

# 超音速等离子射流中飞行粒子的 熔化行为研究

张蕾<sup>1</sup> 陈洪胜<sup>2</sup> 刘建和<sup>1</sup> 杨佳斌<sup>1</sup> 刘云龙<sup>1</sup> 武晋德<sup>1</sup>

1(太原科技大学 材料科学与工程学院 太原 030024)

2(太原理工大学 机械与运载工程学院 太原 030024)

**摘要** 耐高温陶瓷材料氧化钇部分稳定的二氧化锆(Yttria Partially Stabilized Zirconia, YSZ)以其优异的隔热、抗高温氧化等特性,近年来在核电军工、航空航天等领域得到关注。本研究基于计算流体动力学(Computational Fluid Dynamic, CFD)方法,建立了关于超音速喷涂(Supersonic Atmospheric Plasma Spraying, SAPS)等离子流场三维模型,分析了不同喷涂参数在拉伐尔喷嘴中产生的射流特性和飞行粒子的熔化和受力状态。当喷涂参数从71 kW降低到36 kW,喷涂功率降低了49.2%,等离子体射流的最高速度降低了8.5%,最高温度降低了22.2%;使用在线监测设备Spray Watch 2i(Osier, Finland)对飞行粒子的速度和温度进行在线实测,与模拟结果的对比表明:两者的相对误差在15%以内,模拟与试验结果得到了有效地相验证,这为核反应中的耐事故燃料包壳所需的高性能隔热涂层结构的精确控制提供理论指导。

**关键词** 核材料隔热涂层, 超音速等离子体射流, 飞行粒子, 计算流体动力学, 传质传热

**中图分类号** TL77

**DOI:** 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.090503

## Melting behavior of in-flight particles in supersonic plasma jets

ZHANG Lei<sup>1</sup> CHEN Hongsheng<sup>2</sup> LIU Jianhe<sup>1</sup> YANG Jiabin<sup>1</sup> LIU Yunlong<sup>1</sup> WU Jinde<sup>1</sup>

1(College of Material Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

2(College of Mechanical and Vehicle Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China)

**Abstract** [Background] Nuclear high-temperature resistant ceramic materials have been widely used in nuclear energy, military, and aerospace fields in recent years owing to their excellent thermal insulation and high-temperature oxidation resistance. [Purpose] This study aims to investigate the mass and heat transfer process between plasma fluid and flying particles in supersonic plasma spraying during the preparation of yttrium-stabilized zirconia thermal barrier coatings, so as to reveal the process parameters of flying particles. [Methods] Firstly, the computational fluid dynamics (CFD) approach was employed to simulate the interaction between flying particles in the plasma spraying process. Then, a three-dimensional mathematical model of the plasma spraying flow field was established, and the jet characteristics of different spraying parameters in the de Laval nozzle and the melting and stress state of flying particles were analyzed by using this model. Furthermore, the online monitoring device Spray Watch 2i (Osier, Finland) was used to compare the online measurement of the velocity and temperature of flying particles obtained

太原科技大学博士科研启动基金项目(No.20212066)、优秀来晋博士科研资助(No.20222070)资助

第一作者: 张蕾, 女, 1986年出生, 2020年于西安交通大学获博士学位, 教学科研岗, 讲师, 研究领域为材料科学与工程

通信作者: 刘建和, E-mail: 18334946375@163.com

收稿日期: 2023-04-24, 修回日期: 2023-06-19

Supported by the Doctoral Research Initiation Fund of Taiyuan University of Science and Technology (No.20212066), Outstanding Doctor Return Jin Research Fund (No.20222070)

First author: ZHANG Lei, female, born in 1986, graduated from Xi'an Jiaotong University with a doctoral degree in 2020, teaching and research post, lecturer, focusing on materials science and engineering

Corresponding author: LIU Jianhe, E-mail: 18334946375@163.com

Received date: 2023-04-24, revised date: 2023-06-19

with the simulation results. **[Results]** The comparison results show that relative errors are within 15%, verifying the simulation results effectively by experimental results. When the spraying power is reduced from 71 kW to 36 kW (i.e., reduced by 49.2%), the maximum velocity of the plasma jet is reduced by 8.5%, and the maximum temperature is reduced by 22.2%. **[Conclusions]** A correlation between plasma spraying parameters, jet characteristics, and melting of flying particles is revealed in this study, providing theoretical guidance for the precise control of high-performance thermal insulation coating structures required for accident resistant fuel cladding in nuclear reactions.

**Key words** Nuclear thermal barrier coatings, Gradient supersonic jet, Fluid dynamics, In-flight particles, Mass and heat transfer

氧化钇部分稳定的二氧化锆 (Yttria Partially Stabilized Zirconia, YSZ) 由于具有断裂韧性高、热导率低、与金属基体热膨胀系数匹配性好等特点,而被广泛用作核电军工、航空航天等领域的热障涂层 (Thermal Barrier Coating, TBCs) 材料<sup>[1-4]</sup>。作为表面处理普遍使用的工艺方法之一,热喷涂工艺方法主要包括等离子喷涂、火焰喷涂、高速氧气燃料喷涂等,热喷涂中的等离子射流中心温度能够达到 20 000 K 以上,因此,喷涂材料的选择不受限制<sup>[5-6]</sup>。对于高速制备的陶瓷涂层而言,等离子喷涂有较高的沉积效率,目前广泛用于制备核电军工及航空航天领域的热障涂层 (Thermal Barrier Coatings, TBCs)<sup>[7-8]</sup>。等离子射流具有温度高、覆盖区域窄且薄的特点,因此很难直接使用设备仪器来测量射流及其内部飞行粒子的物理量(速度、温度等),目前,普遍使用探针来进行直接测量。然而,在实际服役工况下,仪器设备测量尚且停留在实验研究阶段,其主要原因是仪器很难到达等离子火焰内部。因此,模拟成为现今研究等离子射流整体及内部多物理场的主流方法之一。

对于等离子体射流内部的电弧形成过程,不仅涉及流体流动和传质传热过程,还应考虑电场和磁场。目前,通过耦合电场、磁场,常用的一些模拟等离子体多物理场耦合行为的商业软件包括:多物理场仿真软件 COMSOL<sup>[9-11]</sup>、计算流体动力学 (Computational Fluid Dynamic, CFD) 软件(通过用户自定义物理参数)<sup>[12-14]</sup>;使用 ANSYS Fluent 软件来考虑电磁场耦合流体和传热<sup>[15-18]</sup>。通过以上方法,可以建立、计算等离子喷涂内部的流体模型。

近年来,对等离子体流动与传热的数值模拟计算已从一维稳态的单温模型逐渐发展到三维非稳态的双温模型。袁行球等<sup>[19]</sup>采用二维模型获得了普通等离子喷涂的射流特性。分析等离子体射流特性常用的三维模型主要有混合假设模型<sup>[20]</sup>、双流体模型<sup>[21]</sup>、多时间尺度湍流模型<sup>[22]</sup>等,其中,双流体模型不仅考虑到了低雷诺数因素,而且提供了等离子体射流的半定量信息。大涡流模拟方法能够得到更多

