は Table 2 に示した.

3. 測定方法

用いた CCD ビデオカメラ装置は米国 Control Vision 社製である. 溶射火炎流の軸線に直交する平面上にストロボ光線軸, CCD ビデオカメラ光軸を配置した. キセノンストロボ条件は発光時間 25 μ s, 発光間隔は 1/30 s, ストロボユニッ

Fig. 1 Schematic illustration of two types of HVOF spray guns.

Table 1 Nominal size range, median diameter and chemical composition of powders used.

Nominal composition	Nominal size range μm	Median diameter $d_5/\mu\text{m}$	Chemical composition (mass%)					
			W	Cr	T. carbon	Co	Ni	Fe
WC-Cr ₃ C ₂ -Ni	44~10	22.0	66.4	17.2	7.04	—	8.01	0.1
WC-Co	45~5	20.0	83.5	—	4.20	11.5	—	0.5

Table 2 Spraying conditions for Type I and Type II gun.

Type I	(JET KOTE)	
	Oxygen pressure, P/MPa	0.59
	Fuel pressure, P/MPa	0.44
	Carrier gas pressure, P/MPa	0.34
	Flow rates, $f/m^3 \cdot \min^{-1}$	
	Oxygen	0.36
	Fuel (C ₂ H ₆)	0.060
	Carrier gas (Nitrogen)	0.040
	Powder feed rate, $F/kg \cdot \min^{-1}$	0.045
Type II	(Diamond Jet)	
	Oxygen pressure, P/MPa	1.04
	Fuel pressure, P/MPa	0.69
	Air pressure, P/MPa	0.52
	Carrier gas pressure, P/MPa	0.86
	Flow rates, $f/m^3 \cdot \min^{-1}$	
	Oxygen	0.272
	Fuel (C ₃ H ₈)	0.074
	Air	0.325
	Carrier gas (Nitrogen)	0.024
	Powder feed rate, $F/kg \cdot \min^{-1}$	0.038

Spray Gun

CCD Video Camera

Xenon Strobe Unit

Fig. 2 Experimental set-up.

トと連動する電子シャッターの動作時間は $3 \mu\text{s}$ とした。ノズル出口からの種々の距離における軌跡長さ L をビデオ画像から求め、電子シャッター動作時間 t で除して速度 v に換算した。測定状況例を Fig. 2 に示す。また火炎形状を35ミリカメラで映像化した。

Ⅲ. 結果および考察

1. 粒子速度とノズル出口からの距離との関係

ビデオカメラで捕らえた溶射粒子の飛行軌跡イメージの一例を Fig. 3 に示した。個々の溶射飛行粒子の火炎中での変位を可視化している。Fig. 4 には I, II 型ガン, WC-12 mass%Co および WC-20 mass%Cr₃C₂-7 mass%Ni 材料粉末の組合せにおける粒子速度とノズル出口からの距離の関係を示した。I 型では2種類の粒子ともノズル出口からの距離でほぼ速度変化がなくむしろわずかではあるが減少している。測定した距離範囲での速度の極大値は I 型のほうが大きい。また WC-12 mass%Co 粒子に対してこれまでに報告されている Wagner ら⁽¹²⁾ や Knight ら⁽¹⁵⁾ の値を Fig. 5 に示したが今回の測定値はこれらと概ね一致している。プラズマ溶射プロセスでこれまでに報告されている測定値の一部を Fig. 6 に示した。今回の WC サーメットの測定値はアルミナ(平均粒径 $23 \mu\text{m}$)⁽³⁾, ジルコニア(粒度範囲 $-40+10 \mu\text{m}$)⁽⁴⁾, 80Ni20Cr 粒子(粒度範囲 $-44+10 \mu\text{m}$)⁽⁵⁾ の測定値

Fig. 3 Video camera image of HVOF spray jet showing trajectory of WC-12 mass%Co flying particles.

Fig. 4 Variation of particle velocity with gun design, type of spraying powder and distance from exit of nozzle.

