文章编号: 1000-8055(2010)08-1690-08

超临界压力下航空煤油水平管内对流换热特性数值研究

李勋锋[1], 仲峰泉[2], 范学军[2], 淮秀兰[1], 蔡 军[1]
(1. 中国科学院 工程热物理研究所, 北京 100190;
2. 中国科学院 力学研究所, 北京 100190)

摘 要: 采用 RNG(renormalization group) k-ε 湍流模型和近壁区的 Wolfstein 一方程模型对超临界压力下大庆 RP-3 航空煤油在水平圆管内的流动和换热特性进行了数值研究. 超临界压力下, 由于航空煤油在拟临界点附近热物性的剧烈变化, 浮升力将引起显著的二次流动. 二次流动使得水平圆管的下表面湍流强度和对流换热增强, 而上表面的湍流强度和对流换热减弱. 最后分析了两种水平管内对流换热受浮升力影响判别标准在超临界流体中的适用性.

关 键 词: 超临界压力; 航空煤油; 数值研究; 浮升力; 强化传热
中图分类号: V231.1 文献标识码: A

Numerical study of convective heat transfer characteristics of kerosene flowing in a horizontal pipe at supercritical pressure

LI Xun-feng[1], ZHONG Feng-quan[2], FAN Xue-jun[2],
HUAI Xiu-lan[1], CAI Jun[1]
(1. Institute of Engineering Thermophysics,
Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;
2. Institute of Mechanics,
Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract: RNG (renormalization group) k-ε turbulent model combined with Wolfstein one-equation model in the vicinity of the wall was used to calculate the convective heat transfer properties of Daqing RP-3 aviation kerosene in a horizontal pipe at a supercritical pressure. A significant secondary flow was generated by the buoyancy effect due to the dramatic changes of the thermophysical properties of the kerosene near the pseudo-critical point. The secondary flow enhanced the turbulence intensity and convective heat transfer on the bottom of the pipe, and reduced the turbulence intensity and heat transfer on the top. Finally, the applicability of two criteria, used for the buoyancy effect on the convective heat transfer of horizontal pipes, was analyzed and compared at the supercritical conditions.

Key words: supercritical pressure; aviation kerosene; numerical study; buoyancy; heat transfer enhancement

收稿日期: 2009-06-26; 修订日期: 2009-09-15
基金项目: 国家自然科学基金(10672169)
作者简介: 李勋锋(1978-), 男, 山东临沂人, 助理研究员, 博士, 主要从事高效传热传质等方面的研究.

超临界压力下流体的对流换热在航空航天、核反应堆等方面有着广泛的应用[1-2]. 在一般的水平圆管强迫对流换热研究中, 浮升力作用往往可以忽略不计. 但在超临界流体的强迫对流换热中, 临界点附近温度的微小变化都会引起密度、黏性系数等物性参数的剧烈改变, 从而导致浮升力效应增强. 浮升力效应会引起较强的二次流动[3-4], 改变流体的流动和换热特性.

碳氢燃料作为冷却剂在火箭推进主动冷却系统、超燃冲压发动机再生冷却系统中有着重要应用[5-7]. 以超燃冲压发动机的再生冷却系统为例, 碳氢燃料在喷注到燃烧室燃烧之前, 将作为冷却剂流过冷却通道, 与发动机的高温壁面进行热交换. 由于碳氢燃料的工作压力一般大于其临界压力(约 2.2 MPa), 在吸热升温的过程中, 碳氢燃料将经历过压液态、超临界态直至热/催化裂解态等不同的物理状态[8]. 由于碳氢燃料为含有几百上千种碳氢化合物的混合物, 其热物理特性十分复杂, 因此对流换热比水、二氧化碳[4,9] 等单质或简单化合物要复杂的多. 同时, 冷却通道内碳氢燃料的流动可能受到浮升力的影响, 从而改变其流动和换热特性. 目前, 国内外关于超临界碳氢燃料对流换热的研究较少, 主要以实验测量为主[10-11]. 其中, 考虑了浮升力作用的对流换热研究则更少.

本文采用雷诺平均方法, 结合 RNG (renormalization group) k-ε 两方程湍流模型和 Wolfstein 一方程模型, 对超临界压力下大庆 RP-3 航空煤油在水平管内的流动和换热进行了数值研究, 着重分析了浮升力对超临界煤油流动和换热特性的影响. 研究结果将为理解浮升力作用下碳氢燃料的对流换热机理以及工程应用提供参考.

1　数值方法

本文采用了对于计算变物性复杂流动具有较高精度的 RNG k-ε 两方程湍流模型结合适于壁面低雷诺数流动求解的 Wolfstein 一方程模型[12] (即增强壁面处理法), 通过有限体积法离散求解三维的 Navier-Stokes 方程, 对浮升力作用下的超临界碳氢燃料流动和换热进行了数值研究. 控制方程的求解采用了 Fluent 6.3 软件提供的分离求解器, 对流项的离散采用了二阶迎风差分格式, 扩散项采用了二阶中心差分格式; 压力-速度耦合求解采用了 SIMPLEC (semi-implicit method for pressure-linked equations consistent) 算法, 时间推进采用了隐式 Gauss-Seidel 方法. 控制方程中所有变量的时间、空间离散均具有二阶精度.

