

加力燃烧室用气冷喷油杆结焦特性数值研究^{*}

周 雄¹, 康玉东¹, 康 松¹, 邓远灏¹, 钟世林¹, 刘国柱²

(1. 中国航发四川燃气涡轮研究院, 四川 成都 610500;

2. 天津大学 化工学院, 天津 300072)

摘 要: 为阐明实际工作环境参数下气冷喷油杆内燃油结焦速率与沉积厚度等特性, 建立沿喷杆轴向的一维非稳态热-流-固耦合换热与燃油结焦计算模型, 获得了喷杆壁面与燃油温度、结焦速率与相对结焦厚度等参数沿程分布。分析了燃油进口温度和质量流量对燃油结焦特性的影响, 并与无气冷喷杆方案结果进行了对比。计算结果表明: 燃油温度沿轴向逐渐升高, 喷杆壁温在底端达到峰值。基准工况下气冷喷杆结焦速率和结焦厚度均沿轴向先升高后降低。结焦速率最大为 $26\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$, 对应相对结焦沉积厚度0.6%。无气冷喷杆方案, 在喷杆前端和底部各存在一结焦峰值区域。结焦速率峰值分别为 $398\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$ 和 $807\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$, 对应相对结焦沉积厚度8%和15%。固定燃油进口流量, 随着燃油进口温度升高, 结焦速率显著增大, 喷杆内结焦总质量呈指数级增长趋势。固定燃油进口温度, 进口流量越大, 结焦速率略有增大, 结焦总质量仅呈线性增长趋势。相较于无气冷喷杆, 气冷喷杆可显著降低喷杆壁面与燃油温度, 从而大幅抑制结焦生成。

关键词: 气冷喷油杆; 一维非稳态换热; 燃油结焦; 燃油进口参数; 数值模拟; 加力燃烧室

中图分类号: V231.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4055 (2020) 06-1340-11

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 190577

Numerical Studies on Fuel Deposition Characteristics in an Afterburner Air-Cooled Fuel Injector

ZHOU Xiong¹, KANG Yu-dong¹, KANG Song¹, DENG Yuan-hao¹, ZHONG Shi-lin¹, LIU Guo-zhu²

(1. AECC Sichuan Gas Turbine Establishment, Chengdu 610500, China;

2. School of Chemical Engineering and Technology, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: In order to investigate the fuel deposition rate and deposit thickness in an air-cooled injector under actual working conditions, a one-dimensional unsteady heat-fluid-solid coupled heat transfer and fuel deposition model along the axial direction of the injector was proposed. Distributions of both injector wall and fuel temperature, deposition rate and relative deposit thickness were obtained. Effects of both inlet fuel temperature and mass flow rate on deposition characteristics were studied and compared with a non-air-cooled fuel injector. Results show that the fuel temperature increases along the axial direction, and the wall temperature reaches its peak at the bottom of the injector. For the air-cooled injector, the deposition rate and deposit thickness first increase and then decrease along the axial direction under the basic condition. The maximum deposition rate is $26\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$, corresponding to a relative deposit thickness of 0.6%. For the non-air-cooled injector, there are two deposition peak areas respectively located at the front and bottom of the injector. Peak values of deposition rate are $398\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$ and $807\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$ respectively, corresponding to relative deposit thicknesses of 8% and 15%.

^{*} 收稿日期: 2019-08-22; 修订日期: 2019-11-28。

基金项目: 国家自然科学基金(1522605)。

通讯作者: 周 雄, 博士, 工程师, 研究领域为加力及冲压燃烧室气动与热防护设计技术。E-mail:zhouxiong315@sina.com

引用格式: 周 雄, 康玉东, 康 松, 等. 加力燃烧室用气冷喷油杆结焦特性数值研究[J]. 推进技术, 2020, 41(6):1340-1350. (ZHOU Xiong, KANG Yu-dong, KANG Song, et al. Numerical Studies on Fuel Deposition Characteristics in an Afterburner Air-Cooled Fuel Injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2020, 41(6):1340-1350.)

With a fixed inlet mass flow rate, the deposition rate increases significantly as increasing the inlet temperature, and the total deposit mass shows an exponential growth trend. With a fixed inlet temperature, the deposition rate just increases slightly with the increase of inlet mass flow rate, and total deposit mass increases linearly. Compared with the non-air-cooled injector, both wall and fuel temperature can be reduced greatly with the air-cooled one, thus the deposit formation can be significantly inhibited.

Key words: Air-cooled fuel injector; One-dimensional unsteady heat transfer; Fuel deposition; Fuel inlet parameters; Numerical simulation; Afterburner

1 引言

涡轮冲压组合发动机适用于飞行任务马赫数为0到4+的超声速飞行器^[1]。在高马赫数工作时,为了保证发动机零件及飞行器舱室内部元组件安全,可以利用燃油的物理及化学热沉来进行冷却^[2-3]。当燃油吸热升温高于150℃时就会与其中的溶解氧发生氧化反应生成结焦^[4-5],堵塞喷油杆喷孔,导致燃烧性能恶化,甚至造成发动机无法运行等严重后果。

对喷油杆进行气冷热防护是一种抑制燃油结焦的有效方法^[6]。相关国外研究鲜有报道,国内白兴艳、邢菲等^[7-8]首先提出加力燃烧室用气冷气动雾化喷油杆,在不供油下研究了喷油杆冷却性能和喷油杆冷却结构改进。闫宝华等^[9]对新型外涵引气冷却双层壁加力喷油杆的冷气流动特性进行了实验模拟研究,并开展了热态的冷却特性模拟实验。刘友宏等^[10]计算研究了不同风兜面积对气冷喷油杆引气率、冷气流量分布、壁面冷却效果、最高壁温等影响。上述研究均在不通油下开展,因而无法对喷油杆内的结焦特性进行研究。另一方面,目前国内外学者基本采用电加热或固定壁温等方法在细长单管上开展结焦特性研究^[4,11-14],研究了燃油进口雷诺数、供油压力、实验管壁温等参数对结焦特性的影响,及通道预氧化抑制结焦机理等。实际喷杆处于涡轮后高温来流燃气中,喷杆尺寸、供油流量等参数均与结焦实验^[4,11-14]中采用的物理模型和参数相差甚远。郭成富等^[15]利用放置于均热管中的无气冷喷油杆开展通断油循环实验,研究了均热管温度(模拟喷油杆与燃气的热平衡温度)对喷油杆流量特性及结焦质量的影响。但实验无法获得喷油杆内热-流-固耦合换热及结焦沉积分布等结果。因此基于带隔热套的气冷喷油杆方案,在发动机真实环境下进行的喷杆换热及燃油结焦特性研究在文献中还未有报道。

为了研究真实环境下喷杆内的结焦特性以及气冷防护抑制燃油结焦的效果,本文基于带隔热套的气冷喷油杆结构方案,采用数值计算方法来研究喷

油杆内热-流-固耦合换热与燃油结焦特性,研究了燃油进口温度及流量(亦即供油压力)等供油参数对结焦特性的影响,并与无气冷喷杆方案计算结果进行了对比。

2 方法

2.1 物理模型

图1为带隔热套的气冷喷油杆方案,隔热套总长265mm,最大宽度42mm。隔热套内有两只喷油杆,喷油杆内径3mm,外径沿轴向从9mm递减到5mm。每根喷油杆上各开有14个喷嘴,RP-3航空煤油沿喷油杆轴向依次从喷嘴喷出,喷嘴喷孔直径均为 $d=0.55\text{mm}$ 。隔热套侧面围绕喷油杆喷嘴开有气孔,隔热套与喷油杆之间的冷却空气依次从气孔流出。

