

HVOF 용사총의 기체역학에 관한 연구

조필재[†] · 김희동^{*}

A Study of Gas Dynamics of the High-Velocity Oxy-Fuel Thermal Spray Gun

Pil-Jae Cho and Heuy-Dong Kim

Key Words : Compressible Flow(압축성 유동), Supersonic Nozzle(초음속 노즐), Thermal Spray Gun(용사총), Fanno Flow(관노 유동), HVOF(고속 프렘용사), Shock Wave(충격파)

Abstract

The present study addresses an analytical investigation to understand the characteristics of gas flow in the High-Velocity Oxy-Fuel(HVOF) thermal spray gun. One-dimensional analysis is extended to involve the effects of the wall friction and powder particle diameter. From the present analysis it is well known that the flow characteristics inside and outside the thermal spray gun is varied depending on the combustion chamber pressure. The thermal spray gun flow is characterized by six different patterns. The powder particle size and wall friction significantly influence the powder particle velocity. The particle velocity decreases with an increase in the powder particle size. This implies that the combustion chamber pressure should be increased to achieve a higher velocity of the powder particle.

	기호설명	V_f	기체 유동 속도
		V_p	입자 속도
		γ	비열비
A^*	노즐 목 단면적	ρ_p	입자의 밀도
C_D	항력계수	τ_w	전단 응력
D	바レル의 직경		
f	마찰계수		
F_D	항력		
M	국소 마하수		
M_e	노즐 출구 마하수		
P	접수 길이		
p_{ol}	노즐 입구 전압력		
p_b	용사총 출구의 배압		
R	기체상수		
Re	레이놀즈 수		
T_{f0}	노즐 입구 기체의 전온도		
V_{f0}	노즐 입구 기체의 유입속도		

1. 서론

HVOF 용사기술(high-velocity oxy-fuel thermal spray technology)⁽¹⁻²⁾은 초음속의 연소 기체 유동 내부에 용사분말을 주입하여, 거의 반응용 상태가 된 분말을 고속으로 금속과 플라스틱 등의 모재에 충돌시켜, 내마모성과 내열성이 높은 모재 피막을 형성하는 기술이다. 최근 이러한 용사기술은 많은 기계 항공부품의 표면처리에 응용되고 있으며, 기타 건물이나 각종 세라믹 부품에도 응용이 확대되어 가고 있다. 최근 국내에서 이러한 용사기술의 중요성에 대한 인식이 증대되어, 연구소 및 대학의 실험실을 중심으로 용사기술에 대한 연구가 활발하게 수행되고 있다.

[†] 안동대학교 기계공학과 대학원
E-mail : kimhd@andong.ac.kr
TEL : (054)820-5169 FAX : (054)823-5495

^{*} 안동대학교 기계공학부

일반적으로 HVOF 용사기술은 대기상태에서 모재의 피막을 형성시키게 되므로, 모재의 온도를 올릴 필요가 없어 변형이 없으며, 모재의 종류에 관계없이 여러 재질의 모재를 단시간에 피막할 수 있는 장점이 있다. 또 모재의 큰 기계적 변형을 수반하지 않고, 마모된 부품의 복원 및 표면특성의 개선에도 용사기술을 적용할 수 있어, 장래 이 기술에 대한 공업적인 응용은 크게 확대되리라 예상된다.

현재 연소가스의 발생법에 따라 용사총은 다양한 형태로 개발되어 있으며, 실제 많은 산업분야에서 적용되고 있다. 이러한 용사총의 작동원리는 거의 동일하며, 연소가스와 함께 모재에 충돌하는 분말의 충돌속도는 모재의 bonding stress 를 결정하게 되므로, 피막기술의 향상을 위해서는 용사분말의 충돌속도를 향상시켜야 한다. 그러나 지금까지 용사총 내부에서 발생하는 압축성 기체역학에 관한 이해는 매우 부족하다. 예를 들면, 연소실의 압력에 따라, 용사총 내부에는 충격파⁽³⁾가 발생하게 되며, 이러한 충격파는 용사총 내부의 기체/고체의 이상유동과 간섭하게 된다. 또 충격파는 용사총의 벽면에서 발생하는 경계층과 복잡하게 상호 간섭하여, 유동장의 예측은 대단히 어렵다. 더욱이 용사총 출구에서 발생하는 초음속 기체/고체 이상제트 유동의 상세에 관해서는 현재까지 충분히 알려져 있지 않다.

