

自由液体射流冲击高速旋转圆盘的耦合换热

姜 乐, 刘振侠, 吕亚国

(西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710129)

摘 要: 为了研究自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘的耦合换热特性, 采用数值模拟方法对比分析了固体和流体材料参数对流动及换热的影响。结果表明: 不同固体材料参数对应的努塞尔数分布规律相似, 同一半径位置处的努塞尔数最大相对偏差不大于 10%。与径向温度分布相比, 轴向温度差受固体材料导热系数变化的影响更大, 铜和泡沫砖的径向最大温差仅相差 3 倍, 而与导热系数近似呈反比的最大轴向温差相差达 3 471 倍。圆盘表面液膜平均径向流速和换热性能随流体黏度的增加而下降。黏度较小的氨和水对应的二次峰值换热强度较一次峰值的增加量超过了 15%, 黏度较高油类的二次峰值换热强度仅为一次峰值的 50%~60%。射流介质采用黏度较小的水和氨时, 盘面温度几乎保持不变, 最大温差比小于 7.86×10^{-4} ; 黏度较大的油类作为射流介质时在驻点附近的温度变化剧烈, 当 R/d 超过 2.5 后, 温度分布仅有小幅的波动。

关 键 词: 射流冲击; 旋转圆盘; 高速旋转; 两相流动; 对流传热

中图分类号: V231.1

文献标志码: A

Conjugate heat transfer of free liquid jet impinging on high-speed rotating disk

JIANG Le, LIU Zhenxia, LÜ Yaguo

(School of Power and Energy, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710129, China)

Abstract: To study the conjugate heat transfer characteristics of a free liquid jet impinging on a uniformly heated high-speed rotating disk, the effects of solid and fluid material parameters on the flow and heat transfer were analyzed by numerical simulation. The results showed that the local Nusselt number distribution corresponding to different solid material parameters was similar, and the maximum relative deviation of the Nusselt number at the same radius position was not more than 10%. Compared with the radial temperature distribution, the axial temperature difference was more affected by the change in the thermal conductivity of the solid material. The maximum radial temperature difference between copper and foam brick was only 3 times, while the difference between the maximum axial temperature difference approximately inverse to the thermal conductivity was 3 471 times. The average radial velocity and heat transfer performance of liquid film on the disk surface decreased with the increase of fluid viscosity. The secondary peak heat transfer intensity corresponding to ammonia and water with less viscosity increased by more than 15% compared with the primary peak, and the secondary peak heat transfer intensity of lubricant oil with higher viscosity was only 50%—60% of the primary peak. When water and ammonia were used as the jet medium, the surface temperature of the disk remained almost constant, and the maximum temperature difference ratio was less than 7.86×10^{-4} . When the lubricant oil was used as the jet medium, the temperature near the stagnation point changed drastically. In the region with R/d exceeding 2.5, the temperature distribution only fluctuated slightly.

收稿日期: 2021-06-24

基金项目: 国家科技重大专项(J2019-III-0023-0067)

作者简介: 姜乐(1994—), 男, 博士, 主要从事航空发动机润滑系统研究。

通信作者: 吕亚国(1980—), 男, 副教授, 博士, 主要从事航空发动机润滑系统研究。E-mail: yglu@nwpu.edu.cn

引用格式: 姜乐, 刘振侠, 吕亚国. 自由液体射流冲击高速旋转圆盘的耦合换热[J]. 航空动力学报, 2023, 38(2): 288-297. JIANG Le, LIU Zhenxia, LÜ Yaguo. Conjugate heat transfer of free liquid jet impinging on high-speed rotating disk[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(2): 288-297.