为考虑浮升力的影响, 在 RNG k-ε 两方程湍流模型中引入了 G_b 项. 浮升力影响项的表达式如下:

$$G_b = -ag_i \frac{\mu_t}{\rho}\frac{\partial T}{\partial x_i}\left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_p \tag{1}$$

式中 a 为湍流普朗特数的倒数, $a = 1/Pr_t$; g_i 为 i 方向上的加速度; T 为流体温度; ρ 为流体密度.

在近壁处采用增强壁面处理方法时, 必须控制计算区域内的第一层网格到壁面的距离 Δy^+ 均接近 1 $\left(\Delta y^+ = \frac{\Delta y}{\nu_w}\sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_w}}\right)$, 其中 τ_w 为壁面切应力, ν 为流体运动黏度, ρ 为流体密度; 下标 w 表示壁面值).

大庆 RP-3 航空煤油的密度、比热容、热导率、黏度等参数均作为温度和压力的函数, 通过煤油替代模型以及调用 NIST (National Institute of Standards and Technology) Supertrapp[13] 提供的库函数进行确定.

2　煤油的热物理特性

本文以大庆 RP-3 航空煤油为研究对象, 根据广义状态对应法则[14], 采用 NIST Supertrapp 碳氢化合物热物性的计算程序[13], 对 RP-3 航空煤油按 10 组分替代模型进行[15] 模拟计算, 计算结果表明, RP-3 的临界温度为 660 K, 临界压力为 2.4 MPa, 而实验测量 RP-3 航空煤油的临界温度为 646 K, 临界压力为 2.4 MPa[16], 因此 10 组分模型的计算结果具有较高的精度. 图 1 是 4 MPa 压力下煤油密度、比热容、黏度、热导率计算值随温度的变化. 在该超临界压力下, 对应的拟临界温

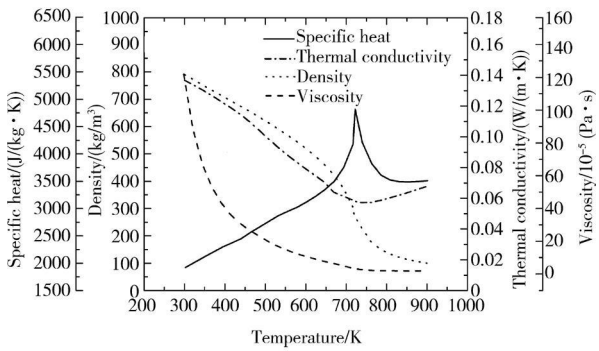


图 1　RP-3 煤油在 4 MPa 压力下的热物性随温度的变化

Fig. 1　Thermophysical properties of RP-3 kerosene at a supercritical pressure of 4 MPa

度约为 720 K. 比较超临界压力下 RP-3 航空煤油与水、二氧化碳[4,9]等简单流体的热物性变化, 其不同之处主要有: ①RP-3 航空煤油的比定压热容在拟临界温度前随温度增大而持续升高, 经过拟临界温度的极大值后, 比定压热容的值仍较大; 而水、二氧化碳的比定压热容仅在拟临界温度时出现极大值, 而在拟临界温度前后基本保持不变. ②RP-3煤油的热导率在拟临界温度前, 随着温度的升高近似呈线性下降, 在拟临界点附近却无剧烈变化. ③RP-3 煤油的动力黏度在拟临界温度之前下降较快, 但在拟临界温度附近却无剧烈变化. 由于煤油是含有几百、上千种碳氢化合物的混合物. 可以想象, 超临界态煤油的对流换热特性将比水、二氧化碳等简单物质要复杂.

3 结果分析

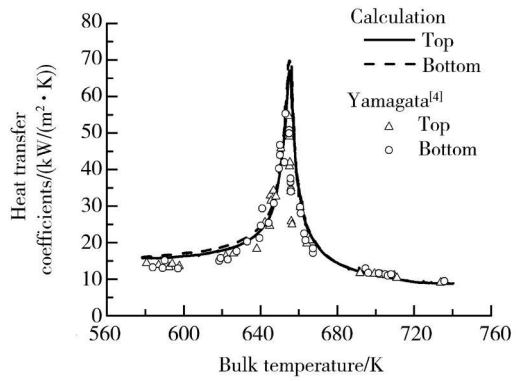
3.1 计算方法验证

为了确定数值方法的可靠性, 首先计算了超临界水在水平圆管内受浮升力影响的对流换热特性, 并与文献[4]中的实验数据进行了比较.