例に比べ大きな値である。これは粒径が同じであれば質量の大きな粒子ほどその加速に大きな力を必要とすることから、高速ガス炎溶射プロセスがプラズマ溶射プロセスに比較して粒子加速力が大きいことを示している。

2. 溶射ガン構造との関係

I 型は燃料と酸素が混合後燃焼する独立した燃焼室空間をもつ燃焼室燃焼方式、II 型は燃料と酸素が混合後燃焼する閉空間をもたず燃焼直後に大気中に放出されるスロート燃焼方式である。ガンに供給されるガス圧力は Table 2 に示した通りである。また、ガン燃焼室内の燃焼ガス圧力を実測した値から、ノズルを出て大気開放された直後の燃焼ガスの圧力をそれぞれ 0.35 MPa, 0.20 MPa 程度と推定した。

Fig. 5 Experimental particle velocity in previous work⁽¹²⁾ (15). Fig. 6 Experimental particle velocity of a few kinds of materials in the plasma spray process⁽³⁾⁻⁽⁵⁾.

3. 溶射火炎特性の粒子加速に及ぼす影響

高速ガス炎溶射火炎はそのガン構造の違いによって差異はあるものの、飛行粒子の加速性に優れていることが明らかになった。そこで O_2/C_2H_4 燃焼炎を用いた燃焼室燃焼型に属する JET KOTE プロセス溶射火炎(以下 HVOF 火炎と呼ぶ)と、一例として Ar-He 作動ガスを用いた 80 kW 級プラズマジェット(以下、単に Ar-He プラズマジェットと呼ぶ)の大気中における特性を粒子に対する流れの加速度について比較検討する。

(1) 入力エネルギー

まず両プロセスにおける溶射ガンの入力エネルギーの大きさをそれぞれ単位時間あたりの C_2H_4 燃料の燃焼によって発

生する熱流 Φ , プラズマガンに投入する電力 P から求める。HVOF 火炎では C_2H_4 の酸素中の燃焼エンタルピー⁽¹⁶⁾ ΔH : $-1411.18 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$ を用いる。Table 2 に示した溶射条件では毎分 0.060 m^3 の C_2H_4 , すなわち 1 mol の C_2H_4 を 22.4 s で消費するので, HVOF 火炎の入力は $\Phi = |\Delta H|/t = 1411.18 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}/22.4 \text{ s} \cdot \text{mol}^{-1} = 63 \text{ kW}$ と見積もられる。一方, プラズマジェットではアーク電流 $I = 750 \text{ A}$, アーク電圧 $V = 62 \text{ V}$ から $P_{in} = I \cdot V = 46.5 \text{ kW}$ となる。これらの入力エネルギーから溶射ガンの熱損失を除いたものを見かけの出力と定義する。ガンの熱損失は冷却水の温度上昇とその流量から実験的に決定した。みかけの熱流密度は見かけの出力を火炎大気吐出部のノズル孔面積で除して求めた。これらの算出結果をまとめて Table 3 に示す。一般に溶射で用いるプラズマジェットの熱流密度は $10^9 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ 級であり, これに比べて燃焼炎は $10^7 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ 級で, プラズマジェットに比べて小さいといわれている⁽¹⁷⁾。しかし HVOF 火炎のみかけの熱流密度はプラズマジェットの場合に比べ小くないことが明らかになった。

