

高温气冷堆一回路石墨粉尘迁移的多行为耦合分析方法研究

曹成昊, 陈俊逸, 沈绍宁, 梁金刚*, 李川, 曹建主

(清华大学核能与新能源技术研究院, 北京 100084)

摘要: 高温气冷堆中石墨粉尘在一回路的迁移对反应堆安全具有重要影响。粉尘迁移受多种物理行为的共同调控, 以往研究多聚焦于单一行为进行分析, 难以满足工程实际需求。本文研究了粉尘在一回路中凝并、沉积与对流过程的综合效应。本文采用离散-分区模型精确计算布朗凝并与热泳凝并的协同作用, 考虑多种机理进行沉积特性评估, 基于控制体模型进行系统级分析, 建立一回路粉尘迁移的多行为耦合分析方法。通过将本文所提方法与粉尘对流解析解、连续碰撞区自保持分布及 STORM 实验测量结果进行对比, 验证了方法的合理性。此外, 针对氦气导管, 应用本文方法模拟不同效应沉积率分布变化。结果表明, 本文方法能够有效预测粉尘在高温气冷堆一回路中的迁移行为, 具有较高的准确性和工程应用价值。

关键词: 高温气冷堆; 石墨粉尘; 粉尘凝并; 粉尘沉积; 粉尘对流

中图分类号: TL32

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2025)10-2179-11

doi: 10.7538/yzk.2025.youxian.0069

Study on Coupled Multi-behavior Analysis Method for Graphite Dust Migration in Primary Loop of HTGR

CAO Chenghao, CHEN Junyi, SHEN Shaoning, LIANG Jingang*, LI Chuan, CAO Jianzhu

(Institute of Nuclear and New Energy Technology, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: In high-temperature gas-cooled reactors (HTGR), the motion of pebble flow within the core induces friction between graphite materials, inevitably generating graphite dust. This dust is carried out of the core by helium gas, circulates within the primary loop, and eventually deposits on primary circuit surfaces. Since graphite dust can potentially retain activated radioactive products, the migration of such radioactive dust poses a risk during reactor maintenance. Dust migration is governed by multiple physical phenomena. However, previous studies have predominantly focused on individual behaviors, which do not fully address practical engineering requirements. In this paper, the combined effects of coagulation, deposition, and convection processes of dust within the primary loop were investigated. Specifically, the discrete-sectional model was employed to accurately calculate the synergistic interactions between Brownian coagulation and thermophoretic coagulation. Multiple mechanisms were considered to evaluate deposition characteristics, and a system-level analysis based on the control

收稿日期: 2025-02-12; 修回日期: 2025-03-19

基金项目: 北京市自然科学基金(1252021)

* 通信作者: 梁金刚

volume model was conducted to establish a multi-behavior coupled analysis method for dust migration in the primary loop. A validation of the coagulation calculation method presented in this study was performed by utilizing the self-preserving distribution of aerosol Brownian coagulation in the closed system proposed by Vemury. The influence of thermophoresis on the total coagulation rate under different temperature gradients was analyzed. The dust convection analysis method in this study exhibits a high degree of agreement with the analytical solution of dust convection, validating the reliability of the proposed method. The multi-behavior coupling analysis method proposed in this study was comprehensively validated using the STORM deposition experiment. The total dust deposition obtained from the calculations is in good agreement with the experimental measurements. The method is applied to simulate changes in particle size distribution within hot gas duct. The results indicate that under full-power operation conditions of the HTR-10 helium duct, the obtained dust deposition rate distribution is in good agreement with the analytical solutions from the literature, validating the accuracy and engineering applicability of the proposed method in high-temperature gas-cooled reactor systems. Additionally, the results show that coagulation has a relatively minor impact on dust deposition within the inner tube of the helium duct.

Key words: high-temperature gas-cooled reactor; graphite dust; dust coagulation; dust deposition; dust convection

高温气冷堆是具有第4代核反应堆特征的先进堆型^[1]。其独特的球形石墨燃料元件以及堆内大量石墨构件的应用,确保了高温气冷堆的固有安全性^[2]。然而,堆内球流运动引起石墨材料之间的相互摩擦,不可避免地产生石墨粉尘^[3]。这些粉尘随氦气脱离堆芯,在一回路中流动,并最终沉积到一回路表面。由于石墨粉尘本身可能束缚活化放射性产物^[4],同时堆芯释放的裂变产物亦可能吸附于粉尘表面^[5],这些迁移的放射性粉尘会对反应堆检修带来风险。此外,失冷失压事故情景下,气体流速的增加可能导致沉积粉尘的重悬浮^[6-7],并随逸出气流夹带释放出一回路,构成重要的事故源项。因此,研究能够准确模拟粉尘在一回路中迁移过程的分析方法显得尤为重要。

粉尘的迁移主要包括对流、凝并和沉积三种相互作用行为。首先,流体介质与悬浮其中的粉尘颗粒共同形成气溶胶体系。在一回路内,介质的流动一方面携带粉尘进行对流迁移^[8-9],另一方面,介质属性的不断变化影响着粉尘的凝并和沉积特性。在流动过程中,粉尘颗粒间的相对运动引发碰撞,促使小颗粒凝并形成大颗粒^[10],进而改变气溶胶的粒径分布。粒径的变化显著影响粉尘的沉积行为^[11],因为不同粒径的粉尘在流动中受到不同程度黏性阻力、热泳力、布朗力、重力、浮

升力及涡流扩散等力的作用。这些力的综合效果导致粉尘产生指向壁面的径向沉积速度,最终引起沉积^[12]。此外,沉积速度还受到介质属性和流动状态的影响。因此,粉尘迁移是多种机制协同作用的结果^[13]。

目前,国内大量研究集中于单一对流过程、凝并发展或沉积特性的探讨,针对多种行为耦合影响下的粉尘迁移研究相对较少。在国际上,一些反应堆事故分析程序已基于全面的理论模型,拓展了气溶胶分析模块,如韩国的 GAMMA-FP^[14]、美国的 MELCOR^[15]、德国的 RADAX^[16]及南非的 FIPREX-GETTER^[17]等。这些模块旨在评估反应堆正常工况下的粉尘分布情况以及事故工况下粉尘载带导致的放射性释放后果。为提升我国高温气冷堆安全分析能力,本文研究高温气冷堆一回路中石墨粉尘迁移的多行为耦合分析方法。

1 计算方法

1.1 粉尘凝并计算方法

在高温气冷堆一回路的氦气中,石墨粉尘主要由于布朗扩散以及粒径差异引起的相对热泳速度,不断发生着碰撞和凝并。当体积为 v_i 和 v_j 的粉尘颗粒发生碰撞并凝并形成体积为 v_i+v_j 的新颗粒时,其凝并速率可由如下公式表示:

$$N(v_i, v_j) = \beta(v_i, v_j)n(v_i)n(v_j) \quad (1)$$

式中: $\beta(v_i, v_j)$ 为凝并核; $n(v_i)$ 、 $n(v_j)$ 分别为体积为 v_i 、 v_j 粉尘的数量浓度; $N(v_i, v_j)$ 为凝并速率。