Keywords: impinging jet; rotating disk; high-speed rotation; two-phase flow; convective heat transfer

射流冲击广泛应用于很多具有加热和冷却需求的工程技术领域,例如航空发动机热端部件的冷却、轴承和齿轮的喷射润滑冷却、电子元器件的散热、金属退火和玻璃回火等,其主要优点是具有高效的换热速率和易于控制的温度分布^[1]。射流冲击换热通常指低温流体冲击高温固体壁面对其进行冷却降温的过程,特别对于射流冲击旋转部件来说,射流冲击与旋转的相互作用能够显著改善传热过程,研究旋转部件表面的传热系数和温度分布有助于优化冷却系统的结构设计、提高冷却效率。

近几十年来,国内外根据应用需求针对射流冲击换热问题开展了大量的理论、实验和数值仿真研究,研究内容涉及各类射流条件和转-静系统,如喷射结构几何参数、射流流动参数、静止/运动部件的结构尺寸和运动参数等对射流流动和换热特性的影响研究。

在射流冲击静止部件的换热特性方面,Goldstein 和 Franchett^[2]通过实验研究了射流倾斜冲击平板的换热特性,研究表明射流几何中心处的峰值换热位移是冲击角的函数,并基于大量实验数据拟合得到了平板表面平均努塞尔数的经验关联式。Stevens 和 Webb^[3]研究了圆形射流垂直冲击均匀加热表面系统中的射流雷诺数、喷嘴距(H)和喷嘴直径(d)对局部传热系数分布的影响,在 $H/d \leq 0.75$ 的范围内,努塞尔数近似为常数, H/d 超过 0.75 后,努塞尔数逐渐下降且下降趋势减缓。Cornaro 等^[4]采用液晶测温研究了圆形射流冲击高相对曲率凸面的换热特性,在射流雷诺数为 6 000~16 000 范围内,传热随凸面曲率的增加而增大,且射流雷诺数越大,曲率效应的影响越明显。Sagot 等^[5]对气体射流冲击圆形平板的耦合换热特性进行了实验研究,分析了射流雷诺数、喷嘴直径和喷嘴距对努塞尔数分布的影响,并提出了平均努塞尔数与射流雷诺数、喷嘴距和无量纲黏度比的经验关联式。Zeitoun^[6]对液体水射流冲击平板开展了实验研究,重点关注了射流流量对换热的影响,数据分析结果表明努塞尔数可以表示为雷诺数和 Peclet 数的函数,并总结了努塞尔数预测的经验关联式。Hosain 等^[7]采用数值方法计算了液体水射流冲击加热平板的冷却特性,

通过单喷嘴射流结果与已有数据的对比验证了 $k-\varepsilon$ 湍流模型的有效性,并根据计算结果建立了最大努塞尔数与径向位置间的关系。Shukla 和 Dewan^[8]对小喷嘴距下射流冲击平板的流动和换热特性开展了数值模拟研究,研究表明努塞尔数沿径向出现的二次峰与大的相干结构、流动加速和湍流的增强有关,同时获得的流动及换热数据可用于基于 Reynolds-averaged Navier-Stokes(RANS)方法湍流模型的评估。宛鹏翔等^[9]采用超大涡模拟方法对射流冲击换热开展了三维非稳态高精度数值计算,与分离涡方法和基于 RANS 方法的湍流模型相比,超大涡模拟方法均能够更准确地捕捉冲击射流流场的复杂非稳态流动及传热特征,包括自由射流区、壁面射流区小尺度涡系和大尺度湍流结构的演化和破碎。朱泽辉等^[10]对单股冲击射流换热进行了数值模拟计算,对比了低雷诺数 $k-\varepsilon$ 模型、标准 $k-\varepsilon$ 模型和雷诺应力模型的计算结果,结果表明低雷诺数 $k-\varepsilon$ 湍流模型的计算精度更高,同时发现热扩散系数对传热的计算结果影响极大,采用湍流普朗特数函数形式求解湍流热扩散系数能给出更好的预测结果。Ravanji 和 Zargarabadi^[11]采用数值方法研究了射流冲击条件下受热表面肋形状对换热特性的影响,在滞止区和壁面射流区采用椭圆肋可以显著降低局部温度,带有椭圆肋的表面其平均努塞尔数比平面增加了 47%~54%。