(2) 溶射粒子を加速する因子

溶射火炎の生成に対する化学的あるいは電気的入力, 溶射ガン冷却などのガン器壁への熱損失を除いて大気中へ放出され, 火炎温度の上昇と火炎の外部に対する仕事に配分される。ここではこのうちの外部仕事について考察する。溶射火炎流中に投入された粒子がその流れ場で得る速度の大きさは流体を構成する質量の輸送現象に支配される。すなわち流体から粒子への運動量輸送である。そこで球状粒子に対する HVOF 火炎の運動量輸送を Ar-He プラズマジェットと比較する。溶射火炎中に投入された粉末材料の加速にあずかる媒体は, HVOF 火炎では燃焼生成ガスなどすなわち CO_2 , H_2O , N_2 , O_2 などのガス分子であり, Ar-He プラズマジェットでは Ar, He, Ar^+ , He^+ および e^- などのガスおよび粒子群である。さて, これらのガスあるいはプラズマ流中に投入された溶射材料粒子の運動を考える。流体力学によれば⁽¹⁸⁾, 一様な流れのなかに粒子があるとき粒子には種々の力が作用する。流れの方向に作用し粒子を加速する力は抗力 D であ

Table 3 Apparent energy density of thermal spray gun.

	HVOF combustion flame	Ar-He plasma jet
Arc current, I/A	—	750
Arc voltage, V/V	—	62
Plasma jet input, P_{in}/kW	—	46.5
JET KOTE		
Combustion Enthalpy, $\Delta H/\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$	-1411.18	—
$ \Delta H /\text{kW}$	63.0	—
Coolant flow rate of gun, $q_m/\text{m}^3 \cdot \text{min}^{-1}$	0.020	0.018
Change of coolant temperature, $\Delta T/\text{K}$	25	16
Heat loss of gun, q_c/kW	34.9	20.1
Apparent output of gun, E_{out}/kW	28.1	26.4
Diameter of nozzle in gun, d/m	1.0×10^{-2}	6.0×10^{-3}
Area of cross section, S/m^2	7.85×10^{-5}	2.83×10^{-5}
Apparent energy density, $I_E/\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$	3.58×10^8	9.33×10^8

り、次式で与えられる。

$$D = m(dv_s/dt) = (1/2)C_D \cdot \rho \cdot (v - v_s) |v - v_s| A \quad (1)$$

ただし、 m ：粒子の質量、 v_s ：粒子の速度、 v ：流体の速度、 t ：時間、 A ：粒子の流れに垂直な面に対する投影面積、 C_D ：粒子の抗力係数、 ρ ：流体の密度である。これらの流体密度、流体速度、粒子速度、抗力係数および抗力を HVOF 火炎に対しては c, Ar-He プラズマジェットに対しては p の下付き添字を付してそれぞれ、 $\rho_c, \rho_p, v_c, v_p, v_{sc}, v_{sp}, C_{Dc}, C_{Dp}, D_c, D_p$ で表すことにする。さて、HVOF 火炎とプラズマジェットの粒子加速力の比を与える量、 D_c/D_p を次式で定義する。

$$D_c/D_p = (\rho_c/\rho_p) \cdot (C_{Dc}/C_{Dp}) \cdot \{(v_c - v_{sc}) |v_c - v_{sc}| \} / \{(v_p - v_{sp}) |v_p - v_{sp}| \} \quad (2)$$

すなわち式(2)を用いると、異なった流体中に存在する粒子に対する加速力の比は流体の密度、粒子の抗力係数および粒子と流れの速度差を比較することによって求められる。

はじめに粒子と流体の速度差を求めるために火炎流速について検討する。まず HVOF 火炎流速を試算する。いま円形孔ノズルから大気中への自由噴流を考える。微小な圧力のじょう乱すなわち音波が気体中を伝播する速度が音速でありこれを a とするとき、その気体流の伝播速度 v_c との比 $v_c/a = M$ で定義する無次元数 M はマッハ数と呼ばれている。流体力学によると噴流ではノズル出口のマッハ数が大きくなり 1 を越えると気体の圧縮性に起因してノズル下流に衝撃波に基づく幾何学模様が現れる。ガンノズルから大気中へ吐出する HVOF 火炎は自由噴流の一種である。上述の条件が満たされるものとする。Fig. 7(a)に HVOF 火炎の例を示した。