的基础射流信息,它是目前热等离子射流的常用模拟方法<sup>[23]</sup>。目前,通过等离子射流三维模型来实现模拟不同粒径的飞行粒子能够在更接近现实条件下进行。

入射原料粒子的熔化状态是控制涂层质量的关键因素,但是在实际应用中很难对喷嘴内部原料粒子加热、加速情况以及飞行轨迹进行实时监测。而且,等离子体射流与粒子的传热传质决定了粒子的加热状态,粒子受力则决定了粒子的加速状态。Dalir 等<sup>[24]</sup>建立三维模型来模拟飞行粒子在悬浮液喷涂过程中的液滴雾化状态,结果表明,随着液滴直径的降低,大量粒子随之蒸发;由于粒子在溶剂中的部分蒸发,在线低速飞行粒子能够飞越高温等离子射流。Tian 等<sup>[25]</sup>使用二维模型研究大气等离子喷涂 (Atmospheric Plasma Spraying, APS), 论述了具有 Mo 基外壳的 NiCr 粒子的飞行性质,模拟计算了 Mo 基外壳的 NiCr 粒子表面和内部的温度,并且阐明了在线飞行粒子表面和外壳的温度对涂层结构的影响作用。

目前,在等离子喷涂过程中通过调控喷涂参数获得的纳米结构粒子的在线飞行性质,很难对射流内部进行直接观察和定量表征。纳米结构涂层内部形成未熔颗粒的根本原因是飞行粒子内部存在一定含量的低温未熔区域,其保留了原始粉末的形貌和结构。但是,对等离子喷涂参数调控在线飞行粒子熔化程度和受力状态的影响作用的研究至今仍不深入。因此,本文通过 CFD 方法建立了一个涉及梯度超音速等离子体的流场模型,选用纳米 YSZ 粉末作为喷涂原始粉末,系统地研究了在拉伐尔喷嘴结构中不同参数下的等离子体射流特性,确定相应粒子内部的熔化和受力状态,以期阐明喷涂参数—等离子体射流特性—粒子飞行性质之间的内在关系。

## 1 实验设计与建立

### 1.1 模型建立及方法

首先,等离子体流场模型中涉及诸如流场、热场和电磁场的方程,主要包括流体控制方程、Maxwell

电磁场方程、粒子输运方程等,本文选用非局域热平衡的双温等离子体,并考虑了等离子体电离复合和化学反应等。其次,进一步研究了飞行粒子与等离子体间的相互作用。其中,对于飞行粒子而言,主要受到气流拖拽力、压力梯度力和热泳力等作用。最后,分析了单个飞行粒子撞击基体前其内部的熔化特性。针对上述三个部分的分析研究,将等离子体射流的影响与飞行粒子的熔化和受力状态紧密结合,为涂层结构设计提供了理论指导。

在等离子喷涂过程中,等离子体的产生主要受电磁场的影响。喷嘴处的电磁场主要由阴、阳极固体的导电及电离后气体的导电电离和运动产生。所涉及基本控制方程主要包括电流的连续性方程<sup>[26]</sup>:

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

等离子体磁场中的控制方程如下<sup>[26]</sup>:

$$\frac{1}{\mu} \nabla^2 \vec{A} = \varepsilon \frac{\partial^2 \vec{A}}{\partial t^2} + \varepsilon \frac{\partial \phi}{\partial t} + \sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \phi - \sigma \vec{u} \times \vec{B} - \vec{J}_s \quad (2)$$

式中: $\rho$ 为电荷密度, $\text{C} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $\vec{J}$ 为电流密度矢量, $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$ ;  $\nabla$ 为对矢量做偏导; $\vec{A}$ 为等离子体向量磁位; $\mu$ 为等离子体介质的导磁系数, $\mu = \mu_r \mu_0$ ;  $\varepsilon$ 为等离子体介质的介电系数, $\varepsilon = \varepsilon_r \varepsilon_0$ ;  $\phi$ 为电势, $\text{V}$ ;  $\vec{J}_s$ 为其他源项。

因此,电场与磁场的相互耦合关系可进一步通过 Maxwell 方程求解得出。通过理论计算得到了等离子体热力学属性和输运系数。然而,在实际大气等离子喷涂过程中会涉及不同组分气体的混合,因此,为了减少计算所带来的误差,模型需要考虑  $\text{Ar}$ 、 $\text{Ar}^+$ 、 $\text{H}$ 、 $\text{H}_2$ 、 $\text{H}^+$ 等多组分的电离与复合反应对等离子体热力学属性与输运系数的影响。

当电子能量分布符合 Maxwell 能量分布时,可以从 Boltzmann 方程中得到电子和重粒子(分子、原子和粒子)的输运方程<sup>[27]</sup>:

$$\begin{cases} D_e = \frac{1}{n_e} \int_0^\infty D_r(\varepsilon) \varepsilon^{1/2} f_0(\varepsilon) d\varepsilon = \frac{1}{n_e} \int_0^\infty \frac{2e\varepsilon^{3/2}}{3m_e v_m(\varepsilon)} f_0(\varepsilon) d\varepsilon \\ \mu_e = \frac{1}{n_e} \int_0^\infty D_r(\varepsilon) \varepsilon^{1/2} \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon} d\varepsilon = \frac{1}{n_e} \int_0^\infty \frac{2e\varepsilon^{3/2}}{3m_e v_m(\varepsilon)} \frac{\partial f_0}{\partial \varepsilon} d\varepsilon \end{cases} \quad (3)$$

式中: $f_0(\varepsilon)$ 为电子能量分布函数的0阶项。其中,电子密度因子:

$$\bar{n}_e = \int_0^\infty \varepsilon^{1/2} f_0(\varepsilon) d\varepsilon \quad (4)$$

当电子能量分布符合 Maxwell 分布时,即  $f_0(\varepsilon) = C_0 \exp(-\varepsilon/T_e)$ 。等离子喷嘴内的等离子体

气体中的电子迁移率和扩散率如下<sup>[28]</sup>:

$$T_e \mu_e = D_e = \frac{2e}{3m_e n_e} \int_0^\infty \frac{\varepsilon^{3/2}}{v_m(\varepsilon)} f_0(\varepsilon) d\varepsilon \quad (5)$$

在以上重粒子能量的驱动下,基于漂移通量守恒原理,可以得到离子的漂移速度和迁移率。因此,通过耦合并求解以上控制方程,构建了基于等离子体电离与复合反应的非化学平衡的等离子体流场模型。这一模型适用于计算和分析等离子喷嘴内部复杂的物理化学过程,同时也为电弧与电极表面的相互作用提供理论支撑。

此外,对于等离子体性质的计算,考虑到等离子喷嘴内部的射流中心区和电弧产生区最高温度可达到 20 000 K 以上,再加上温度对气体的热物理性质影响显著,例如密度、黏度、热导率、比热、热焓值及电导率等。因此,分别采用理想气体方程和 Sutherland 定律来计算气体的密度与黏度,具体方程如下<sup>[28]</sup>:

$$\rho = \frac{(p + p_{\text{ref}}) w_m}{RT} \quad (6)$$

$$\mu = \frac{AT^{3/2}}{(B + T)} \quad (7)$$

式中: $w_m$ 为分子量; $A$ 为常数,选取  $A=1.4605 \times 10^{-6}$ ;  $B$ 为常数,选取  $B=112$ 。

由于飞行粒子在射流中的蒸发与等离子体非连续效应导致了等离子体和粒子之间的传热作用较为复杂。其中,飞行粒子内部的热传导如下<sup>[29]</sup>:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( K_p r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (8)$$

