Nov. 2019 Vol.40 No.11

超临界压力下航空煤油传热恶化判别准则*

王彦红1,李素芬2

- (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: 为防止航空发动机热防护中的传热恶化现象,对竖直上升圆管内超临界压力 RP-3 航空煤油的换热开展了实验研究。着重考察了热流密度、进口压力、进口温度等运行参数对传热恶化的影响。探究了传热恶化特性,获得了传热恶化起始条件判别准则。进一步分析了浮升力和热加速对传热恶化的影响,建立了适用于航空煤油新的浮升力和热加速判别准则,以及考虑两者影响的换热关联式。结果表明: 航空煤油传热恶化出现在 $Nu/Nu_0<0.5$ 的条件下。以此作为依据,当浮升力因子 $Bu>1.6\times10^{-6}$ 或热加速因子 $Ac>3.3\times10^{-6}$ 时,引发传热恶化现象。换热关联式兼顾了浮升力和热加速影响,具有较高的预测精度。

关键词:超临界压力;航空煤油;传热恶化;浮升力;热加速;判别准则

中图分类号: V231.1 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2019) 11-2528-09

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 190001

Criterion for Heat Transfer Deterioration of Aviation Kerosene under Supercritical Pressures

WANG Yan-hong¹, LI Su-fen²

- (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: In order to prevent the heat transfer deterioration phenomenon in thermal protection of aero engine, an experimental investigation on heat transfer of RP-3 aviation kerosene in a vertical upward circular tube under supercritical pressures was conducted. Effects of the operating parameters, including the heat flux, inlet pressure and inlet temperature, on heat transfer deterioration were studied. The characteristics of heat transfer deterioration were explored, and the criterion for initial condition of heat transfer deterioration was obtained. Furthermore, the effects of buoyancy and thermal acceleration on heat transfer deterioration were analyzed. The new determination criterions for buoyancy and thermal acceleration applied to aviation kerosene were established, the heat transfer correlation considering the effects of both was developed. Results indicate that the heat transfer deterioration of aviation kerosene occurs in the condition of $Nu/Nu_0 < 0.5$, based on which, it is found that the heat transfer deterioration phenomenon appears when the buoyancy factor $Bu > 1.6 \times 10^{-6}$ or the thermal acceleration factor $Ac > 3.3 \times 10^{-6}$. The heat transfer correlation takes into account the effects of buoyancy and thermal acceleration, and has high prediction accuracy.

Key words: Supercritical pressure; Aviation kerosene; Heat transfer deterioration; Buoyancy; Thermal

^{*} 收稿日期: 2019-01-01; 修订日期: 2019-03-01。

基金项目: 国家自然科学基金(51576027); 东北电力大学博士科研启动基金(BSJXM-2017205)。

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。E-mail: wangyh.526@163.com

引用格式: 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.)

acceleration; Criterion

1 引言

采用空-油换热器的设计方案,即利用高热沉的 航空煤油对空气进行冷却,可以有效解决航空发动 机高温部件热防护问题[1]。由于航空煤油工作压力 高于其临界压力,热物性特殊变化产生传热恶化现象,对换热器安全运行带来不利影响[2-3]。因此,深入研究航空煤油(碳氢燃料)的超临界传热过程对换热器设计具有重要意义。