2.2 自氧化结焦计算方法

本文计算工况中燃油温度不超过450℃,达不到裂解结焦温度范围^[11-12],因此结焦类型为自氧化结焦。Giovanetti等^[16],Deshpande等^[17]和Krazinski等^[18]先后发展了两步总包反应、三步总包反应和固相表面/液相反应机理并给出结焦沉积速率计算方法。但以上模型要么不完善、要么计算参数精度低,计算结果与实验值偏差较大。Chin等^[19]在固相表面/液相反应机理基础上考虑温度与溶解氧浓度分布不均匀性,获得精确的化学动力学参数。此外还考虑了结焦前体粘附到壁面的概率,计算精度明显提升,结焦沉积速率计算值与实验值吻合较好。Chin等^[19]提出的自氧化结焦机理是燃油温度超过150℃后燃油中碳氢分子与溶解氧发生液相自氧化反应,生成结焦前体。之后结焦前体和氧气通过扩散到达壁面附近,达到壁面的结焦前体有两条发展路径:(1)直接在壁面沉积下来;(2)到达壁面的结焦前体、氧气和燃油组分在壁面处发生固相表面化学反应,生成“潜在沉积”,随后在壁面沉积下来。相应的结焦速率计算式如(1)所示。液相自氧化反应:燃油+氧气 $\longrightarrow$ 结焦前体。固相表面反应:燃油+结焦前体(近壁面)+氧气(近壁面) $\longrightarrow$ 燃油+潜在的沉积。

$$V_{DR} = \left\{ \psi_1 X_p^{0.25} Re^{0.65} \left(\frac{0.03}{d_1} \right)^{0.2} + \right. \\ \left. \psi_2 \exp \left(\frac{-E_w}{0.5(T_f + T_w)} \right) X_{O_2}^{0.1} X_p^{0.25} Re^{0.65} \left(\frac{0.03}{d_1} \right)^{0.2} \right\} \times \\ \exp \left(\frac{T_w - T_f}{T_w} \right) \times \left(\frac{\sigma}{128 \times 10^{-6}} \right)^{0.2} \times \exp \left(-\frac{6\delta}{d_1} \right) \quad (1)$$

其中

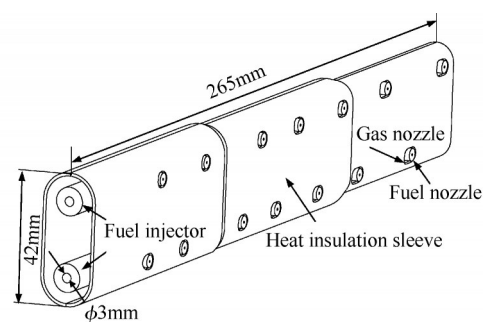
$$\frac{dX_p}{dt} = -\frac{dX_{O_2}}{dt} = A_f \exp \left(-\frac{E_f}{T_f} \right) (1 - X_p) \quad (2)$$

$$\delta = \frac{V_{DR} \cdot \Delta t}{\rho_d} \quad (3)$$

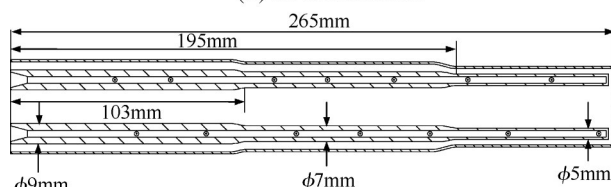
式中 V_{DR} 为燃油结焦速率, 表征单位时间单位管壁面积上的结焦质量; ψ_1, ψ_2 分别为燃油对沉积的影响参数; X_p, X_{O_2} 分别为主流中结焦前体和氧气的浓度; Re 为燃油流动雷诺数; d_1 为喷油杆内径; E_w 为固相表面化学反应的活化能; T_f 为主流中燃油的温度; T_w 为喷油杆壁面温度; σ 为表面粗糙度; δ 为管内壁结焦厚度; A_f 为指前因子; $E_f = E/R$ 为活化能与摩尔气体常数之比; ρ_d 为结焦密度, Δt 为结焦反应时间。

2.3 一维非稳态换热计算方法

如图 2(a) 所示, 高温燃气通过对流换热使隔热套壁温升高, 冷却空气吸收隔热套传递来的热量后温度也升高, 又通过对流换热方式使喷油杆壁温升高。喷油杆内 RP-3 燃油对流冷却喷油杆后油温升高。当油温超过燃油结焦起始温度后, 就会在喷油杆内壁面沉积一层结焦。如图 2(b) 所示, 选择喷油杆轴向位置 x 处长度为 dx 的微元作为研究对象。由于喷杆横向尺寸较小, 温度梯度可以忽略, 故将三维



(a) Overall structure



(b) Axial section diagram

Fig. 1 Schematic diagram of the air-cooled fuel injector

换热简化为沿轴向的一维换热。忽略辐射换热, 分别对隔热套、冷却空气、喷油杆和 RP-3 航煤微元列出能量守恒方程, 得到

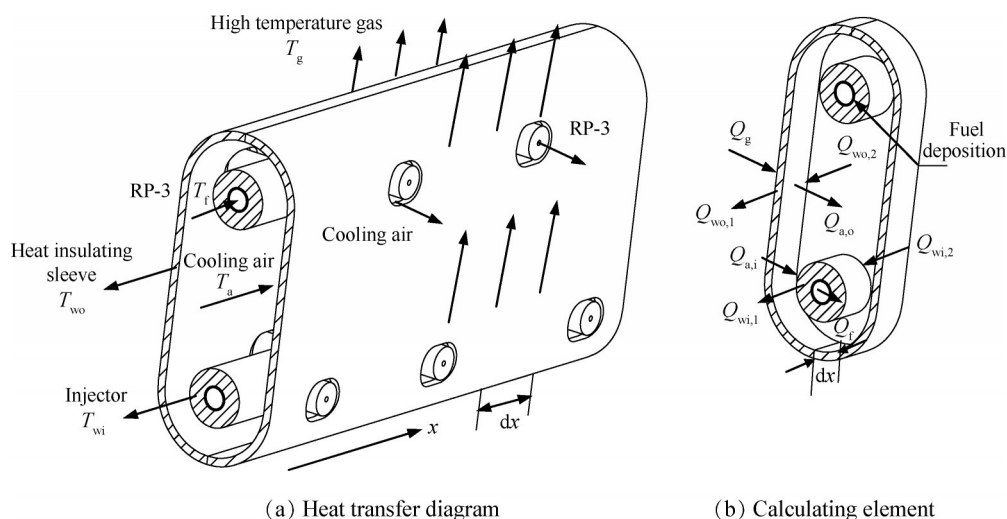
$$Q_g + Q_{wo,2} = \frac{\partial U_{wo}}{\partial t} + Q_{a,o} + Q_{wo,1} \quad (4)$$

$$Q_{a,o} - 2Q_{a,i} = c_{p,a} W_a \Delta T_a + \frac{\partial U_a}{\partial t} \quad (5)$$

$$Q_{a,i} + Q_{wi,2} = \frac{\partial U_{wi}}{\partial t} + Q_{wi,1} + Q_d \quad (6)$$

$$Q_f = c_{p,f} W_f \Delta T_f + \frac{\partial U_f}{\partial t} \quad (7)$$

式中 Q_g 为燃气到隔热套外壁面的对流换热; $Q_{wo,2}$ 和 $Q_{wo,1}$ 为沿隔热套轴向导热; $\partial U_{wo}/\partial t$ 为隔热套微元增加的内能; $Q_{a,o}$ 为隔热套内壁面到冷却空气的对流换热; $Q_{a,i}$ 为冷却空气到喷油杆外壁面的对流换热;