式中: $r$ 为粒子径向距离, $\text{m}$ ;  $H$ 为热焓值, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ ;  $K_p$ 为热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 。

飞行粒子在等离子体射流中受到的作用力主要为气流拖拽力和自身重力,计算方程如下<sup>[29]</sup>:

$$m_d \frac{dv}{dt} = C_D \rho (U - v) |U - v| \frac{A_d}{2} + m_d g \quad (9)$$

式中: $m_d$ 为粒子的质量, $\text{kg}$ ;  $v$ 为粒子速度的矢量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $v = ui + vj + wk$ ;  $C_D$ 为气体的阻力系数; $\rho$ 为粒子周围气体的密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $U$ 为气流的速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $A_d$ 为粒子的迎风面积, $\text{m}^2$ ,  $A_d = \pi d^2/4$ ;  $g$ 为重力加速度的矢量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$ 。

当粒子在空间的随机位置分布服从高斯分布,则其概率分布函数为<sup>[28]</sup>:

$$P(x_i, t) = \frac{|\sigma_p^{ij}(t)|^{0.5}}{(2\pi)^{3/2}} \exp\left(-0.5 \sum (x_i - \eta_{p,i}(t)) \sigma_p^{ij}(t)\right) \quad (10)$$

式中: $\eta_{p,i}$ 为平均粒子的位置协方差; $\sigma_p^{ij}$ 为时间的函数,这一函数是为了确保上式中的空间分布随时间

变化。

选用商业CFD-ACE软件(ESI公司,法国)并结合计算流体动力学方法建立等离子体流场及其与飞行粒子相互作用的三维模型。模拟计算中的喷涂参数基于喷涂试验中的优化参数(表1)。在单个粒子的熔化模型中,计算控制区域尺寸为 $120\ \mu\text{m}\times 400\ \mu\text{m}$ ,此区域主要包括气体和粒子。飞行粒子尺寸设定为 $40\ \mu\text{m}$ ,这可以更好地模拟整体粒子的平

均熔化程度,呈现YSZ纳米飞行粒子的内部未熔化状态。拉伐尔喷嘴模型结构示意图见图1。本研究中,拉伐尔喷嘴(一种收缩扩张型喷嘴)是典型的超音速等离子喷涂工艺使用的喷嘴。拉伐尔喷嘴结构主要包含阴极、阳极、送粉口、主气流道与出口大气的主要组成部分。在拉伐尔喷嘴结构中,喷嘴的阳极内腔喉部直径为 $4.9\ \text{mm}$ ,出口直径为 $5.6\ \text{mm}$ ,送粉口沿中心轴线的水平方向的夹角为 $76^\circ$ 。

表1 超音速等离子喷涂参数  
Table 1 Spray parameters of YSZ coatings

| 喷涂参数<br>Spraying<br>parameter | 电流<br>Current / A | Ar流量<br>Primary gas<br>Ar / slpm | H <sub>2</sub> 流量<br>Secondary gas<br>H <sub>2</sub> / slpm | 电压<br>Voltage / V | 喷涂距离<br>Stand-off distance<br>D / mm | 送粉率<br>Feeding rate<br>/ g·min <sup>-1</sup> | 功率<br>Power / kW |
|-------------------------------|-------------------|----------------------------------|---|-------------------|--------------------------------------|--|------------------|
| N1                            | 497               | 142                              | 26  | 143               | 110                                  | 30   | 71               |
| N2                            | 430               | 140                              | 20  | 131               | 110                                  | 35   | 56               |
| N3                            | 324               | 130                              | 16  | 128               | 90                                   | 40   | 42               |
| N4                            | 300               | 120                              | 10  | 120               | 110                                  | 50   | 36               |

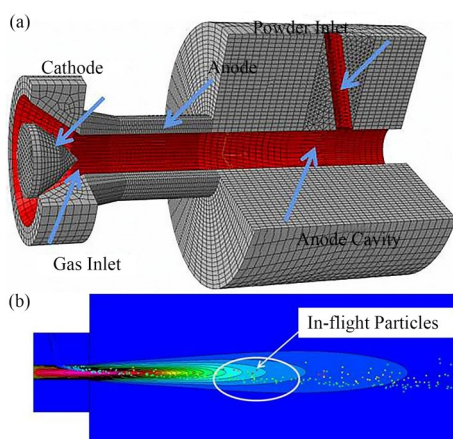


图1 (a) 拉伐尔喷嘴网格划分的模型结构,(b) 拉伐尔喷嘴模型结构

Fig.1 (a) Computational model of plasma spraying with a de Laval nozzle, (b) In-flight particles simulation in the de Laval nozzle

## 1.2 实验设计及方法

试验选用的原料粉末粒子为YSZ纳米粉末。在本试验中,采用超音速等离子喷涂工艺(拉伐尔喷嘴结构),具体的工艺参数见表1。从表1可以看出,喷涂参数N1~N4、喷涂的电流、电压和二次气体流量均逐步降低。其中,喷涂参数N1~N4的选取是基于本实验室已建立的喷涂参数数据库,在确保飞行粒子有效熔化的前提下,为研究喷涂参数对飞行粒子内部熔化行为的影响,最终选取了喷涂试验中的优化参数N1~N4,即随着喷涂功率的逐渐递减,探究飞行粒子内部的熔化行为。

## 2 结果与讨论

### 2.1 等离子体射流特性与粒子飞行行为

#### 2.1.1 喷涂参数对射流特性的影响

等离子体产生是在阴、阳极之间通上正负电,工作气体进入喷嘴,阴、阳极间产生高温压缩电弧将工作气体加速、加热和电离,形成等离子体射流。原料粒子在高速高温的等离子体射流中加速熔化,最终撞击到基体上堆垛形成涂层。本试验中,为防止喷涂过程中过热,在阴、阳极周围使用水冷。喷涂所用气体为氩、氢混合气体。通过对氩、氢混合气体的比例调节来改变等离子体射流的导电率、导热率及热焓值,达到调节射流速度、温度的数值分布,进而调控飞行粒子的飞行状态,最终决定涂层的结构和性能。表2为CFD模拟过程中YSZ粒子的物理属性参数。表3为拉伐尔结构等离子喷嘴计算模拟条件及边界条件设置。

为了比较不同喷涂参数下的射流特性和粒子飞行状态,在拉伐尔喷嘴结构的等离子喷涂工艺下使

表2 YSZ粒子的物理属性参数<sup>[30]</sup>  
Table 2 Physical property parameters of YSZ particles<sup>[30]</sup>

| 喷涂粒子参数<br>Spraying particle parameters                        | 数值<br>Values |
|---|--------------|
| 粒子直径<br>Particle diameters / $\mu\text{m}$                    | 10~50        |
| 送粉率<br>Feed rate / g·min <sup>-1</sup>                        | 30~50        |
| 初始温度<br>Initial temperature / K                               | 300          |
| 密度<br>Density / g·cm <sup>-3</sup>                            | 5.89         |
| 比热容<br>Specific heat / J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>    | 580          |
| 熔点温度<br>Melting temperature / K                               | 2 950        |
| 热导率<br>Heat conductivity / W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> | 2.0          |