在射流冲击旋转部件的换热特性方面,Metzger 和 Grochowsky^[12]对射流冲击旋转圆盘的流动和换热进行了实验研究,研究表明高转速、大的冲击半径和小的射流流量有利于旋转主导的流动,而相反的趋势则有利于射流冲击主导的流动。在旋转主导的流动下,热流量与射流流量无关,在射流主导的流动下,热流量随射流流量的增加而显著增加。Carper 等^[13]通过实验研究了射流流量、射流温度、射流径向位置和圆盘转速等参数对射流冲击均匀加热旋转圆盘换热的影响,根据测试结果提出了圆盘平均努塞尔数与旋转雷诺数、射流雷诺数、射流普朗特数和无量纲射流径向位置间的经验关联式。Chen 等^[14]在实验中采用蔡升华技术研究了圆形射流冲击旋转圆盘的换热特性,分析换热结果后将圆盘表面精确地分为

三个部分:射流主导区、混合区和旋转主导区,并提出了旋转盘的舍伍德数与射流参数间的经验关联式。Shevchuk^[15]引入自相似的径向速度和温度分布将气流冲击旋转圆盘的传热问题简化为常微分方程组,通过与实验数据进行比较验证了计算方法的有效性,并找到了仅由冲击射流参数决定传热性能的流动状态的极限。Rahman 和 Lallave 等^[1,16-17]对层流流动状态下自由液体射流冲击旋转圆盘的换热特性开展了数值研究,研究表明圆盘的旋转效应可在大部分工况下提高局部传热系数,同时射流与圆盘表面温差随射流雷诺数的增加而减小,圆盘表面温度分布随固体材料导热系数的增加变得更加均匀,但换热过程达到稳定所需的时间增加。Harmon 等^[18]对高转速下半圆形冲击靶面的换热进行了实验研究,在射流雷诺数为 15 000 和 25 000 工况下,当旋转数小于 0.03 时,旋转对换热的影响不显著;当旋转数超过 0.03 后,靶面的传热系数随旋转数的增加而增大。蔡学成等^[19]研究了旋转对动叶前缘冲击射流流动及换热的影响,他们发现旋转改变了射流孔的流量分配,且离心力改变了局部横向流的强度,导致冲击靶面的平均努塞尔数随转速的增大而减小,最高转速下靶面的平均努塞尔数下降约 16%。李炎军等^[20]采用数值方法研究了中高转速下射流雷诺数和旋转雷诺数对旋转壁面局部换热的影响,壁面平均传热量与局部换热均随射流流速的增加而增加;局部换热随壁面转速的增加而增大,而平均传热量呈下降的变化趋势。Mahdavi 等^[21]对空气/纳米流体射流冲击旋转圆盘的换热特性开展了数值模拟计算,研究表明增加纳米颗粒体积分数有助于增强换热效果,但相应的黏度增加需要更大的扭矩来加强传热,因此旋转的动力成本也将增加。

综上所述,射流冲击换热的研究主要集中在射流冲击静止部件;对于旋转部件,射流介质多为气体,而采用液体射流的工况中主要研究了层流流动状态下的换热特性,对于湍流液体射流冲击高速旋转部件的耦合换热研究鲜有公开。为了探究不同参数对自由湍流液体射流冲击高速旋转圆盘的流动及换热的影响机制,本文根据射流冲击高速旋转部件的流动及换热特征采用数值方法开展了仿真计算,与已有实验结果对比验证了计算方法的有效性,进一步分析了固体材料参数和流体材料参数对射流冲击流动及换热特性的影响

规律和机理。

1 数值计算模型计算方法

1.1 几何模型与网格划分

图 1 给出了自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘的示意图,射流喷嘴与圆盘同轴布设,匀速旋转圆盘的底面受恒定热流均匀加热,底面的热量经固体区域传导至其上表面,再由紧邻圆盘表面的液体进一步带走。

