

DOI: 10.7652/xjtuxb201309016

普通大气等离子喷涂过程的数值分析

胡福胜¹, 魏正英¹, 谭超¹, 赵丽娟¹, 刘伯林¹, 韩志海²

(1. 西安交通大学机械制造系统工程国家重点实验室, 710049, 西安;

2. 西安交通大学材料科学与工程学院, 710049, 西安)

摘要: 根据普通大气等离子喷涂的喷枪尺寸和喷枪结构沿轴线对称的特点,建立了包含阴、阳固体电极的扇形计算区,用于分析等离子体的流动特性。运用非局域热平衡方法对电子和重粒子的温度区别对待,并且考虑了等离子气体在喷枪内的电离与复合反应,得出了普通等离子喷涂在纯氩和氩氢混合气氛中的等离子气流温度、速度场分布,以及喷枪喉部尺寸变化对气流的影响。模拟结果表明:在加入氢气之后,喷涂温度、气体电离度和内部气流速度均显著提高;随喉部直径减小等离子气流速度不断提高,最后达到超声速水平,而温度则随着喉部直径的减小而降低,在喉部直径减小到一定程度后温度的变化趋缓。

关键词: 等离子喷涂;数值分析;喷枪结构;温度场;速度场

中图分类号: O359;TG174.44 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2013)09-0092-08

Numerical Analysis on Atmospheric Plasma Spray Process

HU Fusheng¹, WEI Zhengying¹, TAN Chao¹, ZHAO Lijuan¹, LIU Bolin¹, HAN Zhihai²

(1. State Key Laboratory of Manufacturing Systems Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. School of Material Science and Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: A three-dimensional model is set up to analyze the plasma flow characters. Ignoring powder injector, the spray gun gets axisymmetric, so a fan-shaped calculating domain including electrodes is sufficient. The non-local thermal equilibrium is considered to investigate the plasma flow, and the ionization and recombination reactions are taken into account. The contours of temperature and velocity are displayed under argon and argon-hydrogen working conditions. Moreover, the influence of gun throat diameter on plasma flow is discussed. The results show that gas temperature, degree of ionization and internal velocity are significantly improved after adding hydrogen; with the gun throat diameter decreasing, velocity of plasma jet increases continually and finally reaches to a supersonic level, while temperature lowers and changes slowly as the throat diameter decreases to a certain size.

Keywords: plasma spray; numerical analysis; gun structure; temperature contour; velocity contour

大气等离子喷涂(atmospheric plasma spraying, APS)技术主要利用非转移高温等离子弧(焰心温度高达 32 000 K)迅速加热和熔化喷涂粉末材

料来获得高质量的涂层。由于 APS 既可以喷涂高熔点的陶瓷材料,也可以喷涂低熔点的金属材料,且涂层质量稳定,喷涂效率高,因而应用十分广泛^[1]。

收稿日期: 2013-01-08。 作者简介: 胡福胜(1987—),男,硕士生;魏正英(通信作者),女,教授,博士生导师。 基金项目: 国防“973 计划”资助项目(613112-K3)。

网络出版时间: 2013-07-23

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20130723.1156.006.html>

20世纪60年代以来,APS首先在航空航天、原子能和国防等对涂层品种要求多、质量要求高的高端工业领域获得了广泛应用,至今仍是当代热喷涂技术的主流和热门研究领域^[2]。

等离子喷涂常用到的工作气体有氩、氢、氮和氦等气体,其中氩气的应用很广泛,因为它是惰性气体,对电极的损伤较小,与粉末颗粒的相互作用也较弱,且电离较容易。氢气能提高工作气体的热焓值和热导率等,从而使等离子喷枪能产生高温高速的等离子体射流,最终将这些热量有效地传给射流中的粉末颗粒^[3-4]。

在等离子体喷涂数值分析方面,Li等在考虑局域热力学平衡(LTE)的情况下,运用三维模型分析了普通等离子喷涂喷枪内、外部的流场特性,同时还对外送粉的粉末颗粒在等离子射流中的加热及运动轨迹进行了分析,不仅得到了喷枪内部流场的三维分布特点,而且还得到了外部流场的三维分布和粒子的运动轨迹^[5],但是文中并没有考虑阴、阳极固体和气体的电离复合反应。由于全场模拟的复杂性,为了简化计算,人们提出了用焦耳加热模型来代替喷枪内部的电弧加热。Eichert等运用这一模型分析了工作气体为氩气-氢气混合气体的等离子喷涂^[6]。Mariaux和Meillot等在考虑时间变量的前提下,用一个固定长度的热源区来表示喷枪内部电弧的不稳定性,对等离子喷涂进行了三维瞬态计算^[7-8],且Meillot等还运用这一模型对等离子体射流中颗粒的加速加热过程进行了分析^[9]。虽然这一方法减小了计算量,也可以得到一个比较合理的值,但需要对电弧加热区的大小、长度等有较精确的控制,且电弧的运动形式并不能较准确地描述。