(a) Heat transfer diagram

(b) Calculating element

Fig. 2 Heat transfer of the air-cooled injector

$c_{p,a}$ 为冷却空气定压比热; W_a 为冷却空气质量流量; ΔT_a 为 dx 计算微元对应的空气温升; $\partial U_a/\partial t$ 为空气微元的内能变化; $Q_{wi,2}$ 和 $Q_{wi,1}$ 为沿喷油杆轴向导热; $\partial U_{wi}/\partial t$ 为喷油杆微元增加的内能; Q_d 为喷油杆内壁面到结焦沉积的导热换热; Q_f 为结焦沉积到燃油的对流换热; $c_{p,f}$ 为燃油比热; W_f 为燃油的质量流量; ΔT_f 为 dx 计算微元对应的燃油温升; $\partial U_f/\partial t$ 为燃油微元的内能变化。由于 dx 微元内结焦质量很少,且结焦的导热系数很小,其内能变化与轴向导热可以忽略,因此有

$$Q_d \approx Q_f \quad (8)$$

如图3所示,喷油杆无气冷防护时的能量守恒方程为

$$Q_g + Q_{wi,2} = \frac{\partial U_{wi}}{\partial t} + Q_{wi,1} + Q_d \quad (9)$$

$$Q_f = c_{p,f} W_f \Delta T_f + \frac{\partial U_f}{\partial t} \quad (10)$$

$$Q_d \approx Q_f \quad (11)$$

2.4 换热与结焦计算方法验证

本文采用文献[11]中所得的实验数据对上文换热及氧化结焦计算方法进行验证。实验装置介绍、实验段壁温及结焦速率测量方法详见文献[11]。如图4所示,随着进口 Re_{in} 增加,壁面平均结焦沉积速率呈现逐渐上升趋势,并且上升幅度随 Re_{in} 增加而逐渐增大。如图5所示,实验持续加热60min后结焦大大增加了壁面和燃油间热阻,壁温在90cm~140cm区间出现一明显峰值。图4和图5中数值计算获得的壁面平均结焦沉积速率与管壁温度分布均与实验测量值吻合较好,误差均不超过6%。

2.5 计算工况设置

本文计算工况设置如表1所示。基准工况下,高

温来流燃气温度、冷却空气及燃油温度分别为1200K、700K和453K,燃油流量40g/s。起始时刻燃油中溶解氧和结焦前体浓度分别为70mg/kg和0mg/kg。隔热套、喷油杆、冷却空气与来流高温燃气达到热平衡后开始供油,供油时间8h。本文分别改变燃油进口温度 $T_{f,i}$ 和流量 $W_{f,i}$ 来研究供油参数对结焦特性的影响。

3 结果与讨论

3.1 基准工况下喷杆换热与燃油结焦特性

3.1.1 基准工况下喷杆换热特性

如图6(a)所示,无气冷方案基准工况下,喷油杆内RP-3吸收壁面传递过来的热量,从进口453K逐渐升高到出口处489K。壁温大体沿轴向逐渐升高。在 $x=103\text{mm}$ 和 195mm 处喷油杆直径缩小(图1),高温燃气与喷油杆壁面间对流换热有所减弱,因而这两处壁温会略有下降。由于喷油杆底端无燃油冷却,壁温会迅速升高超过1000K。

如图6(b)所示,基准工况下气冷方案,RP-3油温从进口453K升高至出口456K,相较无气冷方案,燃油温升大幅降低。喷油杆壁温沿轴向稍有下降,到底部又迅速升高。冷却空气进口温度700K,高于燃油进口温度453K。喷油杆一方面被空气加热,另一方面被燃油冷却。冷却空气与燃油沿轴向在各喷嘴与出气孔依次喷出,流量逐渐减少。由于空气对流换热系数远小于燃油,空气加热喷油杆比燃油冷却喷油杆的影响下降更明显,因此喷油杆壁温沿轴向位置逐渐下降。喷油杆底端由于无燃油对流冷却,壁温又有所升高。

一方面燃油依次喷出后流量逐渐减少。另一方面结焦前体在燃油中的浓度仅几十 $\text{mg/kg}^{[19]}$,对燃油

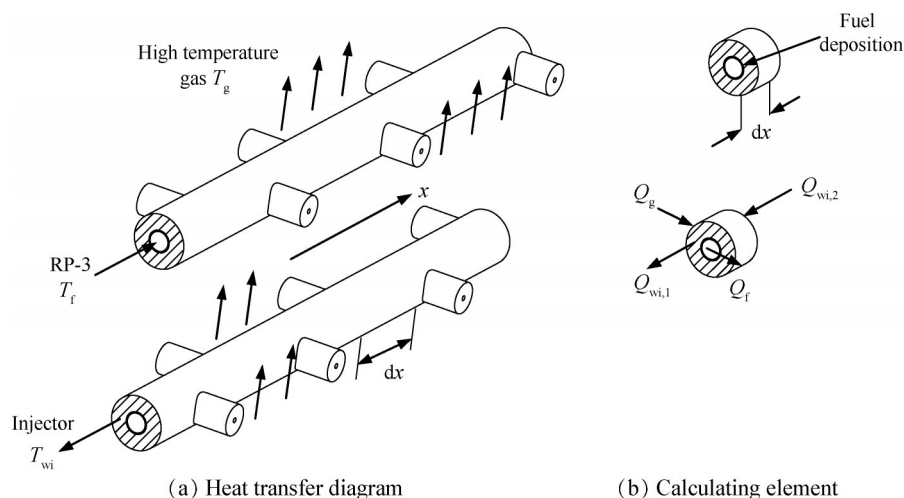


Fig. 3 Heat transfer of the non-air-cooled injector

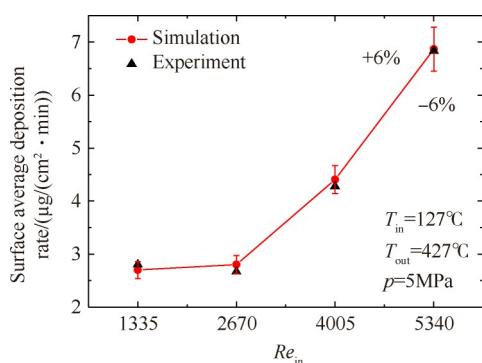


Fig. 4 Surface average deposition rate at different inlet Reynolds numbers of RP-3 flow