본 연구에서는 HVOF 용사총 내/외부에서 발생하는 압축성 유동의 특성을 조사하기 위하여, 용사분말이 있는 경우와 없는 경우에 대한 이론해석을 수행하였다. 그 결과 용사분말의 속도와 연소가스의 속도를 이론적으로 산출할 수 있었다.

2. 이론 해석

2.1 HVOF 용사총에서 발생하는 유동장

본 연구에서는 Fig. 1에 모식적으로 나타낸 바와 같이, HVOF 용사⁽⁴⁻⁵⁾총에서 발생하는 압축성 유동을 이해하기 위하여, 이론해석을 수행하였다. 그림에서 연소실 내부에 고온 및 고압의 연소가스는 초음속 노즐을 통하여 초음속으로 가속하여, 노즐 출구로부터 방출한다. 이 경우 노즐의 아음속 부분이나 또는 천음속 부분에 해당하는 위치에 설치한 분말 주입구를 통하여 용사분말이 공급되며, 이후 유동은 고속의 연소가스에 의하여 가속되어 함께 노즐로부터 방출하여, 모재에 충돌하게 된다. 일반적으로 용사총은 그림의 초음속 노즐부분과 바렐부를 합친 것을 말하며, 대개의 경우 HVOF에

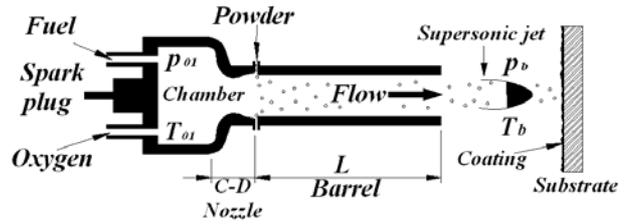


Fig. 1 HVOF thermal spray gun

서 용사입자의 질량유량은 연소가스의 질량유량에 비하여 미소하기 때문에, 본 연구에서는 먼저 분말입자를 고려하지 않는 연소가스의 유동장을 해석한다.

이를 위하여 본 연구에서는 연소실로부터 초음속 노즐 입구까지의 유동은 1차원 등엔트로피 유동이라 가정하며, 또 그림의 바렐 입구로부터 출구까지의 유동은 1차원 단열 마찰유동 즉 판노유동(fanno flow)으로 가정한다. 그러나 바렐 내부에서 발생하는 충격파는 벽면 경계층과 상호간섭을 하지 않는 수직충격파의 형태이며, 연소가스의 비열비는 1.4, 초음속 노즐의 설계마하수 및 바렐의 벽면마찰계수는 각각 2.0 과 0.005로 가정한다. 이 경우 바렐 벽면에서 발생하는 마찰효과를 고려하지 않으면 HVOF 용사총의 적정팽창 압력비는 7.8 이다.

Fig. 2에는 본 이론해석으로부터 얻어진 결과를 이용하여, HVOF 용사총 내/외부의 유동장의 형태를 나타내었다. 그림의 종축의 값은 용사총 출구의 대기압 p_b 로 무차원한 연소실 내부의 전압력 p_{01} 을, 또 횡축의 값은 바렐의 직경 D 로 무차원한 바렐의 길이 L/D 를 의미한다. 그림으로부터 바렐의 길이 L/D 가 0인 경우, 압력비 p_{01}/p_b 의 값을 1.0로부터 서서히 증가시키면, HVOF 용사총 내/외부에