碰撞机制决定了凝并核的形式。热泳是指颗粒沿介质的负温度梯度方向运动的现象, 不同粒径的颗粒具有不同的热泳速度, 因而产生相对运动, 导致颗粒间的碰撞和凝并。热泳凝并核 β_{th} 可表示为:

$$\beta_{th}(v_i, v_j) = \frac{\pi(D_{p,i} + D_{p,j})^2}{4} |U_{th,i} - U_{th,j}| \quad (2)$$

式中: $D_{p,i}$ 、 $D_{p,j}$ 为相碰颗粒各自的粒径; $U_{th,i}$ 、 $U_{th,j}$ 为相碰颗粒各自的热泳速度。

当分子与颗粒的碰撞处于自由碰撞区或连续碰撞区时, 分别使用 MCMW 公式^[18] 和 Brock-Talbot 公式^[19] 计算热泳速度具有较高准确性, 努森数 $Kn = 2\lambda/D_p$ 用于区分颗粒所处的碰撞区域, 其中 λ 为介质的分子平均自由程。

MCMW 公式($Kn > 2$)为:

$$U_{th} = 1.15 \frac{\lambda/R_p}{4\sqrt{2}h \left(1 + \frac{\pi_1 \lambda}{2R_p}\right)} \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{hR_p}{\lambda}\right)\right] \cdot \sqrt{\frac{4\psi\pi_1 \lambda}{3\pi R_p} \cdot \frac{2C_c k_B \nabla T R_p}{3\pi \mu d_m^2}} \quad (3)$$

$$\psi = 0.28 \left(9 \frac{c_p}{c_v} - 5\right) \frac{c_v}{R}$$

$$h = 0.22 \left[\frac{\pi\psi/6}{1 + \frac{\pi_1 \lambda}{2R_p}} \right]$$

$$\pi_1 = 0.18 \left[\frac{36/\pi}{4(2 - S_n + S_t)/\pi + S_n} \right]$$

式中: R_p 为颗粒的半径; C_c 为 Cunningham 滑移修正系数; k_B 为玻尔兹曼常数; ∇T 为温度梯度; μ 为介质的动力黏度; d_m 为介质的有效分子直径; c_p 为介质的比定压热容; c_v 为介质的比定容热容; R 为气体常数; S_n 为法向动量适应系数; S_t 为切向动量适应系数。

Brock-Talbot 公式($Kn \leq 2$)为:

$$U_{th} = - \frac{2C_s C_c \mu \left(\frac{k_g}{k_p} + C_t \frac{\lambda}{R_p} \right) \left(\frac{\nabla T}{T} \right)}{\rho_g \left(1 + 3C_m \frac{\lambda}{R_p} \right) \left(1 + 2 \frac{k_g}{k_p} + 2C_t \frac{\lambda}{R_p} \right)} \quad (4)$$

式中: C_s 为热滑移系数; C_t 为温度跳跃系数; C_m 为

动量交换系数; k_g 为介质的导热系数; k_p 为颗粒的导热系数; T 为介质的温度; ρ_g 为介质的密度。

布朗凝并核 β_{br} 可由如下公式表示。 $Kn \leq 2$ 时:

$$\beta_{br}(v_i, v_j) = \frac{2k_B T C_c}{3\mu} \left(\frac{1}{v_i^{1/3}} + \frac{1}{v_j^{1/3}} \right) (v_i^{1/3} + v_j^{1/3}) \quad (5)$$

$Kn > 2$ 时:

$$\beta_{br}(v_i, v_j) = \left(\frac{3}{4\pi} \right)^{1/6} \left(\frac{6k_B T}{\rho_p} \right)^{1/2} \left(\frac{1}{v_i} + \frac{1}{v_j} \right)^{1/2} (v_i^{1/3} + v_j^{1/3})^2 \quad (6)$$

式中, ρ_p 为颗粒的密度。

两颗粒间的总凝并核并非简单地将布朗凝并核与热泳凝并核相加。基于 Rosner 等^[20] 建立的热泳凝并理论, Wang 等^[21] 引入了无量纲乘积因子 F 来计算总凝并核, 以体现布朗扩散与热泳之间的相互影响。在此方法中, 总凝并核 β_{tot} 与乘积因子 F 可表示为:

$$\beta_{tot} = \beta_{br} \cdot F \quad (7)$$

$$F(Pe) = \frac{\pi}{Pe} \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n (2n+1) \frac{I_{n+1/2}(Pe/2)}{K_{n+1/2}(Pe/2)} \quad (8)$$

式中: $Pe = 4\beta_{th}/\beta_{br}$; I 和 K 为改进的贝塞尔函数。

直接计算无穷级数式(7)可能面临收敛性问题。Sajo^[22] 采用多精度算法获得了此级数的最小二乘解, 并进一步提供了更精确的公式系数^[23]。本文使用此方法计算乘积因子 F 。

前述部分介绍了颗粒间凝并核的形式, 然而在一回路氦气的多谱气溶胶体系中, 最大石墨颗粒的体积可能达到最小颗粒体积的 10^6 倍以上, 针对每两种尺寸的颗粒进行凝并计算在实际应用中难以实现。对此, 雒晓卫^[24] 采用如图 1 所示的离散-分区模型, 评估了高温气冷堆中粉尘的布朗凝并效应。图 1 中: n 为离散单体或分区的数量浓度; v 为单体颗粒的体积或分区的体积上下界; n_i 为体积为 iv_0 的单体颗粒的数量浓度, 即第 i 单体颗粒的数量浓度; v_0 为最小单体颗粒的体积; i_{max} 为单体颗粒的尺寸种类数量; a 为分区因子; $b_0 = i_{max}v_0$ 为第 1 分区的体积下界; N_k 为体积处于 $a^k b_0$ 至 $a^{k+1} b_0$ 颗粒的总数量浓度, 即第 k 分区颗粒的数量浓度; m_{sec} 为分区的数量。该离散-分区模型平衡了计算精度和计算效率, 其具体特点如下。