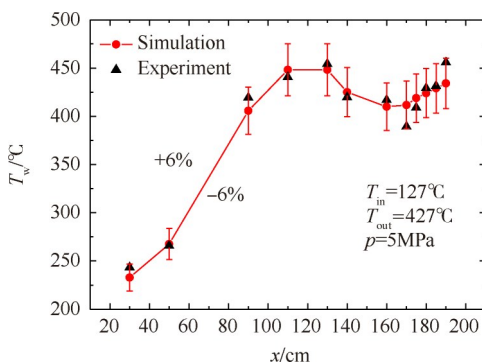


Fig. 5 Axial distributions of the wall temperature at $t=60\text{min}$

Table 1 Parameter setting

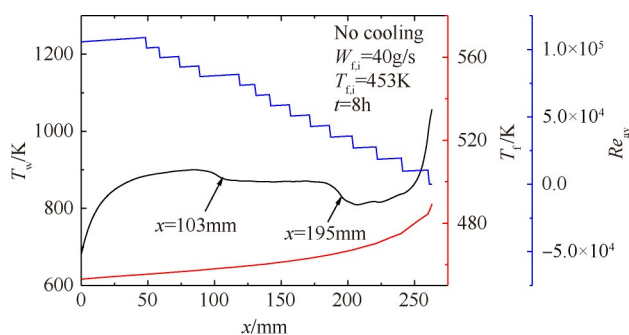
Parameters	Value
T_g/K	1200
p_g/kPa	202
T_a/K	700
p_a/kPa	213
$T_{f,i}/\text{K}$	453/483/513
$W_{f,i}/(\text{g/s})$	40/100/160
$X_{O_2}/(\text{mg/kg})$	70
$X_p/(\text{mg/kg})$	0
t/h	8

T_g —gas temperature; p_g —gas pressure; T_a —inlet temperature of cooling air; p_a —inlet pressure of cooling air; $T_{f,i}$ —inlet temperature of RP-3; $W_{f,i}$ —inlet mass flow rate of RP-3; X_{O_2} —oxygen concentration; X_p —deposition precursor concentration; t —fuel supply duration time.

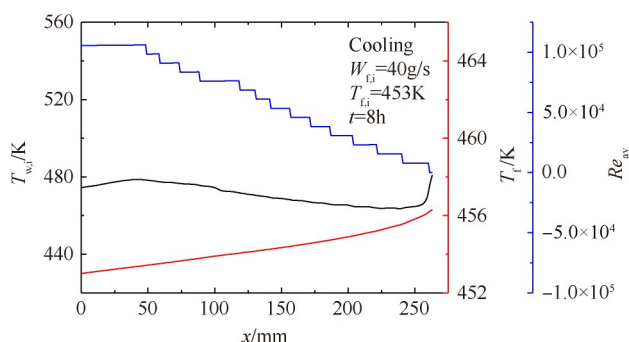
粘性影响可以忽略。因而如图6所示,供油8h内时间平均的燃油流动雷诺数 Re_{av} 呈现阶梯状下降趋势。

3.1.2 基准工况下燃油结焦特性

如图7所示,气冷喷杆方案,基准工况下供油8h内,时间平均结焦速率沿轴向均先逐渐升高,在 $x=50\text{mm}\sim 150\text{mm}$ 存在一个结焦峰值区域。而无气冷方案,除喷杆前端外,在喷杆底部还存在一尖锐的结焦



(a) Non-air-cooled fuel injector



(b) Air-cooled fuel injector

Fig. 6 Axial distributions of injector wall temperature, fuel temperature and time averaged Reynolds number of the RP-3 flow under the baseline condition

速率峰值。如图6和图7所示,一方面,油温沿轴向逐渐升高,有利于提高结焦速率。另一方面,燃油流动雷诺数成阶梯状下降,意味着结焦前体和溶解氧更难以扩散到管壁参与反应或沉积形成结焦,从而抑制结焦速率增长。这两方面共同作用下形成图7中 $x=50\text{mm}\sim 150\text{mm}$ 的结焦速率峰值区域。这与文献[11–12]中油温与溶解氧浓度两者共同作用形成结焦速率峰值区域的机理有所不同。此外无气冷喷油杆底部有一尖锐的结焦速率峰值,这是无气冷时喷油杆底部壁温较高,固相表面化学反应非常剧烈所致。

值得注意的是,图7中结焦速率曲线上存在“锯齿形”微结构。由于喷杆内燃油在每个喷点喷射后流量下降,导致结焦速率略微降低。但燃油温度沿轴向逐渐升高又促使结焦速率升高。两方面共同作用下,在每个喷点之前结焦速率达到一个小峰值,因而呈现出结焦速率轴向分布的“锯齿形”微结构。

以喷嘴喷孔直径 $d=0.55\text{mm}$ 作为参照,定义喷油杆内壁相对结焦厚度为 δ/d ,其中 δ 是内壁结焦沉积厚度。图8为相对结焦沉积厚度随轴向位置和供油时间变化的等值线图。相同轴向位置处, δ/d 随时间逐渐变大。某一时刻下,相对结焦厚度沿轴向变化规律与结焦速率类似,最大厚度集中在喷油杆 $x=50\text{mm}\sim$

150mm范围,且无气冷方案在喷杆底部还存在一厚度峰值。如图9所示,无气冷喷杆方案前端最大相对结焦厚度为8%,喷杆底部则为15%,而气冷方案最大相对结焦厚度仅为0.6%。表明气冷措施能够有效抑制喷杆内结焦沉积,从而避免堵塞喷孔的现象发生。

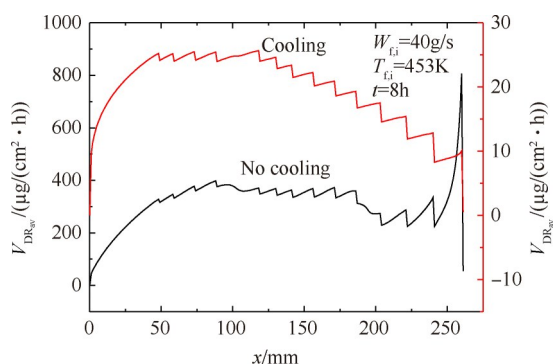
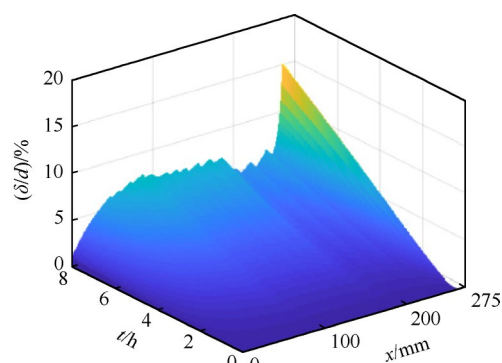
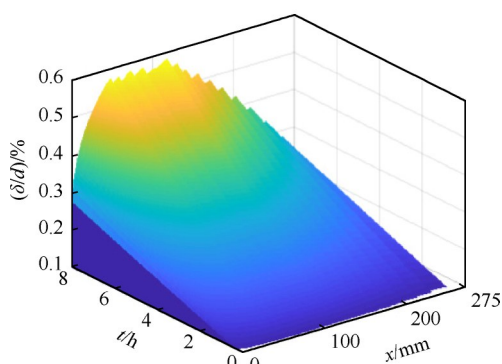


Fig. 7 Axial distributions of the time averaged deposition rate over 8 hours under baseline condition