目前,针对超临界压力碳氢燃料传热恶化的研 究已有一定报道。研究发现,其传热恶化通常出现 在运行压力靠近临界压力的情况下,与近壁流体温 度跨越拟临界点热物性急剧变化密切关联[4-10]。Hua 等[4]、赵国柱等[5]提出通道流速出现"M"型异常分布 导致了传热恶化现象;而 Zhang 等[6]、Dang 等[7-8]认为 近壁流体湍动能下降引发了传热恶化现象。Liu 等[9]、王彦红等[10]提出类膜态沸腾是传热恶化的形成 机理。强浮升力和热加速效应也是传热恶化的关键 原因[11-15]。浦航等[11]选取合理的湍流模型数值分析 了近壁流体热物性对传热恶化的影响机制,浮升力 是通道起始加热段传热恶化的原因。Zhang等[12]、 Deng 等[13]考察了浮升力和热加速对换热的影响。前 者发现,浮升力和热加速的作用主要在高温区;后者 表明,浮升力和热加速对换热的影响基本可以忽略。 Liu 等[14]、王夕等[15]的研究表明,浮升力引起边界层 流动层流化是传热恶化的诱因,热加速仅起微弱的 作用。张斌等[16]、刘波等[17]、贾洲侠等[18]、严俊杰 等[19]分析了流动方向对换热的影响,研究发现,竖直 向上流动和向下流动的换热存在显著差别。对于向 上流动,浮升力的作用与流动方向相同,抑制了流体 微团之间的相互掺混,削弱了管内换热的效果。向 下流动则正好相反。Wen等[20]的研究发现,水平圆 管内航空煤油浮升力诱导产生二次流,沿管道周向 出现壁温非均匀分布的现象。Fu 等[21]、程泽源等[22] 考察了管径对换热的影响,研究表明,浮升力对传热 恶化的影响仅在低质量流量下起作用,随着管道直 径增大其作用加强。综上所述,这些研究实现了对 超临界压力碳氢燃料传热恶化机理和特性的基础认 知,而传热恶化起始条件的经验准则、浮升力和热加 速作用引起传热恶化的临界准则,针对二氧化碳已 有一定报道[23-24],而碳氢燃料的相关研究还很欠缺, 需要补充。

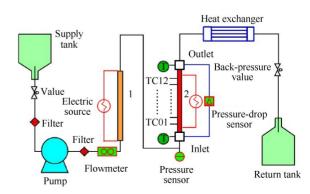
本文对竖直上升圆管内超临界压力 RP-3 航空 煤油的传热恶化开展了实验研究。考察了运行参数 对传热恶化的影响,提出了碳氢燃料传热恶化的起 始条件准则,推导了新的浮升力和热加速因子,通过 经验方法获得临界值,从而建立了新的浮升力和热 加速影响判别准则,综合考虑两种效应实现了换热 预测,相关成果可为空-油换热器设计和运行提供理 论指导。

2 实验系统与数据处理

2.1 实验系统

图 1 给出了碳氢燃料高温高压流动换热实验系 统。供油箱供给的航空煤油经恒流泵设定流量升压 后,经质量流量计(测量精度0.5%)测量流量,进入由 不锈钢制成的预热段和实验段。两段均通过交流稳 压电源连接电极对管道直接通电加热,采用绝热材 料有效保温。预热段保证实验段进口温度,实验段 施加热流获得高温流体,热流密度由数字电流表(测 量精度0.1%)和数字电压表(测量精度0.1%)计算得 到。实验段竖直布置,燃料上升流动,内径为1.8mm, 外径为2.2mm,总长度为700mm。进口和出口处均布 置 K 型铠装热电偶(测量精度 0.6%)测量温度,采用 压力变送器(测量精度 0.15%)测量进口压力。进口 和出口绝热段均为100mm。通过压差变送器(测量 精度 0.15%)测量实验段进出口压差。中间 500mm 作 为测试段,等距布置20个直径为0.1mm的K型镍铬-镍硅热电偶(测量精度0.6%)测量壁温。实验段出口 煤油经套管换热器冷却到常温经背压阀流入回油 箱。由背压阀调节进口压力,热流密度通过调节实 验段稳压电源实现。实验测量数据由数据采集系统 记录。

设定如下实验参数范围:



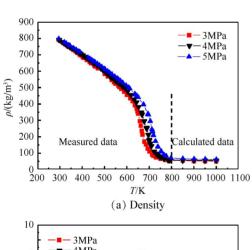
(1. Preheater section; 2. Test section)

Fig. 1 Schematic diagram of the experimental system

- (1)进口压力(p_{in})为3MPa~5MPa;
- (2)质量流量(m)为 1.7g/s,对应的质量流速 G为 668kg/ $(m^2 \cdot s)$;
 - (3)进口油温(T_{in})为400K~475K;
 - (4)热流密度(q)为200kW/m²~400kW/m²。

2.2 热物性

实验中选用 RP-3 航空煤油,临界压力和临界温度分别为 2.33MPa 和 645 K^[25],该燃料在超临界压力下的密度(ρ)、比热容(c_p)、热导率(λ)、动力黏度(μ)见文献[21]。文献[21]热物性测量数据最高温度约为 800 K,而实验传热恶化壁温远高于该温度。为解决热物性取值问题,同时采用了实验测量和燃料三组分替代模型^[26]的数据,即以温度 800 K 为界,低于该温度采用实验测量数据,高于该温度采用替代模型数据。图 2 给出了密度和定压比热容随温度的变化情况。