表3 拉伐尔喷嘴计算模型条件设置<sup>[31]</sup>  
Table 3 De Laval nozzle calculation model condition parameters<sup>[31]</sup>

| 参数 Parameters   | 数值 Values |
|---|-----------|
| 喷嘴出口直径 Nozzle outlet diameter / mm                                    | 5.6       |
| 喷嘴长度 Nozzle length / mm   | 44        |
| 外部计算环境的直径 Diameter of the external computing environment / mm         | 109.54    |
| 外部计算环境长度 Length of the external computing environment / mm            | 250       |
| 大气压 Atmospheric pressure / MPa  | 0.1       |
| 阴极热导率 Thermal conductivity of cathode / $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ | 190       |
| 阳极热导率 Thermal conductivity of anode / $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$   | 398       |
| 主气入口 Primary gas inlet / K  | 1 000     |
| 送粉口入口 Powder inlet / K  | 500       |
| 阴极端面 Cathode face / K   | 3 500     |
| 阳极表面 Anode surface / K  | 1 000     |
| 出口 Outlet / K   | 500       |

用YSZ纳米结构粉末进行试验。

对于喷涂参数N1~N4(表1),模拟结果显示的等离子体射流的速度、温度分布见图2;图3为不同喷涂参数下的拉伐尔等离子喷嘴产生的射流中心最高的速度、温度。对于喷涂参数N1~N4,当喷涂功率从71 kW变化到36 kW,喷涂功率逐渐降低了49.2%,等离子体射流的最高速度从 $3\,360\text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 降低到 $2\,980\text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,最高温度从 $23\,400\text{ K}$ 降低到 $18\,600\text{ K}$ ,即最高速度降低了8.5%,最高温度降低了22.2%。

不同工艺参数下拉伐尔喷嘴产生的等离子体射流的速度、温度沿中心轴线分布曲线如图4所示。其中,阴极尖端作为初始零点位置。从图4可知,当喷涂工艺参数从N1变化到N4,喷涂功率从71 kW降低到36 kW,等离子体喷嘴内部射流的速度、温度分布随喷涂参数中电压( $U$ )、电流( $I$ )、二次气体流量(Flowing Gas Rate)的增加而提高。

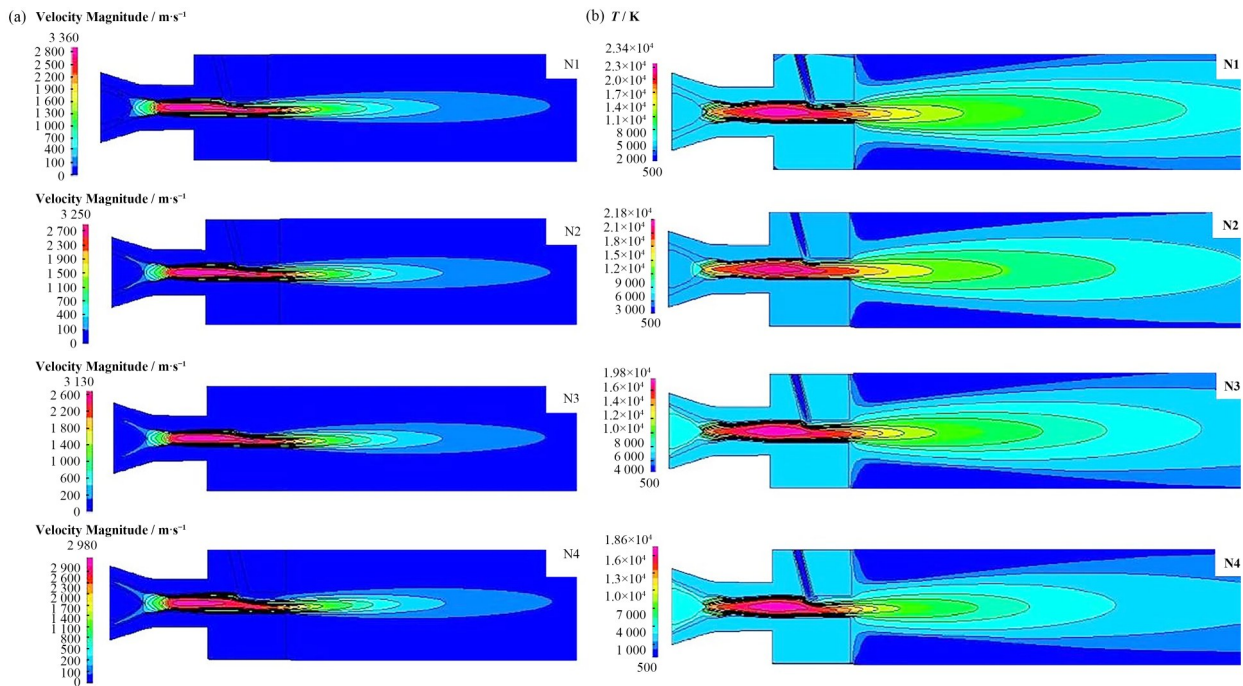


图2 不同喷涂参数下等离子体射流的速度和温度分布  
(a) 速度分布, (b) 温度分布

Fig.2 Velocity and temperature distribution of a plasma jet under different spraying parameters  
(a) Velocity distribution, (b) Temperature distribution

### 2.1.2 等离子体射流与飞行粒子的传热传质过程

建立飞行粒子在超音速射流中的加速加热模型时,粒子计算模型中大气部分的宽度为200 mm,高度为70 mm。粒子在射流中主要受到气流拖拽力、压力梯度力和热泳力作用。原料粒子的进入干扰了送粉口周围气流的稳定性。喷嘴出口的高温气流高

速涌入大气中,由于大量空气的卷入,气流变形明显,尤其是其尾部的变形。飞行粒子在内送粉和强烈拖拽的气流作用下,其飞行轨迹大部分集中在沿射流中心轴线的位置,这有利于粒子的加速和熔化。当粒子进入射流时,粒子处于加热加速的初始阶段,伴随着粒子的速度、温度值逐渐升高;而当喷涂距离

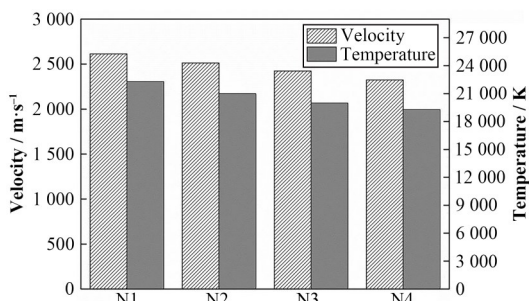


图3 不同喷涂参数下的等离子体射流中心的速度、温度最大值

Fig.3 Maximum velocity and temperature of plasma jet center under different spraying parameters