(a) Non-air-cooled injector



(b) Air-cooled injector

Fig. 8 Distributions of relative deposit thickness with various time and axial position under baseline condition

3.2 燃油进口温度的影响

喷杆进口 RP-3 质量流量固定为 40g/s, 供油持续时间为 8h。如图 10 所示, 相同轴向位置处时间平均的结焦速率随进口油温升高而增大。油温越高, 增幅越显著。此外相同 RP-3 进口温度下, 气冷喷杆内

结焦速率相比无气冷时下降了一个数量级左右。如图 11 所示, RP-3 进口油温越高, 喷杆壁温随之升高, 壁面结焦反应因而更剧烈。此外进口油温越高, RP-3 沿喷杆轴向温度分布整体升高, 从而管内结焦前体浓度更大(图 12), 液相反应造成的结焦沉积越多。两方面共同作用下结焦速率随 RP-3 进口油温升高而显著增大。另一方面, 喷油杆有气冷防护时, 喷油杆壁温与燃油温升均大幅下降, 结焦前体浓度也有明显下降。因而液相与固相结焦反应被有效抑制, 喷杆管内的结焦沉积速率从而大幅减少。

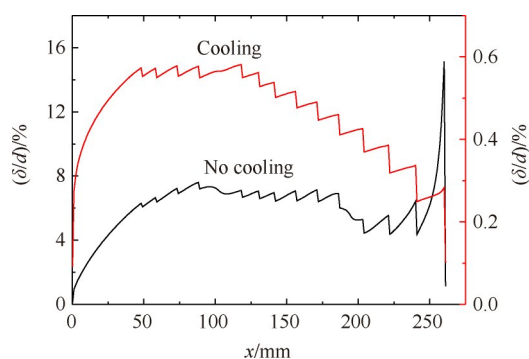
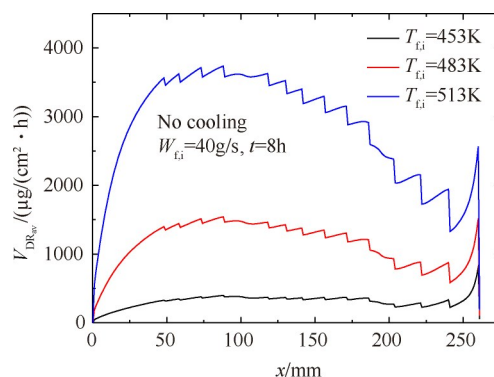
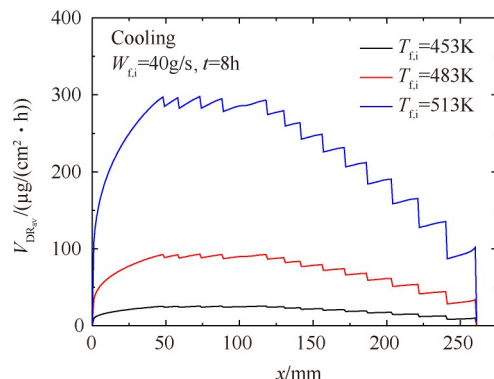


Fig. 9 Axial distributions of relative deposit thickness at $t=8h$

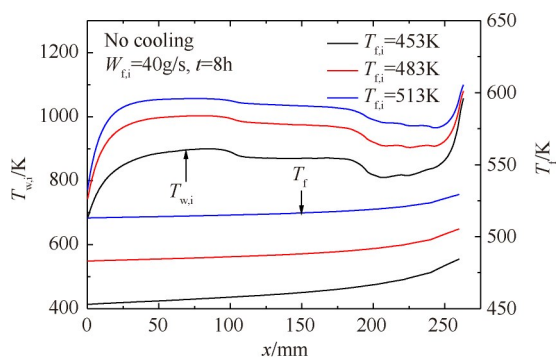


(a) Non-air-cooled injector

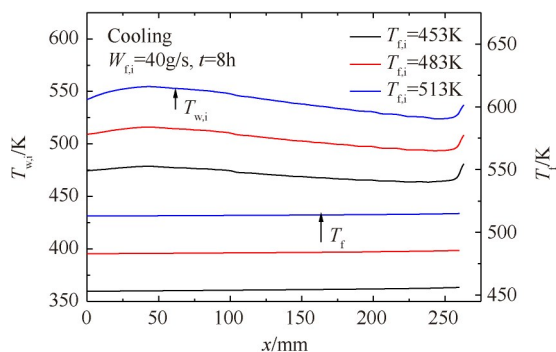


(b) Air-cooled injector

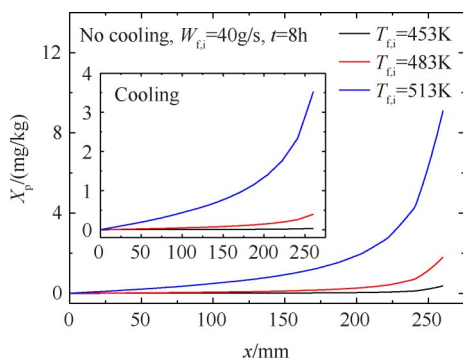
Fig. 10 Effects of inlet RP-3 temperature on axial distributions of time-averaged deposition rate



(a) Non-air-cooled injector



(b) Air-cooled injector

Fig. 11 Effects of inlet RP-3 temperature on axial distributions of the wall and fuel temperature at $t=8h$ Fig. 12 Effects of inlet RP-3 temperature on axial distributions of deposition precursor concentration at $t=8h$

如图 13 所示 $T_{fi}=453K$, $t=1h$ 时刻结焦量较少。随着供油时间增加, 结焦量大幅升高, 分别在 $x=100mm$ 和喷杆底部附近结焦量达到最大。如图 10 所示, 结焦速率分别在 $x=100mm$ 附近和喷杆底端达到峰值, 故这两处结焦量最多。另一方面, 随着进口油温升高, 在相同供油时刻与轴向位置处, 结焦量迅速增多, 且 $x=100mm$ 处结焦量逐渐超过喷杆底部结焦量。如图 14 所示, 对于气冷喷杆, 不同供油时刻进口油温对结焦量沿程分布影响与无气冷时类似, 只是结焦量仅在 $x=100mm$ 附近达到峰值, 为单峰分布。有气冷防护时, 喷杆内轴向沿程结焦速率显著下降,

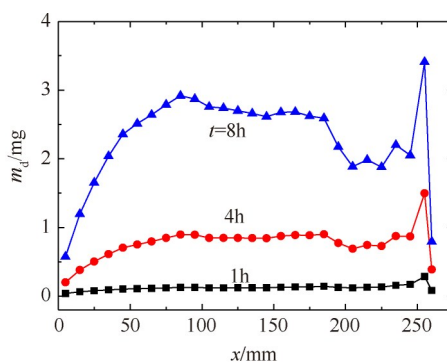
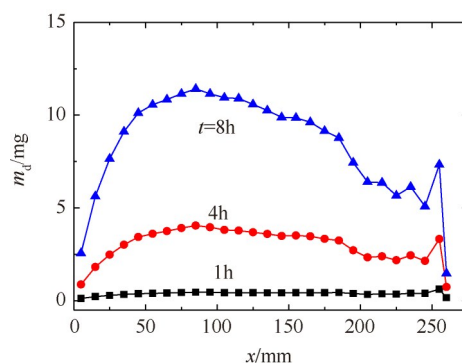
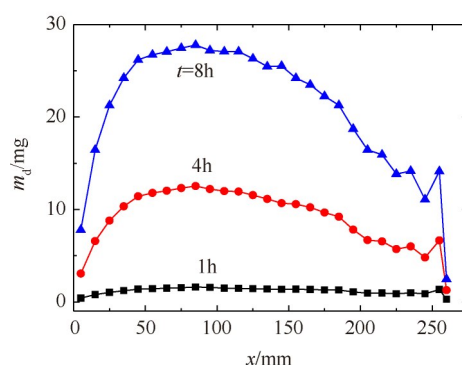
(a) $T_{fi}=453K$ (b) $T_{fi}=483K$ (c) $T_{fi}=513K$