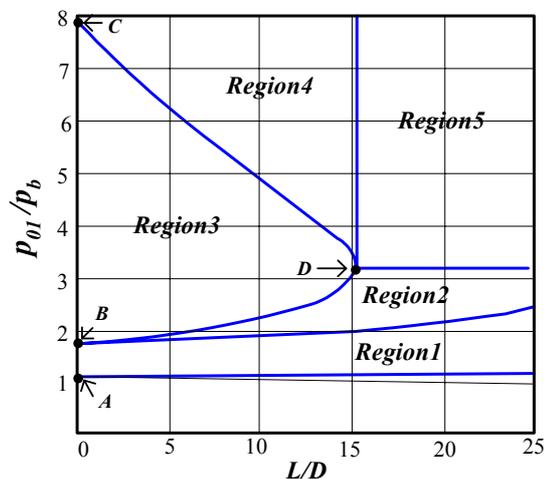


Fig. 2 Flow patterns in HVOF thermal spray gun

서 발생하는 유동장의 형태는 다음과 같이 된다. 구체적으로 p_{01}/p_b 의 값이 1.1인 경우, 점 A에서 유동은 노즐 목에서 초크하며, p_{01}/p_b 의 값이 1.1에서 1.74까지의 범위에서는 노즐 내부에서 수직충격파가 발생하게 된다. p_{01}/p_b 의 값이 정확하게 1.74로 되는 경우, 노즐 내부에서 발생한 수직충격파는 노즐 출구면에 위치하게 되며, p_{01}/p_b 의 값이 1.74에서 7.82의 범위에서는 바렐 출구로부터 방출되는 유동은 과팽창 상태로 된다. p_{01}/p_b 의 값이 정확하게 7.82인 경우 바렐 출구로부터 방출되는 유동은 적정팽창 상태(그림의 점 C)로 되며, p_{01}/p_b 의 값이 7.82를 초과하는 경우, 유동장은 부족팽창 상태로 된다.

그러나 바렐의 길이 L/D 가 0이 아닌 경우에는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이, 영역 1로부터 영역 5까지로 유동장을 분류할 수 있다. 영역 1에서 유동은 노즐 목에서 초크하여, 수직충격파가 노즐 내에 발생하게 된다. 이 경우 수직충격파 하류의 유동은 아음속 상태로 된다. 영역 2에서는 수직충격파가 바렐 내부에 위치하게 되며, 그 하류는 아음속으로 된다. 영역 3에서는 HVOF 용사총 내부에서 유동은 초음속 상태로, 바렐 출구에서 유동은 과팽창 상태로 된다. 또 영역 4에서는 용사총 내부의 전 영역에서 유동은 초음속이며, 바렐 출구에서 유동은 부족팽창 상태로 된다. 또 영역 5에서는 바렐 출구에서 유동은 마찰에 의하여 초크하게 되므로, 바렐 내부에 수직충격파가 발생하게 된다. 이 경우 바렐 출구에서는 팽창파가 발생하는 부족팽창 상태로 된다.

한편 유동이 바렐 출구에서 마찰에 의하여 초크하기 위해서는 바렐의 길이 L/D 가 15.3보다 커야 하며, 이때 압력비 p_{01}/p_b 는 3.19로 계산된다. 바렐의 출구에서 유동이 마찰에 의하여 초크하는 경우보다 바렐의 길이가 길어지는 경우, 연소실의 압력을 더 증가시킨다고 하더라도, 바렐 내부에서 발생하는 수직충격파의 위치나 유동의 마하수 분포는 더 이상 변하지 않게 되지만, 바렐 출구에서는 유동 상태가 달라지게 된다. Fig. 2에서 점 C와 D를 연결하는 선상에서 바렐 출구의 정압은 대기압과 같아지게 되며, 이때 유동은 적정팽창 상태로 된다. 이 경우 HVOF 용사총 내부에서는 충격파가 발생하지 않으며, 바렐로부터 방출되는 제트에서도 충격파는 존재하지 않게 된다. 위에서 기술한 HVOF 용사총 내/외부에서 발생하는 유동장을 Fig. 3에 모식적으로 도시하였다.

