

竖直下降圆管内超临界压力RP-3航空煤油 传热恶化实验研究^{*}

王彦红¹, 东明², 李素芬², 陆英楠¹

(1. 东北电力大学 能源与动力工程学院, 吉林 吉林 132012;

2. 大连理工大学 能源与动力学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 为理解空-油换热器中的冷却换热特性, 对竖直下降圆管内超临界压力RP-3航空煤油的换热进行了实验研究。探究了稳态换热特征和换热机理, 探讨了质量流量、热流密度、运行压力和进口温度对换热的影响; 基于拟沸腾数提出了传热恶化的临界准则以及壁温最大飞升值的预测准则; 通过浮升力和热加速判别准则分析了两者对换热的影响; 实现了换热关联式预测。结果表明: 浮升力和热加速对换热的影响可以忽略。拟沸腾换热机制, 即近壁流体膨胀力相比惯性力占主导时, 类气态流体层覆盖壁面是传热恶化的原因。当拟沸腾数高于 2.5×10^{-4} 时, 拟沸腾换热机制起作用。最后, 探究了泄压过程中的瞬态换热特征。泄压过程中拟沸腾数不断增大, 传热恶化加剧, 高泄压速率下甚至出现壁温波动。

关键词: 超临界压力; 航空煤油; 拟沸腾数; 传热恶化; 临界准则

中图分类号: V231.1

文献标识码: A

文章编号: 1001-4055 (2022) 06-200635-09

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 200635

Experimental Study on Heat Transfer Deterioration of Supercritical-Pressure RP-3 Aviation Kerosene in a Vertical Downward Round Tube

WANG Yan-hong¹, DONG Ming², LI Su-fen², LU Ying-nan¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China;

2. School of Energy and Power Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: To understand the cooling heat transfer characteristics in the air-kerosene heat exchanger, an experimental investigation on heat transfer of supercritical-pressure RP-3 aviation kerosene in a vertical downward round tube was conducted. The steady-state heat transfer characteristic and mechanism were studied, and the effects of mass flux, heat flux, operating pressure and inlet fluid temperature on heat transfer were discussed. Based on the pseudo-boiling number, the critical criterion for heat transfer deterioration and the prediction criterion for maximum rise in inner-wall temperature were proposed. The effects of buoyancy and thermal acceleration on heat transfer were analyzed by the discriminate criteria. The prediction correlation of heat transfer was achieved. Results indicate that the effects of buoyancy and thermal acceleration on heat transfer can be ignored.

^{*} 收稿日期: 2020-08-25; 修订日期: 2021-01-04。

基金项目: 国家自然科学基金 (51576027); 吉林省教育厅科技项目 (JJKH20220100KJ); 东北电力大学青年博士科研助推计划 (BSZT02202102)。

通讯作者: 王彦红, 博士, 讲师, 研究领域为超临界压力碳氢燃料传热传质。

引用格式: 王彦红, 东明, 李素芬, 等. 竖直下降圆管内超临界压力RP-3航空煤油传热恶化实验研究[J]. 推进技术, 2022, 43(6): 200635. (WANG Yan-hong, DONG Ming, LI Su-fen, et al. Experimental Study on Heat Transfer Deterioration of Supercritical-Pressure RP-3 Aviation Kerosene in a Vertical Downward Round Tube [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(6): 200635.)

When the expansion force of near-wall fluid is dominant compared to the inertial force, the vapor-like fluid film covers the inner-wall, and this pseudo-boiling heat transfer mechanism is the reason for deteriorated heat transfer. When the pseudo-boiling number is higher than 2.5×10^{-4} , the pseudo-boiling heat transfer mechanism becomes significant. Finally, the transient heat transfer in the pressure relief process was investigated. The pseudo-boiling number continuously increases during the pressure relief process, thus the heat transfer deterioration become more enhanced. High pressure reduction rate even leads to the wall temperature fluctuation.

Key words: Supercritical pressure; Aviation kerosene; Pseudo-boiling number; Heat transfer deterioration; Critical criterion

1 引言

空-油换热器利用高热沉的航空煤油(如国产RP-3航空煤油)对空气进行冷却,可以有效地避免航空发动机的材料超温破坏,起到良好的热防护作用^[1-2]。在航空发动机冷却系统中,供油压力高于煤油临界压力,超临界条件下航空煤油的密度、比热容、热导率、动力黏度等热物性随温度变化剧烈改变,不同压力下热物性也具有显著差别,带来了复杂的流动换热问题^[3-5]。

目前,对超临界压力碳氢燃料换热特性和换热机理已有一定报道。罗毓珊等^[6]观察到热边界层发展导致的管进口段传热恶化现象。Liu等^[7]、Jiang等^[8]发现了管壁温度处于拟临界点附近的类膜态传热恶化问题。张斌等^[9]、赵伟等^[10]对竖直圆管内RP-3航空煤油的换热进行了实验研究。前者管内径为1.8mm,压力为5MPa,实验进口端观察到传热恶化现象,随着热边界层的充分发展换热得到恢复,随后换热逐渐增强,直到主流温度超过拟临界温度换热再次减弱。后者管内径为1.09mm,压力为3~5MPa,实验段进口同样出现了传热恶化现象。浮升力对向上流动和向下流动分别起到换热恶化和换热强化的作用。Fu等^[11]探讨了三种管径下RP-3航空煤油的换热情况,不同流向下都依次出现进口恶化、正常换热、恶化换热和强化换热的特征。Liu等^[12]、王夕等^[13]考察了热物性、浮升力和热加速对不同流向换热过程的影响,高进口雷诺数时变物性主导换热机制,浮升力和热加速可以忽略。低进口雷诺数时浮升力诱发传热恶化问题,竖直上升流动时传热恶化更为显著。Huang等^[14-15]阐述了竖直圆管内RP-3航空煤油两种传热恶化的机理,即低温区的热加速作用和高温区的类膜态换热机制。Dang等^[16]认为RP-3航空煤油传热恶化源于近壁流体的湍流强度受到抑制,基于运行参数提出了传热恶化的临界准则。程泽源等^[17]提出RP-3航空煤油传热恶化由浮升力引起,进一步考虑管道内径建立了传热恶化的临界