在国内,严志军等采用二维轴对称模型对等离子喷涂过程中的电流、电压场进行了模拟,这一模型的主要特点是可描述喷枪内部的电流分布^[10]。袁行球等运用二维对称计算,考虑磁流体力学模型,对等离子射流进行了模拟^[11]。范群波等采用K-Epsilon模型进行三维稳态计算,获得了大气等离子喷涂喷枪外部射流的速度、温度和氩气成分的三维对称分布,然而计算中的边界条件设置存在较多的假设^[12]。韩海玲等利用二维对称模型,在局域热力学平衡等假设条件下,分析了普通等离子喷涂的等离子炬和等离子射流的温度和速度分布,研究了内部等离子弧的伏安特性以及工艺参数对气流特性的影响^[13]。总体来说,国内的研究相对国外的研究起步较晚,偏重于对等离子体的运用与工艺实验方面的

研究,而对等离子性质的研究则要落后于国外。

本文针对普通等离子喷涂所用的喷枪建立了一个扇形计算模型,该模型包含了喷枪的阴、阳电极,以分析其内部的等离子流动特性。运用非局域热力学平衡模型,考虑气体的电离与复合反应,主要是基于数值计算,研究了普通大气等离子喷涂在喷涂过程中氢气的加入对整个气流特性的影响,此外,通过改变喷枪模型的结构尺寸,研究了不同喷枪结构对等离子气流特性的影响。

1 模型与计算方法

APS喷涂过程采用外送粉喷涂方式,喷枪的二维结构图如图1所示,主要包括阴、阳电极和外送粉流道。在建立扇形区的计算模型时,各尺寸均按实际喷枪尺寸设定。

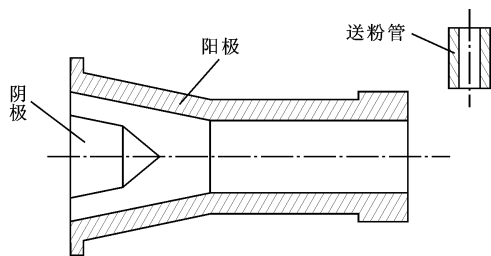


图1 等离子喷涂喷枪的二维结构图

为简化起见,对于等离子喷涂的数值模拟作以下假设:

- (1)工作气体与环境气体均为连续的可压缩纯氩气;
- (2)由于相对值较小,喷涂过程中的切向速度可以忽略;
- (3)气体的密度计算可采用理想气体方程;
- (4)等离子体是光学薄的;
- (5)喷涂过程中等离子体气流已达到稳定状态;
- (6)对于氩气的电离,只考虑其一次电离与复合反应,高次电离将被忽略。

由于等离子喷涂过程中气体的温度从室温变化到10 000 K左右,所以必须考虑等离子气体在这一温度变化范围内密度的变化。可压缩气体在不同温度下的密度值采用理想气体方程计算^[14]。

本文的数值分析采用先进的计算流体动力学模拟软件——ESI CFD。

1.1 控制方程

基于上述假设,本文研究采用如下控制方程。

连续性方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}) = 0 \quad (1)$$

式中: ρ 是气体的密度; $\mathbf{V}$ 是速度矢量。

动量方程

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{V})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V} \mathbf{V}) = -\nabla P + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \cdot \mathbf{g} \quad (2)$$

式中: P 是气体的压强; $\boldsymbol{\tau}$ 是切应力张量。式中右端的最后一项是重力项, 对于气体该项可以忽略。

对于等离子气体中的中性粒子和离子等质量相对较大的成分, 其温度和焓值由能量守恒方程计算

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V} H) = \nabla \cdot (k \nabla T) + \frac{DP}{Dt} - S_R \quad (3)$$

式中: k 为等离子体的热导率; T 为温度; S_R 为源项(如焦耳热、辐射等); 焓值 H 的定义为

$$H = h + \frac{1}{2} V^2 \quad (4)$$

其中 h 为内能。

气体的密度采用理想气体方程计算

$$P = \rho R T \quad (5)$$

式中: R 为气体常数。

气体内部的湍流由 $k\epsilon$ 模型计算。

对于阴、阳固体电极的电流传导及可导电的等离子体气流, 电流可由电流连续性方程计算

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (6)$$

式中: ρ_c 为电荷密度; $\mathbf{J}$ 为电流密度矢量。

电场 $\mathbf{E}$ 的控制方程为

$$\mathbf{E} = -\nabla \varphi \quad (7)$$

式中: φ 为电势。

磁场 $\mathbf{B}$ 与电场的关联可由 Maxwell 方程计算

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (8)$$

在电弧加热区, 应用欧姆定律对产生的热量进行计算

$$P_{\text{Joule}} = \mathbf{J} \cdot \mathbf{E} \quad (9)$$

1.2 计算域及电离反应

对于普通大气等离子喷涂, 当去除送粉流道后, 等离子喷枪是三维轴对称的, 所以取整个喷枪的一部分来建立一个相应尺寸的扇形计算域是合理的。采用扇形模型代替全三维模型进行计算可以满足三维计算的要求, 得到二维计算不能得到的流场三维特征分布^[15], 因而显著减少了计算量。在建立的扇形模型($\pi/12$ 弧度)中包含了阴、阳固体电极和外部