1) 小尺度范围处理

将小尺度范围划分为多个离散单体颗粒, 考虑多个确定尺寸颗粒的浓度变化, 精细捕捉微小

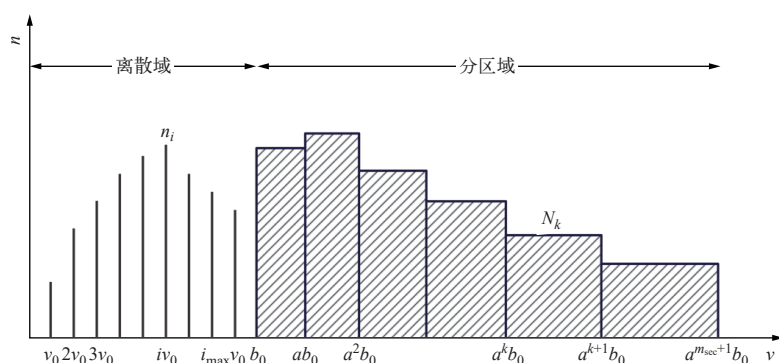


图1 离散-分区模型

Fig. 1 Discrete-sectional model

颗粒的生成与凝并发展过程。

2) 大尺度范围处理

将大尺度范围按幂级数划分为有限个分区, 关注每个分区内数量浓度的积分变化, 从而有效减少计算量。

式(9)展示了凝并方程的一般形式。离散-分区模型将其转化为不同单体颗粒与不同分区构成的凝并方程组, 本文采用二阶向后差分格式(BDF2)对其求解, 并进一步考虑热泳与布朗扩散的协同凝并作用。利用离散-分区模型进行分析时, 无需对所研究气溶胶的粒径分布作出任何假设条件。但缺乏针对性使得这种方法在模拟确定的气溶胶粒径分布时依然存在计算效率方面的劣势。相对而言, 一些更具针对性的方法, 如王开元等^[25]提出的对数偏态矩方法(LSNMOM)则明确假设粒径分布满足对数偏态分布(LSND), 并将其概率密度函数代入凝并方程中, 通过 Gauss-Hermite 求积公式进行数值简化, 从而显著提高了计算效率。但需要指出的是, 该方法的精确性依赖于粒径分布假设的有效性。相较之下, 离散-分区模型无需预设粒径分布函数的具体形式, 尽管在计算效率上存在一定成本, 却具有更广泛的适用性, 特别适合无法预先明确粒径分布的复杂情况。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{1}{2} \int_0^v \beta(u, v-u) n(u) n(v-u) du - \int_0^{+\infty} \beta(u, v) n(u) n(v) dv \quad (9)$$

式中: u 、 v 为两个相碰撞颗粒的体积; n 为体积 v 内颗粒的浓度; t 为时间。

1.2 粉尘沉积计算方法

在高温气冷堆氦气流动环境中, 气溶胶由于布朗扩散、重力、热泳力、浮升力、紊流扩散以及黏

性阻力等多种因素的作用会沉积到一回路的壁面上。此外, 介质的流动形态也会显著影响沉积特性。

对于层流状态下的流动, 颗粒主要受到布朗力、重力、热泳力和黏性阻力的影响。这些力垂直于壁面方向的径向分量相互平衡, 对颗粒形成指向壁面的总沉降速度 $U_{\text{tot}}^{\text{lam}}$ 。因此, 层流状态下单位时间内粉尘浓度的沉积减少量, 即粉尘沉积率 δ 为:

$$\delta = -\frac{U_{\text{tot}}^{\text{lam}} S_{\text{dep}}}{V} \quad (10)$$

式中: S_{dep} 为沉积面积; V 为介质空间的体积。

由于黏性阻力正比于颗粒径向的总沉降速度, 因此总沉降速度可分解为以下各因素的贡献:

$$U_{\text{tot}}^{\text{lam}} = U_{\text{th}} + U_{\text{br}} + U_{\text{g}} \quad (11)$$

式中: U_{th} 为热泳速度; U_{br} 为布朗扩散速度; U_{g} 为重力沉降速度。

不同分子碰撞区对应颗粒热泳速度的形式已于 1.1 节中介绍。布朗扩散速度 U_{br} 可由 Gormley-Kennedy (G-K) 公式^[26] 计算:

$$U_{\text{br}} = (\Psi - 1) \frac{D_{\text{h}}}{L} U_{\infty} \quad (12)$$

$$\Psi = 1 + 4.07H^{2/3} + 2.4H + 0.446H^{4/3} \quad H \leq 0.0156$$

$$\Psi = 0.819 \exp(-7.314H) + 0.0975 \exp(-44.6H) + 0.0325 \exp(-114H) \quad H > 0.0156$$

式中: D_{h} 为水力直径; L 为沉积发生的位置; U_{∞} 为介质的平均速度; $H = (2LD_{\text{B}}) / (D_{\text{h}}^2 U_{\infty})$; D_{B} 为布朗扩散系数。 D_{B} 由下式计算:

$$D_{\text{B}} = \frac{k_{\text{B}} T}{3\pi\mu d_{\text{p}}} C_{\text{c}} \quad (13)$$

重力沉降速度为:

$$U_{\text{g}} = \frac{4(\rho_{\text{p}}/\rho_{\text{g}} - 1)gd_{\text{p}}^2 C_{\text{c}} \rho_{\text{g}} \chi}{3\mu C_{\text{D}} Re_{\text{p}}} \quad (14)$$

式中: Re_p 为颗粒雷诺数, $Re_p = \rho_g U_{tot}^{lam} d_p / \mu$; χ 为形状因子; C_D 为阻力系数, 可由 Rader 等^[27] 推荐的公式计算。

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0.0916 Re_p) \quad Re_p \leq 5 \quad (15)$$

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0.158 Re_p^{2/3}) \quad 5 < Re_p < 1000$$

可见, 重力沉降公式(式(14))中本身含有待求未知数 U_{tot}^{lam} 。因此, 首先需要计算热泳速度 U_{th} 和布朗扩散速度 U_{br} , 随后将式(14)代入式(11), 通过迭代法求解得到总沉降速度 U_{tot}^{lam} 和重力沉降速度 U_g 的 1 组解。

当介质处于紊流状态时, 粉尘颗粒在紊流核心、惯性子层及黏性底层中的运动形式各不相同, 导致难以像层流那样得到简明的沉积速度表达式。然而, Fan 等^[28] 基于近壁相干漩涡结构中颗粒的精细轨迹, 提出了一个评估紊流沉积特性的半经验公式。该公式综合考虑了黏性阻力、萨夫曼升力、重力以及壁面粗糙度的影响, 并与实验测量结果吻合良好。本文采用该公式计算紊流圆管中除热泳以外因素对沉积速度的贡献 U_{res} 。粉尘在紊流中的总沉积速度 U_{tot}^{tur} 为:

$$U_{tot}^{tur} = U_{th} + U_{res} \quad (16)$$

式中, $U_{res} = u_d^+ u^*$, u_d^+ 为无量纲沉降速度, $u^* = U_\infty \sqrt{f_t/2}$, U_∞ 为氦气流速, f_t 为范宁摩擦系数。