准则。Sun等^[18]、Wang等^[19]分析了水平圆管内RP-3航空煤油的非均匀换热问题,拟临界区出现了强二次流及内壁面热流的重新分配。王彦红等^[20]、Zhang等^[21]分别改进了RP-3航空煤油上升流和下降流浮升力和热加速作用的判别准则。Hu等^[22]分析了方形微通道内RP-3航空煤油的二次流和非均匀换热特性,非对称加热和浮升力是周向参数非均匀分布的原因。前述研究集中于稳态条件下碳氢燃料传热恶化的形成机制、临界准则、换热预测等问题。对于碳氢燃料的瞬态换热过程,严俊杰等^[23]考察了瞬态加热响应特性,姜蕾等^[24]讨论了变压力升压(压力变化速率8.2~26.2kPa/s)的瞬态换热过程,而泄压过程中航空煤油的瞬态换热过程还鲜见报道,需要补充。

本文对竖直下降圆管内超临界压力RP-3航空煤油的对流换热开展实验研究,探究拟沸腾的传热恶化机制及其起作用的临界准则,实现换热关联式预测,并进一步分析泄压过程中的瞬态换热特性和机理。

2 实验系统与数据处理

2.1 实验系统

图1给出了超临界压力航空煤油对流换热实验系统。实验段采用1Cr9Ni9Ti不锈钢圆管,壁厚为0.2mm,内径为1.8mm。实验管总长为700mm,通过两个加热电极分为进口绝热段、中间加热段和出口绝热段。进口绝热段为120mm,实现进口流动的充分发展;出口绝热段为80mm,避免出口效应的影响。中间段由电极通交流电利用管道电阻实现加热,等距地焊有20个直径为0.1mm的K型镍铬-镍硅热电偶(测量精度 $\pm 0.8\text{K}$)测量管外壁温度。

实验段壁面热流密度由测量电压(测量精度 $\pm 0.1\%$)和测量电流(测量精度 $\pm 0.1\%$)计算得到,热流密度改变通过调节实验段稳压电源的电流实现。整个实验段通过Aspen绝热材料保温,竖直布置,完成向下流动工况。实验段之前,航空煤油由供油箱供给经恒流泵升压并设定流量,经脉冲阻尼器后通过科里奥

利质量流量计(测量精度 $\pm 0.5\%$)监测流量,随后进入预热段。通过调节预热段稳压电源的电流改变实验段煤油进口温度。实验段煤油进口温度和出口温度均由 K 型铠装热电偶(测量精度 $\pm 0.8\text{K}$)测得,通过热平衡方法获得对应外壁热电偶位置处的主流温度。实验段煤油进口压力由背压阀调节,进口压力和进出口压差分别采用 EJA440 压力变送器(测量精度 $\pm 0.15\%$)及 EJA110 压差变送器(测量精度 $\pm 0.15\%$)测量。测量数据传输到数据采集系统实时记录。高温煤油流出实验段后进入套管式冷却器由水冷却到常温,进入回油箱。实验中最高管内壁温度控制在 910K 以内,即使 RP-3 航空煤油出现热裂解,热裂解度也很小,可以忽略热裂解对换热的影响^[25]。

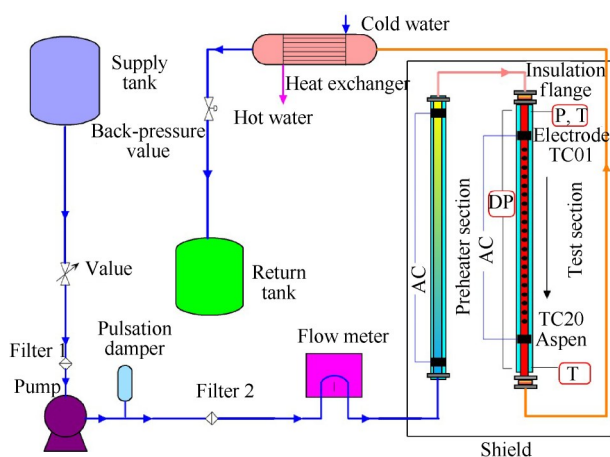


Fig. 1 Schematic diagram of the experimental system

设定如下实验参数范围:

- (1) 进口压力 p_{in} 为 3~5MPa;
- (2) 质量流量 m 为 2.0~3.0g/s;
- (3) 进口油温 T_{in} 为 373~573K;
- (4) 热流密度 q 为 130~620kW/m²。

2.2 实验流体

实验工质选取 RP-3 航空煤油,临界压力 p_{cr} 和临界温度 T_{cr} 分别为 2.33MPa 和 645K^[11]。超临界条件下航空煤油的密度(ρ)、定压比热容(c_p)、热导率(λ)和动力黏度(μ)取自文献[11]。图 2 给出了两种压力下热物性参数随温度的变化情况。图中,定压比热容峰值附近称为拟临界区,压力为 3MPa 时的拟临界区处于 620~740K,压力为 5MPa 时的拟临界区处于 650~780K。

