

文章编号:1000-8055(2012)03-0595-09

超临界压力下碳氢燃料在竖直圆管内 换热特性

张 斌, 张春本, 邓宏武, 徐国强, 朱 锟

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院

航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191)

摘 要: 以国产航空煤油 RP-3 为对象研究了超临界压力下热流密度和进口温度对碳氢燃料在竖直向上管和竖直向下管的换热特性的影响. 实验中热流密度变化范围为 $300 \sim 600 \text{ kW/m}^2$, 进口温度变化范围为 $293 \sim 723 \text{ K}$, 压力及流量分别保持为 5 MPa 以及 3 g/s . 研究表明: 在所有实验工况下, 实验进口处将首先出现换热恶化现象, 之后随着热边界层的充分发展换热逐渐增强; 当管内流体状态从超临界压力液态过渡到超临界状态, 由于物性的显著变化将导致换热沿管程方向得到显著强化. 当进口油温超过其拟临界温度后, 由于碳氢燃料吸热能力迅速降低导致管内出现了换热恶化. 对于竖直向上流与竖直向下流, 即使浮升力判断因子的值小于 10^{-5} , 浮升力的影响仍然不能忽略. 最后, 在实验结果基础上, 提出了超临界压力碳氢燃料在微细管内流动的强迫对流换热经验关系式.

关 键 词: 超临界压力; 拟临界温度; 碳氢燃料; 浮升力; 传热系数

中图分类号: V312

文献标志码: A

Heat transfer characteristics of hydrocarbon fuel at supercritical pressure in vertical circular tubes

ZHANG Bin, ZHANG Chun-ben, DENG Hong-wu,

XU Guo-qiang, ZHU Kun

(National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics,
School of Jet Propulsion, Beijing University of Aeronautics Astronautics,
Beijing 100191, China)

Abstract: Experimental results of convection heat transfer to supercritical hydrocarbon fuel (RP-3) in heated vertical tubes were reported in this paper. The effects of heat flux, inlet temperature and flow direction (upward and downward) on heat transfer were studied. In the experiments, the pressure and mass flow rate were maintained at 5 MPa and 3 g/s the respectively; the heat flux changed from 300 kW/m^2 to 600 kW/m^2 and the inlet temperature ranged from 293 K to 673 K . Test results indicate that heat transfer deterioration appears firstly at the inlet of the heated test section and then increases after thermal boundary layer is developed totally. In addition, heat transfer is enhanced near the critical point of the fuel due to the significant changes of thermophysical properties; when the inlet temperature of RP-3 exceeds its pseudo-critical temperature, heat transfer deterioration occurs again due to the heat capacity of RP-3 decreases rapidly. Furthermore, the heat transfer coefficient of

收稿日期: 2011-04-07; **修订日期:** 2011-09-22

基金项目: 国家自然科学基金 (50676005)

作者简介: 张斌 (1986—), 江苏无锡人, 硕士生, 主要从事传热传质及超临界碳氢燃料的流动与换热研究.

RP-3 in downward flow is greater than that in upward flow due to the buoyancy effect even if the value of determining factor is lower than 10^{-5} . Based on the experimental data, correlations are developed for the local Nusselt number of convection heat transfer to supercritical hydrocarbon fuel in vertical miniature heated tubes.

Key words: supercritical pressure; pseudo-critical temperature; hydrocarbon fuel; buoyancy; heat transfer coefficient

20 世纪 80 年代末,为了在 21 世纪取得军事和商业竞争的优势,美国防部实施了一项由空军、海军、陆军、国家航空航天局(NASA)、国防部预研局(DARPA)和工业界共同参与的国家级战略性发动机技术预研计划,即综合高性能涡轮发动机技术(IHPTET)计划,总目标是到 21 世纪初使航空发动机性能较 1988 年提高 1 倍.具体指标是推质比提高 100%、耗油率降低 30%、成本减少 35%^[1].为进一步适应 21 世纪技术进步和航空发展的需要,在 IHPTET 计划取得部分重要成果的基础上,美国政府又及时制订了 IHPTET 的延续计划,即多用途经济可承受的先进涡轮发动机(VAATE)计划.该计划自 2003 年实施,至 2017 年结束,其目标主要包括:①发动机的推质比增加 200%,即发动机推质比达到 20 的量级;②发动机耗油率降低 25%,即达到 0.645 的水平;③发动机维修、保养等费用降低 60%.

基于 IHPTET 和 VAATE 这两项计划的巨额资金投入,美国军方及各科研机构针对碳氢燃料的制取以及将其作为冷源时的流动、换热、结焦等特性进行了深入研究.但是,由于这些研究工作涉及国家军事及战略发展计划,相关的研究结果大多数都处于保密状态,很少有详细的可用数据和资料公开发表.

对于超临界流体在管内换热规律的研究,国内外学者已做过许多工作. Brad 等^[2-3]对超临界压力下的 JP-7 和 MCH 在竖直管内的传热和流动不稳定性进行了实验研究,实验中观察到了较大的流量、压力和温度振荡.这些振荡一般发生在对比压力比低于 1.5 以及管壁温度高于拟临界温度的情况.