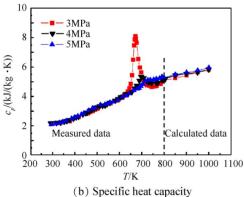


Fig. 2 Thermo-physical properties variations with temperature under supercritical pressures

2.3 数据处理

实验段热流密度为管电阻热源产生的热流扣除散热损失的热流,计算方法如下

$$q = \frac{4I^2R}{\pi^2 d_{i}(d_{o}^2 - d_{i}^2)} - q_{\text{loss}}$$
 (1)

式中1为加热电流;d。,d。分别为管外径和管内径。

电阻率R的形式如下

$$R = -1.82 \times 10^{-13} (T_{w} - 273.15)^{2} + 4.21 \times 10^{-10} (T_{w} - 273.15) + 5.02 \times 10^{-7}$$
 (2)

式中 T_{-} 为管道温度。

散热热流密度 qloss 的形式如下

 $q_{\text{loss}} = 3.81 \times 10^{-5} \Delta T^2 + 1.27 \times 10^{-2} \Delta T + 0.18$ (3) 式中 ΔT 为管道温度与环境温度的差值。

管内壁温度的计算式如下

$$T_{\text{wi}} = T_{\text{wo}} - \frac{1}{k} \left[\left(\frac{\Phi d_{\text{o}}^2}{8} - \frac{q_{\text{loss}} d_{\text{o}}}{2} \right) \ln \frac{d_{\text{o}}}{d_{\text{i}}} - \frac{\Phi}{16} \left(d_{\text{o}}^2 - d_{\text{i}}^2 \right) \right]$$
(4)

式中 T_{wo} 为管外壁温度;k为管道热导率; Φ 为内热源。

换热系数的定义如下

$$h = \frac{q}{T - T} \tag{5}$$

式中 T_b为主流温度。考虑到实验系统高压密封的要求,主流温度还不能直接测量。通常根据进口到热电偶位置的加热量得到该段的流体焓增,扣除进口焓值,获得对应热电偶位置的流体焓值。再由焓值和温度的关系,反推得到主流温度。即由下式确定

$$T_{\rm b} = H^{-1} \left[\frac{Q}{m} - H(T_{\rm in}) \right] \tag{6}$$

式中Q为从进口到对应热电偶位置的加热量;H为流体焓值,见文献[27]。

努塞尔数的定义如下

$$Nu = \frac{hd_i}{\lambda_b} \tag{7}$$

需要说明的是,对于流体,下标w和b分别表示取管内壁面流体和主流的数值。

不确定度分析表明,换热系数和努塞尔数的最大不确定度分别为4.42%和5.52%。

3 实验结果与分析

3.1 Nu/Nu₀准则

图 3 为进口压力为 3MPa、进口温度为 400K 时管内壁温度和主流温度沿流动方向(相对距离 l/d_i)的变化情况。其中,l为距起始加热电极的长度。由图可以看到,管内壁温度沿流动方向先急剧升高后陡然下降,最高内壁温约为 930K,说明出现了传热恶化现象。同时,以内壁温峰值作为分界,观察到峰值之前壁温随热流密度提高而减小之后则增大的现象。该压力对应的拟临界温度为 672K,即图 2(b)定压比热

容出现峰值的位置,显然,传热恶化发生在管内壁温度高于拟临界温度而主流温度低于拟临界温度的条件下。因为边界层流体热物性随温度剧烈变化,其可能源于浮升力或热加速作用。

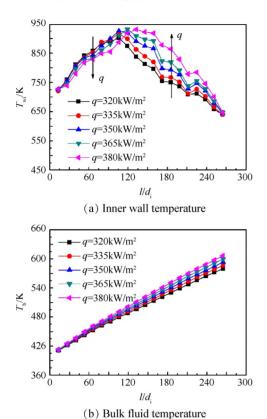


Fig. 3 Inner wall and bulk fluid temperature distributions along the flow direction