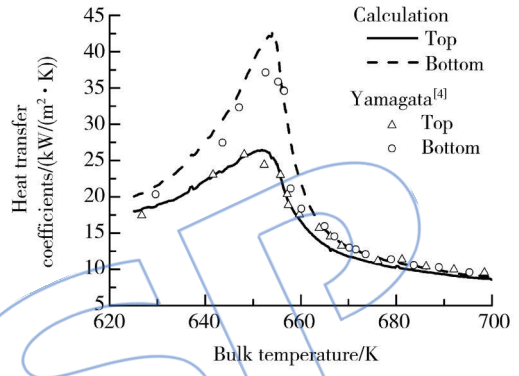
超临界水在水平管内流动, 管道内径 $\Phi = 7.5$ mm, 壁面为均匀恒热流加热, 入口压力 $p = 24.5$ MPa. 在该压力下, 水的拟临界温度约为 655K. 该压力下水的热物性随温度变化参见文献[4]. 计算条件为: 入口质量流率 $G = 1\,260\,\mathrm{kg/(m^2 \cdot s)}$, 重力加速度 $g = 9.8\,\mathrm{m/s^2}$, 热流密度分别为 $q = 233$, $698\,\mathrm{kW/m^2}$.

通过比较不同网格数下的计算结果, 选定一组网格无关解, 以下本文讨论的计算结果均为网格无关值. 如图 2 所示, 将计算结果与文献[4]中的实验结果进行比较. 在超临界压力下, 主流温度为拟临界温度时, 表面传热系数达到最大, 换热效果得到强化. 在低热流密度($233\,\mathrm{kW/m^2}$)条件下, 固壁表面与主流温度差别较小, 密度差也较小, 因此表面传热系数受浮升力的影响较小, 基本上可以忽略. 但在较大热流密度($698\,\mathrm{kW/m^2}$)时, 由于固壁与主流温度差的增加, 在浮升力作用下产生较强的二次流动, 下表面表面传热系数明显高于上表面表面传热系数, 而且在拟临界温度附近受到浮升力的影响最大.

将本文的计算结果与文献[4]中的实验值比较发现, 两种热流密度下的计算结果均与实验结果吻合的较好. 因此, 采用 RNG k-ε 两方程湍流模型结合增强壁面处理方法可以很好地捕捉浮升力对换热特性的影响, 计算结果具有较好的精度.



(a) q=233 kW/m²



(b) q=698 kW/m²

图 2 水平管内超临界水的表面传热系数随主流温度的变化

Fig. 2 Variation of heat transfer coefficients of supercritical water in horizontal pipes as bulk temperature

3.2 超临界航空煤油水平圆管换热特性

大庆 RP-3 航空煤油在水平圆管内进行对流换热, 取以下参数为计算条件:

1) 圆管内径 $\Phi = 12$ mm, 入口 1.0 m 长度不加热, 使得进入加热段的煤油为充分发展管流, 加热段长 4.5 m;

2) 入口压力 4 MPa, 入口温度 300K;

3) 质量流量 $m = 0.1\,\mathrm{kg/s}$, 入口雷诺数 Re 为 8700;

4) 根据文献[17]获得的超燃冲压发动机壁面热流密度分布趋势, 取本文计算的壁面热流密度 $q_w(x)$ 的沿轴向坐标分布如图 3 所示, 平均热流密度为 $550\,\mathrm{kW/m^2}$.

建立三维流动模型, 圆管轴向(流动方向)定义为 z 方向, 在垂直于流动方向上的重力加速度 $g = 9.8\,\mathrm{m/s^2}$. 为了比较浮升力影响下的对流换热

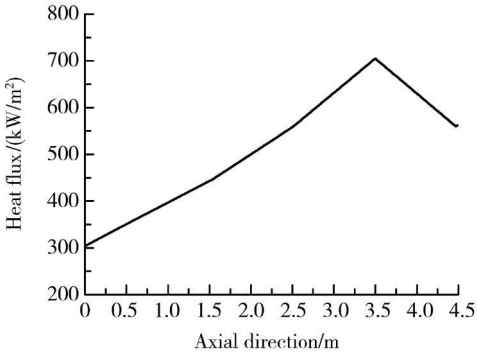


图 3　壁面热流密度沿水平管轴向分布

Fig. 3　Distribution of heat flux on the wall along axial direction of horizontal pipes

特性, 在不考虑浮升力作用下, 采用相同边界条件进行计算, 将计算结果进行对比分析.