Hines 和 Wolf^[4]对高热流密度下超临界压力 RP-1 和二乙基环己烷在水平直镍管内的强迫对流换热进行了研究.研究发现当热流密度从 $4.1 \times 10^6 \text{ kW/m}^2$ 变化到 $9 \times 10^6 \text{ kW/m}^2$ 以及管壁温度经过拟临界温度时压力振荡频率为 100~1500 Hz,幅值为 1.31 MPa.这种振荡可以通过提高流体压力来消除,当压力达到 13.8 MPa 时,在

所研究的热流密度范围内均未发生振荡.

Linne D L 等^[5]通过一系列实验研究了超临界流体在高热流密度加热过程中的不稳定现象.其研究表明实验中所有涉及进口温度的工况其影响都是负面的,所有涉及质量流量的工况其影响都是正面的并发现所有的非稳态实验在实验段的进口处都有强烈的浮升力.

胡志宏等人^[6]对煤油在超临界压力下流过电加热圆管的换热规律进行了实验研究,通过对煤油传热实验结果的分析,发现煤油在超临界压力下有两处传热强化现象.第 1 次传热强化在壁温达到拟临界温度时发生,是由于煤油的热物性剧烈变化引起的.第 2 次传热强化是由于煤油在高温高压下发生化学变化引起的.

近年来,本课题组对超临界压力下 RP-3 的流动与换热特性进行了深入研究,测量了超临界压力下 RP-3 的焓值^[7]、密度^[8]、比热容和黏性.研究了 RP-3 在 U 型管内的流动与换热特性^[9].基于前期通过实验获得的高准确度 RP-3 物性数据,本文进一步研究了超临界压力(5 MPa)下热流密度、进口温度和流动方向对 RP-3 在微细管(内径为 1.8 mm)内换热特性的影响规律,为空油换热器的设计及应用提供了坚实的技术保障.

1 实验设备、参数及数据处理方法

1.1 实验系统简介

实验系统简化图如图 1 所示.右半部分为实验段局部放大图.实验段竖直安装并采用一种新型纳米绝热材料 Aspen 进行有效绝热(厚度为 5 mm,导热系数为 $0.012 \text{ W/m} \cdot \text{K}$).实验中给管段通以交流电,利用管电阻对管内的煤油进行加热.加热功率由实时记录的电流电压计算得出.

1.2 实验参数

本文所用实验段其总长为 500 mm、内外径分别为 1.80 mm 和 2.2 mm 的 1Cr19Ni9Ti 不锈钢管,实验管内表面的平均粗糙度为 $0.158 \mu\text{m}$,由表面形态仪(Talysurf 5P-120)分析得到.实验中

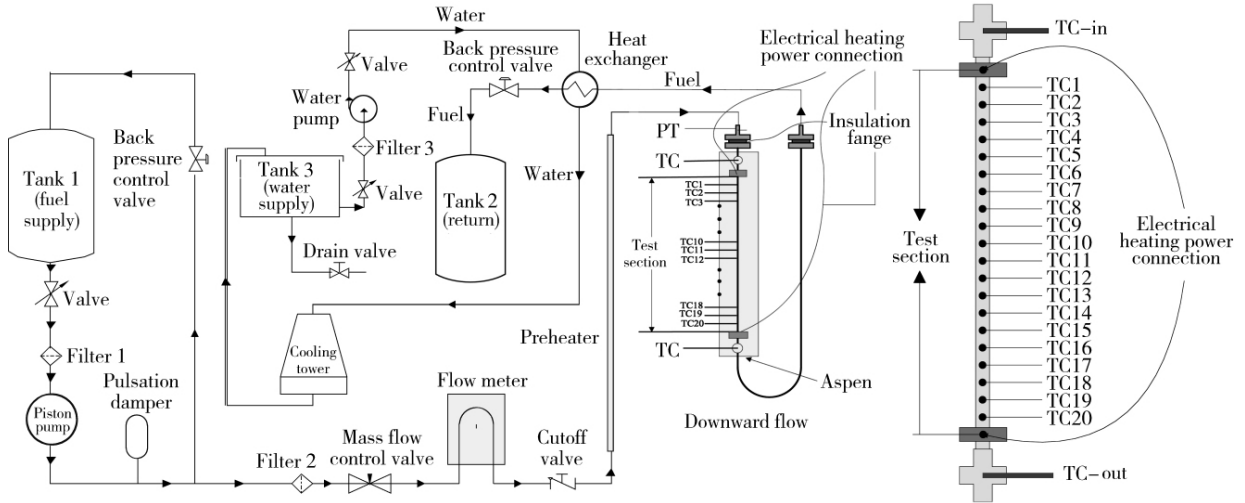


图 1 实验系统简化图

Fig. 1 Schematic of the supercritical fluid system

其实验加热段长度为 300 mm,进口绝热段和出口绝热段长度均为 100 mm,为内径的 55.6 倍.在加热段外表面上焊有 20 支直径为 0.1 mm 的镍铬-镍硅热电偶用于测量实验段外壁温的变化.实验段进出口分别通过一个四通接头和一个三通接头与绝缘法兰采用螺纹卡套进行连接(见图 1).本文中所使用的四通接头如图 2 所示.图中箭头所示为流体流动方向,PT 为绝对压力传感器接口,TC 为 K 型铠装热电偶接口,DP 为压差变送器接口,其中取压孔直径为 0.8 mm,其面积仅占当地流通面积的 5%,因此可以忽略其对流场的影响.