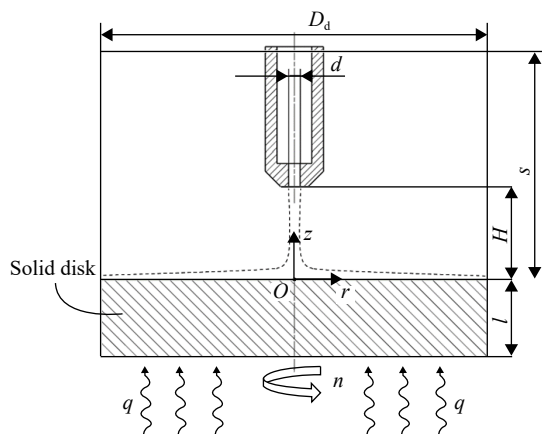


图 1 自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘示意图

Fig. 1 Schematic diagram of a free liquid jet impinging on a uniformly heated high-speed rotating disk

根据射流喷嘴与固体圆盘的空间尺寸关系建立了如图 2 所示的三维数值计算域,整体计算域由包含射流喷嘴的流体计算域和包含旋转圆盘的固体计算域组成,本文中喷嘴直径(d)和圆盘半径(R_d)分别为 3 mm 和 25 mm,喷嘴出口与圆盘上表面间的距离(H)为 12 mm,圆盘厚度(l)为 10 mm,喷嘴周围的圆柱形边界为流动和传热的计算提供合理的环境条件,计算域上侧出口与圆盘上表面间的距离(s)为 20 mm。

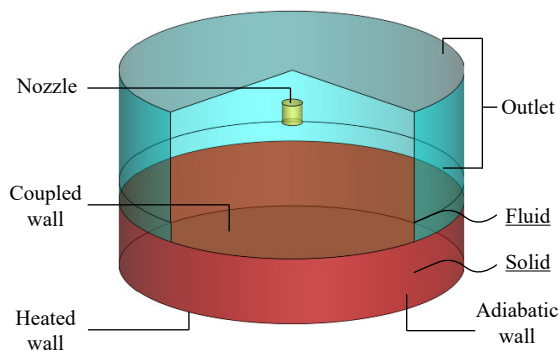


图 2 三维数值计算域

Fig. 2 Three-dimensional numerical calculation domain

图 3 给出了整体计算域的网格划分情况, 流体和固体计算域均划分为结构化网格, 由于整体计算域中同时存在静止和旋转部件, 采用多参考系方法描述圆盘的旋转, 为了减小流固交界面处的计算误差, 通过节点映射以保证流固计算域在交界面处网格尺寸的一致性。进一步为了精确捕捉射流的流动并准确计算壁面的换热, 对射流流动方向和流体域靠近流固交界面处的网格进行加密, 不同工况下通过调整壁面处第一层网格高度使流固交界面的 y^+ 值始终保持在合理的范围内。为确定合适的网格数量, 选取 5 套疏密不同的网格进行了无关性验证, 图 4 比较了不同网格数量对应的流固交界面处的温度分布(图中 R 为距离圆盘中心的径向距离)。由图可以看出, 不同网格数量对应的温度分布差异很小, 在相同半径位置处, 细网格计算获得的温度比粗网格的略高, M4 对应的计算结果几乎与 M5 完全一致, 温度差异小于 0.01%, 表明进一步减小网格尺寸对结果的影响非常小。因此, 综合考虑计算成本和计算精度等因素, 选取整体计算域网格单元数为 467 万的方案。

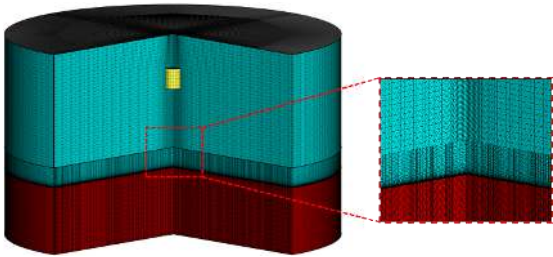


图 3 整体计算域网格划分
Fig. 3 Computational mesh for the whole domain

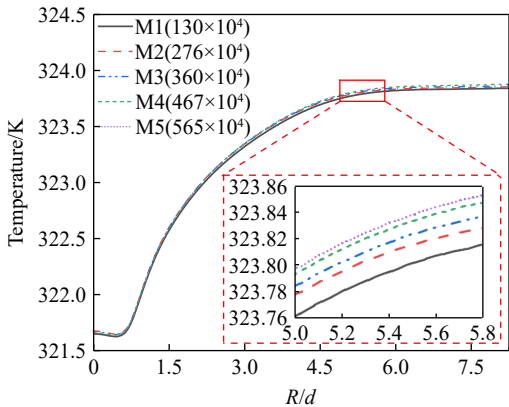


图 4 不同网格数量对应的温度分布比较
Fig. 4 Comparison of temperature distribution with different grid numbers