2.2 HVOF 용사총 이론 해석

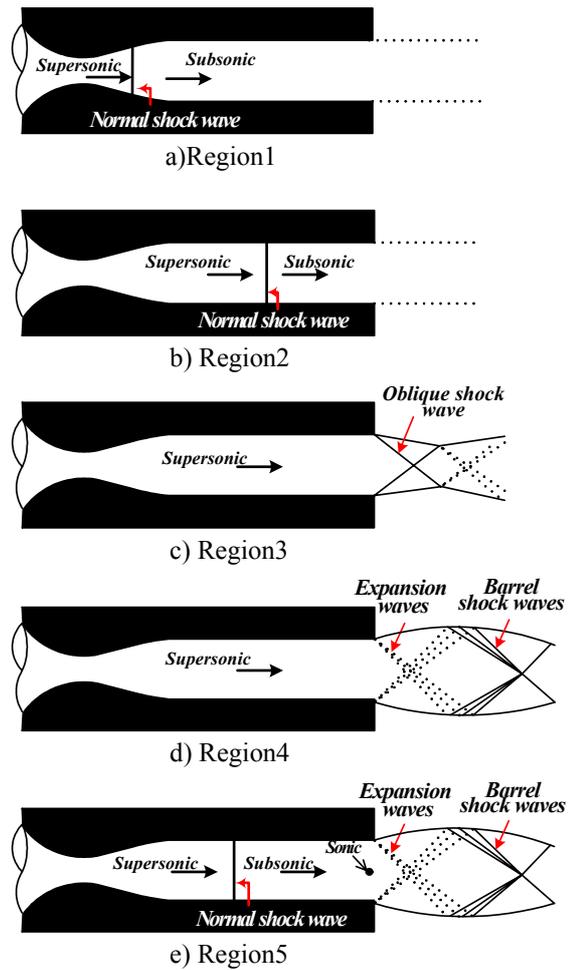


Fig. 3 Flow patterns inside and outside HVOF gun

본 이론해석에서 적용된 HVOF 용사총 내부의 가스와 입자 상태량을 Table 1과 Table 2에 각각 나타내었다.

Table 1 Flow conditions in HVOF

p_{01} (kPa)	p_b (kPa)	T_b (K)	T_{01} (K)	γ	R (J/kg·K)
700	100	300	3000	1.4	287.1

Table 2 Conditions of powder particle

Material	Diameter(μ m)	Injection speed(m/s)	Initial temperature (K)
Ni-20%Cr	5 ~ 70	50	300

일반적으로 HVOF 용사총은 챔버, 축소확대 노즐, 바렐로 구성되며, 본 연구에서는 바렐의 직경 (D) 10mm, 노즐 설계 마하수는 1.5, 2 및 2.5로 가

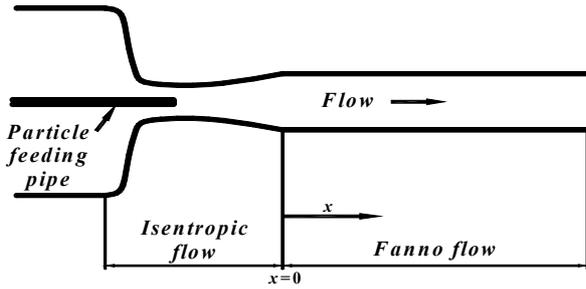


Fig. 4 Compressible flow inside HVOF

정하였으며, 노즐부의 길이는 $3D$ 로 하였다

Fig. 4에는 본 연구에 적용된 용사총의 개략을 나타내었다. 유동은 노즐 출구까지 등엔트로피라고 가정하며, 바렐부에서 점성을 고려한 단열 압축성 유동이라고 가정한다. 이 경우, 노즐 내부의 압력은 노즐 단면적 변화 관계식을 이용하여 얻을 수 있다. 또 에너지 방정식을 이용하면, 압력과 속도 관계식은 다음과 같이 얻어진다.

$$V_f = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1} \frac{p_0}{\rho_0} \left[1 - \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right]} \quad (1)$$