Koshizuka 等 $^{[28]}$ 提出了超临界压力水的传热恶化起始条件准则,认为该现象出现在 $Nu/Nu_0<0.3$ 的条件下, $Nu/Nu_0=0.3$ 为起始准则, Nu_0 由 Dittus-Boeler 换热关联式确定

$$Nu_0 = 0.023Re_{\rm b}^{0.8}Pr_{\rm b}^{0.4} \tag{8}$$

式中Re,Pr分别为雷诺数和普朗特数。

图 4 给出了 Nu/Nu_0 沿流动方向的变化情况,运行参数与图 3 相同。由图可以看到,不同热流密度下 Nu/Nu_0 曲线偏差较小,内壁温峰值附近 Nu/Nu_0 高于 0.3,按照 Koshizuka 等 [28]提出的准则,不会出现传热恶化现象,说明该准则不能作为超临界压力航空煤油传热恶化的判别依据。

图 5 给出了三种实验方案下管内壁温度沿流动方向的变化情况。图 5(a)进口温度为 400K,进口压力为 3MPa,图 5(b)进口温度为 400K,热流密度为 320kW/m²,图 5(c)进口压力为 3MPa,热流密度为 320kW/m²,依次考察热流密度、进口压力和进口温度

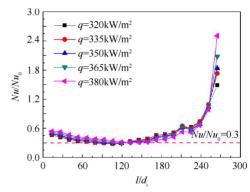


Fig. 4 Nu/Nu_0 distribution along the flow direction

对传热恶化的影响。由图 5(a)可以看到,热流密度为 260kW/m²和280kW/m²时,管内壁温度低于拟临界温 度,边界层流体热物性随温度变化平缓,传热恶化没 有出现。由于高比热容具有强化换热的效果,壁温分 布较为平坦。热流密度继续提高,内壁温高于拟临界 温度,边界层流体热物性随温度变化急剧,出现传热 恶化现象。同时可以发现,传热恶化初期,提高热流 密度内壁温增幅较大,说明该现象不断加剧。随后, 因高温下边界层流体热物性随温度变化减弱,传热恶 化减弱,出现了图 3(a)热流密度提高内壁温上升幅度 减小的现象。由图5(b)可以看到,随着压力提高,边 界层流体热物性随温度变化趋于平缓,传热恶化减 弱,内壁温下降。由图5(c)可以看到,进口温度提高, 进口雷诺数提高,流体比热容增大,换热得到改善,边 界层流体热物性随温度变化减弱,传热恶化减弱,内 壁温下降。综上所述,热流密度减小、进口压力提高、 进口温度提高均能起到弱化传热恶化的作用,到某一 临界值时管内壁温度峰值难以观察到。

图 6 给出了前述实验方案下 Nu/Nu_0 沿流动方向的变化情况,用以捕捉出现传热恶化对应的 Nu/Nu_0 临界值。由图可以确定航空煤油传热恶化的临界条件为 Nu/Nu_0 =0.5。当 Nu/Nu_0 <0.5 时,超临界压力航空煤油将出现传热恶化现象,这与 Shiralkar 等^[29]针对二氧化碳得到的结论相同。

3.2 浮升力和热加速判别准则

超临界压力碳氢燃料边界层流体处于拟临界点 附近,热物性剧变形成强浮升力和热加速效应,改变 近壁面切应力分布,导致传热恶化现象。

目前,主要采用判别准则考察两种效应对换热的影响,主要的判别准则如下:

浮升力参数 Bo*[14]

$$Bo^* = \frac{Gr_{\rm q}}{Re_{\rm h}^{3.425}Pr_{\rm h}^{0.8}} \tag{9}$$

$$Gr_{q} = \frac{qgd_{i}^{4}\beta}{\lambda_{b}\nu_{b}^{2}} \tag{10}$$

式中 Gr_q 为格拉晓夫数;g 为重力加速度; β 为体积膨胀系数; ν_b 为运动黏度。

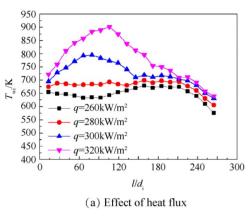
Liu 等^[14]认为,当 Bo*>2×10⁻⁷时,浮升力影响不可 忽略,引发传热恶化现象。