1.2 边界条件与材料物性

给定计算域合理的边界条件是获得准确结果的重要前提之一。初始条件下, 流体计算域中的液体体积分数为 0, 即充满气体; 射流喷嘴进口指定为速度进口边界条件, 液体射流的体积分数为 1, 射流流速均为 7.08 m/s、温度均为 318 K; 流体计算域的侧面和顶部出口均设置为压力出口边界条件, 表压值均为 0 Pa, 操作压力为 101 325 Pa。固体域下表面施加恒定热流边界条件, 热流量(q)均为 50 W; 固体域侧面设置为绝热壁面边界条件, 流固交界面为耦合换热壁面, 流固两侧壁面的温度和热流均相等, 且在流体侧满足无滑移、无穿透条件; 固体计算域给定恒定的转速, 转速(n)的变化范围为 5 000~20 000 r/min。

在本文的数值模拟计算中, 空气和液体射流均被处理为不可压缩流体, 空气的密度、比定压热容、导热系数和黏度分别为 1.128 kg/m³、1 005 J/(kg·K)、0.026 7 W/(m·K) 和 1.91×10⁻⁵ kg/(m·s)。为了研究流体材料参数和固体材料参数对液体射流冲击流动和换热的影响, 本文中选取的液体射流和固体材料参数如表 1 和表 2 所示。

表 1 液体射流物性参数
Table 1 Physical parameters of liquid jet

射流种类	密度 ρ / (kg/m ³)	比定压热容 c_p / (J/(kg·K))	导热系数 λ / (W/(m·K))	动力黏度 μ / (kg/(m·s))	普朗特数
滑油-1	961.8	1 899	0.153 1	0.020 760 42	257.6
滑油-2	959.8	2 070	0.145 7	0.005 504 21	78.2
水	990.2	4 174	0.641 5	0.000 601 35	3.9
氨	571.2	5 004	0.426 4	0.000 109 69	1.3

表 2 固体材料物性参数
Table 2 Physical parameters of solid materials

固体种类	密度 ρ / (kg/m ³)	比定压热容 c_p / (J/(kg·K))	导热系数 λ / (W/(m·K))
铜	8 930	386	397
铝	2 710	902	237
铁	7 870	455	78.2
碳钢	7 840	465	48.5
铬钢	7 650	460	23.2
硅砖	1900	858	0.962
泡沫砖	500	920	0.108

1.3 数值方法与计算格式

自由液体射流冲击高速旋转圆盘的流动为典型的气液两相流动, 其中液体射流和覆盖在圆盘

表面的液膜均与周围的空气间形成了自由界面, 本文采用由 Hirt 和 Nichols 建立的 volume of fluid (VOF) 方法^[22]来精确计算气液两相流动, 该方法已被用于自由液体射流冲击流动和换热的数值研究中^[21, 23], 可以准确计算气液两相流动特性。

在高雷诺数条件下直接求解射流冲击高速旋转圆盘的湍流流动是不可行的, 考虑射流冲击的流动特征, 采用基于 RANS 方法的 RNG (renormalization group) $k-\varepsilon$ 湍流模型^[24]来开展数值计算, 该模型花费合理的计算资源可模拟具有高应变率和大曲率的射流冲击流动。