단면적이 일정한 바렐부에는 다음과 같은 관노 유동 지배 방정식을 적용하여 다음의 관계식을 얻는다.

$$\frac{dM}{M} = \frac{\gamma M^2 [1 + (\gamma-1)/2M^2]}{(1-M^2)} \left[\frac{\tau_w}{\rho V^2} \frac{P}{A} dx \right] \quad (2)$$

$$\frac{dT}{T} = -\frac{\gamma(\gamma-1)M^4}{(1-M^2)} \left[\frac{\tau_w}{\rho V^2} \frac{P}{A} dx \right] \quad (3)$$

위의 식(2)에 $\tau_w = f\rho V^2/2$ 이며, 바렐부에서 유동의 레이놀즈 수는 난류영역 값을 가지므로, 난류 마찰계수 f 의 값은 Colebrook 방정식 $1/\sqrt{f} = -2.0 \log(\epsilon/3.7D + 2.51/Re\sqrt{f})$ 을 이용하면 약 0.005의 값을 얻는다.

$$\frac{l}{D} = \frac{1}{\gamma} \left(\frac{1}{M^2} - \frac{1}{M_e^2} \right) + \frac{\gamma-1}{2\gamma} \ln \frac{M^2 \left(1 + \frac{1}{2}(\gamma-1)M_e^2 \right)}{M_e^2 \left(1 + \frac{1}{2}(\gamma-1)M^2 \right)} 4f \quad (4)$$

위의 식에서 M_e 는 노즐 출구에서의 설계 마하수이며, 노즐 내부의 국소 마하수 M 은 바렐 길이의 함수로 얻을 수 있다.

한편 일차원 유동에서 용사 입자의 가속과정은 입자 운동방정식을 이용하여 해석하였다. 이론해석에서는 입자가 연소기체에 미치는 영향과 입자간의 간섭은 무시하며, 입자는 구형이고 비열은 일정하며 반경 방향의 온도 분포를 가지지 않으며 단열과정으로 가정한다. 입자는 Ni-20%Cr을 사용했으며⁽⁶⁾ 입자의 밀도 ρ_p 는 8300 kg/m^3 이다. 또 입자는 마하수 1인 지점에서 분사하며, 항력계수는 실험적으로 얻어진 마하수와 항력계수의 관계 실험 데이터⁽⁷⁾를 이용하였다. 입자의 운동 방정식은 아래와 같이 쓰여진다.

$$F_D = \frac{C_D A_p \rho_f V_f^2}{2} \quad (5)$$

$$\frac{4\pi \left(\frac{D_p}{2} \right)^3}{3} \rho_p \frac{dV_p}{dt} = \pi \left(\frac{D_p}{2} \right)^2 C_D \rho_f \frac{(V_f - V_p)^2}{2} \quad (6)$$

위의 식(5)에서 $V_f(V_f - V_p)$ 은 가스 와 입자간의 상대속도이다. 또 식(6)은 입자의 운동량의 시간 변화율에 대한 항력과 관계를 나타낸 미분방정식이며, 다음과 같이 정리 된다.

$$\frac{dV_p}{dx} = C_D \rho_f \frac{3(V_f - V_p)^2}{4D_p \rho_p V_p} \quad (7)$$

위의 식을 풀기 위하여 Runge-Kutta 법을 이용하여 HVOF 용사총 내부의 가스 유동과 입자의 유동속도를 구하였다.