ここに示すようにショックダイヤモンドと呼ばれる衝撃波図形が視認できる。 v_c が音速 a より大きくなると音波の波面は上流には全く伝わることはできずもっぱら下流に流される。その波面の包絡面として円錐状のマッハ波が生じる。マッハ円錐の半頂角を μ とすると幾何学的関係から、

$$\mu = \sin^{-1}(1/M) \quad (3)$$

である。Fig. 7 に示した HVOF 火炎中の衝撃波図形から μ を求めるとマッハ数 M が算出でき、さらに火炎中の音速 a が決まれば火炎速度 v_c を決定できる。ところで、音波による気体の状態変化は等エントロピー変化とみなせるので気体の比熱比を γ 、気体定数を R 、絶対温度を T とすれば、

$$a = \sqrt{\gamma RT} \quad (4)$$

である。本研究では Table 2 に条件を示したように、1 mol の C_2H_4 を 6 mol の O_2 で燃焼させるので燃焼方程式はつぎのように書ける。

これから後掲の Table 5 にも示すように、燃焼生成ガス 1 mol は $0.261CO_2 + 0.261H_2O + 0.391O_2 + 0.087N_2$ で表すことができ、その質量は 31.13 g である。したがって気体定数 $R = 8.314 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$ は本 HVOF 火炎に対しては $R = 267.1 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1} \text{ kg}^{-1} = 267.1 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2} \text{ K}^{-1}$ と書きかえることができる。ところで、理論燃焼ガス温度は燃料ガスの発熱量を生成燃焼ガスの平均定圧比熱および生成燃焼ガス量で除して求められる⁽¹⁹⁾。式(5)から生成ガスモル量を求め、有効発熱量は C_2H_4 の燃焼エンタルピーからガン冷却損失を除いた量で、Table 3 に示した値を用いた。各ガス成分の平均定圧比熱は文献値⁽²⁰⁾から求めた。これらから燃焼ガス温度を算

Fig. 7 Geometry of free jet in HVOF spray gun.

出すると 2429 K となる. この値から HVOF プロセスの代表火炎温度を $T=2400$ K とした. 文献値⁽²¹⁾から $\gamma=1.27$ と近似し, $T=2400$ K において式(4)に代入すると火炎中の音速は $a=902.3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ となる. Fig. 7(b)は(a)から作図して火炎中に現れたマッハ円錐の半頂角 μ を求めるものであり, $\mu=38^\circ$ が得られた. これを式(3)に代入すると $M=1.624$ となるので HVOF 火炎流速 v_c として $v_c=aM=1465 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ を得る. 一方 Ar-He プラズマジェット流速はこれまでの報告例⁽³⁾⁽²²⁾⁽²³⁾から $150\sim 400 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ とした. ノズル出口の粒子速度は HVOF 火炎については Fig. 4 に示した結果から, Ar-He プラズマジェットでは文献⁽³⁾⁻⁽⁵⁾の値を引用した. これらから粒子と流れの相対速度 $v-v_s$ を Table 4 に示す値とした.

つぎに流体密度を求める. 大気溶射で用いるプラズマジェットは 3 次元に分布し, 文献⁽³⁾⁽²²⁾⁽²³⁾に示されているように大きな温度勾配を有している. そこで Ar-He プラズマジェット温度代表値として, $T=6000$ K および 12000 K を取り上げる. Table 5 に示す条件で ρ_p を計算で求めた. C_2H_4 1 Nm^3 を消費したときの燃焼生成ガスはすでに述べたように CO_2 , H_2O , O_2 , N_2 からなり, その構成モル比は $2:2:3:$

Table 4 Estimation of relative particle velocity.

	$v/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$v_s/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$(v-v_s)/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
Ar-He plasma jet	400	150~200	250~200
HVOF combustion gas	1450	350~600	1100~850

Table 5 Estimation of density of Ar-He gas mixture and combustion gas.