在80 mm之后,飞行粒子的速度、温度随着飞行距离的增加而逐渐降低。

针对上述现象,提取出图4中的等离子体射流流场和飞行粒子的速度、温度分布数值,对喷涂参数N1中的飞行粒子在不同喷涂距离时的平均速度、温

度及拖拽力的数值结果进行对比(图5),气流的速度、温度随喷涂距离的增加而逐渐降低,粒子的速度、温度随着喷涂距离的增加,呈现出先增加后降低的趋势。粒子在不同的喷涂距离处的飞行状态可以分为三个阶段:一是加速飞行和高温加热熔化状态;二是等速飞行和熔化状态;三是减速飞行和降温状态。当喷涂距离小于80 mm时,等离子体射流的速度、温度明显高于飞行粒子的速度、温度,飞行粒子被高温高速的气流加速且开始熔化(300~500 m·s<sup>-1</sup>, 1 000~3 000 K);当喷涂距离范围在80~100 mm时(450~550 m·s<sup>-1</sup>, 4 000~5 000 K),等离子体射流的速度、温度与飞行粒子的速度、温度相差不大,同时粒子的速度、温度达到最大,基本维持在等速熔化的飞行状态;当喷涂距离大于100 mm时(350~450 m·s<sup>-1</sup>, 4 000~2 000 K),气流的速度、温度低于飞行粒子的速度、温度,此时气流对飞行粒子起到阻碍飞行和冷却的作用。

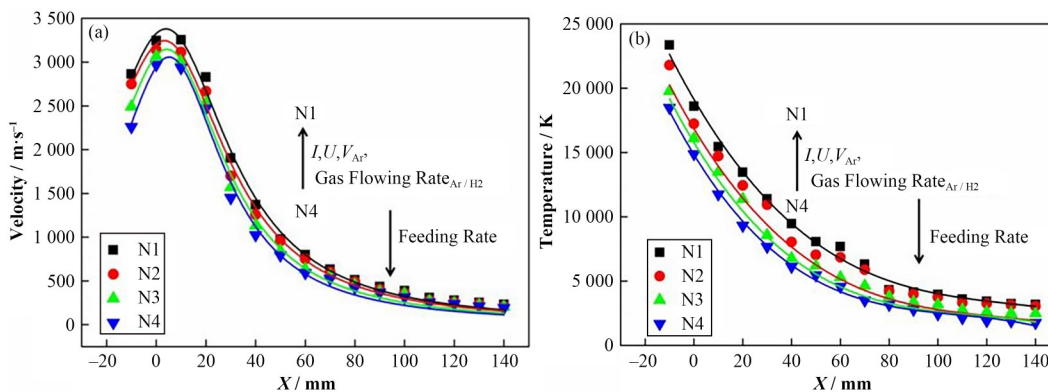


图4 不同喷涂参数下的等离子体射流的速度(a)和温度(b)分布曲线

Fig.4 Velocity (a) and temperature (b) distribution in plasma jet under different spraying parameters

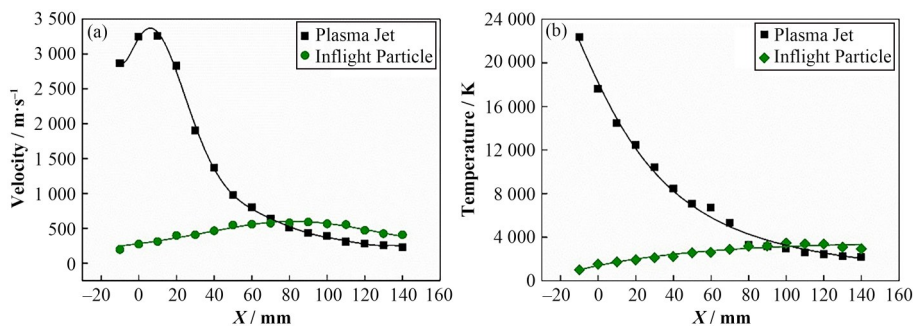


图5 等离子体射流和粒子在不同距离时的平均速度(a)和温度(b)

Fig.5 Velocity (a) and temperature (b) distribution of plasma jet and in-flight particles at different spraying distances

喷涂参数为N1时,单个飞行粒子的平均速度、温度及拖拽力沿中心轴线变化的结果曲线如图6所示。对于同一参数的飞行粒子,等离子体射流的速度场、温度场与粒子的拖拽力沿中心轴线的趋势一致。因此,射流的速度、温度决定了粒子所受的拖拽

力,并随着粒子的平均速度、温度先增加后降低(80~100 mm为转折点)。其中,初始阶段达到拖拽力最大值,随后其逐渐降低直至成为阻力。

图7为飞行粒子平均速度、温度分布及拖拽力随喷涂距离的变化曲线。对于喷涂参数N1~N4,飞

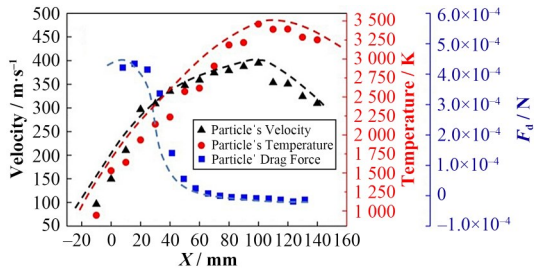


图6 飞行粒子在不同喷涂距离下平均速度、温度及拖拽力  
Fig.6 Average velocities, temperatures, and drag forces of in-flight particles at different spraying distances

行粒子在等离子体射流沿中心轴线处所受平均拖拽力逐渐降低,说明粒子在气流中的加速与变形程度逐渐降低。整体上,在射流中心处的速度、温度数值

最高,拖拽力最大。其中,拖拽力为粒子飞行的推动力。随着喷涂距离增加,等离子体射流的速度、温度及拖拽力逐渐降低;特别地,当喷涂距离大于100 mm,拖拽力由粒子飞行动力转变为阻力。

表4、5列出了关于飞行粒子速度、温度的在线实测和模拟结果,两种结果均代表了大量粒子在不同喷涂距离处的平均值。将在线实测结果与模拟结果对比可以发现,在线飞行粒子的速度、温度的试验实测值和模拟计算结果相对误差均控制在15%以内,表明模拟结果与试验结果基本一致。由于目前对等离子体射流的速度、温度场缺少精确的测量手段,因此,通过对比等离子体射流中飞行粒子的速度、温度,间接验证出所构建的等离子体流场模型的准确性。