在测温热电偶前后均布置有金属网以使流体混合均匀.

在本文的实验中,实验段进口压力 5 MPa,为 RP-3 的临界压力(2.39 MPa^[10])的 2.1 倍.通过调节精密流量调节阀使实验段流体流量保持在 3 g/s(1170 kg/m²·s).流体流过实验段产生的压降经测量为几十千帕量级,与实验段进口绝对压力相比可忽略不计,故可近似认为整个实验段内保持恒定压力 5 MPa 不变.

1.3 实验数据处理方法

实验段的表面传热系数采用下式计算:

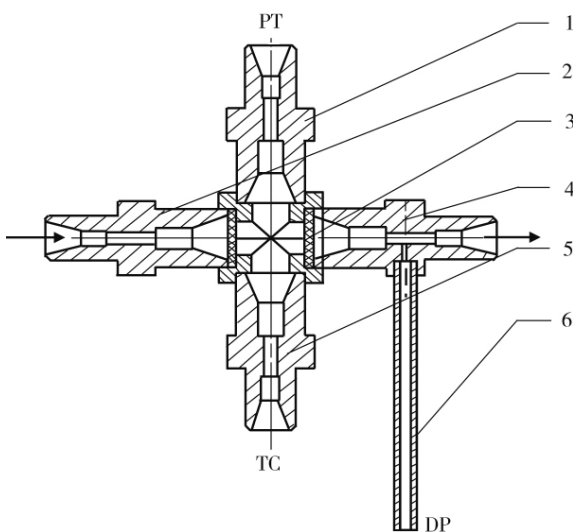
$$h_x = \frac{q''_x}{T_{w,x,in} - T_{f,x}} \quad (1)$$

其中 $T_{w,x,in}$ 和 $T_{f,x}$ 为分别为实验管 x 截面处内壁面温度和流体平均温度; q''_x 为有效壁面热流,定义如下:

$$q''_x = q_x - q''_{loss,x} = \frac{I^2 \cdot R(T) / [\pi(d_o^2 - d_i^2)]}{\pi \cdot d_o} - q''_{loss,x} \quad (2)$$

其中 q_x 为加热管道的总热流, I 为实验段电流, d_o 与 d_i 分别为实验段的外径与内径. $q''_{loss,x}$ 为实验段热损失, $R(T)$ 为不锈钢 T304 的电阻率,与温度有关.

管内 x 截面处油温 $T_{f,x}$ 可根据实验段进口温度,管壁加热功率及实验测得的 RP-3 焓差曲线推算得到^[7].管内 x 截面处的局部热损失 $q''_{loss,x}$ 可通过直接对实验段不锈钢管本身(不含介质)加热,认为温度稳定时的加热功率即为该温度下的热损失功率.根据式(3)求解得到



1 绝压接头; 2 管路接头; 3 金属网;
4 实验段接头; 5 测温接头; 6 取压管

图 2 测温测压四通接头

Fig. 2 Four-way connection

$$q''_{\text{loss},x} = \frac{I^2 \cdot R(T)}{\pi \cdot d_0 \cdot l} = f(T_{\text{wx},\text{out}}) \tag{3}$$

其中 l 为加热段长度, $T_{\text{wx},\text{out}}$ 为热损失实验中测得的管 x 截面处外壁温. 通过热损失实验可将管内 x 截面处的热损失拟合为 x 截面处外壁温的函数.

管内 x 截面处内壁温 $T_{\text{wx},\text{in}}$ 可通过求解柱坐标系下一维稳态导热方程求解

$$\frac{\lambda_s}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) + \dot{\phi} = 0 \tag{4}$$

其中 λ 是不锈钢 T304 的热导系数, $\dot{\phi}$ 为内热源. 式(4)的边界条件为

$$q''_{\text{loss}} = -\kappa_x \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_{\text{out}}} \tag{5}$$

通过式(4)、式(5)求解得到内壁温 $T_{\text{wx},\text{in}}$ 的表达式为

$$T_{\text{wx},\text{in}} = T_{\text{wx},\text{out}} - \frac{\left(\dot{\phi} \frac{r_{\text{out}}^2}{2} - q_{x,\text{loss}} r_{\text{out}} \right) \ln \frac{r_{\text{out}}}{r_{\text{in}}} - \frac{\dot{\phi}}{4} (r_{\text{out}}^2 - r_{\text{in}}^2)}{\kappa_x} \tag{6}$$

管内局部 Nusselt 数可由下式求得

$$Nu_x = \frac{h_x d_{\text{in}}}{\lambda_x} \tag{7}$$

式中 λ_x 为 RP-3 的当地导热系数.

1.4 实验参数测试设备、精度及误差分析

实验中测量系统分为测温度、流量、电流电压几个部分. 具体测量参数名称及所用仪器(含精度)如表 1 所示.

表 1 测量参数名称,仪器及精度

Table 1 Instruments and their precision

测量参数	测试仪器	仪器精度
流量	科力奥利力质量流量计(DMF-1)	±0.15%
燃油温度	K 型铠装热电偶	±0.5 K
外壁温度	K 型热电偶	±0.5 K
电流值	带变送输出的电流表	±0.2%
电压值	带变送输出的电压表	±0.2%

根据误差传递公式,可得到传热系数及 Nu 的误差分别为 15.9%和 18.8%.