在对计算结果进行分析前, 首先进行了网格无关性分析. 截面网格分别划分为 1 680, 2 145, 2628网格, 划分结构如图 4 所示. 轴向网格按三种方式划分: ①轴向均分 500 网格; ②轴向均分 800 网格; ③轴向划分 800 网格, 沿流动方向逐渐加密, 比率为 1.004. 结果表明, 相同轴向网格, 改变截面网格数量后, 表面传热系数最大误差为 1%, 因此截面网格影响较小; 当截面取 2 145 网格进行计算, 轴向网格①与②比较, 表面传热系数最大误差为 6%, ②与③比较最大误差小于 1%, 已与网格无关, 因此取截面网格为 2 145, 轴向网格按③划分的计算结果进行分析.

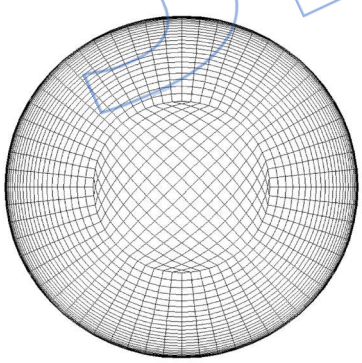


图 4　截面网格划分

Fig. 4　Meshes of cross section

计算结果表明, 由于浮升力的影响, 在垂直于流动方向的横截面上存在着二次流动. 图 5 给出的是轴向 $z=3$ m 处的二次流动. 如图 5 所示, 二次流动的产生过程是横截面中心温度较低、密度较大的流体受浮升力的影响向下流动, 然后经过下壁面加热后沿两侧向上流动.

图 6 为浮升力作用下圆管上、下壁面温度及煤油中心温度沿轴向的分布. 由于上、下壁面的换热性能受到浮升力的影响而不同, 导致上、下壁面温度存在差异, 下壁温度要明显低于上壁温度. 图 7 为有浮升力作用和无浮升力作用下表面传热系数的比较.

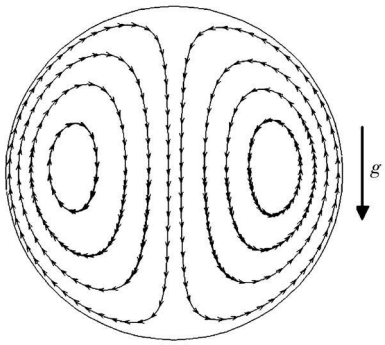


图 5　$z=3$ m 处的二次流动

Fig. 5　Secondary flow at the location of $z=3$ m

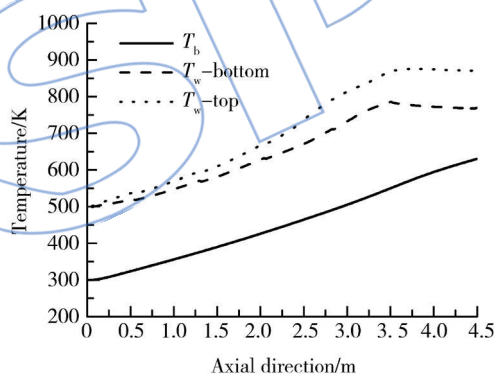


图 6　浮升力作用下壁温和油温的分布

Fig. 6　Distribution of wall and bulk temperature with buoyancy

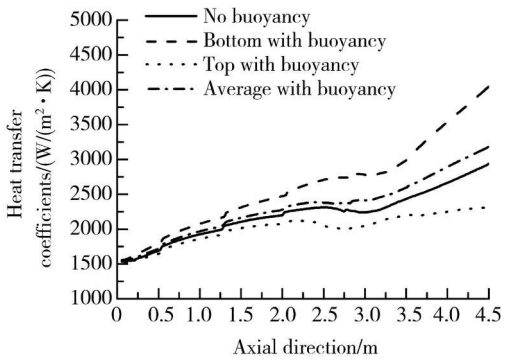


图 7　有/无浮升力时表面传热系数的分布

Fig. 7　Distribution of heat transfer coefficients with and without buoyancy

由于主流与壁面之间的密度差沿着流动方向增大,浮升力的影响逐渐增强.在管道出口处,主流温度约 630 K,壁面温度约 760~ 850 K(见图 6),此时对应的壁面/中心的密度差最大,因此浮升力效应最为明显,导致上、下壁面的表面传热系数差别较大.图 7 表明,浮升力引起的二次流动使得下表面的换热得到了增强,上表面的换热效果减弱;出口位置处的下表面表面传热系数比无浮升力时增强约 38%,而出口处上表面表面传热系数比无浮升力时降低了约 21%.同时,有浮升力作用的平均表面传热系数较无浮升力作用的表面传热系数略有增加,在出口处增加幅度最大,为 8%.另外,图 7 还显示有浮升力作用下的对流换热沿轴向的变化规律与无浮升力时的变化很相似.

从图 7 可以看出,有无浮升力效应的表面传热系数均在壁面温度接近拟临界温度(720 K)时略有所降低(由于上、下壁面的温度变化不同,使得对应的表面传热系数下降拐点提前或延迟).当壁面温度高于约 770~ 780 K 后对流换热得到明显增强.以往一些实验研究也发现了超临界煤油在临界点或者拟临界点附近出现换热强化现象[1,11,15],但出现强化的具体位置因流动和壁面热流条件的不同而存在差异.