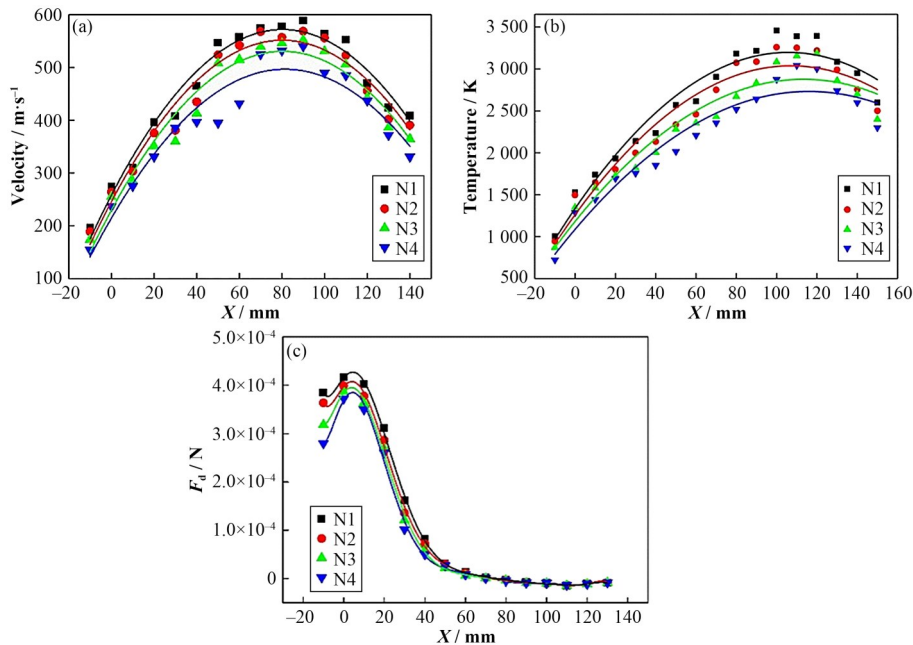


图7 飞行粒子平均速度(a)、温度分布(b)及拖拽力(c)随喷涂距离变化曲线  
Fig.7 Average velocity (a), temperature distributions (b), and drag force (c) of in-flight particles relative to spraying distance

表4 飞行粒子速度的平均监测试验结果与模拟结果的对比

Table 4 Comparison of average monitoring and simulation results of velocities of in-flight particles

| 喷涂参数<br>Spraying parameters | 在线监测 Monitoring results<br>$\bar{V} / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ | 模拟计算 Simulation results<br>$\bar{V} / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ | 相对误差 Relative error / % |
|-----------------------------|---|---|-------------------------|
| N1                          | 495   | 553   | 12                      |
| N2                          | 496   | 569   | 15                      |
| N3                          | 458   | 506   | 10                      |
| N4                          | 456   | 485   | 6                       |

## 2.2 飞行粒子熔化特性分析

在等离子喷涂中,粒径是影响粒子飞行轨迹和熔化状态的关键因素。对于等离子体射流中粒径小于100  $\mu\text{m}$ 的粒子而言,拖拽力为其主要作用力。图

8为在线飞行粒子的熔化和受力示意图。将熔融粒子表面到未熔区域圆心的直线距离中熔化部分的距离定义为 $d_m$ ,即飞行粒子内部的熔化半径。对于参数N1~N4,随着粒子内部熔化程度和粒子熔化半径 $d_m$ 降低,拖拽力逐渐降低,且同一粒子在表面不同位

表5 飞行粒子温度的平均监测试验结果与模拟结果的对比  
Table 5 Comparison of average monitoring and simulation results of temperatures of in-flight particles

| 喷涂参数<br>Spraying parameters | 在线监测 Monitoring results | 模拟计算 Simulation results | 相对误差 Relative error / % |
|-----------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
|                             | $T / K$                 | $T / K$                 |                         |
| N1                          | 3 302                   | 3 533                   | 7                       |
| N2                          | 3 222                   | 3 480                   | 8                       |
| N3                          | 3 055                   | 3 182                   | 4                       |
| N4                          | 2 979                   | 3 128                   | 5                       |

置的 $d_m$ 数值不同,说明粒子发生了非均匀熔化。随着喷涂功率降低(N1~N4),飞行粒子速度、温度逐渐降低,拖拽力降低,粒子的不均匀熔化现象逐渐降低,甚至在N4参数下经过喷涂的粒子有一部分存在仅外壳熔化,内部基本存在大量未熔纳米颗粒的现象,并且整体形貌基本保持原始粒子形貌的圆形形状。

根据飞行粒子在等离子体射流中飞行状态不同,粒子表面及内部会发生不同程度的蒸发、熔化现象。因此,单个飞行粒子同时呈现三种状态:粒子表面气态部分,外部的熔融部分及内部未熔化的固体部分。其中,粒子表面蒸发、熔化的边界条件为<sup>[32]</sup>:

$$-4\pi r_p^2 \left( k_p \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r=r_p} = \dot{Q}_{\text{conv}} + \dot{Q}_{\text{vap}} \quad (11)$$

式中: $r_p$ 为粒子半径,m; $k_p$ 为粒子热导率, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ; $T$ 为粒子温度,K; $\dot{Q}_{\text{conv}}$ 为热对流传速率, $\text{J}\cdot\text{s}^{-1}$ ; $\dot{Q}_{\text{vap}}$ 为蒸发传热速率, $\text{J}\cdot\text{s}^{-1}$ 。同时,粒子内部温度主要受热传导控制。

由于粒子的熔化是固液界面推进的过程,当粒子熔化时,在外壳熔融部分和内部未熔部分的边界处存在一个熔化界面,如图8所示。热流方向是由熔化区传向未熔区。根据热力学第一定律,在界面处的熔化遵循以下公式<sup>[32]</sup>:

$$\left( k_p \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r=r_m^-} - \left( k_p \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r=r_m^+} = L_m \rho_p \frac{dr_m}{dt} \quad (12)$$

式中: $r_m$ 为未熔固相的半径,m; $L_m$ 为熔化潜热, $\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ ; $r_m^+$ 为液固界面固相侧; $r_m^-$ 为液固界面液相侧。在计算加热过程中,粒子的加热与冷却主要依靠与周围等离子体之间的对流换热,其中对流传热速率为<sup>[33]</sup>:

$$\dot{Q}_{\text{conv}} = 4\pi r_p^2 h (\tilde{T}_c - T_s) \quad (13)$$

式中: $T_s$ 为粒子表面等离子体温度,K; $\tilde{T}_c$ 为粒子表面温度,K; $h$ 为粒子与周围等离子体之间的对流换热系数。

根据以上公式,之前研究中大多认为飞行粒子在等离子体射流中是等温熔化。根据式(14)可以很好地预测粒子在流体中传热和拖拽力的关系<sup>[33]</sup>:

$$\frac{D_c}{12} \cong \frac{Nu(x)}{Pr^{0.4}} \quad (14)$$

式中: $D_c$ 为无量纲的拖拽力; $Nu$ 为努赛尔数; $Pr$ 为普朗特常数; $x$ 为坐标点上从停滞点沿着粒子表面向粒子两侧方向的位移;用 $Nu/Pr^{0.4}$ 来描述光滑球体的传热。从式(14)中可知,粒子的传热状态和拖拽力成正比,即熔化程度高的粒子所受拖拽力较大。