2 实验结果及分析

2.1 热流密度对换热的影响

图 3、图 4 分别为不同流动方向时管内传热

系数及管外壁温度沿管长的变化,其中实验段进口温度为 373 K. 从图 3 中可以看出,对于竖直向上流动和竖直向下流动,当热流密度从 300 kW/m² 增加到 550 kW/m² 时传热系数在沿管长方向均是先减小后增大,且换热恶化区均位于加热起始段.

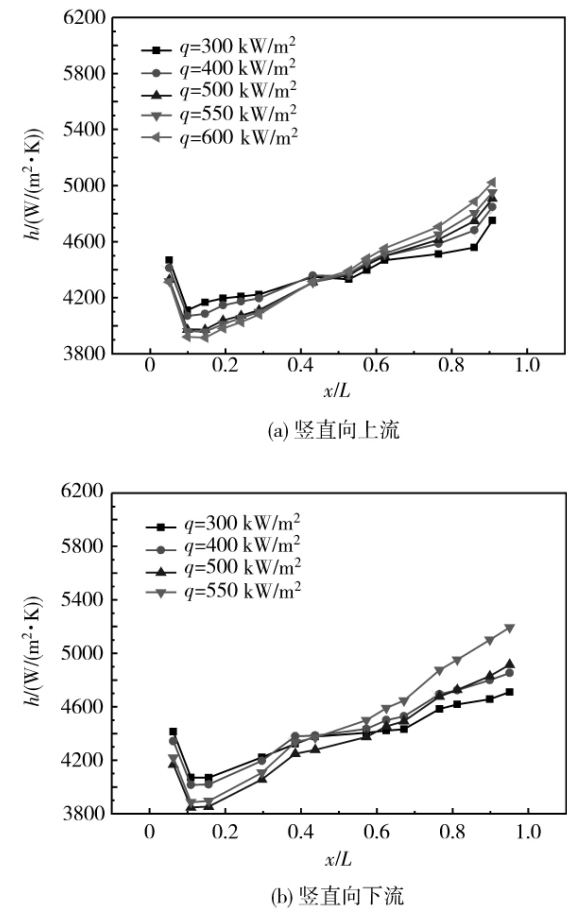
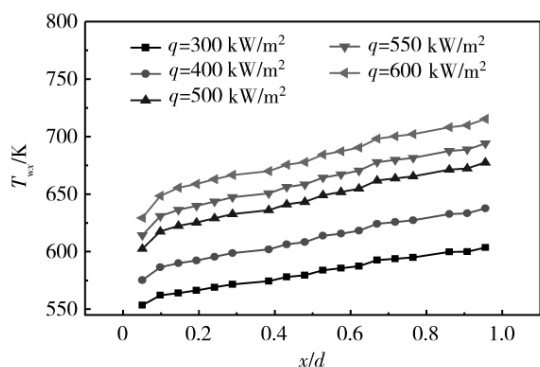


图 3 热流密度对传热系数随管长的分布图

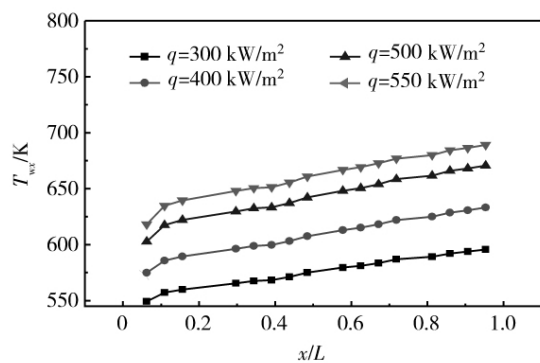
Fig. 3 Heat transfer coefficient variation with axial position under different heat fluxes

这主要是因为,在加热起始段,热边界层处于发展阶段,厚度不断增加,煤油的导热系数随温度的增加而减小,形成了热阻,热阻层厚度沿管长方向不断增加,因此流体温度变化较小,从而导致此段流体的流速变化较小,其综合效果使得换热减弱的趋势大于换热增强的趋势,并最终引起外壁温及内壁温(以下简称壁温)在加热起始段处增加较快(如图 4 所示)而引起传热恶化. Jackson 等^[11]把该现象解释为:壁面层温度梯度较大,浮升力使剪切力减小,使壁面流体层流化,从而导致起始段壁温较高甚至出现峰值. 周强泰^[12]对超临

界压力水的研究同样表明在加热起始段会出现换热恶化现象并将其解释为:热边界层开始为层流状,沿流体流动方向,热边界层厚度沿管长方向而增加,热交换强度下降出现了壁温升高的现象;当热边界层发展到 Gr 达到一定值时,便转捩为湍流,其层流边界层变薄,从而热交换强度增加.作者同时还指出该现象不仅在超临界压力下出现,还在亚临界压力下发生,并可能在任何流体温度下发生.