1.3 粉尘对流计算方法

在一回路内, 流体动力学参数在空间上呈现非均匀分布, 并且在时间上可能存在瞬态变化。随着氦气携带粉尘颗粒在回路中流动, 介质属性也在不断变化。基于 1.1 节和 1.2 节的讨论, 粉尘的凝并发展与沉积特性受到介质的属性变化的显著影响。为了实现较为精细的粉尘迁移模拟, 通常采用计算流体力学(CFD)软件, 直接对流场和颗粒轨迹进行分析, 如魏明哲等^[29] 采用临界黏附速度模型分析了粉尘在蒸汽发生器换热管表面的碰撞沉积过程, Tang 等^[30] 采用 RANS 和

LES 研究了粉尘在垂直管道中的沉积行为, Tian 等^[31] 利用 FLUENT 软件评估了不同湍流模型下亚微米颗粒在湍流管道中的传输和对流过程。然而, CFD 模拟计算代价较高, 且难以对反应堆回路这样复杂的系统进行直接建模。

相较之下, 如图 2 所示的系统级分析方法通过将反应堆回路简化为一维计算域, 利用控制体(control volume, CV)和沉积面(surface volume, SV)分别代表反应堆内各位置处的介质属性和沉积面属性, 并通过连接体(junction, JN)建立控制体之间的上下游关系。虽然这种方法难以捕捉单个部件内的局部流动细节, 但因其显著降低了计算成本, 使模拟的空间尺度得以扩展, 更适用于复杂系统中气溶胶的空间分布及瞬态行为分析, 尤其适合反应堆一回路这样的复杂系统。

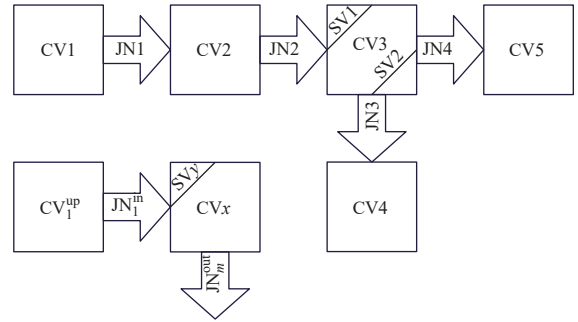


图 2 系统级分析方法

Fig. 2 System-level analysis method

每个控制体和连接体中的流体参数变化首先由热工水力分析程序(如 TINTe^[32])提前计算获得。本文继承与离散-分区模型一致的有限个离散单体粉尘浓度 n_i 和有限个体积分区粉尘浓度积分值 N_k 来表征粉尘的粒径分布。为便于说明, 本节中将各单体浓度与各分区积分浓度统一记为 n_i , 并将分区的体积平均值记为 v_i , 用于表征该分区内全部颗粒的尺寸。对于尺寸为 v_i 的粉尘, 其在控制体 CVx 中的浓度 n_i^x 的变化率为:

$$\frac{dn_i^x(t)}{dt} = \sum_{l=1}^{N_{up}^x} \frac{n_i^l U_{\infty}^l(t) A^l}{V^x} - \sum_{m=1}^{N_{out}^x} \frac{n_i^m U_{\infty}^m(t) A^m}{V^x} - \sum_{y=1}^{N_{sur}^x} \delta_i^{x,y}(t) n_i^x(t) + \frac{dn_{i,co}^x(t)}{dt} \quad \begin{matrix} x = 1, 2, \dots, N_{cv} \\ i = 1, 2, \dots, N_{sz} \end{matrix} \quad (17)$$

式中: n_i^x 为控制体 CVx 中尺寸为 v_i 粉尘的浓度; N_{up}^x 为与 CVx 相连的上游控制体数量; n_i^l 为上游控制体 CVl 中尺寸为 v_i 粉尘的浓度; U_{∞}^l 为上游连接

体 JNl 的介质平均流速; A^l 为 JNl 的流通面积; V^x 为 CVx 的体积; N_{out}^x 为与 CVx 相连的出口连接体数量; U_{∞}^m 为出口连接体 JNm 的介质平均流速; A^m

为 JNm 的流通面积; N_{sur}^x 为 CVx 中的沉积面个数; $\delta_{i,y}^{x,y}$ 为 CVx 中沉积面 SVy 对尺寸为 v_i 粉尘的沉积率, 由式(10)计算; N_{cv} 为系统中控制体的总数; N_{sz} 为离散体数量和分区数量的总和; 右侧第 1 项表示来自上游控制体注入对 CVx 中粉尘浓度变化率的贡献, 第 2 项表示出口连接体泄出对 CVx 中粉尘浓度变化率的贡献, 第 3 项表示 CVx 中粉尘的沉积消失率, 第 4 项表示 CVx 中粉尘的凝并产生率, 由离散-分区模型计算。

本文采用 Crank-Nicolson 格式对式(17)进行离散处理。在每一个时间步内, 首先根据初始条件或上一时间层各控制体中的气溶胶属性, 分别对每个控制体独立开展凝并与沉积计算, 从而获得该时间步内各控制体的沉积消失率和凝并产生率。随后, 将这些结果代入式(17)的离散形式, 利用迭代法求解, 从而模拟一回路中石墨粉尘在对流、凝并与沉积协同作用下的迁移行为。

2 方法验证

2.1 连续碰撞区自保持分布模拟分析

在离散-分区模型中, 离散域和分区域的粉尘浓度分别通过式(18)和式(19)转化为粉尘浓度谱 $n(v)$ 。进一步地, 利用式(20)和式(21)对粉尘体积 v 和粉尘浓度谱 $n(v)$ 进行无量纲化处理, 得到无量纲体积 η_1 和无量纲体积分布谱 $\psi_1(\eta_1)$ 。对于封闭体系中的气溶胶, 经历较长时间的凝并发展后, $\psi_1(\eta_1)$ 将趋于稳定, 此稳定状态称为气溶胶的自保持分布。

$$n(v) = \frac{n_i}{v_0} \quad v_i - \frac{v_0}{2} < v \leq v_i + \frac{v_0}{2} \quad (18)$$

$$n(v) = \frac{N_k}{v_{k+1} - v_k} \quad v_k < v \leq v_{k+1} \quad (19)$$

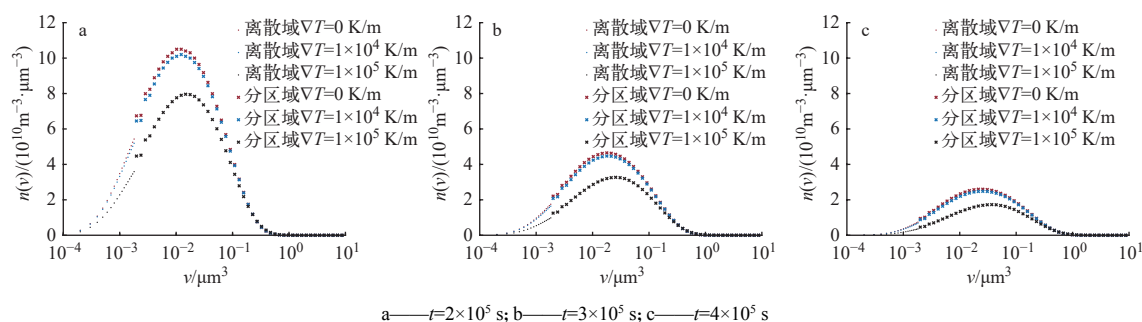


图 4 布朗扩散和热泳协同凝并作用下浓度分布谱的变化

Fig. 4 Concentration spectrum variation under synergistic coagulation of Brownian diffusion and thermophoresis