2.3 数据处理

实验段内壁热流密度 q 的计算公式为

$$q = \frac{UI}{\pi d_i L} - q_{loss} \quad (1)$$

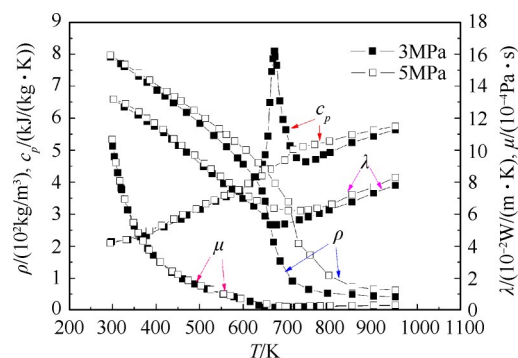


Fig. 2 Thermo-physical properties variations with temperature at supercritical conditions

式中 U 为电压; I 为电流; d_i 为管内径; L 为加热段长度; q_{loss} 为实验管散热热流密度,其相对不确定度为 $\pm 3.44\%$,计算公式见文献[20]。

管内壁温度 T_{wi} 的计算公式为

$$T_{wi} = T_{wo} - \left[\frac{(\Phi d_o - 4q_{loss})d_o}{8\lambda_w} \ln \frac{d_o}{d_i} - \frac{\Phi(d_o^2 - d_i^2)}{16\lambda_w} \right] \quad (2)$$

式中 T_{wo} 为管外壁温度; d_o 为管外径; Φ 为内热源; λ_w 为壁面热导率。

换热系数 h 定义为

$$h = \frac{q}{T_{wi} - T_b} \quad (3)$$

式中 T_b 为主流温度,确定方法见文献[20]。

努塞尔数 Nu 定义为

$$Nu = \frac{hd_i}{\lambda_b} \quad (4)$$

式中 λ_b 为主流热导率,其相对不确定度为 $\pm 3.09\%$ 。

2.4 不确定度分析

管内壁温度和主流温度差值的相对不确定度为

$$\varepsilon(\Delta T) = \frac{\sqrt{\delta^2(T_{wi}) + \delta^2(T_b)}}{40} = \frac{\sqrt{0.8^2 + 0.8^2}}{40} = 2.83\% \quad (5)$$

式中 δ 表示不确定度; ε 表示相对不确定度。

内壁热流密度、换热系数、努塞尔数的相对不确定度为

$$\varepsilon(q) = \sqrt{\varepsilon^2(U) + \varepsilon^2(I) + \varepsilon^2(q_{loss})} = \sqrt{0.001^2 + 0.001^2 + 0.0344^2} = 3.44\% \quad (6)$$

$$\varepsilon(h) = \sqrt{\varepsilon^2(q) + \varepsilon^2(\Delta T)} = \sqrt{0.0344^2 + 0.0283^2} = 4.45\% \quad (7)$$

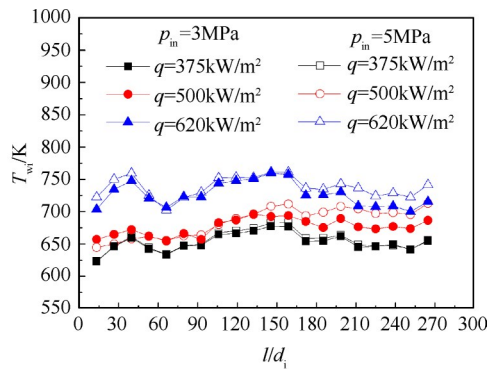
$$\varepsilon(Nu) = \sqrt{\varepsilon^2(h) + \varepsilon^2(\lambda_b)} = \sqrt{0.0445^2 + 0.0309^2} = 5.42\% \quad (8)$$

3 实验结果与分析

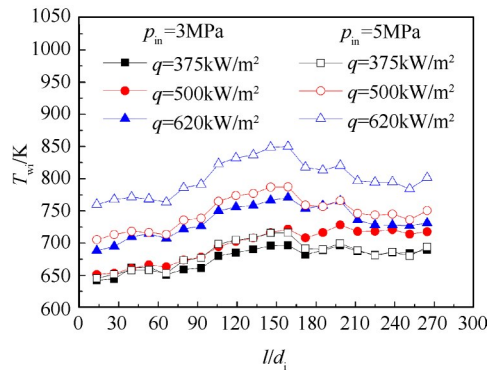
3.1 稳态换热特性

图 3 和图 4 分别给出管内壁温度和换热系数的轴向(l 为局部加热长度)变化情况。质量流量为 2.5g/s , 热流密度为 $375\sim 620\text{kW/m}^2$, 进口温度为 $373\sim 573\text{K}$, 压力为 $3\sim 5\text{MPa}$ 。通过图 3(a)和图 4(a)可以看到, 热流密度为 375kW/m^2 时, 两种压力下的管壁温度和换热系数均基本相同。两个显著的管壁温度突增和换热系数谷值被观察到, 即出现两次传热恶化现象。前者位于管进口端, 主要是源于边界层发展过程中高的边界层热阻。后者位于管中间部位, 与近壁流体密度的剧烈变化有关。两种高热流密度下,