本文中体积输运方程采用几何重构显示离散格式, 并应用由 Brackbill 等人^[25]提出的连续表面力 (continuum surface force, CSF) 模型计算气液界面间的表面张力作用; 时间项采用一阶格式进行离散, 并且根据固体圆盘的转速和射流流速来调整时间步长以满足 CFL (Courant-Friedrichs-Lewy) 数 < 1 的条件; 压力离散格式为 PRESTO! (pressure staggering option), 动量、湍动能及湍动能耗散率均采用二阶迎风格式进行离散; 数值计算中, 能量方程的残差设置为 10^{-6} , 其余变量的残差均设置为 10^{-4} ; 此外, 还需监测流固耦合界面处的热流量, 当其与加热面热流量的偏差小于 0.5%, 即可认为计算达到收敛。

2 结果分析与讨论

通过量纲分析可以获得控制自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘流动及传热特性的无量纲参数, 以下依次介绍本文中确定的无量纲参数。以喷嘴直径为特征长度定义的局部努塞尔数如式(1)所示:

$$Nu_d = \frac{q_{w,R} d}{(T_{w,R} - T_j) \lambda_f} \quad (1)$$

式中 $q_{w,R}$ 和 $T_{w,R}$ 分别为流固交界面半径为 R 位置处的热流密度和壁面温度; T_j 为射流喷嘴的进口温度; λ_f 为流体的导热系数。

射流雷诺数、旋转雷诺数、毕渥数和普朗特数的定义如下:

$$Re_j = \frac{\rho_f v_{jet} d}{\mu_f} \quad (2)$$

$$Re_\omega = \frac{\rho_f \omega D^2}{\mu_f} \quad (3)$$

$$Bi = \frac{\bar{h} l}{\lambda_s} \quad (4)$$

$$Pr = \frac{\mu_f c_{p,f}}{\lambda_f} \quad (5)$$

式中 ρ_f 和 $c_{p,f}$ 分别为流体的密度和比定压热容; μ_f 为流体动力黏度; D 和 ω 分别为圆盘的直径和角速度; v_{jet} 为射流的速度; $\bar{h}$ 为流固交界面的平均表面传热系数; λ_s 为固体的导热系数; l 为固体圆盘的厚度。

图 5 给出了自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘的流固交界面处温度及努塞尔数分布云图, 相同半径位置处的温度和努塞尔数几乎相同, 受壁面射流与旋转的共同影响, 壁面温度和努塞尔数沿径向均存在较大的梯度, 这与 Astarita 和 Hosain 等^[7, 26]的研究结果是一致的, 下文将详细讨论各因素对壁面努塞尔数和温度分布的影响。

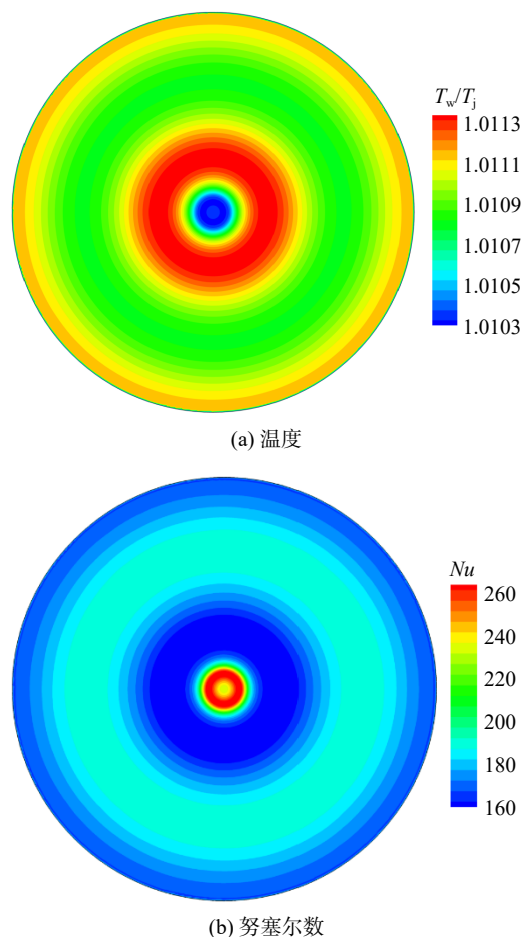


图 5 流固交界面的温度和努塞尔数分布云图

Fig. 5 Contours of temperature and Nusselt number distribution of the fluid-solid interface