$$\eta_1 = \frac{v}{\bar{v}} \quad (20)$$

$$\psi_1(\eta_1) = \frac{\bar{v}n(v)}{N} \quad (21)$$

式中: v_k 与 v_{k+1} 为第 k 分区域体积的上下界; \bar{v} 为气溶胶的平均体积; N 为气溶胶的总浓度。

Vemury 等^[33] 采用离散-分区模型模拟了布朗凝并作用下气溶胶连续碰撞区的自保持分布, 图 3 示出该结果与本文所得到的布朗凝并自保持分布的对比。图 4 示出在布朗扩散和热泳协同作用下, 不同温度梯度对凝并发展的影响。在计算过程中, 离散-分区模型的计算精度主要取决于分区因子的设置, 分区因子越小, 精度越高, 在本文各模拟中已提前对分区因子进行了敏感性分析, 确保计算精度和效率的平衡。在本文模拟中, 分区因子设为 1.2, 单体粉尘的体积取为 $1 \times 10^{-4} \mu\text{m}^3$, 初始总浓度为 $1 \times 10^{13} \text{m}^{-3}$, 颗粒密度为 1720kg/m^3 , 介质是温度为 900 K、压力为 4 MPa 的氦气, 自保持分布对比算例中粉尘颗粒的初始粒径分布为单谱分布, 协同凝并算例则为对数正态分布。此外需要说明, 为了与参考解保持一致, 本文计算未对

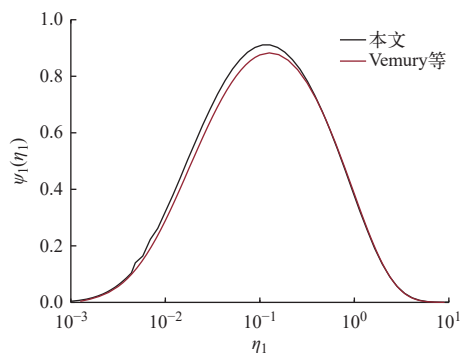


图 3 连续碰撞区布朗凝并的自保持分布

Fig. 3 Self-sustaining distribution in continuous collision zone of Brownian coagulation

布朗扩散系数进行滑移修正。

由图3可看出,本文计算结果略高于 Vemury 等的结果。这一差异主要源于凝并方程形式的不同,导致求解精度的差异: Vemury 等基于体积平方求解凝并方程,而本文则采用基于数量浓度的求解方式。然而,两种自保持分布的结果整体上较为吻合,表明本文的计算方法具有合理性和准确性。由图4可看出,随着时间的推移,小尺寸粉尘不断通过凝并形成大尺寸粉尘,导致气溶胶的平均体积增大,同时由于体积守恒,总浓度不断下降。当温度梯度为 0 K/m 时,仅有布朗扩散导致粉尘凝并。随着温度梯度的增加,热泳对凝并速率的贡献逐渐增强,这与王开元等^[25]基于 LSN-MOM 求解凝并方程得到的结论一致。

2.2 粉尘对流解析解对比分析

为了验证系统级对流分析方法的合理性,本文参考 Yoon 等^[14]对 GAMMA-FP 的验证方法,构建了如图5所示的直管模型。该模型由5个相同的控制体和5个相同的连接体组成,每个控制体的长度为 1 m,体积为 1 m³,每个连接体的流通面积为 0.25 m²。初始时刻,控制体 CV1 中的粉尘浓度为 $9.008\ 97 \times 10^{-7}$ kg/m³,其余控制体中不含粉尘。介质以 0.01 m/s 的流速从 CV1 流入直管,沿管道无沉积地流动,最终从 CV5 流出。各控制体中粉尘浓度随时间变化的解析解可由式(22)计算。图6示出各控制体中粉尘浓度随时间的变化,结果表明,系统级分析方法的计算结果与解析解高度相符,验证了本文方法的合理性。

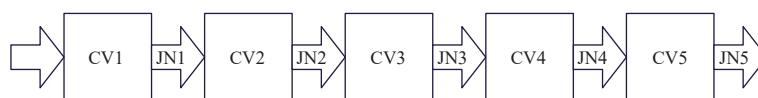


图5 粉尘对流解析解对比算例

Fig. 5 Comparison example of analytical solution for dust convection

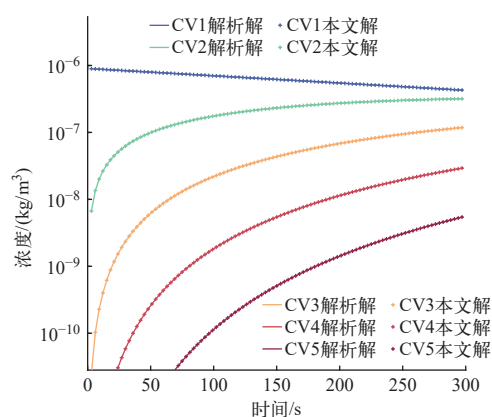


图6 系统级分析方法与解析解的对比

Fig. 6 Comparison between result of system-level analysis method and analytical solution

$$n_x(t) = \alpha^{x-1} n_1(t=0) t^{x-1} \frac{e^{-\alpha t}}{(x-1)!} \quad (22)$$

式中, $\alpha = U_\infty A/V$, 在本算例中为 0.012 5。

2.3 STORM 实验模拟分析

为了量化气溶胶在反应堆中的沉积和重悬浮效应,经合组织核能署(OECD/NEA)于1996年采纳了第40号国际标准问题(ISP-40)^[34],并在欧盟委员会联合中心的STORM装置^[35]中开展了相应的气溶胶沉积与重悬浮两个阶段的实验(SR11)。

本文通过对气溶胶沉积阶段实验进行模拟,验证多行为耦合粉尘迁移分析方法的合理性。

STORM 气溶胶沉积实验段为1根长为 5.005 5 m、直径为 63 mm 的直管。在沉积阶段,混合物气体以表1所转载气质量流量流入融合罐中与 SnO₂ 粉尘形成气溶胶,并输送至实验段。在 9 000 s 的气溶胶流动沉积过程中,管道内的热工水力条件几乎保持恒定。SnO₂ 的质量流量为 3.83×10^{-4} kg/s,密度取为 4 000 kg/m³,导热系数取为 11 W/(m·K)。流入粉尘的初始粒径概率密度服从式(23)所示的对数正态分布:

$$f(D_p) = \frac{1}{\sqrt{2\pi D_p \ln \sigma_g}} \exp \left[-\frac{\ln^2(D_p/d_g)}{2 \ln^2 \sigma_g} \right] \quad (23)$$