的环境计算区, 如图 2 所示。

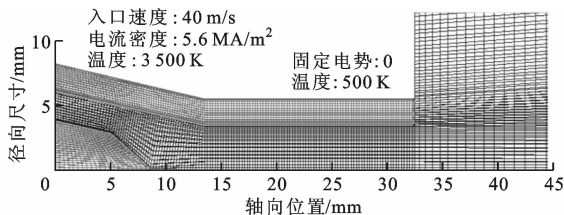


图 2 扇形计算区的模型建立与网格划分

在等离子喷涂过程中, 当电子密度达到一定程度时, 电子与重粒子间的碰撞频率足以使气体达到热平衡状态^[16]。这一平衡状态只存在于大气压下的高温电弧区中, 而在气体与固体电极接触处和气流的边缘, 由于气流温度较低, 电子与重粒子的碰撞频率较低, 电子的温度高于重粒子的温度, 在这种情况下可用双温模型进行计算分析^[17]。本文采用动力学模型对等离子体内部的组分进行分析, 如果所有的反应系数等都已知, 那么运用这一模型进行计算将得到实际的气体粒子组分, 然而在等离子体喷涂过程中, 涉及的电离与复合反应及粒子组分比较复杂, 所以只能考虑一些主要的反应及离子组分。采用 Arrhenius 定律来计算反应物与产物间的反应速率

$$k_f = AT^n \left(\frac{P}{P_{\text{atm}}} \right)^m e^{-E_a/(RT)} \quad (10)$$

式中: A 为常数; n 和 m 分别为温度和压强指数; E_a 为激活能。

无论是电离还是复合, 如果反应中有电子的参与, 则对这一反应可用碰撞截面定律进行描述。所以, 对于由电子引发的反应, 其速率可由下式计算

$$k = \int u^{1/2} \sigma(u) f du \quad (11)$$

式中: f 是电子能量分布函数; σ 是碰撞截面积, 其值随电子能量 u 的变化而变化。

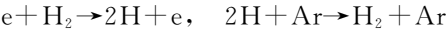
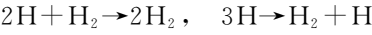
本文中所有的化学反应以及反应数据库都是通过用户自定义入口建立起来的。其中, 对于只有氩参与的反应, 所考虑的相关反应及粒子如下^[16]:



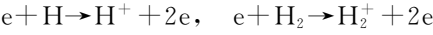
当粒子获得激活和电离所需的能量时就会发生激活反应和电离反应, 氩的激活能为 11.5 eV, 电离能为 15.8 eV。复合反应主要是电子和离子碰撞后经过原子自由电离态、最后变成稳定态原子的复合过程, 复合过程是伴随电离过程的。

在加入氢气之后,将考虑以下更多的反应:

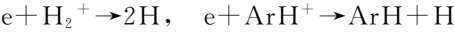
分解反应



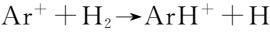
电离反应



复合反应



电荷转移



氢气的激活能为 10.2 eV,电离能为 13.6 eV,在气体能量达到 4.5 eV 时开始分解。由于高次电离的粒子(如 Ar^{2+})所占的比例较小,在计算中可忽略。

2 计算条件设置

本次计算中所涉及的主要计算条件见表 1。

密度计算采用理想状态方程。黏度计算采用 Sutherland 定律,这是一个经验性的公式

$$\mu = \frac{AT^{3/2}}{B + T} \tag{12}$$

式中: A 和 B 是常数,取 $A=1.460\,5 \times 10^{-6}, B=120$ 。

比热容的计算采用 Jannaf 的经验公式

$$\frac{C_p}{R} = a_1 + a_2 T + a_3 T^2 + a_4 T^3 + a_5 T^4 \tag{13}$$

式中: $a_1 \sim a_5$ 是常系数,从实验数据的拟合曲线得到。

电流密度的计算公式如下

$$J = \frac{I}{\pi R^2} = \frac{420\text{ A}}{3.14 \times 0.004^2\text{ m}^2} = 8.36 \times 10^6\text{ A/m}^2$$

式中: R 是阴极的半径。

针对扇形计算区,表 1 中主气入口的电流密度为 0,表明入口平面的电势梯度为 0。主气入口速度根据主气流量计算获得,并且考虑了前端分配环进气结构;入口压强考虑了气流管道中的压强损失。