2.1 数值方法验证

为了验证数值计算方法的有效性, 建立了与 Carper 等^[13]实验中结构完全相同的数值计算模型, 旋转圆盘和喷嘴的直径分别为 200 mm 和 4 mm,

并与液体射流垂直冲击旋转圆盘中心的实验结果进行对比, 分别给出了不同普朗特数下流固界面的平均努塞尔数 $\overline{Nu}$ 随旋转雷诺数 Re_ω 和射流雷诺数 Re_j 的变化关系, 如图6所示, 图中直线表示实验结果(Exp.)^[13], 散点表示数值计算结果(Num.)。其中圆盘直径(D)作为计算流固界面平均努塞尔数的特征长度, 由图可以看出数值模拟获得的平均努塞尔数与实验结果具有较好的一致性, 在较低旋转雷诺数和较低射流雷诺数下, 由于过高的估计湍动能而使计算结果出现较大的偏差, 但最大计算偏差均小于20%。同时, 随着旋转雷诺数和射流雷诺数的增加, 流固界面处平均努塞尔数的计算偏差逐渐减小。因此, 本文的数值计算方法能够以较高的精度获得自由射流冲击高速旋转圆盘的换热特性。

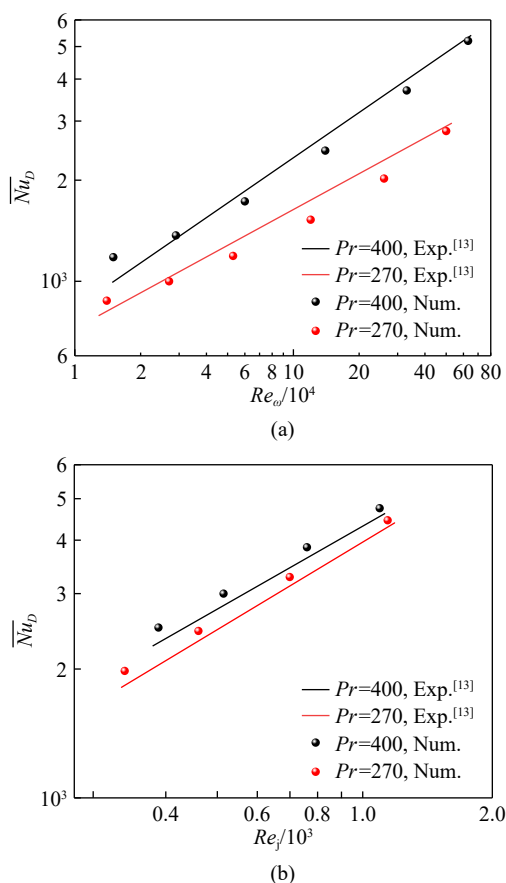


图6 平均努塞尔数的实验与数值计算结果的比较

Fig. 6 Comparison of the experimental and numerical calculation results of the average Nusselt number

2.2 固体材料参数的影响

当自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘的流动和换热均达到稳定状态后, 根据所提取的相关物理参数可分析其流动及换热特性。图7为

不同固体材料参数下努塞尔数(Nu_d)沿径向的分布, 其中圆盘的转速为15 000 r/min ($Re_\omega=684\ 802$), 射流工质为滑油-2, 射流流速和普朗特数分别为7.08 m/s ($Re_j=3\ 702$)和78.2。可以看出, 不同固体材料参数下努塞尔数 Nu_d 沿径向的分布规律相似, 均呈现双峰的分布, 在驻点区域附近($R/d\approx 0.62$)由于射流方向的急速变化导致出现第一个变化陡峭的峰值; 在较大半径位置处, 受旋转效应不断增强的影响在 $R/d\approx 5.2$ 的位置处出现了变化较为微弱的二次峰值。在 R/d 为0、0.74、3.03和5.98的四个位置附近处, 不同材料参数对应的努塞尔数的差异较其他位置处更小。在 $0\leq R/d<0.74$ 和 $3.03\leq R/d<5.98$ 的区域范围内, 努塞尔数随固体导热系数的增加而增大; 在 $0.74\leq R/d<3.03$ 和 $5.98\leq R/d<8.33$ 的区域范围内, 固体材料的导热系数越大, 努塞尔数反而减小。整体上, 同一半径位置处不同固体材料对应的努塞尔数最大相对偏差均小于10%。