式中: $d_g = 0.43 \mu\text{m}$ 为几何平均直径; $\sigma_g = 1.7$ 为几

表1 沉积阶段载气质量流量

Table 1 Carrier gas mass flow rate in deposition phase

气体	质量流量/(10 ⁻² kg/s)
水蒸气	1.106 0
氮气	0.546 7
空气	0.572 8
氩气	0.719 4
氦气	0.011 9

何标准偏差。

由于介质的温度梯度影响热泳速度,本文采用 Dittus-Boelter(D-B)公式(式(24))计算努塞尔数 Nu ,并继而通过介质与壁面的温度分布确定管道中各位置的温度梯度。Cunningham 滑移修正系数 C_c 采用 Allen 推荐的公式^[36] 计算:

$$Nu = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4} \quad (24)$$

$$C_c = 1 + 1.17Kn + 0.525Kn \cdot e^{-0.78/Kn} \quad (25)$$

本文将 STORM 沉积段划分为 20 个等尺度的控制体以及 19 个连接体,并取离散-分区模型的单体粉尘体积为 $1 \times 10^{-5} \mu\text{m}^3$,分区因子为 1.3。依据上述模型,计算得到在 9 000 s 时管内的总沉积量为 257.2 g,其中热泳机制的贡献占总沉积量的 71.6%,为主要因素,如图 7 所示。相比之下,实验实测值为 162 g,低于计算结果。经过分析,误差可能源于以下几个方面:一方面,实验管道中存在大量法兰连接使实验段难以保持理想的光滑直管条件,同时入口段效应也进一步增加了流场的复杂性,导致实际沉积量与理想模型间存在差异。另一方面,此模拟中直接利用了项目报告中提供的介质与壁面的温度分布,并通过理想气体状态方程和恒定的介质质量流量折算各个控制体的进出口体积流量,这可能与现实情况有所区别。此外,本模拟所使用的颗粒尺寸分布假设为对数正态分布,而实际实验条件下颗粒粒径分布可能存在一定偏离,这种差异将对小尺寸颗粒的热泳沉积与大尺寸颗粒的湍流沉积过程产生显著影响。但总体而言,本文计算结果与实测值仍基本相符,并与国际上其他程序的模拟结果(图 7)具有良好的 consistency,验证了本文方法的有效性和适用性。

若在本文数值模型中忽略凝并效应,管内总沉积量将增加约为 0.01 g,这是由于管内沉积的主导机制为热泳,而热泳主要作用于小尺寸颗粒。凝并过程促使气溶胶体系的平均粒径增大,减少了管内小尺寸颗粒的数量,从而抑制了热泳沉积。然而,与总沉积量相比,这一效应的影响较小。图 8 示出 3 种粉尘的浓度分布谱:注入粉尘、同时考虑凝并与沉积的出口粉尘以及仅考虑沉积的出口粉尘。可以看出,进、出口浓度分布的下降主要由沉积作用导致,考虑凝并与不考虑凝并的曲线几乎重合,再次体现了 STORM 沉积段的工况下,凝并对沉积的影响较为微弱。

3 氦气导管粉尘迁移行为模拟分析

氦气导管作为堆芯与蒸汽发生器之间冷却剂交换的桥梁,其在机组运行的整个寿期内不会进行更换^[37]。从堆芯释放的粉尘会持续通过有较大温度梯度的圆形内管输送至蒸汽发生器,因而会发生一定的放射性粉尘沉积,从而带来潜在安全隐患。为分析真实反应堆中石墨粉尘的迁移行为,本文以 HTR-10 氦气导管的内管区域为研究对象,开展模拟分析。此模拟中的氦气导管温度梯度分布采用彭威等^[38] 基于 CFD 的分析结果,表 2 列出计算所需的其他关键输入参数。

本文将内管划分为 20 个相同的控制体与 19 个连接体,单体粉尘体积取为 $2 \times 10^{-4} \mu\text{m}^3$,分区因子取为 1.5 进行模拟,如图 9 所示。在模拟初期,各控制体气空间中粉尘浓度随时间的变化表明,由于氦气流速较快,管道内粉尘的对流、凝并与沉积过程能够迅速达到平衡,因而粉尘浓度在较短时间内趋于稳定。同时,由于沉积量相对有

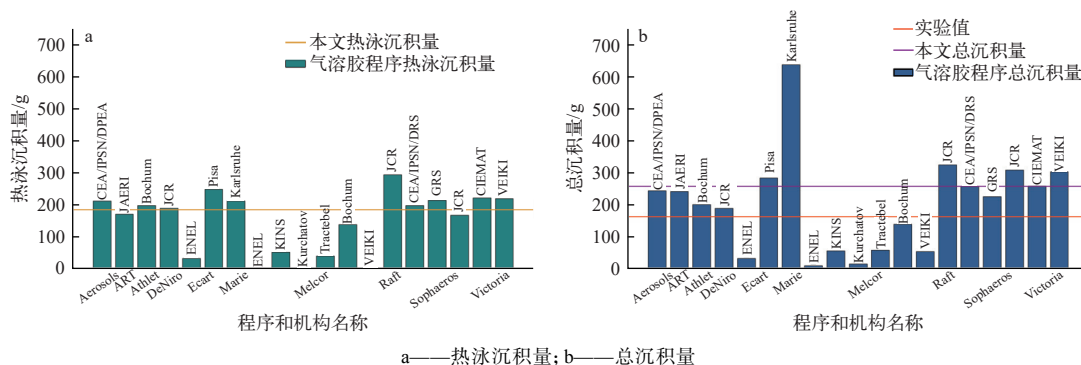


图7 STORM 沉积实验计算结果

Fig. 7 Calculation result of STORM desposition experiment

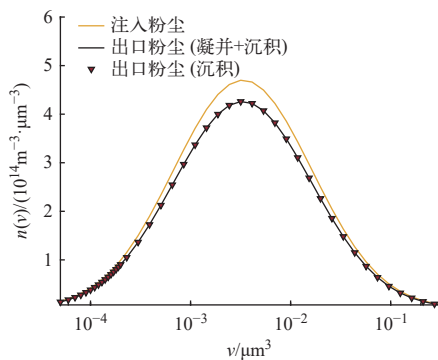


图8 粉尘浓度分布谱

Fig. 8 Dust concentration distribution spectrum

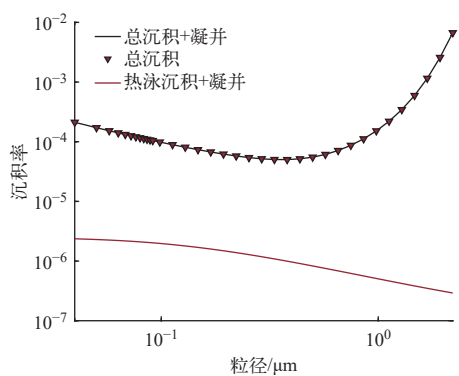


图10 粉尘沉积率分布

Fig. 10 Dust deposition rate distribution

表2 关键输入参数

Table 2 Key input parameter

运行条件		粉尘参数	
参数	参数值	参数	参数值
进口氦气流速, m/s	43.1	密度, kg/m ³	1 720
进口氦气温度, K	1 023.15	导热系数, W/mK	44
进口氦气压强, MPa	3	注入质量流量, kg/s	6.342×10 ⁻⁷
内管长度, m	4.549	几何平均直径, m	2.2×10 ⁻⁶
内管直径, m	0.304	几何标准偏差	1.9