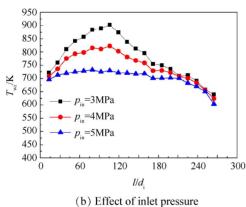
热加速参数 $Kv^{[14]}$

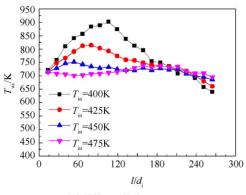
$$Kv = \frac{4q\beta}{Gc_{-1}Re_{-1}} \tag{11}$$

Liu 等^[14]认为,当 Kv>6×10⁻⁷时,热加速对传热恶化的影响不可忽略。两个判别准则均是基于二氧化碳提出的。

图 7 不同热流密度下给出了 Bo*和 Kv沿流动方





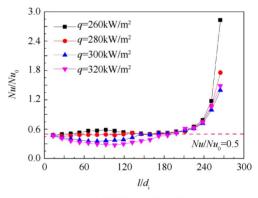


(c) Effect of inlet temperature

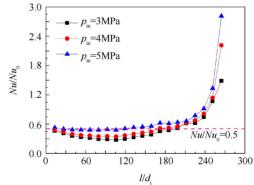
Fig. 5 Inner wall temperature distributions along the flow direction under different conditions

向的变化情况,对应的进口温度为400K,进口压力为3MPa。由图可以看到,对于传热恶化工况, $Bo^*>2\times10^{-7}$, $Kv>6\times10^{-7}$, 表明两判据适用性较好,浮升力和热加速是引发传热恶化的原因。

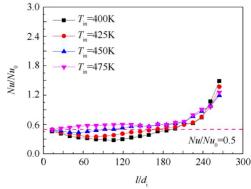
观察图7还可以发现,浮升力参数Bo*变化规律与内壁温变化规律存在较大差异,尤其是管进口位置。主要是因为该参数推导过程中努塞尔数由Dittus-Boeler换热关联式确定^[30],其对于二氧化碳合理适用,而热物性差别导致对于航空煤油不能适用。同时,临界值也略低于实验结果。热加速参数Kv及临界值也存在类似的问题。因此,需要对航空煤油建立更为合理的判别准则。



(a) Effect of heat flux



(b) Effect of inlet pressure



(c) Effect of inlet temperature

Fig. 6 Nu/Nu_0 distributions along the flow direction under different conditions

浮升力和热加速通过减小壁面切应力削弱对流换热能力,以减小的切应力 $\Delta \tau_{bu}$ (浮升力)和 $\Delta \tau_{ac}$ (热加速)与壁面切应力 τ_{w} 的比值来衡量两者的影响。

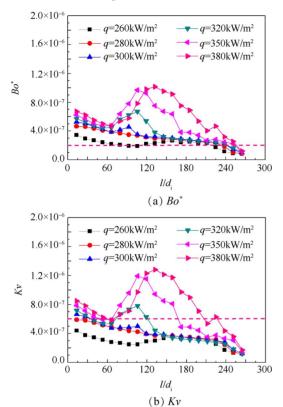


Fig. 7 Variations of *Bo** and *Kv* along the flow direction under different conditions

文献[31-32]给出 RP-3 航空煤油摩擦阻力系数f与雷诺数 $Re_b(Re_b>3000)$ 之间的关系,如下

$$f = \frac{2\tau_{\rm w}}{\rho_{\rm h}u_{\rm h}^2} = \frac{0.3164}{Re_{\rm h}^{0.25}} \tag{12}$$

式中业为主流流速。

利用式(12),借鉴文献[30]的理论推导过程,获得 $\Delta \tau_{\rm bu}/\tau_{\rm w}$ 和 $\Delta \tau_{\rm ac}/\tau_{\rm w}$ 形式如下

$$\frac{\Delta \tau_{\text{bu}}}{\tau_{\text{w}}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \delta_{\text{bu}}}{\tau_{\text{w}}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\tau_{\text{w}} \tau_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\tau_{\text{w}} \tau_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{(\rho_{\text{b}}^{0.25})^{\frac{3}{2}} (\rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{(\rho_{\text{b}}^{0.25})^{\frac{3}{2}} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.4}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{r}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{+}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5} P r_{\text{b}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{w}}) g \mu_{\text{w}} \delta_{\text{M}}^{-}}{\rho_{\text{w}}^{0.5} \rho_{\text{w}}^{0.5}} = \frac{(\rho_{\text{b}} - \rho_{\text{w}}) g \mu_{\text{w}}^{0.5}$$