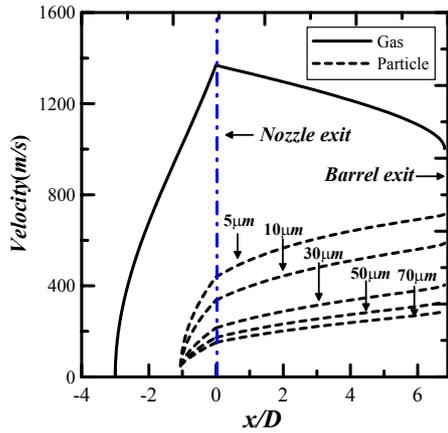
3. 결과 및 토론

Fig. 5는 작동 압력비 p_{01}/p_b 가 7인 경우, 설계 마하수($M_e = 1.5, 2, 2.5$)에 따른 가스 와 입자의 유동 속도 분포를 나타낸다. 세 경우 모두 가스 유동 속도는 축소/확대노즐에서 급격하게 증가하며, 노즐 출구에서 가스 속도는 각각 $V_{egas1.5} = 1369 \text{ m/s}$, $V_{egas2} = 1639.9 \text{ m/s}$, $V_{egas2.5} = 1830.01 \text{ m/s}$ 이다. 입자는 노즐 확대부에서의 급격한 상대 속도의 증가로 인하여 급격히 증가한다. 또 입자의 직경이 5, 10, 30, 50 및 70 μm 경우, 입자의 직경이 작을 수록 속도의 증가 폭이 크며, 입자 직경이 클수록 증가 폭이 작아짐을 알 수 있다. 이는 입자에 작용하는 항력은 입자의 투영 면적, 즉 직경의 제곱에 비례하고, 질량은 직경의 세제곱에 비례하므로, 입자의 운동방정식에서 입자의 직경이 클수록 작용하는 가속도가 작게 되기 때문이다. 그림b)의 경우 노

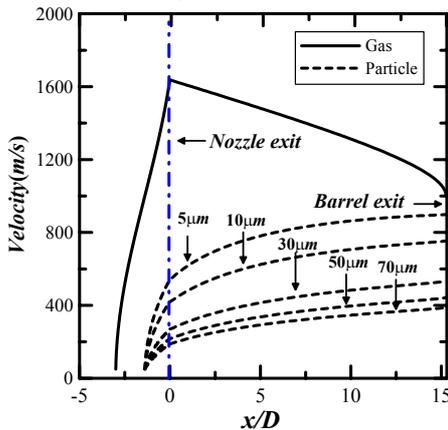
즐 출구에서 입자 각각의 속도는 약 $V_{e5} = 540\text{ m/s}$, $V_{e10} = 420\text{ m/s}$, $V_{e30} = 270\text{ m/s}$, $V_{e50} = 218\text{ m/s}$, $V_{e70} = 187.5\text{ m/s}$ 로 계산된다. 한편 바렐부에서는 가스 유동이 바렐 내부의 마찰에 의해 감속함에 따라 입자의 속도 증가 폭이 작아짐을 알 수 있으며, 설계 마하수가 증가할수록 바렐에서 마하수가 1이 되는 즉 유동이 마찰에 의하여 초크하는 길이가 증

가하며, 입자의 속도는 바렐 출구에서 가스의 속도에 접근함을 알 수 있다. 이는 설계 마하수 증가에 따라 입자가 바렐 내부에서 더 큰 가속도를 가지기 때문이다.

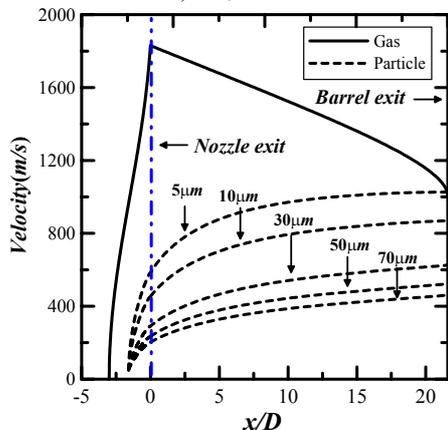
Fig. 6은 마찰계수와 가스 유동에 대한 마하수를 나타내었다. 또 그림에는 Colebrook의 마찰계수의 식으로부터 구한 마찰계수도 함께 나타내었다. 그림에서 가스유동의 마하수는 노즐부에서 급격히 증가하며, 설계 마하수 2.0에 도달한 후, 바렐부에서 마찰의 영향으로 감소하게 된다. 바렐부에서 발생하는 점성의 영향은 바렐의 길이가 $15.3D$ 에서 $M = 1$ 이 되는 마찰초크가 발생한다. 한편 가스의 온도는 노즐부에서 유동의 팽창의 영향으로 인해 급격히 감소하며, 바렐부에서 발생하는 마찰열로 인하여 온도가 증가하는 경향을 보인다. 또 바렐부에서 발생하는 마찰계수는 바렐 내부에서 크게 변하지 않으며, 대략 0.005로 일정하며, 본 연구의 판노 유동에서 f 를 0.005로 가정한 것은 타당한 것으로 판단된다.