(a) 竖直向上流



(b) 竖直向下流

图4 热流密度对管壁温随管长的分布图

Fig. 4 Outside wall temperature variation with axial position under different heat fluxes

从图3中还可以看出,在加热起始段以及其后的一段距离内,低热流密度下的传热系数要高于高热流密度下的传热系数,但到达一定距离后高热流密度下的传热系数要高于低热流密度下的传热系数,这主要是因为:在加热起始段,热边界层还处于层流发展段,因此流体的温度变化较小,因此不同热流密度下流体在该段的温度差别并不大,但是,流体温度变化较小导致流体的流速在该段变化也很小,从而流体换热能力不足,导致不同

热流密度下壁温在该区域差别较大,并最终使得该区域内低热流密度下的传热系数要高于高热流密度下的传热系数.当热边界层得到充分发展后,同一位置处流体温度随热流密度的增加而增加,流体温度的升高一方面引起流体黏性的减小,从而使得流速增大,增强了换热能力;另一方面,在临界点或者拟临界点前 RP-3 的比热容随温度的增大而增加,比热容的增大导致流体吸热能力的增强,增强了换热效果.这两方面的强化作用导致在本文的实验条件下传热系数沿管长的变化斜率在热边界层转捩点后随热流密度的增加而增加,最终使得高热流密度下的传热系数高于低热流密度下的传热系数.

2.2 进口温度对换热的影响

研究进口温度对换热的影响主要是为换热器工作时的设计工况作参考.不同的进口温度对应管内煤油加热的不同阶段,通过进口温度的不断改变可获得整个油温变化范围内的换热规律.实验中加热功率和流量分别保持 300 kW/m^2 , 3 g/s 不变,实验段进口温度从 373 K 变化到 723 K .

图5给出了表面传热系数随局部油温的变化图.从图5中可以看出,随着油温的增加,传热系数出现了先增大后减小的趋势.

当进口温度在拟临界温度(723 K)之前,传热系数逐渐增大,当油温接近燃油的临界点时,传热系数增长的低斜率开始增加,并在接近拟临界点时达到最大,原因在于:在此温度范围内,管内流体从超临界液态过渡到超临界态,流体物性特别是比热容的剧烈变化导致了换热的显著增强,这与2.1节中的结论是一致的.但当进口温度在拟临界点之后换热有恶化的趋势,原因在于在拟临界点之后煤油的比热容迅速降低,导致流体吸热能力减弱,从而削弱了换热效果.虽然黏性的减小会强化换热,但两方面的综合作用还是导致了换热出现恶化.

从图5中还能看出相同位置处向下流动对应的传热系数的变化幅度要比向上流动更大,其原因将在下一小节分析.

2.3 流动方向对换热的影响

图6所示为不同热流密度下竖直向上流与竖直向下流换热特性的比较,其中压力、进口温度分别为 5 MPa , 573 K ,管内煤油从超临界液态过渡到超临界态.

从图6中可以看出,在相同实验条件下,由于

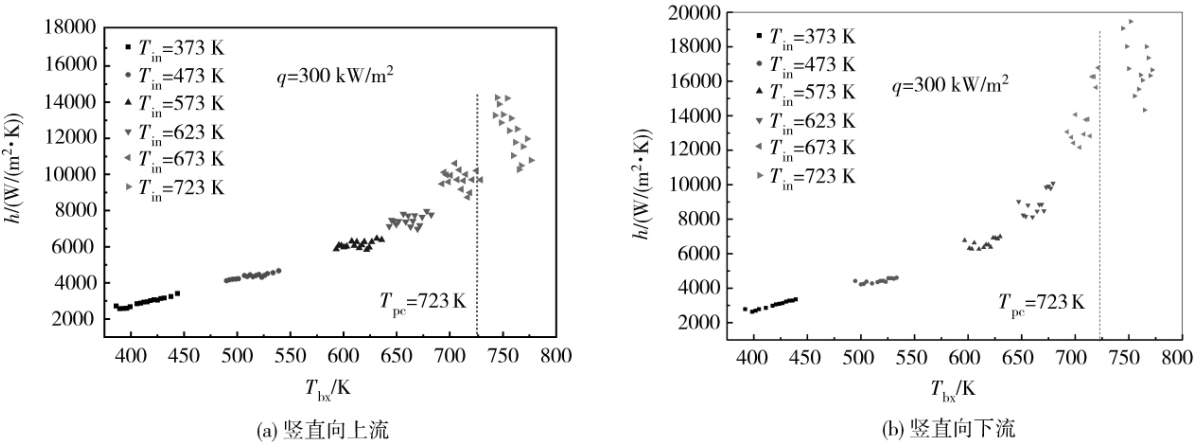


图 5 不同进口温度下传热系数对局部油温变化图

Fig. 5 Heat transfer coefficient variation with local fuel temperature under different inlet temperatures