式中 ρ_r 为边界层流体参考密度; δ_{bu} 为浮升力作用厚度; δ_M^* 为运动边界层无量纲厚度; Gr_b 为格拉晓夫数。

$$\frac{\Delta \tau_{ac}}{\tau_{w}} = \frac{\rho_{b} u_{b} \frac{du_{b}}{dx} \delta_{ac}}{\tau_{w}} = \frac{\rho_{b} u_{b} \frac{du_{b}}{dx} \mu_{w} \delta_{ac}}{\tau_{w} \tau_{w}^{0.5} \rho_{w}^{0.5}} = \frac{4q u_{b} \beta \mu_{w} \delta_{ac}^{+}}{c_{p,b} d_{i} \tau_{w}^{3/2} \rho_{w}^{0.5}} = \frac{4q u_{b} \beta \mu_{w} \delta_{ac}^{+}}{c_{p,b} d_{i} (\frac{0.3164}{2})^{\frac{3}{2}} (\frac{\rho_{b} u_{b}^{2}}{R e_{b}^{0.25}})^{\frac{3}{2}} \rho_{w}^{0.5}} = 15.89 \frac{4q \beta}{G c_{p,b} R e_{b}^{0.625}} \left(\frac{\mu_{w}}{\mu_{b}}\right) \left(\frac{\rho_{b}}{\rho_{w}}\right)^{0.5} \delta_{ac}^{+} \tag{14}$$

式中 δ_{ac} 为热加速作用厚度; δ_{ac}^{+} 为热加速无量纲作用厚度。

定义浮升力因子Bu和热加速因子Ac如下

$$Bu = \frac{Gr_{\rm b}}{Re_{\rm b}^{2.625} Pr_{\rm b}^{0.4}} \left(\frac{\mu_{\rm w}}{\mu_{\rm b}}\right) \left(\frac{\rho_{\rm b}}{\rho_{\rm w}}\right)^{0.5}$$
(15)

$$Ac = \frac{4q\beta}{Gc_{p,b}Re_b^{0.625}} \left(\frac{\mu_w}{\mu_b}\right) \left(\frac{\rho_b}{\rho_w}\right)^{0.5}$$
 (16)

图 8 给出了浮升力因子 Bu 和热加速因子 Ac 沿流动方向的变化情况,运行参数与图 7 相同。对比内壁温曲线可以发现,两因子能更好地反映浮升力和热加速对换热的影响。文献[23]认为:当切应力减小5%时,即 $\Delta\tau_{\rm bu}/\tau_{\rm w}=\Delta\tau_{\rm ac}/\tau_{\rm w}=5\%$,换热能力显著减弱,开始出现传热恶化现象。文献[23]建议的 $\delta_{\rm M}^*$ 和 $\delta_{\rm ac}^*$ 分别为 30 和 120,由此,获得两者理论临界值分别为 $Bu=1.05\times10^{-4}$, $Ac=2.62\times10^{-5}$ 。显然,理论临界值不能适用。因此,需要采用经验拟合方法确定临界数值。

图 9 给出了 Nu/Nu_0 随 Bu 和 Ac 的变化情况。通过该图拟合得到 Nu/Nu_0 随 Bu 和 Ac 的关联式,以表征浮升力和热加速对传热恶化的影响。

努塞尔数比值 Nu/Nu_0 与浮升力因子 Bu 和热加速因子 Ac 的关系为

$$Nu/Nu_0 = 0.42 + 8.64 \exp(-Bu/3.5 \times 10^{-7})$$
 (17)

$$Nu/Nu_0 = 0.42 + 18.8 \exp(-Ac/6.0 \times 10^{-7})$$
 (18)

拟合值与实验数据的相对偏差在±15%以内。

以 Nu/Nu_0 =0.5 作为标准,代入上述两式,确定临界值分别为 Bu=1.6×10⁻⁶和 Ac=3.3×10⁻⁶。由图 8 可以看到,通过经验方法确定的临界值对于航空煤油适用性较好。

3.3 换热关联式

基于 Dittus-Boeler 换热关联式,综合考虑热物性、浮升力和热加速的影响,建立了如下换热关联式

$$\frac{Nu}{Nu_0} = 0.12 \left(\frac{\rho_{\rm w}}{\rho_{\rm b}}\right)^{0.1} \left(\frac{\overline{c_p}}{c_{p,\rm b}}\right)^{-0.7} \frac{Ac^{0.40}}{Bu^{0.55}} \tag{19}$$