图 8 为煤油在 $z=1$, 3, 4.5 m 横截面上速度沿径向的分布(沿重力方向),其中 U 为截面内的平均速度,$r/R=-1$ 对应上壁面,$r/R=1$ 对应

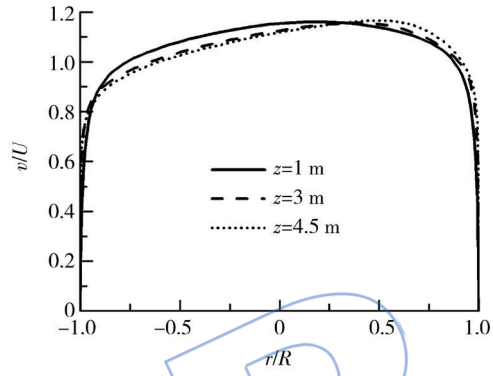
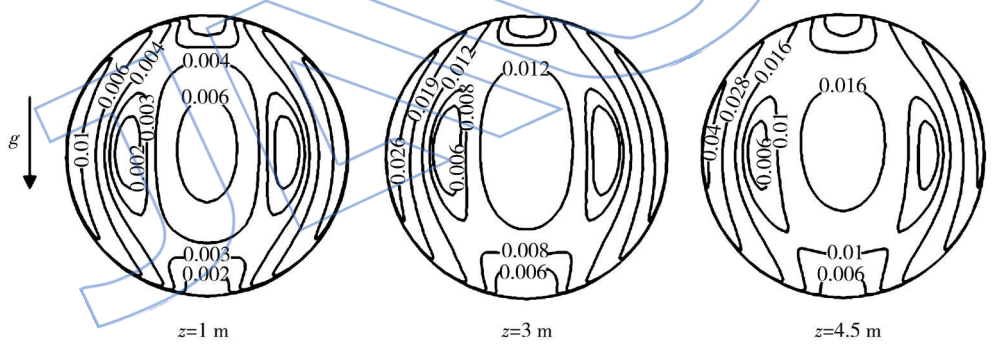
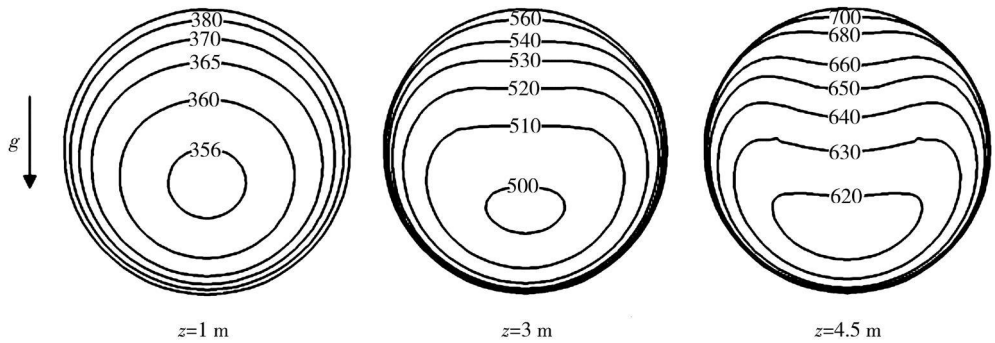


图 8 不同横截面上沿重力方向煤油速度的分布

Fig. 8 Distribution of velocity at different cross sections along the gravity direction



(a) 二次流速度等值线 (单位: m/s)



(b) 温度等值线 (单位: K)

图 9 温度、速度等值线在不同流向位置的分布和变化

Fig. 9 Temperature and velocity contours at different locations

下壁面. 从图中可知, 由于浮升力效应, 煤油速度在管内呈非对称性分布, 而且沿着流动方向, 非对称程度逐渐明显. 图 9 给出了煤油 $z=1$, 3, 4.5 m 横截面上的二次流动速度和温度的等值线. 从图中可知, 二次流动速度在靠近水平两侧的壁面处较大, 并且沿流动方向逐渐变大. 温度等值线受浮升力的影响, 沿流动方向逐渐向下偏移, 且由圆形变为扁圆. 温度在下壁区的梯度要明显大于上壁区, 这与下壁区具有较大的表面传热系数是一致的. 图 8、图 9 表明, 浮升力造成了速度、温度沿重力方向的径向分布出现了显著的非对称性, 速度、温度的分布因为浮升力而下移, 在下壁附近的速度、温度梯度要明显大于上壁区.