表 1 普通大气等离子喷涂所用到的计算条件

喷嘴直径/mm	喷枪长度/mm	外部计算环境半径/mm
7	32.5	35.5
外部计算环境长度/mm	大气压/MPa	主气入口速度/m·s ⁻¹
160	0.1	35
主气入口压强/MPa	主气入口电子温度	
0.8	$\partial T_e / \partial n = 0$	
主气入口电流密度	阴极侧面电流密度/MA·m ⁻²	
$J_n = 0$	8.36	
阴极热导率/W·(m·K) ⁻¹	阳极热导率/W·(m·K) ⁻¹	
190	398	

3 计算结果分析

针对普通大气等离子喷涂,在以上设置的计算条件下,采用相同的几何模型,分别对工作气体为纯氩气和氩氢混合气体 2 种工况进行了计算,得到的温度、速度计算结果如图 3 和图 4 所示。

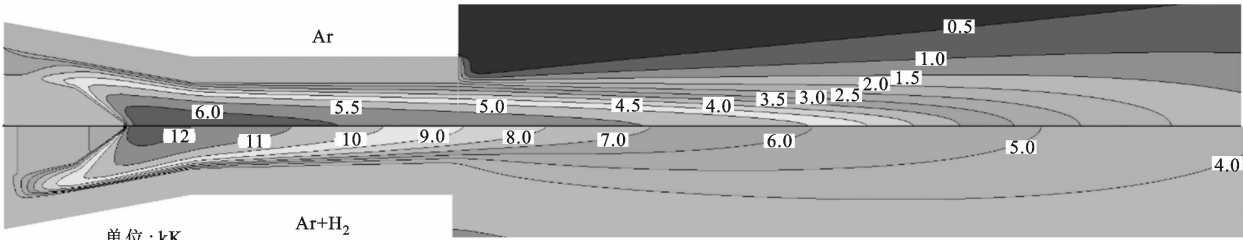


图 3 纯氩气和氩氢混合气体工况下的温度计算结果对比图

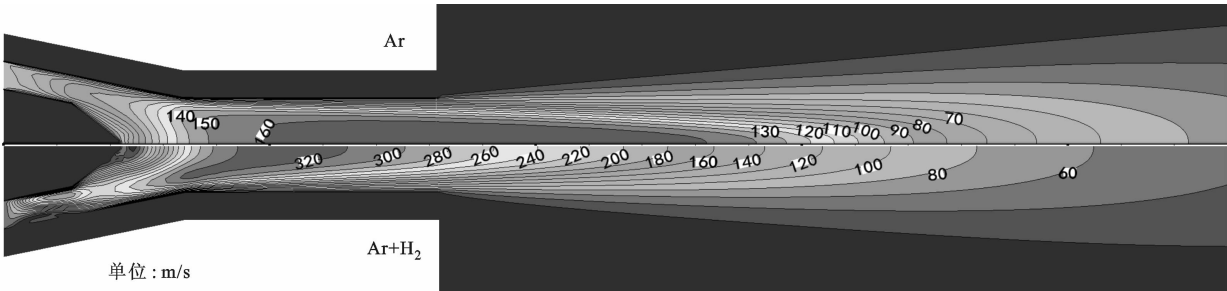


图 4 纯氩气和氩氢混合气体工况下的速度计算结果对比图

从图 3 中可以看出,加入氢气之后气流的温度相对纯氩气的气流温度提高了大约 1 倍。这是由于氢气的加入使得等离子气流的热焓值升高,气体的电导率、热导率均有所提高,内部热量的交换量更大。从图 3 可以看出,高温区集中在喷枪阴极尖点附近,且主要在喷枪的内部,当气流出了喷枪后温度快速下降,温度梯度增大。

从图 4 可以看出,气流出了喷枪后速度很快降低。另外,在加入氢气之后,内部的热交换增强,气流的运动更加不稳定,在阴极尖点附近产生了旋流。

2 种工况下气流沿轴线的温度和速度分布如图 5 所示。从沿轴线的温度分布图可以看出,对于 2 种不同的工作气体工况,气体温度的最高点都出现在阴极尖点附近,且混合气体的气流最高温度提高

了约 1 倍(从约 6 000 K 到约 12 000 K),在喷枪内部,氩气的温度梯度比氩氢混合气体的温度梯度小,而在喷枪外面,则是纯氩气的温度梯度大。

从沿轴线的速度曲线可以看出,由于加入氢气之后喷枪内部温度提高,使得气流的膨胀效果增强,导致喷枪内部的气流速度提高,但出了喷枪之后气流速度很快就降到与纯氩气气流的相同水平。