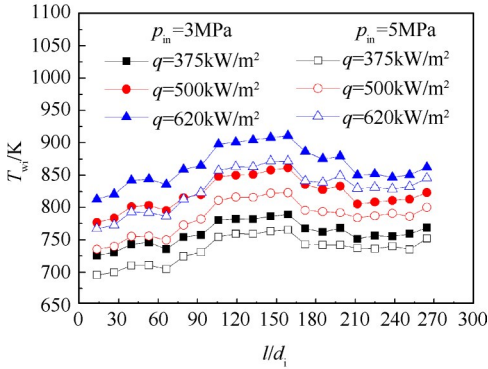
压力对管壁温度和换热系数的影响出现在管出口端, 压力为 5MPa 时的壁温显著高于压力为 3MPa 时的情况, 换热系数相应下降。高进口温度时只存在管中间部位的传热恶化问题。由图 3(b)和图 4(b)可知, 进口温度为 473K 时, 压力为 5MPa 时的壁温高于压力为 3MPa 的壁温, 换热系数大幅下降。而图 3(c)和图 4(c)表明, 进口温度为 573K 时, 压力对壁温和换热系数的影响则正好与进口温度为 473K 时相反。这与不同运行压力下热物性的差别有关。低压力的拟临界温度小, 近壁流体首先出现大比热容的换热特征, 壁温整体下降。随着进口温度提高, 低压力近壁流体远离大比热容, 高压力大比热容强化换热的特征得以体现。



(a) $T_{in}=373\text{K}$

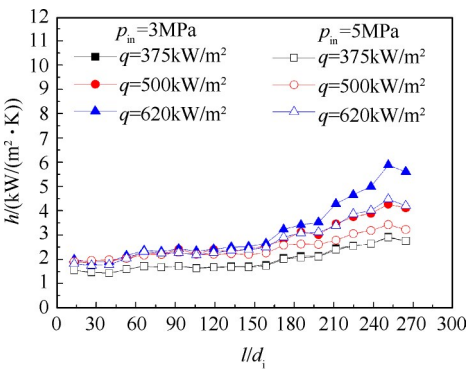


(b) $T_{in}=473\text{K}$

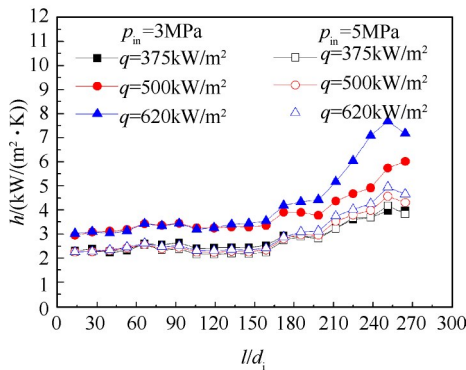


(c) $T_{in}=573\text{K}$

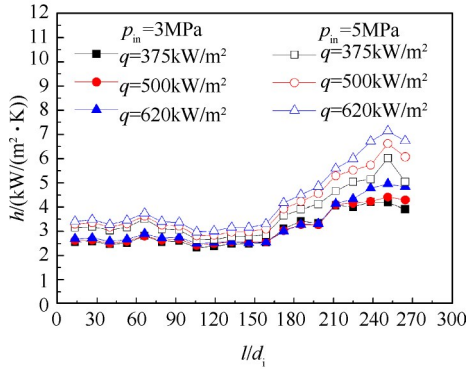
Fig. 3 Inner-wall temperature axial distributions at different conditions



(a) $T_{in}=373\text{K}$



(b) $T_{in}=473\text{K}$



(c) $T_{in}=573\text{K}$

Fig. 4 Heat transfer coefficient axial distributions at different conditions

图5给出了两种质量流量下管内壁温度和换热系数的轴向变化情况。热流密度为 620kW/m^2 , 进口温度为 $373\sim 573\text{K}$, 工作压力为 5MPa 。可以看到, 相同进口温度下, 质量流量提高使管壁温度减小和换热系数增加, 主要是因为流速提高起到强化换热的作用。相同质量流量下, 进口温度提高使管壁温度升高和换热系数增加, 这是流体比热容增大引起的效果。

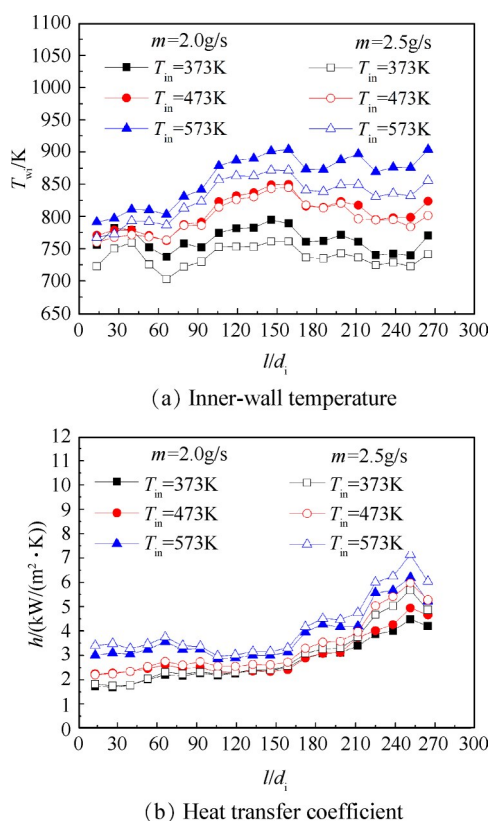


Fig. 5 Inner-wall temperature and heat transfer coefficient axial distributions at different mass fluxes