图 10(a) ~ (d) 给出了考虑和不考虑浮升力时不同横截面内湍流动能 $k\left(k=\frac{1}{2}\overline{u'_i u'_i}\right)$ 在近壁区的分布. 如图所示, 即使在较上游的位置如 $z=1$ m(图 10(a)), 管道下壁面附近的湍动能已经大于上壁面, 而不考虑浮升力效应的结果介于两者之间. 随着壁温逐渐接近煤油的拟临界温度, 管道上、下壁面的湍动能差异不断增加, 在 $z=3$ m(图 10(c)) 达到最大, 该处大致对应着表面传热系数开始出现增强的位置(见图 7). 管道上、下壁附近湍动能的分布差异说明了浮升力产生的二次流动有助于下壁区的湍流增长, 而抑止了上壁区的湍流; 湍流的增强将有助于下壁附近的对流换热, 而湍流的减弱将影响上壁附近的对流换热.

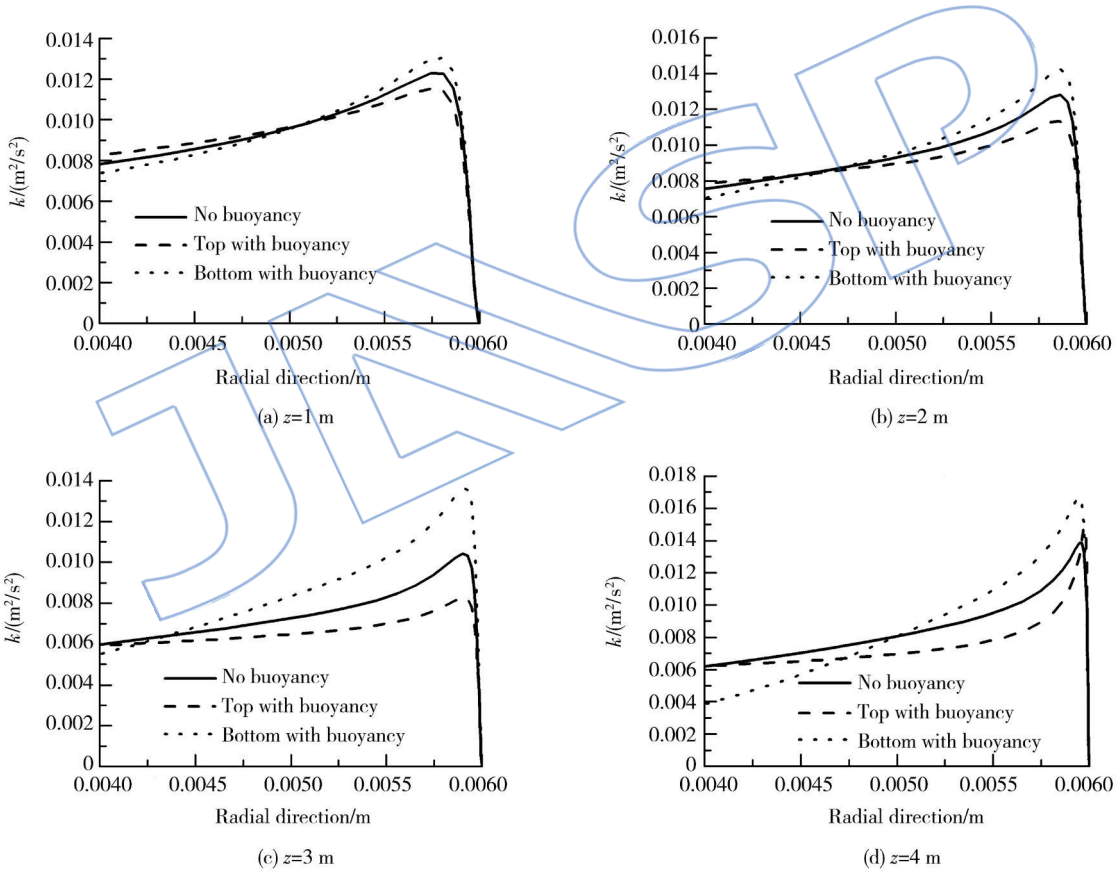


图 10　不同横截面内湍动能 k 在近壁区的分布

Fig. 10　Distribution of turbulent kinetic energy k of near wall at different cross sections

3.3　超临界流体水平圆管内对流换热受浮升力影响的判定标准

超临界流体在水平管内流动时, 浮升力对换热有一定的影响, 但在某些情况下, 这种影响又可以忽略. 在混合对流换热中, 考虑浮升力影响的判别准则一般采用公式(2) 判据[18], 该判别准则是由重力场中的常物性、不可压、定常的混合对流方程无因次形式的分析获得. 式(2) 中, 当实际格拉晓夫数 Gr_q 大于临界格拉晓夫数 Gr_{th} 时, 需要考虑浮升力的影响.

$$\begin{cases} Gr_q = \dfrac{(\rho_b - \rho_w) g d^3}{\rho_b \nu_b^2} \\ Gr_{th} = Re_b^2 \end{cases} \tag{2}$$