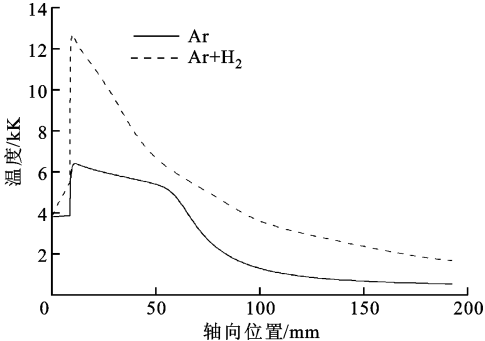
计算得到的等离子气流的电子数密度分布如图 6 所示。

从图 6 中可以看出:喷枪内部的电子数密度都达到了 10^{21} 以上的数量级;加入氢气之后,喷枪内部的电子数密度更是提高了一个数量级。电子数密度反映了等离子气体的电离程度。可以看出,电离主要发生在喷枪内部,但由于气流的作用,电离的气体还是发展到了喷枪的外部。由于在实际喷涂过程中送粉口距气流出口只有 9 mm,所以送入气流中的粉末颗粒很有可能带电,但在喷枪外部已不存在电磁场,所以对颗粒的运动不会产生影响。

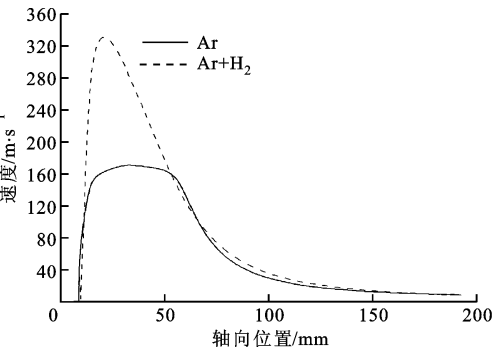
4 喷枪结构的影响

在阴、阳电极间较小的环形空间内,电弧的大小、形状受到一定的限制,当电流增大时,在相同的电流密度下,电弧的面积必然要增大,然而由于受到阳极的约束,电弧不能进一步增大,即喷枪对电弧产生了压缩效应,这样就使电弧的能量密度得到了提高,根据式(9),这时电弧对气流的加热效果得以加强。

利用前述计算模型,以氩气-氢气为工作气体,边界条件同表 1,对不同的喷枪结构(即喷枪内部不同的喉部直径)对气流的影响进行分析。另外,模型中阴极的直径和尖端尺寸将直接影响与阳极的配合,这也会对气流的流速和温度有所影响,具体的影响规律将在后续的工作中进行研究。模型的阴极部分是根据实物尺寸测量建立的,图 7 显示了喷枪内部的结构尺寸。