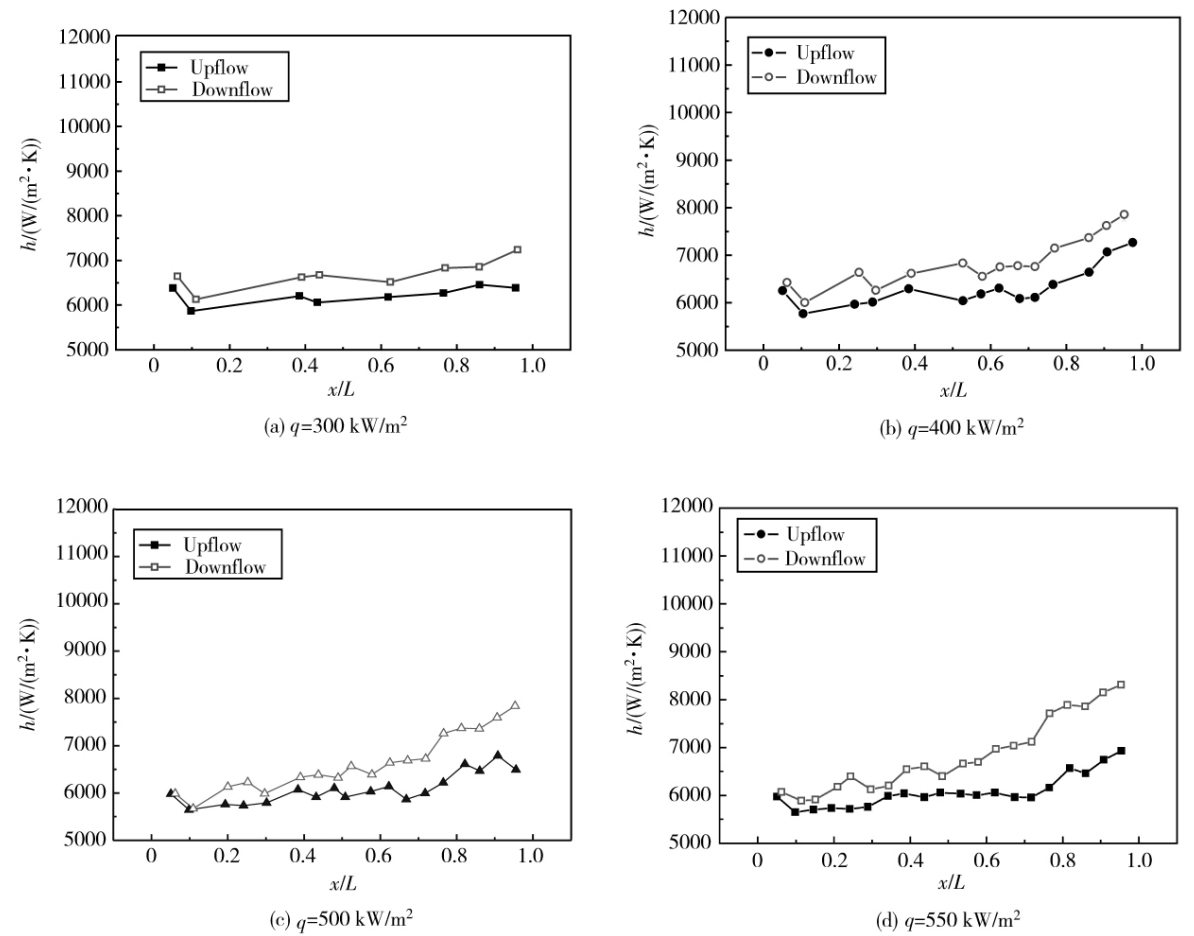


图 6 流动方向对不同轴向位置处传热系数的影响

Fig. 6 Influence of flow direction to heat transfer coefficient at different axial positions

浮升力的影响导致向下流动的传热系数要明显要高于向上流动. 对于竖直向下流动, 浮升力与流动方向相反, 下游工质密度小, 浮升力作用在流体微团上可加剧其与周围流体的掺混作用, 增加管内的湍流程度, 改善管内的换热效果. 而对于向上流动, 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, 从而削弱了管内换热的效果.

对于竖直管的流动, 浮升力的影响主要受到格拉晓夫数及雷诺数以 $Gr/Re^{2.7}$ 的形式控制, 其中 Gr 定义如下:

$$Gr = \frac{(\rho_b - \rho_m)gd^3}{\rho_b \nu_b^2} = \frac{(\rho_b - \rho_m)\rho_b gd^3}{\mu_b^2} \quad (8)$$

其平均密度 ρ_m 通过下式得出

$$\rho_m = \frac{1}{T_w - T_b} \int_{T_b}^{T_w} \rho dT \quad (9)$$

关于浮升力对换热的影响, 不同学者的研究其差异也很大. Linne 等^[13] 研究认为, 当 $Gr/Re^{2.7}$ 小于 10^{-5} 时浮升力的影响可以忽略. 而 Liao 等^[14] 关于超临界二氧化碳的研究中, 他认为在小管径 ($d=0.7 \text{ mm}$) 条件下, 即使 $Gr/Re^{2.7}$ 的值在 2×10^{-9} 到 5×10^{-7} 时对换热的影响依然重要.

图 7 给出了不同热流密度条件下 $Gr/Re^{2.7}$ 随沿管程轴向位置变化关系. 从图 7 中可以看出, 整个实验过程中 $Gr/Re^{2.7}$ 值都小于 10^{-5} , 但从图 6 中可以看出, $Gr/Re^{2.7}$ 的值在 10^{-8} 到 10^{-5} 时浮升力的对换热的影响依然存在. 关于浮升力的影响

判据需要进行更加深入的研究.