Petukhov 等人[19]研究了浮升力作用下水平管内的流体对流换热特性,给出了浮升力影响下的新的实际格拉晓夫数 Gr_q 和临界格拉晓夫数 Gr_{th} 计算方法,表达如公式(3)所示,当实际格拉晓夫数 Gr_q 低于临界格拉晓夫数 Gr_{th} 后,浮升力所产生的浮升力可以忽略.

$$\begin{cases} Gr_{th} = 3 \times 10^{-5} Re_b^{2.75} \overline{Pr}^{0.5} \cdot \\ [1 + 2.4 Re_b^{-1/8} (\overline{Pr}^{2/3} - 1)] \\ Gr_q = \dfrac{g \bar{\beta} q d^4}{\nu_b^2 \lambda} \end{cases} \tag{3}$$

式中 $\overline{Pr} = \dfrac{i_w - i_b}{T_w - T_b} \dfrac{\mu_b}{\lambda}$; $\bar{\beta} = \dfrac{1}{\rho} \dfrac{\rho_b - \rho_w}{T_w - T_b}$; i 为流体焓值, T 为流体温度, μ 为流体动力黏度, λ 为流体热导率;下脚标 w, b 表示壁面与主流位置, q 为壁面热流密度, g 为重力加速度, d 为管道内径, ν 为流体运动黏度, ρ 为温度 $(T_w + T_b)/2$ 下对应的密度.

参照文献[4]中的实验条件,通过式(2)和式(3)分析上文中超临界水在两种壁面热流密度条件下受浮升力的影响,图 11 为两种判断准则的比较.结合图 2 的结果表明,Petukhov 等人给出的判断标准可以很好地描述超临界流体对流换热过程中的局部浮升力影响,尤其在拟临界温度附近;而常规判断标准不能对局部浮升力影响给出精确判断.根据式(2)和式(3)对本文所计算的 RP-3 航空煤油对流换热的浮升力效应进行比较,

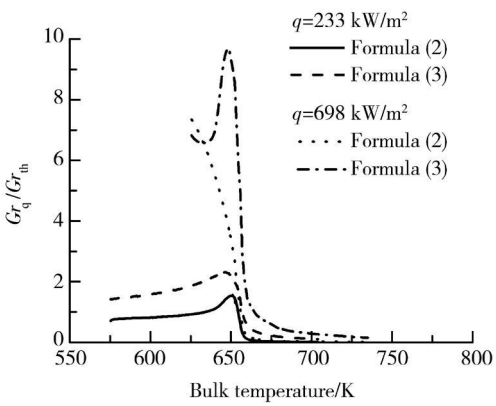


图 11 超临界水受浮升力影响比较

Fig. 11 Comparison of buoyancy effect for supercritical water

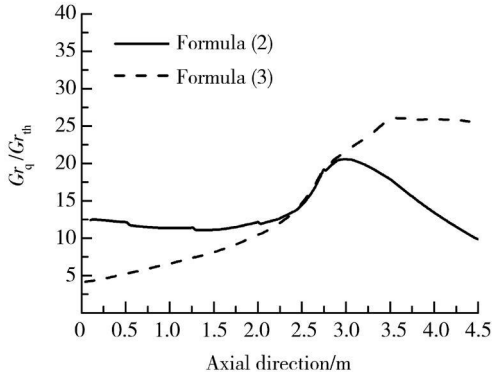


图 12 超临界航空煤油受浮升力影响比较

Fig. 12 Comparison of buoyancy effect for supercritical aviation kerosene

所得 Gr_q/Gr_{th} 随轴向分布如图 12 所示,整个计算过程 Gr_q 均大于 Gr_{th}. 沿着流动方向,式(3)的计算比值逐渐增大,从而反映出了浮升力的影响程度,这与图 7 给出的表面传热系数变化趋势一致.而常规判断标准式(2)仅从整体上表明了浮升力的影响程度,不能反应局部的变化规律.因此,式(3)可以较精确地判断局部浮升力的影响,但计算较为复杂;而式(2)从整体给出了浮升力的影响,计算较简单.

4 结 论

本文采用 RNG k-ε 湍流模型结合增强壁面处理方法,数值研究了超临界压力下大庆 RP-3 煤油在水平圆管内受浮升力影响的对流换热特性,主要结论有:

1) 由于拟临界点附近航空煤油热物理性质随温度的剧烈变化,浮升力作用下的水平管道流动将产生较强的二次流动.

2) 浮升力引起的二次流动将增强下壁附近的湍流和对流换热,而抑止上壁附近的湍流和对流换热;同时,圆管总的平均换热性能将有所增强.

3) 通过比较分析,Petukhov 等人给出的水平管内对流换热受浮升力影响的判断标准,可以较好地反应超临界煤油在水平管内的对流换热受浮升力影响的程度和变化规律.