(a)温度沿轴线的分布曲线



(b)速度沿轴线的分布曲线

图 5 2 种工况下气流温度、速度沿轴线的分布曲线

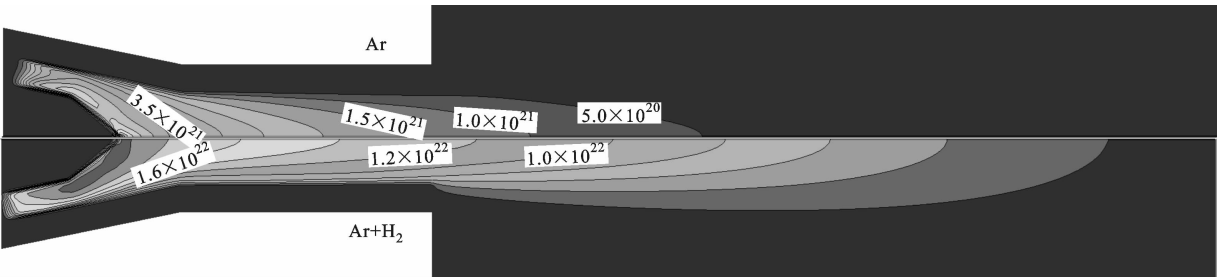


图 6 喷枪内部的电子数密度分布

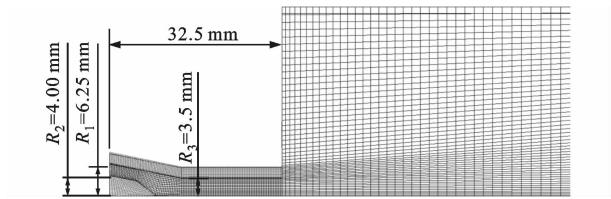


图 7 计算喷枪内结构尺寸影响的模型

对于普通的气流流动,其一维定常等熵管流速变化与管横截面积变化的关系式为

$$(Ma^2 - 1) \frac{dv}{v} = \frac{dA}{A} \tag{14}$$

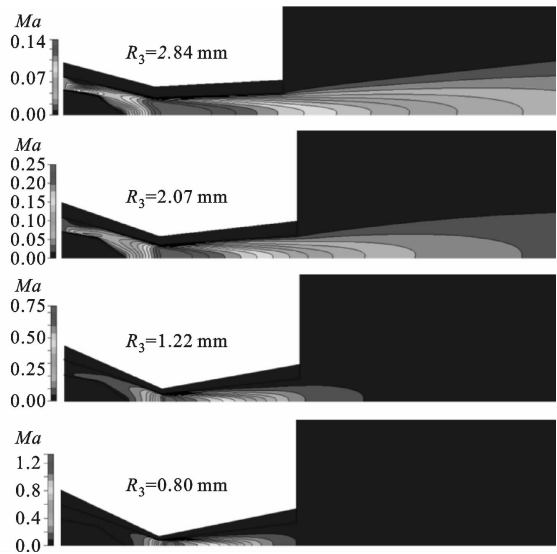
(1)若马赫数 $Ma < 1$,即流动为亚声速时,流速与管横截面积成反比关系,即流速随管横截面积的增大而减小。

(2)若 $Ma > 1$,即流动为超声速时,流速与管横截面积成正比关系,即流速随管横截面积的增大而增加。

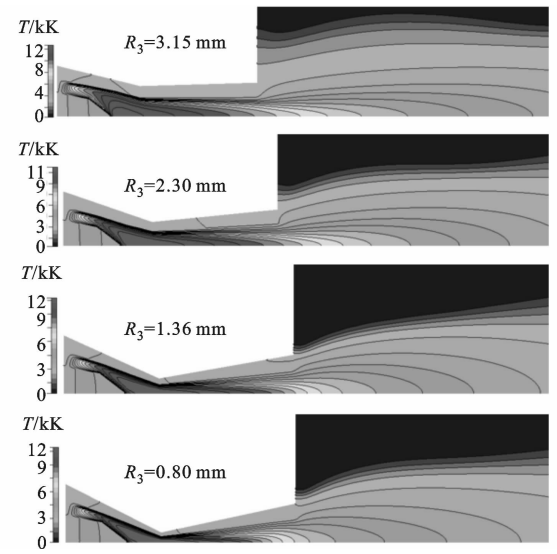
喷枪内部的喉部尺寸从原来的 $R_3 = 3.5 \text{ mm}$ 开始按级数分布,每级为上一级的 0.9 倍逐级减小,在这一过程中不同的流速、马赫数和温度的变化如图 8 所示。

从图 8 中可以看出,当喉部半径变小时,气流的高温区仍然出现在阴极附近。为了更进一步地了解喷枪结构对气流性质的影响,取沿轴线的值进行对比分析,结果如图 9 所示。