Fig. 13 Effects of inlet RP-3 temperature on axial distributions of deposition mass at different fuel supply moments (non-air-cooled injector)

结焦量因而大幅减小。

3.3 燃油进口流量的影响

喷杆 RP-3 进口油温 453K, 供油持续时间为 8h。如图 15 所示, 燃油进口质量流量越大, 相同轴向位置处时间平均的结焦速率越高。以气冷喷杆方案为例, 如图 16 所示, 燃油进口流量从 40g/s 增大到 160g/s, 相同轴向位置处油温随之降低, 结焦前体浓度也随之减小。从而抑制燃油结焦生成。但是如图 17 所示, 燃油进口流量越大, 时间平均的燃油流动雷诺数 Re_{av} 随之升高。意味着结焦前体和溶解氧扩散到喷杆杆内壁参与反应形成结焦的能力越强, 结焦速率因而

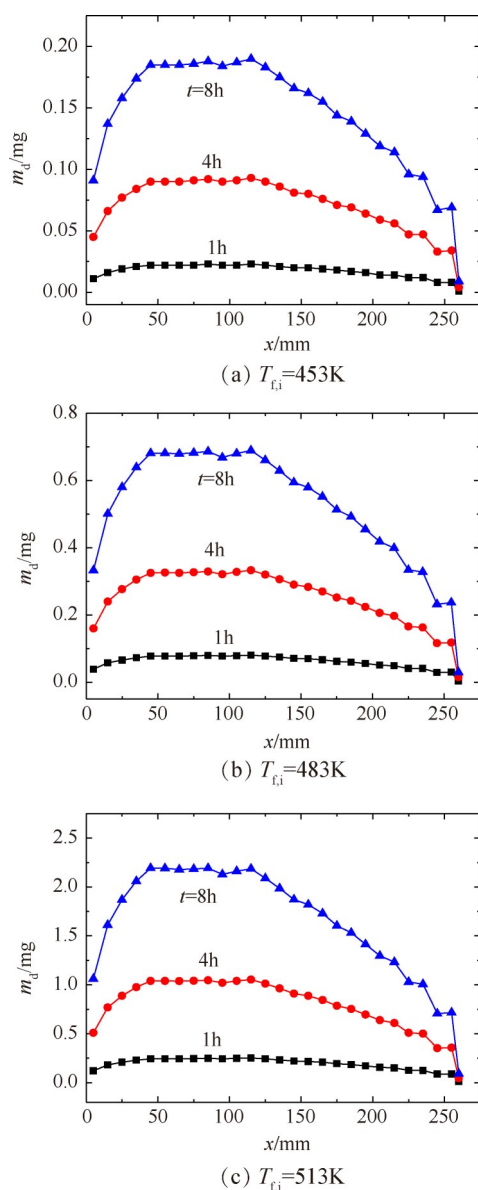


Fig. 14 Effects of inlet RP-3 temperature on axial distributions of deposition mass at different fuel supply moments (air-cooled injector)

升高。两方面竞争之下,扩散输运对结焦速率的影响更大。因而提高燃油进口流量,结焦速率随之提高。王英杰等^[11]开展的进口雷诺数影响RP-3结焦特性实验研究也获得类似结果。值得注意的是,燃油进口流量越大,结焦速率增幅逐渐减小。这是因为较大的进口流量下,油温与结焦前体浓度越低,其对结焦生成的抑制作用逐渐显著。

如图18所示,固定进口流量,无气冷喷杆内沿程结焦量随供油时间大幅升高,沿程结焦量形成双峰分布。另一方面,随着进口流量升高,相同供油时刻与轴向位置处,结焦量稍有增多。且在 $x=100\text{mm}$ 处结焦量逐渐超过喷杆底部结焦量。如图19所示,对

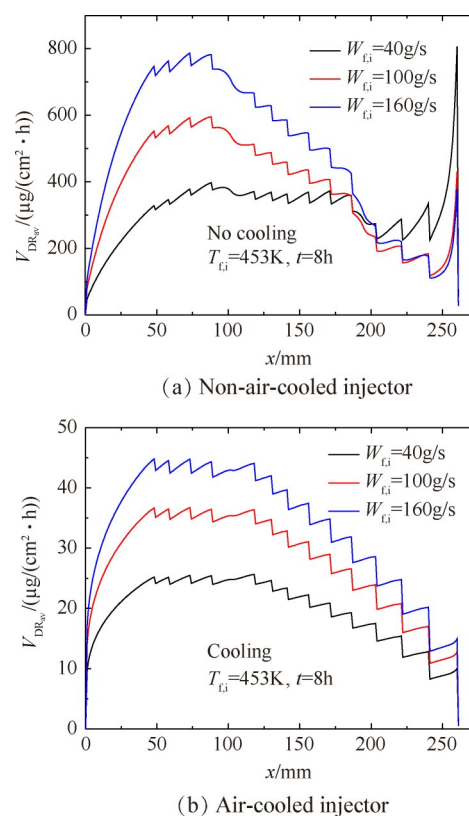


Fig. 15 Effects of inlet mass flow rate on axial distributions of time-averaged deposition rate

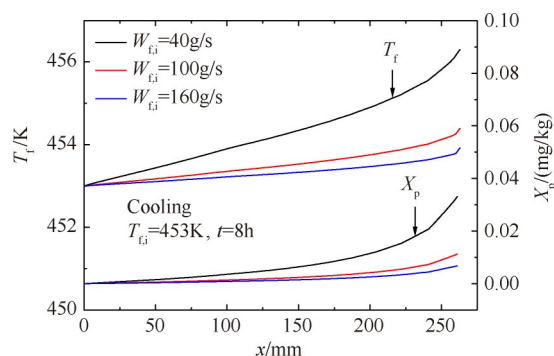


Fig. 16 Effects of inlet mass flow rate on axial distributions of fuel temperature and deposition precursor concentration (air-cooled injector)

于气冷喷杆,不同供油时刻下燃油进口流量对结焦量沿程分布影响与无气冷时类似,结焦量仅在 $x=100\text{mm}$ 附近达到峰值。且喷杆内沿程结焦量相比无气冷时大幅减小。

3.4 燃油进口温度及流量对结焦总量的影响

固定燃油进口流量为40g/s。如图20所示,同一进口油温下,结焦总质量随时间呈线性递增关系。这与文献[15]中实验测量结果一致。同一供油持续时间下,结焦总量随进口油温大幅升高。且油温越高,增幅越显著。相同进口油温下,相比无气冷方