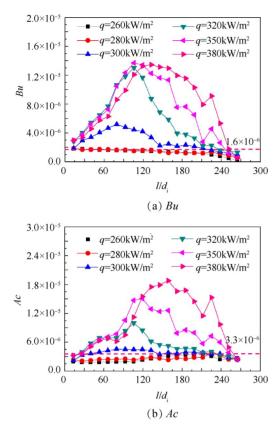


Fig. 8 Variations of *Bu* and *Ac* along the flow direction under different conditions

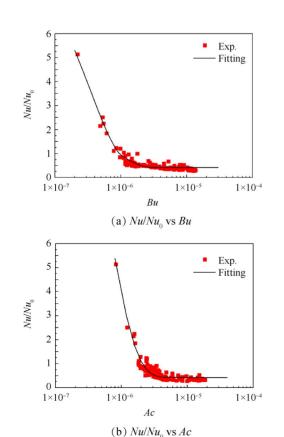


Fig. 9 Variations of Nu/Nu_0 with Bu and Ac under different conditions

$$\overline{c_p} = \frac{H_{\rm w} - H_{\rm b}}{T_{\rm w} - T_{\rm b}} \tag{20}$$

该式适用的雷诺数范围为:3×10³≤Re_b≤2×10⁴。

图 10 为拟合公式得到努塞尔数与实验结果的比较情况。实验共有 60 组工况,1200 个数据。由图可以看到,拟合值和实验结果符合较好,约 97% 的数据点落在±20% 误差带内,基本满足工程精度的需求。

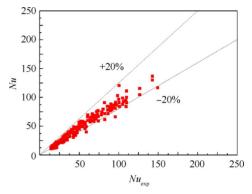


Fig. 10 Comparison of the Nusselt number between the calculated and experimental results

4 结 论

通过本文研究,得出如下结论:

- (1)超临界压力 RP-3 航空煤油传热恶化出现在 Nu/Nu_0 <0.5 的情况下 $,Nu_0$ 通过 Dittus-Boeler 换热关联 式确定。因此,其传热恶化的起始条件为 Nu/Nu_0 =0.5。
- (2)浮升力和热加速是传热恶化的原因,通过理论推导得到新的浮升力因子 Bu 和热加速因子 Ac,依据 Nu/Nu_0 =0.5 的准则,获得两者起作用的经验临界值。当 Bu>1.6×10⁻⁶时,浮升力将引发传热恶化现象。当 Ac>3.3×10⁻⁶时,热加速将导致传热恶化现象。
- (3)提高进口压力、进口温度可以减弱高热流密度下传热恶化引起的壁温飞升现象,进行换热预测尤为必要。因此,建立了采用浮升力因子 Bu 和热加速因子 Ac 修正的换热关联式,预测精度在±20%以内。

致 谢:感谢国家自然科学基金、东北电力大学博士科研启动基金的资助。

参考文献:

- [1] 贾洲侠,徐国强,闻 洁,等. 超临界压力RP-3在竖直细圆管内混合对流研究[J]. 北京航空航天大学学报,2016,42(1):152-157.
- [2] 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.
- [3] Huang D, Li W. Heat Transfer Deterioration of Aviation Kerosene Flowing in Mini Tubes at Supercritical Pressures [J]. International Journal of Heat Mass and Transfer, 2017, 111: 266-278.
- [4] Hua Y X, Wang Y Z, Meng H. A Numerical Study of Supercritical Forced Convective Heat Transfer of n-Heptane Inside a Horizontal Miniature Tube[J]. The Journal of Supercritical Fluids, 2010, 52(1): 36-46.
- [5] 赵国柱,宋文艳,张若凌,等. 超临界压力下正十烷流动传热的数值模拟[J]. 推进技术,2014,35(4):537-543. (ZHAO Guo-zhu, SONG Wen-yan, ZHANG Ruoling, et al. Numerical Simulation on Flow and Heat Transfer of n-Decane under Supercritical Pressure[J]. Journal of Propulsion Technology, 2014, 35(4):537-543.)
- [6] 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.
- [7] Dang G X, Zhong F Q, Chen L H, et al. Numerical Investigation on Flow and Convective Heat Transfer of Aviation Kerosene at Supercritical Conditions [J]. Science China: Technological Sciences, 2013, 56(2): 416-422.
- [8] 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.
- [9] 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 Minichannel[J]. Applied Thermal Engineering, 2013, 51(1-2): 1047-1054.
- [10] 王彦红,李素芬,东 明.垂直上升圆管内超临界航空煤油的传热恶化数值研究[J].推进技术,2015,36 (1):97-103. (WANG Yan-hong, LI Su-fen, DONG Ming. Numerical Study on Heat Transfer Deterioration of Supercritical Aviation Kerosene in Vertical Upward Circular Tubes [J]. Journal of Propulsion Technology, 2015,36(1):97-103.)
- [11] 浦 航,李素芬,东 明,等.超临界压力RP-3起始加热段传热恶化数值研究[J].工程热物理学报,2017,38(10):2242-2248.
- [12] 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].