	Ar	He	CO_2	H_2O	O_2	N_2
Flow rate, $F/\text{m}^3\cdot\text{min}^{-1}$	5.0×10^{-2}	8.5×10^{-2}	—	—	—	—
Molar ratio	—	—	2	2	3	0.56
Mole fraction, x	0.37	0.63	0.261	0.261	0.391	0.087
Atomic mass, A_r	39.95	4.00	—	—	—	—
Nominal atomic mass of mixture Ar-He, A_r	17.31	—	—	—	—	—
Molecular mass, M_r	—	—	44	18	32	28
Nominal molecular mass of mixture, combustion gas, M_r	—	—	—	—	31.13	—
Temperature, T/K	6000, 12000	—	—	—	2400	—
Pressure, P/MPa	0.25	—	—	—	0.35	—
Density, $\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	0.0878, 0.0439	—	—	—	0.554	—

Table 6 Viscosity of fluids⁽²⁴⁾⁻⁽²⁶⁾.

Plasma jet $\eta/10^{-6} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ at 6000 K			at 12000 K		
Ar-63 mol%He	Ar	He	Ar-63 mol%He	Ar	He
175.6	171.1	140.9	269.4	268.1	205.1

HVOF combustion gas $\eta/10^{-6} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ at 2400 K				
CO_2	H_2O	O_2	N_2	$0.261\text{CO}_2+0.261\text{H}_2\text{O}+0.391\text{O}_2+0.087\text{N}_2$
67.7	99.9	85.1	71.3	80.3

0.67である. 見かけの分子量から 2400 K における ρ_c を計算で求め, Table 5 に示した.

続いて抗力係数を求める. 球状粉末のような互いに相似な物体の抗力係数 C_D は流れが非圧縮性流体である場合にはレイノルズ数 Re のみの関数であるが, 圧縮性流体中では C_D は Re だけでなくマッハ数 M にも依存する⁽¹⁸⁾. ここに $Re=d_s\rho(v-v_s)\eta^{-1}$, ρ : 流体の密度, $v-v_s$: 流れと粒子の速度差, η : 粘性率である.

流体の粘性率は Hirschfelder ら⁽²⁴⁾の式によってまず単ガス Ar, He, CO_2 , O_2 , N_2 について, H_2O に対しては Hirschfelder ら⁽²⁵⁾の実験式を用いて求めたうえで, これらを Wilke⁽²⁶⁾の式に代入して Ar-He, $\text{CO}_2\text{-H}_2\text{O-O}_2\text{-N}_2$ 混合ガスの各場合について算出した. 算出温度はプラズマジェット 6000 K, 12000 K, HVOF 火炎 2400 K である. 結果を Table 6 に示す. 粒子と流れの相対速度はすでに Table 4 に示した. 粒子を直径 d_s の球とみなし, これが流体中を運動するときのレイノルズ数を求める. Table 7 に算出条件および結果を示した. 以上求めた値から C_D を算出する. C_D は非圧縮性流れでは Re の関数であり, $Re<400$ のとき抗力係数 C_D は次式で与えられる⁽²⁷⁾.

$$C_D = (24/Re) (1 + 0.167Re^{2/3}) \quad (6)$$

本研究でとりあげる Ar-He プラズマジェットは非圧縮性流体とみなせるので, C_D は式(6)から求められる. HVOF 火炎では $0.3<M$ であって圧縮性流体の取り扱いを要し, 式(6)で求めた C_D はマッハ数 M による補正が必要である⁽¹⁸⁾. Schlichting⁽²⁸⁾は M の増加に伴い圧縮性流体中の C_D も増加し, 球体の場合 M が 0.3 から 2 近傍まで変化したときの C_D の変化は高々 2 倍程度であることを報告している. したがって C_D を式(6)から算出した値の約 2 倍と見積もる. 得られた C_D の値を Table 8 に示す. $C_{D_c}=0.912\times 2\sim 1.02\times 2$, $C_{D_p}=12.6\sim 15.2$ であり, $C_{D_c}/C_{D_p}\approx 0.14$ となる.