因为管中间部位出现的传热恶化更加突出, 需要进行重点分析和讨论。图6给出了正常换热工况 (Normal heat transfer, NHT) 和传热恶化工况 (Heat transfer deterioration, HTD) 的管内壁温度轴向分布情况。质量流量为 2.5g/s , 进口温度为 573K , 压力为 3MPa 。由图可以发现, 传热恶化与正常换热的差别表现为壁温的异常飞升。壁温飞升最大值 ΔT 定义为传热恶化时管内壁温度最大值与假想正常换热时管内壁温度的差值。其换热机制与亚临界流体的沸腾换热过程相似^[26]。亚临界压力下工质为液态流体和气态流体共存的两相流换热过程。即气泡在壁面成核生长, 其体积膨胀对周围流体形成挤压, 气泡受到反向蒸发动量力黏附在壁面。流动方向气泡受到惯

性力使气泡脱离壁面。蒸发动量力占主导时, 气泡难以脱离壁面, 聚合形成气膜, 出现膜态沸腾换热机制, 导致传热恶化问题。惯性力占主导时, 气泡及时脱离壁面, 维持核态沸腾正常换热机制。超临界流体可以基于拟临界温度将工质分为近壁区类气相和主流区类液相, 存在类似亚临界流体的类膜态沸腾传热恶化机制。定义无量纲数 K 描述蒸发动量力与惯性力的比值^[27], 表征类气泡脱离壁面的难易, K 越大, 类气泡越难脱离壁面, 越容易出现传热恶化。 $K = P^2(\rho_b/\rho_l)$, P 为拟沸腾数, $P = q/(G i_{pc})$, G 为质量流速, i_{pc} 为拟临界点比焓^[28], 下标 f 为膜态值, 即以管内壁温度和主流温度的平均值作为膜态温度, 由膜态温度确定膜态密度。图6给出两种工况下 K 的轴向分布情况。由图可以看到, 该传热恶化工况 K 较高且出现峰值, 而正常换热工况 K 较低, 说明传热恶化是由拟沸腾引起, 属于类膜态换热机制。该传热恶化出现在管内壁温度处于拟临界点附近的条件下, 在其它类型碳氢燃料换热中也曾出现过^[7-8]。

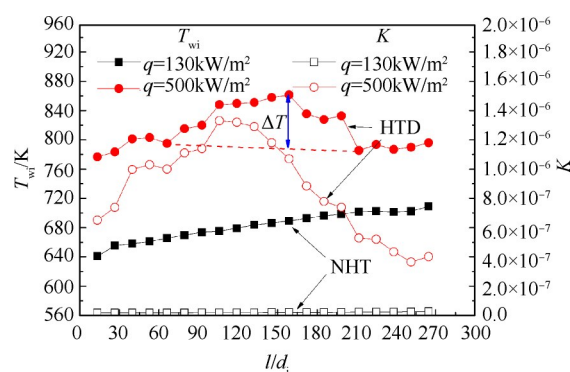


Fig. 6 T_{wi} and K axial distributions under NHT and HTD conditions

通过拟沸腾数建立传热恶化临界准则。拟沸腾数高值时, 膨胀力占主导, 类气态流体向管中心膨胀, 类蒸汽层厚度不断增加, 隔热膜覆盖壁面, 出现拟沸腾机制。图7给出了 ΔT 与拟沸腾数之间的关系。运行参数范围: $m=2.0\sim 3.0\text{g/s}$, $q=130\sim 620\text{kW/m}^2$, $p=3\sim 5\text{MPa}$, $T_{in}=373\sim 573\text{K}$ 。可以发现, 正常换热工况和传热恶化工况的临界值为 2.5×10^{-4} , 即当拟沸腾数高于这一临界值时, 壁温异常飞升, 出现传热恶化问题。

通过对参数进行无量纲化, 提出最大壁温飞升值 ΔT 的预测准则为

$$\frac{\Delta T}{T_{cr}} = 1.21 \times 10^4 P^{1.56} \left(\frac{T_{in}}{T_{pc}} \right)^{1.06} \quad (9)$$

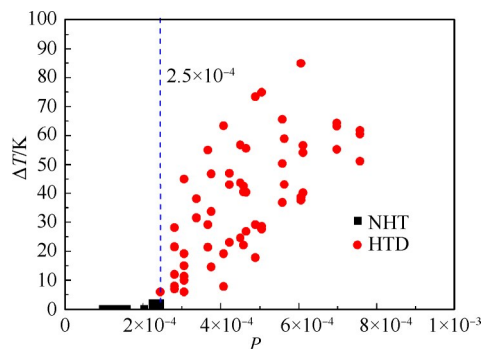


Fig. 7 Variation of ΔT with the pseudo-boiling number

图 8 给出了 ΔT 经验公式值与实验值的对比情况。由图可以看到,两者的相对偏差处于 $\pm 20\%$ 的范围,即通过拟沸腾数和进口温度可以获得传热恶化的壁温飞升值。

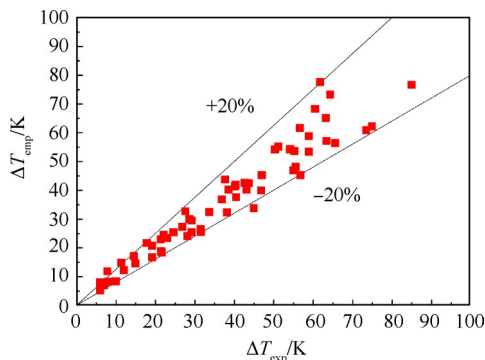


Fig. 8 Comparison of ΔT from the empirical formula with the experimental data

通常浮升力和热加速作用显著时会引起边界层流动层流化,出现传热恶化问题。两者对换热的影响通过无量纲判别准则实现。典型的浮升力和热加速判别准则如下:

Jackson-Hall 准则^[21]

$$Bo^* = \frac{Gr^*}{Re^{3.425} Pr^{0.8}} \tag{10}$$

$$Gr^* = \frac{\beta g q d_i^4}{\lambda_b \nu_b^2} \tag{11}$$

式中 Bo^* 为浮升力参数; Gr^* 为格拉晓夫数; Re 为雷诺数; Pr 为普朗特数; β 为热膨胀系数; g 为重力加速度; ν 为运动黏度。

McEligot 准则^[21]

$$Kv = \frac{4q\beta}{Gc_{pb} Re} \tag{12}$$

式中 Kv 为热加速参数。

对于 RP-3 航空煤油,当 Bo^* 高于 2×10^{-7} 时,浮升力引起传热恶化现象^[13];而当 Kv 高于 6×10^{-7} 时,热加

速导致传热恶化问题^[13]。

图 9 给出了努塞尔数比值 Nu/Nu_{D-B} 随 Bo^* 和 Kv 的变化情况。其中, Nu_{D-B} 由 Dittus-Boelter 提出, $Nu_{D-B} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$ ^[29]。运行参数范围: $m = 2.0 \sim 3.0 \text{ g/s}$, $q = 130 \sim 620 \text{ kW/m}^2$, $p = 3 \sim 5 \text{ MPa}$, $T_{in} = 373 \sim 573 \text{ K}$ 。由图可以看到,仅有少量换热数据浮升力参数高于临界值 2×10^{-7} ,几乎所有换热数据热加速参数均低于临界值 6×10^{-7} ,说明两者对换热的影响基本可以忽略。通常传热恶化出现在低 Nu/Nu_{D-B} 条件下,超临界压力航空煤油传热恶化的临界 Nu/Nu_{D-B} 为 0.5 ^[29]。而 Nu/Nu_{D-B} 较小值时,对应的浮升力参数和热加速参数也均处于较小值,显然,浮升力和热加速作用不是导致该传热恶化的原因。

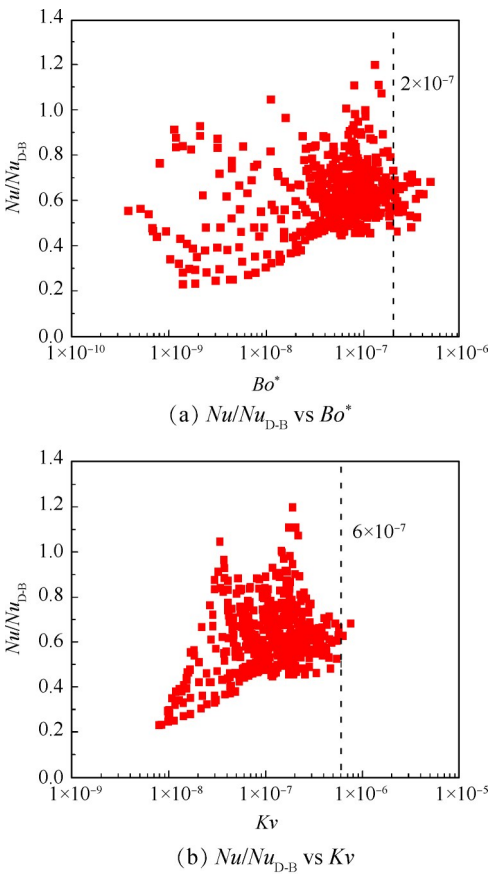


Fig. 9 Variation of Nu/Nu_{D-B} with the buoyancy and thermal acceleration parameters

基于 Dittus-Boelter 换热公式,考虑拟沸腾换热机制,拟合建立如下换热关联式

$$\frac{Nu}{Nu_{D-B}} = \left(\frac{\rho_f}{\rho_b} \right)^{0.74} \tag{13}$$

图 10 给出了由经验公式计算努塞尔数与实验结果的比较情况。相应实验参数范围: $m = 2.0 \sim 3.0 \text{ g/s}$, $q =$

130~620kW/m², $p=3\sim5$ MPa, $T_{in}=373\sim573$ K。由图可以看到,通过密度比值项对 Dittus-Boelter 公式修正,建立的换热关联式预测值与实验结果符合较好,约94%的数据点落在 $\pm 20\%$ 的误差范围,满足工程运用的需求。

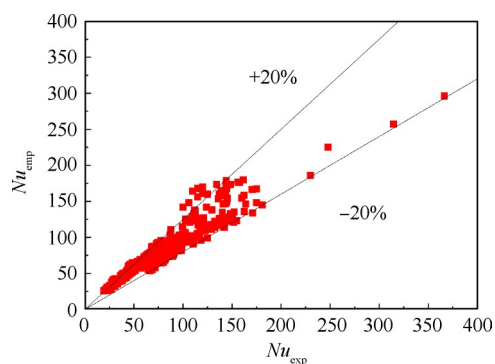


Fig. 10 Comparison of Nu from the empirical formula and the experimental result

3.2 瞬态换热特性

空-油换热器长时间在超临界工况下运行,部件和管道连接处难免出现泄漏,严重情况下发生破口事故,这时运行压力迅速下降,热物性参数急速变化,换热瞬态响应,处于泄压过程^[30]。需要考察泄压过程中航空煤油的瞬态换热特性和换热机理。