从图 9 可以看出,气流的马赫数与速度均随着喉部半径的减小而不断增大。当半径达到 0.801 mm 时(半径减小 12 次后),马赫数超过了 1。从喷枪内

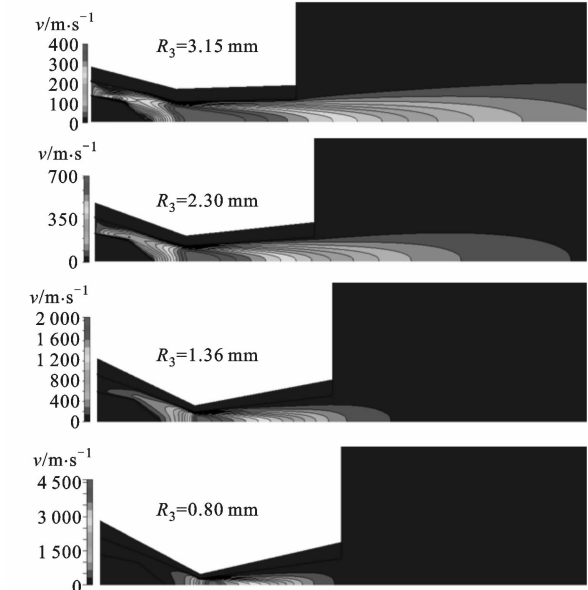


(b)气流马赫数



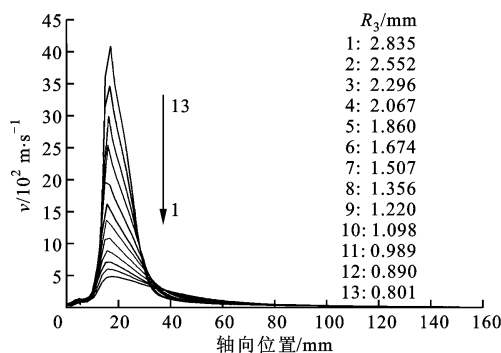
(c)气流温度

图 8 不同喉部半径对应的等离子气流性质

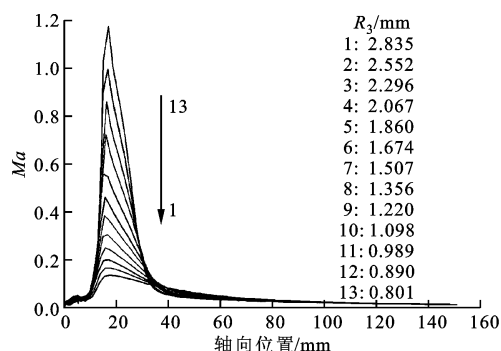


(a)气流速度

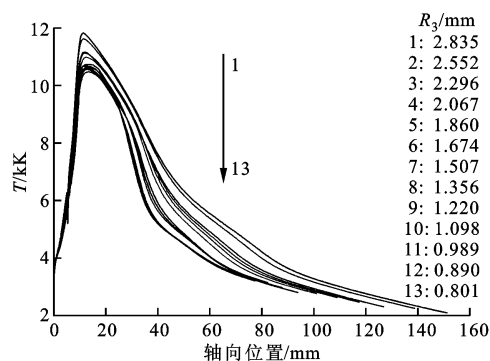
部的气流速度分布可以看出,在气流的马赫数达到 1 时,其速度达到了 3 300 m/s,由于温度高(计算温度为 12 000 K),当地声速也提高了。温度的变化则刚好相反,随着喉部半径减小气流温度降低,这是因为气流速度增高使电弧冷却得更快,所以气流温度降低。另外,从相邻两曲线在高温区的间隔可以看出,马赫数和速度的曲线间隔基本一致,而温度曲线在喉部半径小到一定数值后间隔变小,这是因为喷枪直径减小使得内部电弧的尺寸变小,从而使得电弧内的电流密度增加,这样气流受到的加热效果得到加强,所以虽然气流速度的增大使得气流冷却加快,但电弧的加热效果却随喉部半径减小而得到了加强。



(a) 气流速度



(b) 气流马赫数



(c) 气流温度

图9 不同喉部半径对应的轴线处的气流性质

5 结论

本文针对广泛应用的普通大气等离子喷涂,根据实际喷枪尺寸和喷枪结构沿轴线对称的特点建立了扇形计算模型,模型中包含了阴、阳固体电极计算域。计算中运用非局域热平衡的方法对电子和重粒子的温度区别对待,此外还考虑了等离子气体在喷枪内的电离与复合反应,得出了不同工况下的等离子气流场分布和喷枪喉部尺寸变化对气流特性的影响规律。

从计算结果可以看出,普通大气等离子喷涂在加入辅气——氢气之后,温度有了很大的提高,与此

同时,内部气流的速度也得到了提高,这主要是气体受热膨胀后加速的效果。除了对气体温度和速度的影响外,氢气加入后等离子气体的电子数密度也得到了提高,表明气体的电离度也提高了。

喷枪喉部半径的减小使得内部等离子气流速度不断提高,并最后达到超声速水平;喉部半径对马赫数的影响与对速度的影响一致,而温度则随着喉部半径的减小而减小。喉部半径对气体温度的影响随半径的减小而逐渐减小,在喉部半径小到一定程度后温度的变化不很明显,这主要是因为喉部半径的减小使得电弧内的电流密度增加,从而使电弧的加热效果得到了加强。

参考文献:

- [1] PFENDER E. Thermal plasma technology: where do we stand and where are we going [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 1999, 19(1): 1-31.
- [2] 尹志坚, 王树保, 傅卫. 热喷涂技术的演化与展望 [J]. 无机材料学报, 2011, 26(3): 225-232.
YIN Zhijian, WANG Shubao, FU Wei. Evolution and prospect of thermal spraying technique [J]. Journal of Inorganic Materials, 2011, 26(3): 225-232.
- [3] SUZUKI M, SATO Y, AKATSUKA H. Numerical analysis of the behavior of hydrogen added into a free-burning arc [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 1996, 16(3): 399-415.
- [4] YE R, MURPHY A B, ISHIGAKI T. Numerical modeling of an Ar-H₂ radio-frequency plasma reactor under thermal and chemical nonequilibrium conditions [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2007, 27(1): 189-204.
- [5] LI Heping, PFENDER E. Three dimensional modeling of the plasma spray process [J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2007, 16(2): 245-260.
- [6] EICHERT P, IMBERT M, CODDET C. Numerical study of an ArH₂ gas mixture flowing inside and outside a dc plasma torch [J]. Journal of Thermal Spray Technology, 1998, 7(4): 505-512.
- [7] MARIAUX G, VARDELLE A. 3-D time-dependent modelling of the plasma spray process: part 1 Flow modelling [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2005, 44(4): 357-366.
- [8] MEILLOT E, GUENADOUD, BOURGEOIS C. Three-dimension and transient D. C. plasma flow modeling [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2008, 28(1): 69-84.
- [9] MEILLOT E, VINCENT S, CARUYER C, et al.