参考文献:

[1] 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):62-65.
HU Zhihong, CHEN Tingkuan, LUO Yushan, et al. Heat transfer characteristics of kerosene at supercritical pres-

sure[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 1993, 33(9): 62-65. (in Chinese)

[2] Yang J, Oka Y, Ishiwatari Y, et al. Numerical investigation of heat transfer in upward flows of supercritical water in circular tubes and tight fuel rod bundles[J]. Nuclear Engineering and Design, 2007, 237(4): 420-430.

[3] Bazargan M, Fraser D L, Chatoorgan V. Effect of buoyancy on heat transfer in supercritical water flow in a horizontal round tube[J]. Journal of Heat Transfer, 2005, 127: 897-902.

[4] Yamagata K, Nishikawa K, Hasegawa S, et al. Forced convective heat transfer to supercritical water flowing in tubes[J]. International Journal of Heat Mass Transfer, 1972, 15(12): 2575-2593.

[5] 符全军, 燕珂, 杜宗罡, 等. 吸热型碳氢燃料研究进展[J]. 火箭推进, 2005, 31(5): 32-36.
FU Quanjun, YAN Ke, DU Zonggang, et al. Research progress of endothermic hydrocarbon fuels[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2005, 31(5): 32-36. (in Chinese)

[6] 司徒明. 碳氢燃料超燃研究与应用[J]. 流体力学实验与测量, 2000, 14(1): 43-50.
SITU Ming. Study and application of hydrocarbon-fueled supersonic combustion[J]. Experiments and Measurements in Fluid Mechanics, 2000, 14(1): 43-50. (in Chinese)

[7] 陈建华, 卢钢, 张贵田, 等. 冷却环带喷注结构对煤油超临界液膜的影响研究[J]. 航空动力学报, 2008, 23(2): 336-341.
CHEN Jianhua, LU Gang, ZHANG Guitian, et al. Investigation on the effects of injection structure on kerosene supercritical cooling film[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(2): 336-341. (in Chinese)

[8] Fan X J, Yu G, Li J G, et al. Combustion and ignition of thermal cracked kerosene in supersonic model combustors[J]. Journal of Propulsion and Power, 2007, 23(2): 317-324.

[9] Huai X L, Koyama S, Zhao T S. An experimental study of flow and heat transfer of supercritical carbon dioxide in multi-port mini channels under cooling conditions[J]. Chemical Engineering Science, 2005, 60(12): 3337-3345.

[10] 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.
LUO Yushan, CHEN Tingkuan, HU Zhihong, et al. Investigation on heat transfer characteristics for kerosene under high parameter and in small diameter tube[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2005, 26(4): 609-612. (in Chinese)

[11] Linne D L, Meyer M L, Edwards T, et al. Evaluation of heat transfer and thermal stability of supercritical JP-7 fuel[R]. NASA Technical Memorandum 107485, AIAA-97-3041, 1997.

[12] Ansys Fluent, Inc. FLUENT 6.3 user's guide[M]. USA: Ansys Fluent, Inc., 2006.

[13] Ely J F, Huber M L. NIST standard reference database 4-NIST thermophysical properties of hydrocarbon mixtures[M]. Gaithersburg, MD: National Institute of Standards, 1990.

[14] 范学军, 俞刚. 大庆 RP-3 航空煤油热物性分析[J]. 推进技术, 2006, 27(2): 187-192.
FAN Xuejun, YU Gang. Analysis of thermophysical properties of Daqing RP-3 aviation kerosene[J]. Journal of Propulsion Technology, 2006, 27(2): 187-192. (in Chinese)

[15] Zhong F Q, Fan X J, Yu G, et al. Heat transfer of aviation kerosene at supercritical conditions[R]. AIAA-2008-4615, 2008.

[16] 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(t_c, p_c) 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 (t_c, p_c) of endothermic dydrocarbon fuels PR-3 and simulated JP-7[J]. Journal of Fuel Chemistry and Technology, 2006, 34(4): 466-470. (in Chinese)

[17] 郑力铭, 孙冰. 超燃冲压发动机二维热环境数值模拟[J]. 航空动力学报, 2007, 22(5): 823-828.
ZHENG Liming, SUN Bing. 2D thermal environment numerical simulation of scramjets[J]. Journal of Aerospace Power, 2007, 22(5): 823-828. (in Chinese)

[18] 张国昌, 过增元, 胡桅林. 混合对流的流动与传热特性[J]. 科学通报, 1997, 42(2): 205-208.
ZHANG Guochang, GUO Zengyuan, HU Weilin. Characteristics of flow and heat transfer for mixture convection[J]. Chinese Science Bulletin, 1997, 42(2): 205-208. (in Chinese)

[19] Petukhov B S, Polyakof A F, Kuleshov V A, et al. Turbulent flow and heat transfer in horizontal tubes with substantial influence of thermo-gravitational forces[C]// Proceeding of Fifth International Heat Transfer Conference. Tokyo: ASME, 1974.