a) $M_e = 1.5$



b) $M_e = 2.0$



c) $M_e = 2.5$

Fig. 5 Velocity distributions of gas and particle in HVOF gun

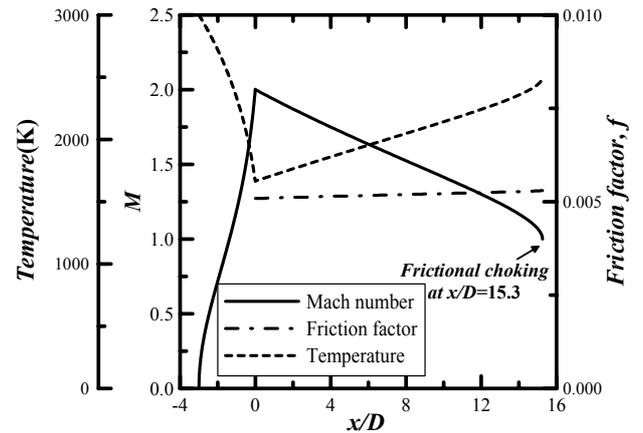


Fig. 6 Mach number, temperature and friction factor distributions in HVOF gun

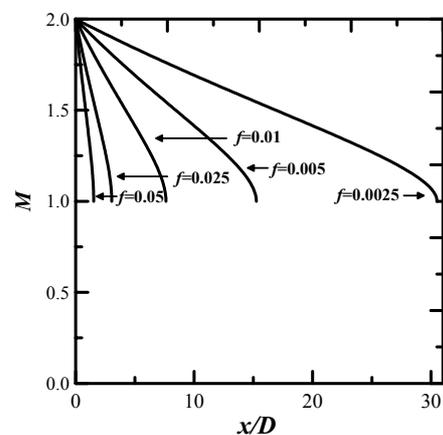


Fig. 7 Length of frictional choking

Fig. 7에서는 설계 마하수가 2.0인 경우 마찰에 의하여 초크가 발생하는 길이를 나타내었다. 그림에서 f 가 증가할수록 마찰에 의하여 발생하는 초크 길이는 짧아지게 되며, 구체적으로 $f = 0.01$ 인 경우 $x/D = 7.62$ 에서 $M = 1$ 이 되지만 $f = 0.0025$ 인 경우 $x/D = 30.5$ 에서 $M = 1$ 이 된다.

Fig. 8에는 설계 마하수가 2일 때 마찰에 의하여 발생하는 $M = 1$ 의 위치까지의 초킹의 온도 변화를 나타내었다. 그림에서 f 가 증가할수록 온도는 급격하게 증가하여 $M = 1$ 이 되는 위치에서 $T = 2500$ K로 된다. 이것은 f 가 증가하면 마찰열의 발생을 증가시켜, 가스의 온도 상승에 영향을 미치기 때문이다.

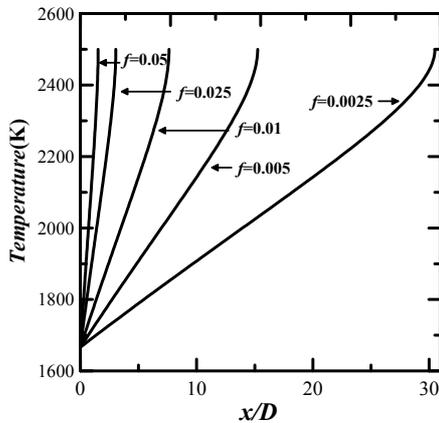


Fig. 8 Temperature distribution in barrel

Fig. 9는 f 에 따른 바렐의 초킹 길이를 나타낸 것이다. 그림에서 f 가 증가할수록 초크가 발생하는 바렐의 길이는 급격히 짧아진다는 것을 알 수 있다.