From DC time-dependent thermal plasma generation to suspension plasma-spraying interactions [J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2009, 18(5): 875-886.

[10] 严志军, 高阳, 安连彤. 非转移弧等离子喷枪流体特性 [J]. 大连海事大学学报, 2003, 29(2): 64-68.
YAN Zhijun, GAO Yang, AN Liantong. Research on fluid properties of non-transfer arc plasma spray [J]. Journal of Dalian Maritime University, 2003, 29(2): 64-68.

[11] 袁行球, 李辉, 赵太泽. 超音速等离子体炬的数值模拟 [J]. 物理学报, 2004, 53(3): 789-792.
YUAN Xingqiu, LI Hui, ZHAO Taize. Numerical study of supersonic plasma torch [J]. Acta Physica Sinica, 2004, 53(3): 789-792.

[12] FAN Qunbo, WANG Lu, WANG Fuchi. 3D simulation of the plasma jet in thermal plasma spraying [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 166: 224-229.

[13] 韩海玲, 李德元, 董晓强. 非转移弧等离子体炬及其射流的数值模拟 [J]. 焊接技术, 2010, 39(6): 21-24.
HAN Hailing, LI Deyuan, DONG Xiaoqiang. Numerical simulation of a non-transferred arc plasma torch and jet [J]. Welding Technology, 2010, 39(6): 21-24.

[14] CHEN Xi, CHYOU Y P, LEE Y C, et al. Heat-transfer to a particle under plasma conditions with vapor contamination from the particle [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 1985, 5(2): 119-141.

[15] BHUYAN P J, GOSWAMI K S. Two-dimensional

and three-dimensional simulation of DC plasma torches [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2007, 35(6): 1781-1786.

[16] RAT V, ANDRÉ P, AUBRETON J, et al. Two-temperature transport coefficients in argon-hydrogen plasmas; I Elastic processes and collision integrals [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2002, 22(4): 453-474.

[17] ANDRÉ P, AUBRETON J, ELCHINGER M F, et al. A new modified pseudoequilibrium calculation to determine the composition of hydrogen and nitrogen plasmas at atmospheric pressure [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2001, 21(1): 83-105.

[本刊相关文献链接]

唐文勇, 陈清华, 陈子云, 等. 送粉气流对冷喷涂流场及粒子速度影响的数值模拟. 2012, 46(7): 82-86. [doi:10.7652/xjtuxb201207015]

赵伟涛, 吴九汇, 白宇, 等. 超声速等离子喷涂氧化锆粒子时的加热熔化特性分析. 2012, 46(1): 97-102. [doi:10.7652/xjtuxb201201018]

李杨, 齐乐华, 罗俊, 等. 金属熔滴气动按需喷射特性试验研究. 2011, 45(5): 69-73. [doi:10.7652/xjtuxb201105013]

杨毅, 齐乐华, 曾祥辉, 等. 熔滴喷射沉积制造中重熔过程的研究. 2010, 44(8): 117-121. [doi:10.7652/xjtuxb201008023]

高敏, 李长久, 李成新, 等. 喷涂条件与热处理对 La_{0.5}Sr_{0.5}CoO_{3-δ} 涂层含氧量的影响. 2010, 44(3): 115-119. [doi:10.7652/xjtuxb201003024]

(编辑 葛赵青)

(上接第 76 页)

[5] CHOO J H, FORREST A K, SPIKES H A. Influence of organic friction modifier on liquid slip: a new mechanism of organic friction modifier action [J]. Tribology Letters, 2007, 27(2): 239-244.

[6] CHOO J H, GLOVNEA R P, FORREST A K, et al. A low friction bearing based on liquid slip at the wall [J]. Journal of Tribology, 2007, 129(3): 611-620.

[7] FORTIER A E, SALANT R F. Numerical analysis of a journal bearing with a heterogeneous slip/no-slip surface [J]. Journal of Tribology, 2005, 127(4): 820-825.

[8] WU Chengwei. Performance of hydrodynamic lubrication journal bearing with a slippage surface [J]. Industrial Lubrication and Tribology, 2008, 60(6): 293-298.

[9] CHOO J H, SPIKES H A, RATOI M, et al. Friction reduction in low-load hydrodynamic lubrication with a hydrophobic surface [J]. Tribology International, 2007, 40(2): 154-159.

[10] 苏荭, 王小静, 张直明. 滑动轴承两种油膜边界条件的比较 [J]. 润滑与密封, 2002, 5(2): 2-4.
SUN Hong, WANG Xiaojing, ZHANG Zhiming. A comparison between two boundary conditions of journal bearings [J]. Lubrication Engineering, 2002, 5(2): 3-5.

[11] PIT R, HERVET H, LEGER L. Friction and slip of a simple liquid at a solid surface [J]. Tribology Letters, 1999, 7(1): 147-152

(编辑 管咏梅)