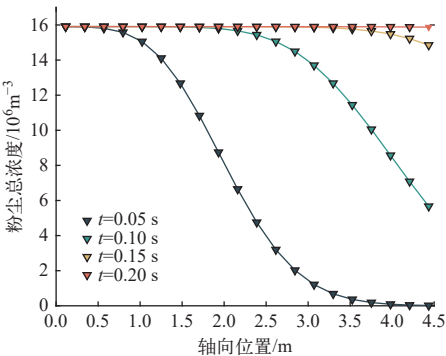


图9 粉尘浓度分布

Fig. 9 Dust concentration distribution

限,入口控制体与出口控制体之间的粉尘浓度差异并不显著。

在浓度分布趋于稳定后,图10分别给出3种情形下(考虑综合沉积特性与凝并、仅考虑综合沉积特性和考虑热泳沉积与凝并)各粒径粉尘在管内总沉积率的对比。结果显示,凝并效应对氦气导管内粉尘沉积特性的影响较小,而热泳沉积也并非主要沉积机制。具体而言,随着粉尘粒径的增大,热泳沉积率逐步降低,与此同时,原先由布朗扩散主导的湍流沉积机制开始逐渐向惯性沉积机制转变;在较高的氦气流速作用下,大粒径粉尘

的惯性沉积率更高,对总沉积率贡献更大。

需要说明,上述沉积率指的是内管对总粉尘浓度的减少率,系通过直接统计出入口各尺寸粉尘数量变化份额得出的,并非基于式(10)的计算值。图10所示结果与彭威等基于分析解的计算结果一致,从而进一步验证了本文模型的合理性。然而,由于本文在模拟中采用了较为保守的假设(即均匀的氦气流速与温度分布),且尚未充分考虑热泳沉积与湍流沉积之间可能存在的协同效应,导致本文对大粒径粉尘沉积率的计算结果偏高。最终,本文得到的内管总沉积率为 8.8×10^{-4} ,略高于文献[38]给出的 3.9×10^{-4} ,但这一差异仍在合理范围内,并证明了多行为耦合粉尘迁移计算方法的可行性与合理性。

4 结论

本文针对高温气冷堆一回路石墨粉尘迁移问题,提出了多行为耦合分析方法,并验证了方法的合理性与在高温气冷堆系统中的适用性,所得结论如下。

1) 基于离散-分区模型,成功模拟了布朗扩散与热泳协同作用下的气溶胶凝并过程,结果表明热泳对凝并速率的贡献随温度梯度的增大而愈发显著,且随着凝并的进行,封闭体系中气溶胶的平均体积增加、总浓度降低,与物理预期相符。

2) 将所提出的系统级粉尘对流分析方法与粉尘对流解析解进行对比,证明了本文方法在描述粉尘对流行为方面的正确性。

3) 为验证粉尘沉积计算方法与多行为耦合分析的合理性,针对STORM实验中的沉积段进行了模拟,结果显示热泳是主要的沉积机制,且模拟

得到的总沉积量与实测值基本吻合, 与国际其他模拟程序的计算结果也较为接近。

4) 在 HTR-10 氦气导管满功率运行条件下, 对内管粉尘迁移进行了数值仿真, 所得到的粉尘沉积率分布与文献分析解基本相符, 进一步验证了本文方法在高温气冷堆系统中的适用性。此外, 结果表明, 凝并对氦气导管内管中的粉尘沉积影响相对较小。

综上所述, 本文多行为耦合分析方法对预测高温气冷堆一回路石墨粉尘的迁移行为具有良好的准确性与适用性, 为开展高温气冷堆粉尘安全分析及系统优化提供了可靠的技术途径。后续研究可在多物理场耦合、复杂几何结构及瞬态运行条件下对该方法进行拓展与验证, 从而为高温气冷堆的设计与安全评估奠定更加坚实的理论与实践基础。

参考文献:

- [1] ZHANG Z, WU Z, SUN Y, et al. Design aspects of the Chinese modular high-temperature gas-cooled reactor HTR-PM[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2006, 236(5/6): 485-490.
- [2] ZHANG Z, DONG Y, LI F, et al. Loss-of-cooling tests to verify inherent safety feature in the world's first HTR-PM nuclear power plant[J]. *Joule*, 2024, 8(7): 2146-2159.
- [3] SUN Q, PENG W, YU S, et al. A review of HTGR graphite dust transport research[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 360: 110477.
- [4] HUMRICKHOUSE P W. HTGR dust safety issues and needs for research and development [R]. US: Idaho National Laboratory, 2011.
- [5] CAO C, CHEN J, LIANG J, et al. Advanced full-core modeling of fission product release in pebble-bed high-temperature gas-cooled reactors[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2025, 215: 111240.
- [6] 彭威, 张天琦, 甄亚男, 等. 高温气冷堆蒸汽发生器中石墨粉尘重悬浮规律研究[J]. *原子能科学技术*, 2013, 47(9): 1560-1564.
PENG Wei, ZHANG Tianqi, ZHEN Yanan, et al. Study of graphite dust resuspension in steam generator of HTR[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2013, 47(9): 1560-1564(in Chinese).
- [7] 石倩, 张天琦, 于溯源. 高温气冷堆蒸汽发生器中粉尘颗粒的重悬浮特性[J]. *中国粉体技术*, 2023, 29(4): 1-10.
SHI Qian, ZHANG Tianqi, YU Suyuan. Resuspension characteristic of dust particles in steam generator of high temperature gas-cooled reactor[J]. *China Powder Science and Technology*, 2023, 29(4): 1-10(in Chinese).
- [8] 彭威, 杨小勇, 于溯源, 等. 高温气冷堆氦气主流区中石墨粉尘运动特性初步分析[J]. *核动力工程*, 2012, 33(5): 140-144.
PENG Wei, YANG Xiaoyong, YU Suyuan, et al. Preliminary analysis of graphite dust motion in helium mainstream for HTR[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2012, 33(5): 140-144(in Chinese).
- [9] QIAN S, JIANG M, LIU Z. Inertial migration of aerosol particles in three-dimensional microfluidic channels[J]. *Particuology*, 2021, 55: 23-34.
- [10] 雒晓卫, 华宏亮, 于溯源. 10 MW 高温气冷堆氦气流中石墨粉尘的凝并发展[J]. *原子能科学技术*, 2006, 40(3): 311-315.
LUO Xiaowei, HUA Hongliang, YU Suyuan. Coagulating evolution of graphite dust in helium flow of 10 MW high-temperature gas-cooled reactor[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2006, 40(3): 311-315(in Chinese).
- [11] YU M, KOIVISTO A J, HÄMERI K, et al. Size dependence of the ratio of aerosol coagulation to deposition rates for indoor aerosols[J]. *Aerosol Science and Technology*, 2013, 47(4): 427-434.
- [12] 陈志鹏, 于溯源. 高温气冷堆一回路管道内石墨粉尘沉积模型分析[J]. *过程工程学报*, 2010, 10(增刊 1): 211-215.
CHEN Zhipeng, YU Suyuan. Analysis of graphite dust deposition model in primary pipeline of high temperature gas-cooled reactor[J]. *The Chinese Journal of Process Engineering*, 2010, 10(Suppl.1): 211-215(in Chinese).
- [13] 李健. 高温气冷堆源项分析方法研究与自主程序研发[D]. 北京: 清华大学, 2019.
- [14] YOON C, HONG S L. Development and validation of the aerosol transport module gamma-FP for evaluating radioactive fission product source terms in a VHTR[J]. *Nuclear Engineering and Technology*, 2014, 46(6): 825-836.
- [15] MERRILL B J, HUMRICKHOUSE P W, SHARPE J P. An aerosol resuspension model for MELCOR for fusion[J]. *Fusion Engineering and Design*, 2011, 86(9/10/11): 2686-2689.
- [16] STASSEN L. Validation of the plate-out model in the RADAX code used for plate-out and dust activity calculations at PBMR[R]. [S. l.]: [s. n.], 2006.
- [17] van der MERWE J J, CLIFFORD I. Development and application of the PBMR fission product release calculation model[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2008, 238(11): 3092-3101.

- [18] HE C, AHMADI G. Particle deposition with thermophoresis in laminar and turbulent duct flows[J]. *Aerosol Science and Technology*, 1998, 29(6): 525-546.
- [19] TALBOT L, CHENG R K, SCHEFER R W, et al. Thermophoresis of particles in a heated boundary layer[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1980, 101: 737-758.
- [20] ROSNER D E, ARIAS-ZUGASTI M. Thermophoretically dominated aerosol coagulation[J]. *Physical Review Letters*, 2011, 106(1): 015502.
- [21] WANG K, YU S, PENG W. Evaluation of thermophoretic effects on graphite dust coagulation in high-temperature gas-cooled reactors[J]. *Particuology*, 2020, 51: 45-52.
- [22] SAJO E. Evaluation of the exact coagulation kernel under simultaneous Brownian motion and gravitational settling[J]. *Aerosol Science and Technology*, 2008, 42(2): 134-139.
- [23] SAJO E. Update and erratum on the numerical evaluation of the exact coagulation kernel for simultaneous Brownian motion and gravitational settling[J]. *Aerosol Science and Technology*, 2010, 44: 916.
- [24] 雒晓卫. 10 MW 高温气冷堆中石墨粉尘行为研究[D]. 北京: 清华大学, 2005.
- [25] 王开元, 彭威, 于溯源. 颗粒凝并演化过程的对数偏差矩方法研究[C]//第十一届海峡两岸超微颗粒学术研讨会暨中国颗粒学会超微颗粒专委会 2019 年会摘要集. [出版地不详]: [出版者不详], 2019.
- [26] WINIWARTER W. A calculation procedure for the determination of the collection efficiency in annular denuders[J]. *Atmospheric Environment*, 1989, 23(9): 1997-2002.
- [27] RADER D J, MARPLE V A. Effect of ultra-Stokesian drag and particle interception on impaction characteristics[J]. *Aerosol Science and Technology*, 1985, 4(2): 141-156.
- [28] FAN F G, AHMADI G. A sublayer model for turbulent deposition of particles in vertical ducts with smooth and rough surfaces[J]. *Journal of Aerosol Science*, 1993, 24(1): 45-64.
- [29] 魏明哲, 张易阳, 吴莘馨, 等. 颗粒-壁面相互作用对石墨粉尘在高温气冷堆蒸汽发生器换热管表面沉积过程的影响[J]. *原子能科学技术*, 2016, 50(8): 1369-1374. WEI Mingzhe, ZHANG Yiyang, WU Xinxin, et al. Effect of particle-wall interaction on graphite dust deposition on HTGR steam generator tube[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2016, 50(8): 1369-1374(in Chinese).
- [30] TANG Y, GUO B, RANJAN D. Numerical simulation of aerosol deposition from turbulent flows using three-dimensional RANS and LES turbulence models[J]. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2015, 9(1): 174-186.
- [31] TIAN L, AHMADI G. Particle deposition in turbulent duct flows—Comparisons of different model predictions[J]. *Journal of Aerosol Science*, 2007, 38(4): 377-397.
- [32] GERWIN H, SCHERER W, TEUCHERT E. The TINTÉ modular code system for computational simulation of transient processes in the primary circuit of a pebble-bed high-temperature gas-cooled reactor[J]. *Nuclear Science and Engineering*, 1989, 103(3): 302-312.
- [33] VEMURY S, KUSTERS K A, PRATSINIS S E. Time-lag for attainment of the self-preserving particle size distribution by coagulation[J]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 1994, 165(1): 53-59.
- [34] ALFREDO D L R, JOAQUIM A. International standard problem No. 40: Aerosol deposition and resuspension[R]. [S. l.]: NEA, 1999.
- [35] BUJAN A, AMMIRABILE L, BIELIAUSKAS A, et al. ASTEC V1.3 code SOPHAEROS module validation using the STORM experiments[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2010, 52(8): 777-788.
- [36] ALLEN M D, RAABE O G. Slip correction measurements of spherical solid aerosol particles in an improved Millikan apparatus[J]. *Aerosol Science and Technology*, 1985, 4(3): 269-286.
- [37] HUANG Z Y, ZHANG Z M, YAO M S, et al. Design and experiment of hot gas duct for the HTR-10[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2002, 218(1/2/3): 137-145.
- [38] 彭威, 甄亚男, 杨小勇, 等. 高温气冷堆热气导管中石墨粉尘沉积特性分析[J]. *原子能科学技术*, 2013, 47(5): 816-821. PENG Wei, ZHEN Yanan, YANG Xiaoyong, et al. Analysis of graphite dust deposition in hot gas duct of HTGR[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2013, 47(5): 816-821(in Chinese).