泄压过程通过背压阀控制,着重分析进口压力从5MPa降为3MPa的瞬态换热过程。选取三种平均泄压速率,即21.6kPa/s, 42.4kPa/s, 78.4kPa/s,对应的泄压时间为92.6s, 47.2s和25.5s。图11给出了三种平均变压速率下管内壁温度(TC05, TC12, TC17,依次为传热恶化起始位置、管壁温度峰值位置、传热恶化结束位置)随时间的变化情况。质量流量为2.0g/s,热流密度为620kW/m²,进口温度为573K,属于实验参数范围内传热恶化壁温最高的工况。从图中可以看到,变压速率设定为21.6kPa/s, TC12壁温从压力降到约为4MPa时开始增加;压力降到约为3.4MPa时, TC12壁温增加加剧。TC05和TC17的壁温基本不变,说明泄压过程中传热恶化不断加剧。两种高泄压速率下也观察到类似的现象,不同的是变压速率为78.4kPa/s时,热物性变化剧烈,出现了壁温的异常波动。

图12给出泄压过程中TC12位置管内壁温度和换热系数的变化情况。从图中可以看到,随着压力不断降低,管壁温度升高,换热系数减小,传热恶化加剧。主要是因为泄压过程中热物性随温度变化更为剧烈,主流焓值减小,拟沸腾数不断增大。压力为

5MPa, 4MPa, 3MPa时对应的拟沸腾数依次为 6.97×10^{-4} , 7.24×10^{-4} , 7.57×10^{-4} 。随着泄压速率提高,这一现象更加突出。

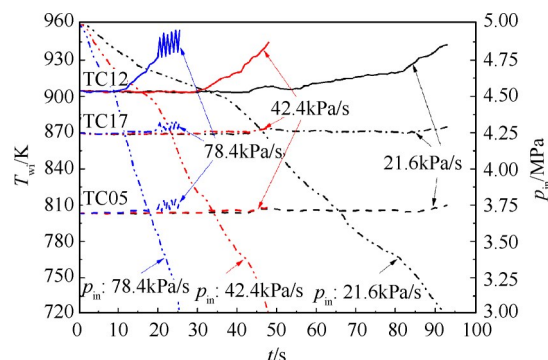


Fig. 11 Inner-wall temperature variation during the pressure relief process

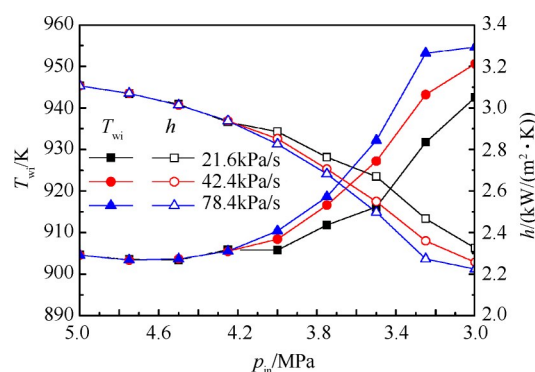


Fig. 12 Inner-wall temperature and heat transfer coefficient variations during the pressure relief process

4 结论

本文对竖直下降圆管内超临界 RP-3 航空煤油的换热过程进行了实验研究,获得以下结论:

(1) 蒸发动量力相比惯性力占主导时,类气相膜覆盖壁面,阻碍热量向主流传递,出现类膜态沸腾换热机制,即拟沸腾导致传热恶化问题。通过拟沸腾数描述传热恶化机制,当拟沸腾数高于 2.5×10^{-4} 时,拟沸腾发挥作用。浮升力和热加速换热的影响可以忽略,不是传热恶化的原因。