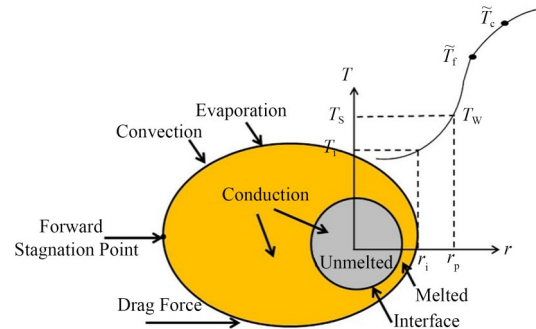


图8 在线飞行粒子的熔化示意图  
Fig.8 Schematic of melting state of in-flight particles

在飞行粒子及周围射流的速度、温度场分布叠加的模拟计算结果基础之上,对粒子的边界层厚度和性质进行了分析。首先,在粒子迎风表面及气流尾部一侧的中心位置,形成了一个速度驻点,模拟结果显示此处速度为0。燃烧粒子在前停滞点(粒子迎风表面的速度驻点)附近区域形成典型的层流,并在分离点到粒子尾部形成了典型的尾流区。粒子不均匀熔化现象主要是由于粒子表面不同位置处的边界层厚度和性质不一样,这直接导致了粒子不同部位的换热系数不同。根据传热理论,粒子前停滞点处为温度最高点,在粒子运动前方,层流区中的粒子边界层厚度较薄,热导率较高;相反,在粒子运动后方的尾流区中的粒子边界层厚度较厚,热导率较低。因此,相对于单个粒子,其表面和内部的温度从前停滞点处达到最高并且逐渐向两边递减。根据模拟和试验结果可知,粒子从前停滞点向两边的 $d_{\text{melted}}$ 逐渐减小,粒子在等离子体射流中表现出非均匀熔化现象。同时,对于单个粒子而言,在拖拽力的作用下,已经熔融的液相分布于粒子的运动前方,而未熔的固相部分由于惯性较大,分布于整个粒子的运动后



方,同时,粒子周围的等离子体射流的温度也从前停滞点开始向两端逐渐降低。

高阻热、长寿命一直是YSZ热障涂层的追求目标。因其具有低热导率、高抗热冲击性能,YSZ纳米结构热障涂层仍是今后研究的热点。本研究中所建立的等离子体流场数学模型及基于此基础上分析的粒子熔化行为,通过调控喷涂参数,控制飞行粒子内部的熔化行为,以期对涂层的内部微观结构进行调控,可为纳米涂层结构的精确控制提供强有力的技术支持,为未来喷涂生产所需的高性能纳米TBCs结构涂层的精确控制提供理论指导。

### 3 结语

本文基于CFD建立了与超音速等离子喷涂(Supersonic Atmospheric Plasma Spraying, SAPS)相关的等离子体流场数学分析模型,深入研究了喷涂参数对等离子体射流特性的影响规律以及等离子体射流与YSZ粒子之间的传热传质过程揭示了等离子喷涂参数—射流特性—飞行粒子熔化行为间的关系,结果表明:

1)对于喷涂参数N1~N4,当喷涂功率下降了49.2%时,等离子体射流的最高速度、温度分别降低了8.5%和22.2%;等离子体射流的速度、温度随喷涂电流、电压、二次气体流量的增加而提高,飞行粒子的速度、温度也随之提高;

2)整体上,在射流中心处的速度、温度数值最高,拖拽力最大。其中,拖拽力为粒子飞行的推动力。随着喷涂距离增加,等离子体射流的速度、温度及拖拽力逐渐降低;特别地,当喷涂距离大于100 mm,拖拽力由粒子飞行动力转变为阻力;

3)试验结果与模拟计算结果相对误差小于15%,这间接验证了等离子体流场模型的准确性;

4)入射粒子内部的非均匀熔化主要是由于粒子表面不同位置处的边界层厚度和性质不同,这直接导致了飞行粒子在不同部位的换热系数和拖拽力不同,入射粒子的熔化半径从前停滞点处向两边逐渐减小。

**作者贡献声明** 张蕾负责文章构思,撰写;陈洪胜负责工作支持;刘建和、杨佳斌、刘云龙、武晋德参与研究。

### 参考文献

- 1 Padture N P. Advanced structural ceramics in aerospace propulsion[J]. *Nature Materials*, 2016, **15**(8): 804 - 809. DOI: [10.1038/nmat4687](https://doi.org/10.1038/nmat4687).
- 2 张鹏,张哲维. 碳纤维增强B<sub>4</sub>C/Al中子吸收材料的优化

设计[J]. *核技术*, 2015, **38**(3): 030605. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.030605](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.030605).

ZHANG Peng, ZHANG Zhewei. Optimal design of the carbon fiber reinforcing B<sub>4</sub>C/Al neutron absorbing materials[J]. *Nuclear Techniques*, 2015, **38**(3): 030605. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.030605](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.030605).

- 3 戴春娟,刘希琴,刘子利. 高密度B<sub>4</sub>C/Al中子屏蔽材料的蒙特卡罗模拟[J]. *核技术*, 2013, **36**(3): 030202. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2013.hjs.36.030202](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2013.hjs.36.030202).

DAI Chunjuan, LIU Xiqin, LIU Zili. Monte Carlo simulation of high density B<sub>4</sub>C/Al neutron shielding materials[J]. *Nuclear Techniques*, 2013, **36**(3): 030202. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2013.hjs.36.030202](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2013.hjs.36.030202).

- 4 巩鹏飞,陈洪胜,王文先,等. 轧制态B<sub>4</sub>C铝基中子吸收板微观组织演变与力学性能[J]. *核技术*, 2022, **45**(7): 070501. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.070501](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.070501).

GONG Pengfei, CHEN Hongsheng, WANG Wenxian, *et al.* Microstructures evolution and mechanical properties of rolled B<sub>4</sub>C aluminum matrix neutron absorber plate[J]. *Nuclear Techniques*, 2022, **45**(7): 070501. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.070501](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.070501).

- 5 Wu S, Zhao Y T, Li W G, *et al.* Research progresses on ceramic materials of thermal barrier coatings on gas turbine[J]. *Coatings*, 2021, **11**(1): 79. DOI: [10.3390/coatings11010079](https://doi.org/10.3390/coatings11010079).

Godiganur V S, Nayaka S, Kumar G N. Thermal barrier coating for diesel engine application - a review[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, **45**(1): 133 - 137. DOI: [10.1016/j.matpr.2020.10.112](https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.112).

- 7 Wang T, Wang N, Li Y, *et al.* Study on preparation technologies of thermal barrier coatings[J]. *Surface Review and Letters*, 2017, **24**(4): 1730004. DOI: [10.1142/s0218625x17300040](https://doi.org/10.1142/s0218625x17300040).

Luo L R, Chen Y, Zhou M, *et al.* Progress update on extending the durability of air plasma sprayed thermal barrier coatings[J]. *Ceramics International*, 2022, **48**(13): 18021 - 18034. DOI: [10.1016/j.ceramint.2022.04.044](https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2022.04.044).

- 9 Mutter M, Mauer G, Mücke R, *et al.* Correlation of splat morphologies with porosity and residual stress in plasma-sprayed YSZ coatings[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2017, **318**: 157 - 169. DOI: [10.1016/j.surfcoat.2016.12.061](https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2016.12.061).