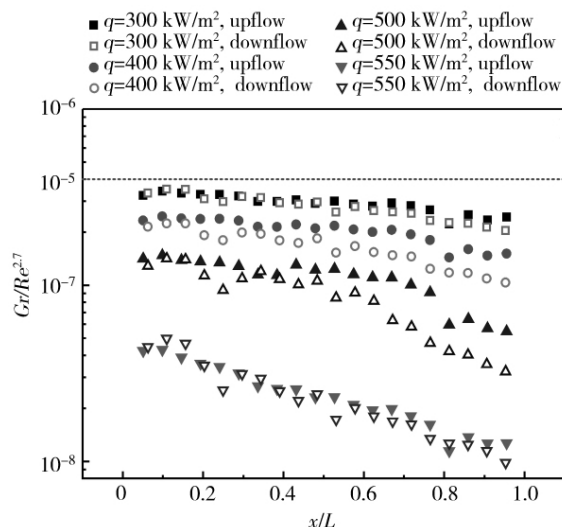


图 7 不同流动方式下 $Gr/Re^{2.7}$ 数的比较

Fig. 7 Comparison of $Gr/Re^{2.7}$ under different flowing directions

2.4 换热经验关系式

对于计算超临界压力流体表面传热系数的经验关系式概括起来可以分为两大类型: 一种是变物性强迫对流换热关系式; 一种是考虑了浮升力或热加速影响的关系式. Jackson 和 Hall^[15] 通过对超临界压力水和二氧化碳的实验数据进行总结, 提出了如下强迫表面传热关系式:

$$\begin{cases} Nu_b = 0.0183 Re_b^{0.82} Pr_b^{0.5} \left(\frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.43} \left(\frac{\bar{c}_p}{c_{pb}} \right)^n \\ n = 0.4 \quad T_b < T_w < T_{pc}; \quad 1.2 T_{pc} < T_b < T_w \\ n = 0.4 + 0.2[(T_w/T_{pc}) - 1] \quad T_b < T_{pc} < T_w \\ n = 0.4 + 0.2(T_w/T_{pc} - 1)[1 - 5(T_b/T_{pc} - 1)] \\ T_{pc} < T_b < 1.2 T_{pc}; \quad T_b < T_w \end{cases} \quad (10)$$

式中的温度均为绝对温度. 本文基于公式(10)形式, 针对竖直向上流和竖直向下流分别提出了用于传热系数计算的的经验关系式.

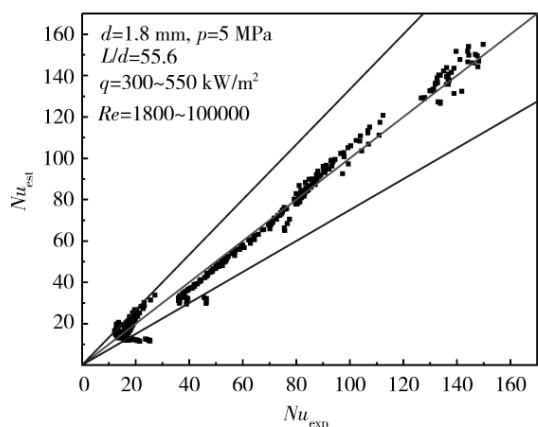
对于竖直向上流动

$$\begin{cases} Nu = 0.0195 Re^{0.9} Pr^{0.45} \left(\frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.143} \left(\frac{\bar{c}_p}{c_{pb}} \right)^{-1.93} & \left(\frac{T_b}{T_c} < 0.95 \right) \\ Nu = 0.0195 Re^{0.85} Pr^{0.45} \left(\frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.997} \left(\frac{\bar{c}_p}{c_{pb}} \right)^{0.782} & \left(\frac{T_b}{T_c} > 0.95 \right) \end{cases} \quad (11)$$

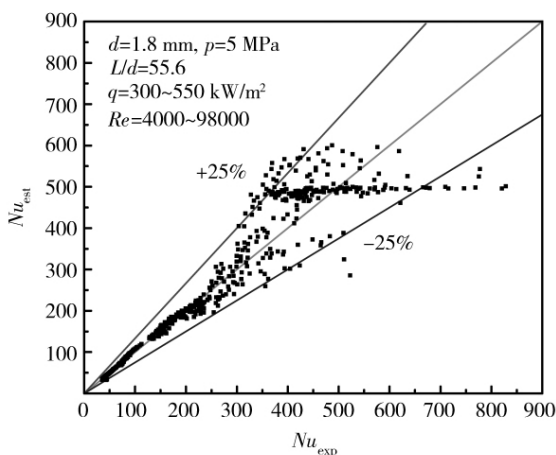
对于竖直向下流动

$$\begin{cases} Nu = 0.0195 Re^{0.9} Pr^{0.45} \left(\frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.152} \left(\frac{\bar{c}_p}{c_{pb}} \right)^{-1.764} & \left(\frac{T_b}{T_c} < 0.95 \right) \\ Nu = 0.0195 Re^{0.905} Pr^{0.45} \left(\frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.0797} \left(\frac{\bar{c}_p}{c_{pb}} \right)^{-1.81} & \left(\frac{T_b}{T_c} > 0.95 \right) \end{cases} \quad (12)$$

图 8 所示为通过实验得出的 Nu 与本文所进的经验关系式的对比,其中横坐标为实验值,纵坐标为计算值,两条直线表示 $\pm 25\%$ 的误差边界.对于向上流动,拟合平均误差为 11% 左右,341 个实验点中 294 个均在误差带以内,占总数的 86% 的点.大部分误差可能来自于热电偶的测量误差.同理,对于竖直向下流动,用上述公式拟合的平均误差为 10% 左右,556 个实验点中 488 个均在误差带以内,占总数 87.8% .由此可见,计算结果与实验结果符合的较好.