- Journal of Supercritical Fluids, 2012, 72(9): 90-99.
- [13] Deng H W, Zhu K, Xu G Q, et al. Heat Transfer Characteristics of RP-3 Kerosene at Supercritical Pressure in a Vertical Circular Tube [J]. *Journal of Enhanced Heat Transfer*, 2012, 19(5): 409-421.
- [14] 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 Mass and Transfer, 2015, 91: 734-746.
- [15] 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.
- [16] 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.
- [17] 刘 波,王 夕,祝银海,等.超临界压力下正癸烷 在微细圆管内对流换热实验研究[J].工程热物理学 报,2014,35(1):114-118.
- [18] 贾洲侠,徐国强,闻 洁,等.超临界压力RP-3在竖直细圆管内混合对流研究[J].北京航空航天大学学报,2016,42(1):152-157.
- [19] 严俊杰,刘耕州,闫 帅,等.超临界压力下碳氢燃料在竖直圆管内对流换热实验研究[J].工程热物理学报,2016,37(11):2385-2392.
- [20] Wen J, Huang H R, Jia Z X, et al. Buoyancy Effects on Heat Transfer to Supercritical Pressure Hydrocarbon Fuel in a Horizontal Miniature Tube[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2017, 115: 1173-1181.
- [21] 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.
- [22] 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.
- [23] Liu S H, Huang Y P, Liu G X, et al. Improvement of Buoyancy and Acceleration Parameters for Forced and Mixed Convective Heat Transfer to Supercritical Fluids Flowing in Vertical Tubes [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2017, 106: 1144-1156.
- [24] 刘光旭, 黄彦平, 王俊峰, 等. 浮升力效应和流动加速效应对超临界二氧化碳传热影响理论分析[J]. 核动力工程, 2018, 39(5): 1-7.

- [25] Deng H W, Zhang C B, Xu G Q, et al. Visualization Experiments of a Specific Fuel Flow Through Quartz Glass Tubes under Both Sub-and Supercritical Conditions [J].
 Chinese Journal of Aeronautics, 2012, 25(3): 372-380.
- [26] 程泽源,朱剑琴,金 钊.吸热型碳氢燃料RP-3替代模型研究[J]. 航空动力学报,2016,31(1):391-398.
- [27] 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.
- [28] Koshizuka S, Takano N, Oka Y. Numerical Analysis of Deterioration Phenomena in Heat Transfer to Supercritical Water [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1995, 38(16): 3077-3084.
- [29] Shiralkar B S, Griffith P. Deterioration in Heat Transfer

- to Fluids at Supercritical Pressure and High Heat Fluxes [J]. *Journal of Heat Transfer*, 1969, 91(1): 27-36.
- [30] Kim D E, Kim M K. Experimental Study of the Effects of Flow Acceleration and Buoyancy on Heat Transfer in a Supercritical Fluid Flow in a Circular Tube[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2010, 240(10): 3336-3349.
- [31] Zhang C B, Xu G Q, Deng H W, et al. Investigation of Flow Resistance Characteristics of Endothermic Hydrocarbon Fuel under Supercritical Pressures [J]. *Propulsion and Power Research*, 2013, 2(2): 119-130.
- [32] Zhu K, Xu G Q, Tao Z, et al. Flow Frictional Resistance Characteristics of Kerosene RP-3 in Horizontal Tube at Supercritical Pressure[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2013, 44: 245-252.

(编辑:梅 瑛)