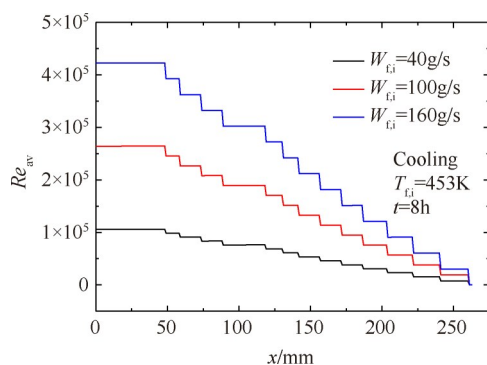


Fig. 17 Effects of inlet mass flow rate on axial distributions of time averaged Reynolds number of the fuel flow (air-cooled injector)

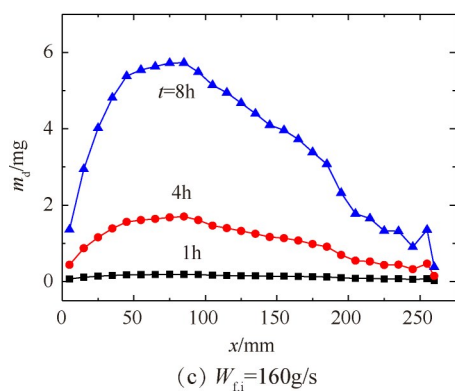
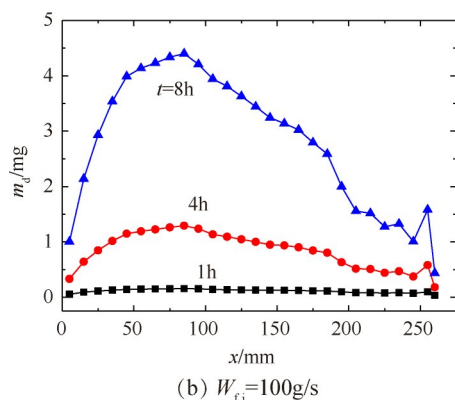
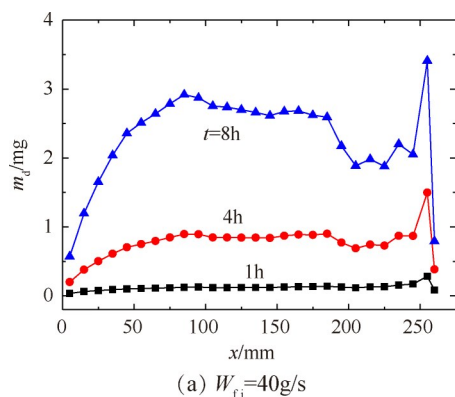


Fig. 18 Effects of inlet mass flow rate on axial distributions of deposition mass at different fuel supply moments (non-air-cooled injector)

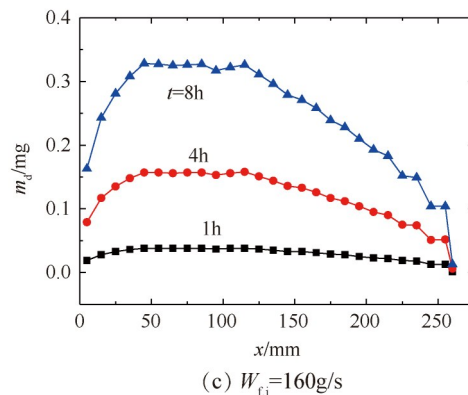
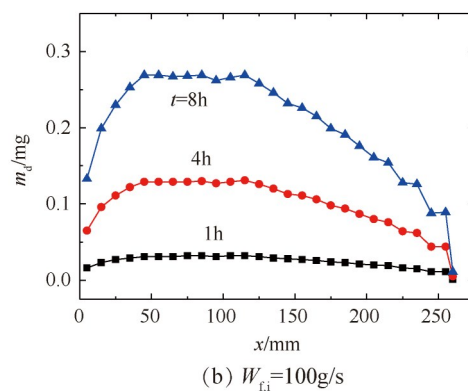
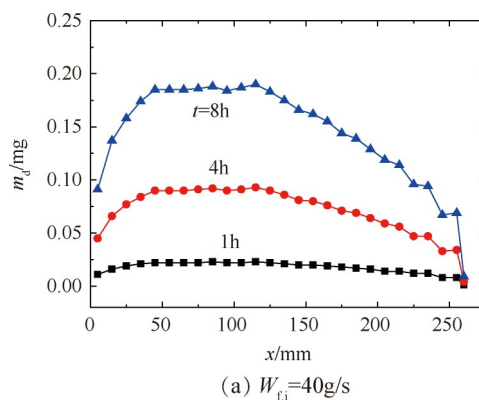
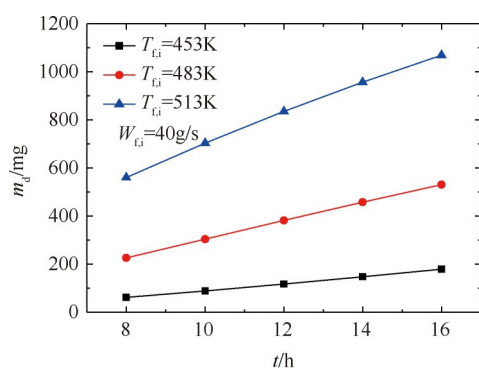


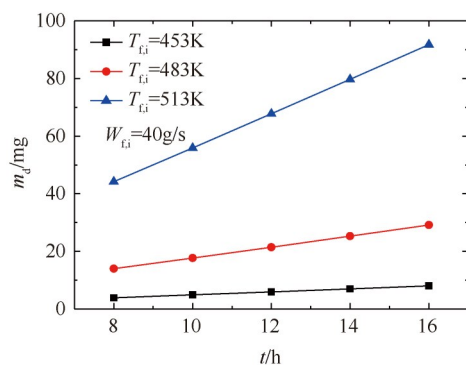
Fig. 19 Effects of inlet mass flow rate on axial distributions of deposition mass at different fuel supply moments (air-cooled injector)

案,气冷喷杆内的结焦总质量下降了一个数量级左右,结焦总量随时间递增速度也比无气冷时要慢。固定燃油进口温度为453K。如图21所示,燃油进口流量及供油持续时间对结焦总质量影响与图20中结果类似。不同在于相同供油持续时间下,随进口流量升高,结焦总量增幅并不显著。

固定供油持续时间 $t=8h$ 。如图22所示,固定进口流量下,结焦总质量随进口油温升高呈现指数级增长趋势。而固定进口油温时,结焦总质量随进口流量升高呈现线性增长关系。此外喷杆有气冷防护时,结焦总量显著减少。

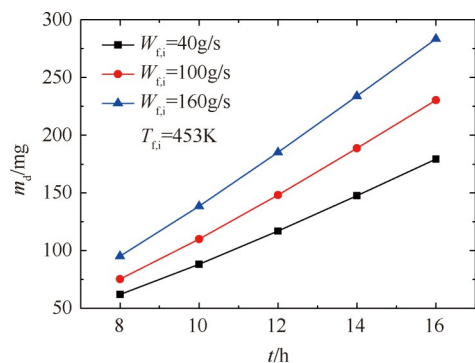


(a) Non-air-cooled injector

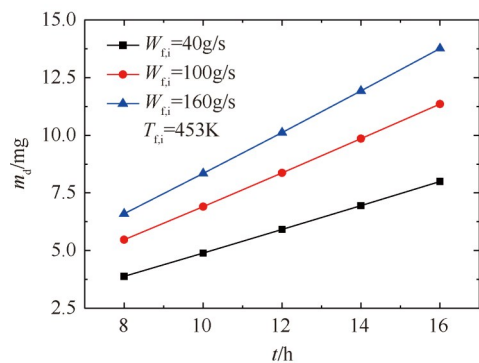


(b) Air-cooled injector

Fig. 20 Relationship between total deposition mass and oil supply duration time at different RP-3 inlet temperatures