つぎに粒子と流体の速度差の比 $\{(v_c-v_{sc})/|v_c-v_{sc}|\}/\{(v_p-v_{sp})/|v_p-v_{sp}|\}$ について検討する. 粒子の速度は流れの速度を上回ることはないから流れと粒子の相対速度の自乗比は,

Table 7 Estimation of Reynolds number, Re .

	$d_s/10^{-6} \text{ m}$	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$(v-v_s)/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$\eta/10^{-6} \text{ Pa}\cdot\text{s}$	Re
Ar-He plasma jet at 6000 K	20	0.0878	250~200	175.6	2.5~2.0
Ar-He plasma jet at 12000 K	20	0.0439	250~200	269.4	0.815~0.652
HVOF combustion gas at 2400 K	20	0.554	1100~850	80.3	151~117

Table 8 Estimation of drag coefficient, C_D .

	Re	$C_D = (24/Re) (1 + 0.167Re^{2/3})$
Ar-He plasma jet at 6000 K	2.50~2.00	12.6~15.2
at 12000 K	0.810~0.652	33.74~41.43
HVOF combustion gas	151~117	$0.912\times 2\sim 1.02\times 2$

Table 9 Estimation of ratio of D_c to D_p .

	HVOF $T=2400$ K Plasma jet $T=6000$ K	HVOF $T=2400$ K Plasma jet $T=12000$ K
Density of fluid ρ_c/ρ_p	6.31	12.6
Drag coefficient C_{D_c}/C_{D_p}	0.14	0.054~0.025
Square of relative velocity $(v_c-v_{sc})^2/(v_p-v_{sp})^2$	18	18
D_c/D_p	15.9	12.2~5.67

$$\frac{\{(v_c-v_{sc})|v_c-v_{sc}|\}}{\{(v_p-v_{sp})|v_p-v_{sp}|\}} \\ = (v_c-v_{sc})^2/(v_p-v_{sp})^2$$

と書け、Table 4 の値を代入すると $D_c/D_p \approx 18$ となる。HVOF 火炎の粒子加速力がプラズマジェットの場合に比べて大きいことを定性的に説明するためには、

$$D_c/D_p > 1 \quad (7)$$

であることを示せばよい。以上求めた量から D_c/D_p を吟味し、結果を Table 9 に示した。式(7)が満足されており、HVOF 火炎による粒子に作用する抗力は 80 kW 級 Ar-He プラズマジェットに比べて大きいことが示された。ただし流体密度と流れと粒子の相対速度が強い支配因子になっていることが明らかである。

IV. 結 言

溶射プロセスの開発において常に検討されてきた要素のひとつは皮膜形成の単位となる材料粒子に対する加熱および加速である。どちらを優先するかは溶射熱源の性格がその大部分を支配すると考えられる。溶射熱源の果たす役割として熱容量、速度のいずれを重視するかは工業の利用上重要な選択である。JET KOTE プロセスを用いた高速ガス炎溶射法における溶射飛行粒子速度を測定し Ar-He プラズマ溶射法と比較した結果、以下のことが明らかになった。

(1) CCD ビデオカメラ装置を用いて粒度範囲 45~5 μm の WC サーメット溶射粉末の高速ガス炎溶射法による粒子速度を測定し、300~600 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ の値を得た。80 kW 級大気プラズマ溶射法によるセラミックス粒子に比べ大きな速度である。

(2) 高速ガス炎の保有する溶射粒子加速力がプラズマジェットの場合に比べて大きいことを示すために、粒子に作用する抗力を決定する因子として流体密度、粒子の抗力係数、燃焼流と粒子の速度差を検討した結果、支配因子は Ar-He プラズマジェットの場合に比べて十分大きい流体密度および相対速度であると考えられる。