Xu C J, Ye Z H, Xiao H, *et al.* Numerical simulation of temperature field and temperature control of DC arc plasma torch[J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2021, **2005**(1): 012134. DOI: [10.1088/1742-6596/2005/1/](https://doi.org/10.1088/1742-6596/2005/1/)

- 012134.
- 11 Tsai J H, Hsu C M, Hsu C C. Numerical simulation of downstream kinetics of an atmospheric pressure nitrogen plasma jet using laminar, modified laminar, and turbulent models[J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2013, **33**(6): 1121 - 1135. DOI: [10.1007/s11090-013-9480-6](https://doi.org/10.1007/s11090-013-9480-6).
  - 12 Sun J H, Sun S R, Niu C, *et al.* Two-temperature chemical non-equilibrium modeling of argon DC arc plasma torch [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2020, **40** (6): 1383 - 1400. DOI: [10.1007/s11090-020-10108-9](https://doi.org/10.1007/s11090-020-10108-9).
  - 13 Sun J H, Sun S R, Niu C, *et al.* Non-equilibrium modeling on the plasma-electrode interaction in an argon DC plasma torch[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2021, **54**(46): 465202. DOI: [10.1088/1361-6463/ac122a](https://doi.org/10.1088/1361-6463/ac122a).
  - 14 Trelles J P, Pfender E, Heberlein J. Multiscale finite element modeling of arc dynamics in a DC plasma torch [J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2006, **26** (6): 557 - 575. DOI: [10.1007/s11090-006-9023-5](https://doi.org/10.1007/s11090-006-9023-5).
  - 15 Selvan B, Ramachandran K, Sreekumar K P, *et al.* Numerical and experimental studies on DC plasma spray torch[J]. Vacuum, 2009, **84**(4): 444 - 452. DOI: [10.1016/j.vacuum.2009.09.009](https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2009.09.009).
  - 16 Liu S H, Trelles J P, Murphy A B, *et al.* Numerical simulation of the flow characteristics inside a novel plasma spray torch[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2019, **52**(33): 335203. DOI: [10.1088/1361-6463/ab228b](https://doi.org/10.1088/1361-6463/ab228b).
  - 17 Huang R Z, Fukanuma H, Uesugi Y, *et al.* Comparisons of two models for the simulation of a DC arc plasma torch [J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2013, **22**(2/3): 183 - 191. DOI: [10.1007/s11666-012-9860-0](https://doi.org/10.1007/s11666-012-9860-0).
  - 18 Deng J, Li Y J, Xu Y X, *et al.* Numerical simulation of fluid flow and heat transfer in a DC non-transferred arc plasma torch operating under laminar and turbulent conditions[J]. Plasma Science and Technology, 2011, **13** (2): 201 - 207. DOI: [10.1088/1009-0630/13/2/15](https://doi.org/10.1088/1009-0630/13/2/15).
  - 19 袁行球, 李辉, 赵太泽, 等. 超声速等离子体射流的数值模拟[J]. 物理学报, 2004, **53**(8): 2638 - 2643. DOI: [10.3321/j.issn:1000-3290.2004.08.040](https://doi.org/10.3321/j.issn:1000-3290.2004.08.040).  
YUAN Xingqiu, LI Hui, ZHAO Taize, *et al.* Numerical modeling of supersonic plasma jet[J]. Acta Physica Sinica, 2004, **53**(8): 2638 - 2643. DOI: [10.3321/j.issn:1000-3290.2004.08.040](https://doi.org/10.3321/j.issn:1000-3290.2004.08.040).
  - 20 Cheng K, Chen X. Prediction of the entrainment of ambient air into a turbulent argon plasma jet using a turbulence-enhanced combined-diffusion-coefficient method[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004, **47**(23): 5139 - 5148. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.06.028](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.06.028).
  - 21 Li H P, Chen X. Three-dimensional modeling of the turbulent plasma jet impinging upon a flat plate and with transverse particle and carrier-gas injection[J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2002, **22**(1): 27 - 58. DOI: [10.1023/A:1012988430995](https://doi.org/10.1023/A:1012988430995).
  - 22 Cheng K, Chen X, Pan W X. Comparison of laminar and turbulent thermal plasma jet characteristics—a modeling study[J]. Plasma Chemistry and Plasma Processing, 2006, **26**(3): 211 - 235. DOI: [10.1007/s11090-006-9006-6](https://doi.org/10.1007/s11090-006-9006-6).
  - 23 Dalir E, Dolatabadi A, Mostaghimi J. Modeling the effect of droplet shape and solid concentration on the suspension plasma spraying[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020, **161**: 120317. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120317](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120317).
  - 24 Dalir E, Moreau C, Dolatabadi A. Three-dimensional modeling of suspension plasma spraying with arc voltage fluctuations[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2018, **27**(8): 1465 - 1490. DOI: [10.1007/s11666-018-0783-2](https://doi.org/10.1007/s11666-018-0783-2).
  - 25 Tian J J, Yao S W, Zhang S L, *et al.* Effect of the shell-core-structured particle design on the heating characteristic of nickel-based alloy particle during plasma spraying[J]. Surface and Coatings Technology, 2018, **335**: 52 - 61. DOI: [10.1016/j.surfcoat.2017.12.019](https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2017.12.019).
  - 26 陈熙. 热等离子体传热与流动[M]. 北京: 科学出版社, 2009.  
CHEN Xi. Heat transfer and flow of thermal plasma[M]. Beijing: Science Press, 2009.
  - 27 李军, 许强华, 陈清明. 磁约束环境下气体激光介质中电子能量分布与电子输运系数的理论研究[J]. 物理学报, 1994, **43**(1): 30 - 36. DOI: [10.1007/BF02658170](https://doi.org/10.1007/BF02658170).  
LI Jun, XU Qianghua, CHEN Qingming. Electron energy distributions and transport coefficients for magnetically confined gas lasers[J]. Acta Physica Sinica, 1994, **43**(1): 30 - 36. DOI: [10.1007/BF02658170](https://doi.org/10.1007/BF02658170).
  - 28 Wei P, Wei Z Y, Zhao G X, *et al.* The analysis of melting and refining process for in-flight particles in supersonic plasma spraying[J]. Computational Materials Science, 2015, **103**: 8 - 19. DOI: [10.1016/j.commatsci.2015.03.007](https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2015.03.007).
  - 29 Drozda T G. Computational fluid mechanics and heat

- transfer[J]. AIAA Journal, 2013, **51**(11): 2751. DOI: [10.2514/1.j052452](https://doi.org/10.2514/1.j052452).
- 30 胡福胜, 魏正英, 谭超, 等. 普通大气等离子喷涂过程的数值分析[J]. 西安交通大学学报, 2013, **47**(9): 92 - 99. DOI: [10.7652/xjtuxb201309016](https://doi.org/10.7652/xjtuxb201309016).
- HU Fusheng, WEI Zhengying, TAN Chao, *et al.* Numerical analysis on atmospheric plasma spray process [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2013, **47**(9): 92 - 99. DOI: [10.7652/xjtuxb201309016](https://doi.org/10.7652/xjtuxb201309016).
- 31 Bhattacharjee S, Haworth D C. Simulations of transient n-heptane and n-dodecane spray flames under engine-relevant conditions using a transported PDF method[J]. Combustion and Flame, 2013, **160**(10): 2083 - 2102. DOI: [10.1016/j.combustflame.2013.05.003](https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2013.05.003).
- 32 Duan Z P, He B S, Duan Y Y. Sphere drag and heat transfer[J]. Scientific Reports, 2015, **5**(6): 12304. DOI: [10.1038/srep12304](https://doi.org/10.1038/srep12304).
- 33 Drozda T G. Computational fluid mechanics and heat transfer[J]. AIAA Journal, 2013, **51**(11): 2751. DOI: [10.2514/1.j052452](https://doi.org/10.2514/1.j052452).