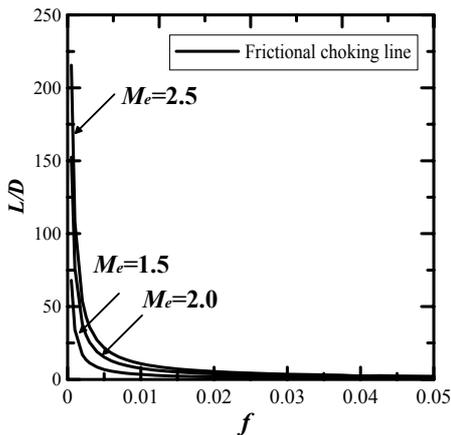


Fig. 9 Frictional choking line with Mach number

4. 결론

본 연구에서는 HVOF 용사총 내의 가스 및 입자 유동의 특성을 이해하기 위하여 노즐부는 등엔트로피 유동으로 가정하고, 바렐부는 단열 점성

압축성 유동으로 가정하여 일차원 이론해석을 수행하였다. 그 결과 입자 유동을 고려하지 않은 경우 용사총 내부에서 발생하는 HVOF 용사총의 연소실 압력과 바렐부의 길이에 따라 유동 패턴을 6가지로 분류할 수 있었다. 또 입경이 다른 용사 입자 유동에 관한 이론해석으로부터 입경이 작을수록 바렐부에서 입자의 가속도가 크게 되며, 바렐 출구부에서 가스와 입자의 속도가 거의 동일해진다는 것을 알았다. 한편 바렐부에서 기체 유동은 벽면 마찰에 의하여 초크하게 되며, 기체의 온도는 유동 마찰에 의해 증가하게 된다. 벽면 마찰 계수가 클수록 바렐부에서 기체 및 입자 유동의 초크 현상이 발생하기 쉬워지므로, 입자의 가속도를 증가시키기 위해서는 바렐부의 길이 및 초크 현상의 예측이 매우 중요하다는 것을 알았다.

후 기

이 논문은 2003년도 두뇌 한국 21사업에 의해 지원되었음

참고문헌

- (1) Hackett, C. M. and Settles, G. S., 1995, "The Influence of Nozzle Design on HVOF Spray Particle Velocity and Temperature," Proceedings of the 8th National Thermal Spray Conference, pp. 135-140.
- (2) Hackett, C. M., Settles, G. S. and Miller, J.D., 1993, "On the Gas Dynamics of HVOF Thermal Sprays", National Thermal Spray Conference, pp. 167-172.
- (3) Koo, B.S. and Kim, H.D., 2001, "Computations on Passive Control of Normal Shock-Wave/Turbulent Boundary-Layer Interactions," Korean Society of Propulsion Engineers, Vol. 5, No. 3, pp. 25-32
- (4) Sobolev, V. V., Guilemany, J. M. and Calero, J. A., 1995, "Prediction of Powder Particle Behavior During High-Velocity Oxy-Fuel Spraying," J. Thermal Spray Technology, Vol. 4, No. 3, pp. 287-296.
- (5) Katanoda, H., Kuroda, S., Fukunuma, H. and Matsuo K., 2002, "Analysis of Supersonic Flow in Barrel of High-Velocity Oxy-Fuel Thermal Spray Gun," Japanese Symposium on Shock Waves, pp. 459-460.
- (6) Tahar, S., Nour-Eddine, F., Ghislain, M. and Christian, C., 2003, "Structure and Wear Behaviors of HVOF Sprayed Cr₃C₂-NiCr and WC-Co Coatings," Materials & Design, Vol. 24, pp. 309-313.
- (7) Bruce, R M., Theodore, H. O., and Donald, F.Y., 2002, "Fundamentals of Fluid Mechanics", Forth Edition, John Wiley & Sons, Inc.