(a) 竖直向上流



(b) 竖直向下流

图 8 实验值与拟合值的对比

Fig. 8 Comparison of estimation against experimental data

3 结 论

本文以国产航空煤油 RP-3 为对象研究了超临界压力下热流密度和进口温度对碳氢燃料在竖直向上管和竖直向下管的换热特性的影响规律,得到了如下结论:

1) 在本文所有的热流密度工况下,由于加热起始段热边界层未得到充分发展导致加热起始段出现换热恶化.

2) 当燃料温度接近其临界温度时,流体物性开始出现较大幅度的变化,黏性、比热容和密度的综合作用使得换热显著增强;当温度超过拟临界温度之后,由于比热容的迅速减小导致换热出现恶化趋势.

3) 对于不同的流动方式,当 $Gr/Re^{2.7}$ 的值小于 10^{-5} 时浮升力的影响仍然不能忽略.

4) 基于本文实验结果,提出了超临界压力碳氢燃料微细管内流动的强迫表面传热经验关系式,该关系式对空油换热器的设计具有重要指导意义.

参考文献:

- [1] 梁春华. IHPTET 计划的最新进展[J]. 国际航空, 2004(2): 58-60.
LIANG Chuanhua. Advance of IHPTET[J]. International Aviation, 2004(2): 58-60. (in Chinese)
- [2] Brad H, Michael K. Enhancement of heat transfer and elimination of flow oscillations in supercritical fuels[R]. Cleveland, OH: 34th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1998.
- [3] Brad H, Michael K. Experimental investigation of heat transfer and flow instabilities in supercritical fuels[R]. Seattle, WA: 33rd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1997.
- [4] Hines W S, Wolf H. Pressure oscillations associated with heat transfer to hydrocarbon fluid at supercritical pressures and temperatures[J]. American Rocket Society Journal, 1962, 32(3): 361-366.
- [5] Linne D L, Meyer M L, Braun D C. Investigation of instabilities and heat transfer phenomena in supercritical fuels at high heat flux and temperatures[R]. Huntsville, AL: 36th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 2000.
- [6] 胡志宏, 陈听宽, 罗毓珊, 等. 超临界压力下煤油传热特性试验研究[J]. 西安交通大学学报, 1999, 33(9): 33-37.
HU Zhihong, CHEN Tingkuan, LUO Yushan, et al. Heat transfer characteristics of kerosene at supercritical pressure[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 1999, 33(9): 33-37. (in Chinese)
- [7] 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.
ZHANG Chunben, DENG Hongwu, XU Guoqiang, et al. Enthalpy measurement and heat transfer investigation of RP-3 kerosene at supercritical pressure[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25(2): 331-335. (in Chinese)

- [8] DENG Hongwu, ZHANG Cunben, XU Guogiang, et al. Density measurements of endothermic hydrocarbon fuel at sub-and supercritical conditions[J]. Journal of Chemical and Engineering Data, 2011, 56(6): 2980-2986.
- [9] ZHANG Cunben, TAO Zhi, XU Guoqiang, et al. Heat transfer investigation of the sub-and supercritical fuel flow through a U-turn tube[R]. Antalya, Turkey: Turbine-09, the ICHMT Int. Symposium on Heat Transfer in Gas Turbine Systems, 2009.
- [10] 孙青梅, 米镇涛, 张香文. 吸热型碳氢燃料 RP-3 仿 JP-7 临界性质的测定[J]. 燃料化学学报, 2006, 34(4): 466-470. SUN Qingmei, MI Zhentao, ZHANG Xiangwen. Determination of critical properties of endothermic hydrocarbon fuels RP-3 and simulated JP-7[J]. Journal of Fuel Chemistry and Technology, 2006, 34(4): 466-470. (in Chinese)
- [11] Jackson J D, Cotton M A, Axcell B P. Studies of mixed convection in vertical tubes[J]. International Journal of Heat Fluid Flow, 1989, 10(1): 2-15.
- [12] 周强泰. 超临界压力水的管内强迫对流传热[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 1983, 11(1): 89-93. ZHOU Qiangtai. Forced convection heat transfer to supercritical pressure water in tubes[J]. Journal of Huazhon University of Science Technology (Natural Science Edition), 1983, 11(1): 89-93. (in Chinese)
- [13] Linne D L, Meyer M L, Edwards T, et al. Evaluation of heat transfer and thermal stability of supercritical JP-7 fuel [R]. AIAA 1997-3041, 1997.
- [14] Liao S M, Zhao T S. An experimental investigation of convection heat transfer to supercritical carbon dioxide in miniature tubes[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002, 45(25): 5025-5034.
- [15] Jackson J D, Hall W B. Influence of buoyancy on heat transfer to fluids flowing in vertical tubes under turbulent conditions[R]. Hemisphere, New York, USA: Turbulent Forced Convection in Channels and Bundles (Vol. 2), 1979: 613-640.