(2) 提高热流密度、增大进口温度均使传热恶化时最大壁温飞升值增大。通过拟沸腾数和进口温度建立了最大壁温飞升值的预测准则。

(3) 基于 Dittus-Boelter 换热公式,考虑拟沸腾换热机制,采用近壁区和主流区密度比值修正实现了稳态对流换热的关联式预测。

(4) 泄压过程中拟沸腾数不断增大,煤油密度对温度的变化更加敏感,导致传热恶化加剧,高变压速

率下引起壁温的波动。

致 谢:感谢国家自然科学基金、吉林省教育厅科技项目、东北电力大学青年博士科研助推计划的资助。

参考文献

- [1] 付衍琛, 邓宏武, 吕 品, 等. 螺旋管内超临界航空煤油流动阻力特性[J]. 航空动力学报, 2013, 28(3): 688-694.
- [2] 黄 文, 邓宏武, 徐国强, 等. U型管内超临界压力航空煤油压降特性[J]. 航空动力学报, 2011, 26(3): 582-587.
- [3] 冉振华, 徐国强, 邓宏武, 等. 超临界压力下航空煤油在并联管中流量分配特性[J]. 航空动力学报, 2012, 27(1): 63-68.
- [4] Wen J, Huang H R, Fu Y C, et al. Heat Transfer Performance of Aviation Kerosene RP-3 Flowing in a Vertical Helical Tube at Supercritical Pressure[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 121: 853-862.
- [5] Fu Y C, Wen J, Tao Z, et al. Experimental Research on Convective Heat Transfer of Supercritical Hydrocarbon Fuel Flowing Through U-Turn Tubes[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 116: 43-55.
- [6] 罗毓珊, 陈听宽, 胡志宏, 等. 高参数小管径内煤油的传热特性研究[J]. 工程热物理学报, 2005, 26(4): 609-612.
- [7] Liu Z H, Bi Q C, Guo Y, et al. Convective Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics of Near-Critical-Pressure Hydrocarbon Fuel in a Mini-Channel[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2013, 51(1-2): 1047-1054.
- [8] Jiang P X, Lu Z L, Guo Y X, et al. Experimental Investigation of Convective Heat Transfer of Hydrocarbon Fuels at Supercritical Pressures Within Rotating Centrifugal Channel[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2019, 147: 101-112.
- [9] 张 斌, 张春本, 邓宏武, 等. 超临界压力下碳氢燃料在竖直圆管内换热特性[J]. 航空动力学报, 2012, 27(3): 595-603.
- [10] 赵 伟, 闻 洁, 付衍琛, 等. 超临界压力航空煤油 RP-3 在竖直微细管内的对流换热实验[J]. 航空动力学报, 2018, 33(3): 620-627.
- [11] Fu Y C, Huang H R, Wen J, et al. Experimental Investigation on Convective Heat Transfer of Supercritical RP-3 in Vertical Miniature Tubes with Various Diameters[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2017, 112: 814-824.
- [12] Liu B, Zhu Y H, Yan J J, et al. Experimental Investigation of Convection Heat Transfer of *n*-Decane at Supercritical Pressures in Small Vertical Tubes[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 91: 734-746.
- [13] 王 夕, 刘 波, 祝银海, 等. 超临界压力下 RP-3 在细圆管内对流换热实验研究[J]. 工程热物理学报, 2015, 36(2): 360-365.
- [14] Huang D, Ruan B, Wu X Y, et al. Experimental Study on Heat Transfer of Aviation Kerosene in a Vertical Upward Tube at Supercritical Pressures[J]. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 2015, 23(2): 425-434.
- [15] Zhang J Z, Lin J P, Huang D, et al. Numerical Study of Heat Transfer Characteristics of Downward Supercritical Kerosene Flow Inside Circular Tubes[J]. *Journal of Zhejiang University Science A*, 2018, 19(2): 158-170.
- [16] Dang G X, Zhong F Q, Zhang Y J, et al. Numerical Study of Heat Transfer Deterioration of Turbulent Supercritical Kerosene Flow in Heated Circular Tube[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 85: 1003-1011.
- [17] 程泽源, 朱剑琴, 李海旺. 竖直圆管内超临界碳氢燃料换热恶化的直径效应[J]. 航空学报, 2016, 37(10): 2941-2951.
- [18] Sun X, Xu K K, Meng H, et al. Buoyancy Effects on Supercritical-Pressure Conjugate Heat Transfer of Aviation Kerosene in Horizontal Tubes[J]. *The Journal of Supercritical Fluids*, 2018, 139: 105-113.
- [19] Wang Y H, Lu Y N, Li S F, et al. Numerical Study on Non-Uniform Heat Transfer Deterioration of Supercritical RP-3 Aviation Kerosene in a Horizontal Tube[J]. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 2020, 28(6): 1542-1557.
- [20] 王彦红, 李素芬, 赵星海. 超临界压力下航空煤油传热恶化的分析与预测[J]. 化工学报, 2018, 69(12): 5056-5064.
- [21] Zhang C B, Xu G Q, Gao L, et al. Experimental Investigation on Heat Transfer of a Specific Fuel (RP-3) Flows Through Downward Tubes at Supercritical Pressure[J]. *The Journal of Supercritical Fluids*, 2012, 72(9): 90-99.
- [22] Hu J Y, Zhou J, Wang N, et al. Numerical Study of Buoyancy's Effect on Flow and Heat Transfer of Kerosene in a Tiny Horizontal Square Tube at Supercritical Pressure[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 141: 1070-1079.
- [23] 严俊杰, 祝银海, 芦泽龙, 等. 超临界压力碳氢燃料瞬态加热响应特性[J]. 化工学报, 2015, 66(z1): 65-70.
- [24] 姜 蕾, 刘朝晖, 毕勤成, 等. 碳氢燃料变压力过程

- 中传热研究[J]. 推进技术, 2014, 35(7): 965-972.
(JIANG Lei, LIU Zhao-hui, BI Qin-cheng, et al. Heat Transfer of Hydrocarbon Fuel During Transient Pressure [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2014, 35(7): 965-972.)
- [25] Jiang R P, Liu G Z, Zhang X W. Thermal Cracking of Hydrocarbon Aviation Kerosene Fuels in Regenerative Cooling Micro-Channels[J]. *Energy & Fuel*, 2013, 27(5): 2563-2577.
- [26] 张海松, 朱鑫杰, 朱兵国, 等. 浮升力和流动加速对超临界 CO₂ 管内流动传热影响[J]. 物理学报, 2020, 69(6): 136-145.
- [27] Xu J L, Zhang H S, Zhu B G, et al. Critical Supercritical-Boiling-Number to Determine the Onset of Heat Transfer Deterioration for Supercritical Fluids [J]. *Applied Thermal Solar Energy*, 2020, 195: 27-36.
- [28] 张春本, 邓宏武, 徐国强, 等. 超临界压力下航空煤油 RP-3 焓值的测量及换热研究[J]. 航空动力学报, 2010, 25(2): 331-335.
- [29] 王彦红, 李素芬. 超临界压力下航空煤油传热恶化判别准则[J]. 推进技术, 2019, 40(11): 2528-2536.
(WANG Yan-hong, LI Su-fen. Criterion for Heat Transfer Deterioration of Aviation Kerosene under Supercritical Pressures [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(11): 2528-2536.)
- [30] 朱兵国, 吴新明, 张 良, 等. 压力瞬态下超临界压力 CO₂ 的传热特性[J]. 化工进展, 2019, 38(10): 4444-4451.

(编辑:张 贺)