(a) Non-air-cooled injector



(b) Air-cooled injector

Fig. 21 Relationship between total deposition mass and oil supply duration time at different RP-3 inlet mass flow rates

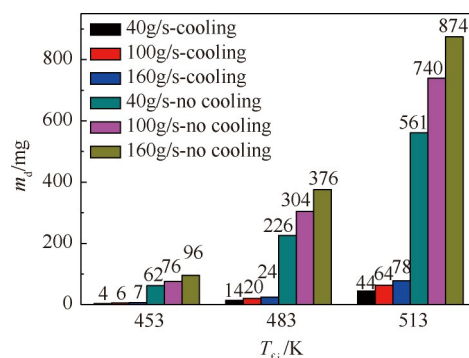


Fig. 22 Effects of RP-3 inlet temperature and mass flow rate on the total deposition mass in the fuel injector over 8h

4 结论

通过建立沿喷杆轴向的一维非稳态热-流-固耦合换热与燃油结焦计算模型,研究了燃油进口温度及流量对喷杆内结焦特性的影响,得到以下主要结论:

(1)基准工况下气冷喷杆结焦速率和结焦厚度均沿轴向先升高后降低。结焦速率最大为 $26\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$,对应相对结焦沉积厚度 0.6% 。无气冷喷杆方案,在喷杆前端和底部各存在一结焦峰值区域。结焦速率峰值分别为 $398\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$ 和 $807\mu\text{g}/(\text{cm}^2\cdot\text{h})$,对应相对结焦沉积厚度 8% 和 15% 。

(2)随着燃油进口温度升高,喷杆壁温和油温均随之升高,从而液相与固相反应越剧烈,结焦速率越大。且进口油温越高,结焦速率增幅越显著。相比无气冷喷杆,气冷喷杆可有效抑制喷杆壁温及燃油温升,时均结焦速率可下降1个数量级左右。

(3)燃油进口流量越大,燃油温升及结焦前体浓度越小,但流动雷诺数越大,燃油扩散输运能力越强,结焦速率因而越大。但随着进口流量不断增大,结焦速率增幅逐渐减小。

(4)固定燃油进口流量,结焦总质量随进口油温升高呈指数级增长。而固定进口油温,结焦总质量随进口流量升高呈线性增长。喷杆采用气冷防护后,结焦总质量大幅减少,且结焦量随时间递增速度显著降低。

喷油杆处于来流高温燃气环境中,迎风面与背风面换热环境存在一定差异,这将对喷杆横向截面上结焦速率、结焦量等分布造成一定影响。有必要开展相关喷杆三维结焦特性数值研究。

致谢:感谢国家自然科学基金的资助。

参考文献

[1] 陈大光. 高超声速飞行与TBCC方案简介[J]. 航发发

- 动机, 2006, 32(3): 10-13.
- [2] Sobel D R, Spadaccin L J. Hydrocarbon Fuel Cooling Technologies for Advanced Propulsion[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbine and Power*, 1997, 119(2): 344-351.
- [3] Huang H, Spadaccini L J, Sobel D R. Fuel-Cooled Thermal Management for Advanced Aeroengines [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2004, 126(2): 284-293.
- [4] Spadaccini L J, Sobel D R, Huang H. Deposit Formation and Mitigation in Aircraft Fuels[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2001, 123(4): 741-746.
- [5] Edwards T, Zabarnick S. Supercritical Fuel Deposition Mechanisms [J]. *Industrial and Engineering Chemistry Research*, 1993, 32(12): 3117-3122.
- [6] 张孝春, 孙雨超, 刘 涛. 先进加力燃烧室设计技术综述[J]. 航空发动机, 2014, 40(2): 24-30.
- [7] 白兴艳, 张频捷, 岳连捷, 等. 加力用气冷与气动雾化喷油杆的性能研究[J]. 航空动力学报, 2000, 15(4): 391-396.
- [8] 邢 菲, 孟祥泰, 樊未军, 等. 气冷气动雾化喷油杆冷却性能实验[J]. 推进技术, 2007, 28(6): 612-615. (XING Fei, MENG Xiang-tai, FAN Wei-jun, et al. Experiments on Cooling Effect of the Air Atomizing Fuel Injector Bars[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2007, 28(6): 612-615.)
- [9] 闫宝华, 樊未军, 李瑞明, 等. 外涵引气加力喷油杆冷却特性模拟实验[J]. 航空动力学报, 2008, 23(10): 1788-1794.
- [10] 刘友宏, 王晓博. 风兜面积对气冷喷油杆性能影响的数值研究[J]. 航空动力学报, 2016, 31(2): 337-344.
- [11] 王英杰, 徐国强, 吴宏伟, 等. 进口雷诺数影响 RP-3 结焦特性实验研究[J]. 工程热物理学报, 2009, 30(10): 1710-1712.
- [12] 琚印超, 徐国强, 郭 隽, 等. 压力对航空煤油 RP-3 结焦的影响[J]. 北京航空航天大学学报, 2010, 36(3): 257-260.
- [13] 姬鹏飞, 张净玉, 骆 东, 等. 壁温对航空煤油 RP-3 热氧化结焦特性的影响[C]. 北京: 中国航空学会第十九届燃烧与传热传质学术交流会议论文集, 2017.
- [14] 杨彩华, 汪旭清, 刘国柱, 等. 冷却通道预氧化处理抑制碳氢燃料热裂解结焦的研究[J]. 推进技术, 2014, 35(2): 262-268. (YANG Cai-hua, WANG Xu-qing, LIU Guo-zhu, et al. Inhibiting Pyrolytic Deposition of Hydrocarbon Fuels on the Cooling Channels Through Pre-Oxidized Treatment[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2014, 35(2): 262-268.)
- [15] 郭成富, 王 勇, 曹 康. 加力燃烧室喷油杆结焦试验研究[J]. 燃气涡轮试验与研究, 1997, (1): 26-31.
- [16] Giovanetti A J, Szetela E J. Long Term Deposit Formation in Aviation Turbine Fuel at Elevated Temperature [R]. AIAA 86-525.
- [17] Deshpande G V, Serio M A, Solomon P R, et al. Modeling of the Thermal Stability of Aviation Fuels[C]. *Florida: 198th ACS National Meeting*, 1989.
- [18] Krazinski J L, Vanka S P, Pearce J A, et al. A Computational Fluid Dynamics and Chemistry Model for Jet Fuel Thermal Stability[C]. *Brussels: 35th ASME International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exposition*, 1990.
- [19] Chin J S, Rizk N, Razdan M. Engineering Model for Prediction of Deposition Rates in Heated Fuels [R]. AIAA 95-2989.

(编辑: 张 贺)