(3) 高速ガス炎溶射法は投入エネルギーのうち多くの部分を火炎速度の増大に費やすことによって、溶射粒子の加速重

視型の溶射法を提供するものである。

文 献

- (1) M. Okada and H. Maruo: British Welding J., **15**(1968), 371.
- (2) T. Yoshida and K. Akashi: J. Applied Phys., **48**(1977), 2252.
- (3) M. Vardelle, A. Vardelle and P. Fauchais: Proc. 10th Intl. Thermal Spray Conf., Essen Germany, (1983), p. 88.
- (4) M. Vardelle, A. Vardelle and P. Fauchais: J. Thermal Spray Technol., **2**(1993), 79.
- (5) 納富 啓, 武田恭之, 野田松平, 悦 幸, 水田繁生: 溶接学会全国大会講演概要第49集, (1991), p. 254.
- (6) D. S. Platt: Master thesis, Thayer school of engineering Dartmouth college, USA, (1981).
- (7) E. Cove and R. Cole: Proc. 1st Natl. Thermal Spray Conf., Orlando, USA, ASM International, (1987), p. 123.
- (8) H. Kreye, D. Fandrich, H. H-Muller and G. Reiner: *Advances in thermal spraying*, Pergamon Press, New York, (1986), p. 121.
- (9) H. Nakahira, Y. Harada and K. Tani: Thermal Spray Research and Applications, Proc. 3rd Natl. Thermal Spray Conf., ASM International, Long Beach, USA, (1990), p. 581.
- (10) M. R. Dorfman, B. A. Kushner, A. J. Rotolico and J. A. Debarro: Proc. thermal spray conf, TS93, Aachen, Germany, (1993), p. 171.
- (11) X. Provot, H. Burlet, M. Vardavoulis, M. Jeandin, C. Richard and J. Lu: Proc. 5th Natl. Thermal Spray Conf., ASM International, Anaheim, USA, (1993), p. 159.
- (12) N. Wagner, K. Gnadig, H. Kreye and H. Kronewetter: Surface Technol., **22**(1984), 61.
- (13) O. Knotek and U. Schnaut: Proc. Thermal Spray Conf. TS93, Aachen Germany, (1993), p. 132.
- (14) T. T. Hoffman: Powder metallurgy intl., **25-2**(1993), 86.
- (15) R. Knight, R. W. Smith and Z. Xiao: Proc. 7th Natl. Thermal Spray Conf., ASM International, Boston, U.S.A., (1994), p. 331.
- (16) 日本化学会編: 化学便覧基礎編改訂4版, 丸善, (1993), p. II-283.
- (17) 荒田吉明編著: セラミックス溶射と応用, 日刊工業新聞社, (1990), p. 62.
- (18) 例えば, 機械工学便覧基礎編 A5 流体工学, 日本機械学会, (1986), p. A5-97.
- (19) 例えば, 中央熱管理協会編: 改訂5版熱管理技術講義, 丸善, (1970), p. 221.
- (20) 例えば, 佐藤良吉: 新制金属講座新版製錬編冶金熱工学, 日本金属学会, (1967), p. 3.
- (21) 日本化学会編: 化学便覧基礎編改訂4版, 丸善, (1993), p. II-233.
- (22) R. Spores and E. Pfender: Thermal Spray Technology New Ideas and Processes, Proc. 2nd Nat'l Thermal Spray Conf., Cincinnati, ASM International, USA, (1989), p. 85.
- (23) J. Szekely and N. El-Kaddah: The Mathematical Modelling of Plasma Spray Process An Overviews, Proc. 8th Int'l Conf. Vacuum Metallurgy, C. 9. 1(1985), p. 240.
- (24) J. O. Hirschfelder, R. B. Bird and E. L. Spotz: J. Chem. Phys., **16**(1948), 968.
- (25) J. O. Hirschfelder, R. B. Bird and E. L. Spotz: Chem. Revs., **44**(1949), 205.
- (26) C. R. Wilke: J. Chem. Phys., **18**(1950), 517.
- (27) 辻 裕: 空気輸送の基礎, 養賢堂, (1984), p. 37.
- (28) H. Schlichting, translated by J. Kestin: *Boundary-Layer Theory*, 1st Eng. ed., McGraw Hill Book Co., New York, (1955), p. 19.