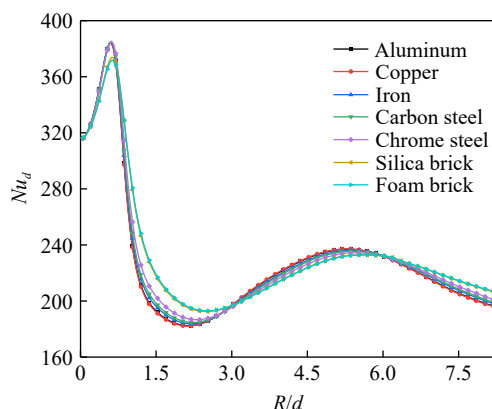


图7 不同固体材料参数下努塞尔数沿径向的分布

Fig. 7 Radial distribution of the local Nusselt number with different solid material parameters

圆盘流固界面处的努塞尔数(表面传热系数)是由热流密度和温度分布共同决定的, 进一步对圆盘表面的径向温度分布开展了研究, 如图8所示, 其中 T_w 为流固界面处的温度。不同固体材料参数对应的流固界面温度分布规律相似, 且盘面平均温度均相同, 流固界面的温度在 R/d 为0、0.62、2.60和5.85附近位置处取得极值, 表明不同固体材料对应的换热强度在这些位置附近均相近, 这也是努塞尔数在 R/d 为0、0.74、3.03和5.98处差异较小的原因。不同固体材料对应的交界面温度分布的均匀性存在较大差异, 随着固体导热系数的增大, 固体圆盘内部的热传导能力增强, 流固界面的温度分布变得更加均匀,

有利于降低固体圆盘内部的热应力和不均匀的热变形。在 $R/d < 0.85$ 的区域范围内, 努塞尔数几乎是完全相同的, 而圆盘表面温度随固体导热系数的增加而增大, 与努塞尔数的分布相比, 流固交界面处的温度分布受固体材料导热系数的影响更大。图 9 给出了不同固体材料参数对应的圆盘中间截面处的温度分布云图, 其中 T_s 为固体内部的温度。随着固体圆盘导热系数的减小, 圆盘内部导热热阻和毕渥数均增大, 固体圆盘轴向温差也随之增大。表 3 对比了不同固体材料对应的轴向和径向最大温差比 ($\Delta T_{\max}/T_j$), 可以看出不同固体

表 3 不同固体材料对应的轴向和径向最大温差比
Table 3 Maximum axial and radial temperature difference ratio with different solid materials

固体种类	轴向最大温差比	径向最大温差比
铜	0.002 33	0.001 30
铝	0.003 91	0.001 40
铁	0.011 80	0.001 86
碳钢	0.018 56	0.002 18
铬钢	0.039 16	0.002 79
硅砖	0.911 80	0.003 87
泡沫砖	8.098 61	0.003 92

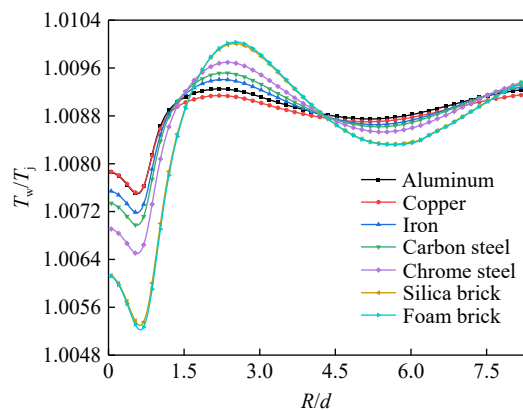


图 8 不同固体材料参数下流固交界面温度沿径向的分布
Fig. 8 Radial distribution of the fluid-solid interface temperature with different solid material parameters

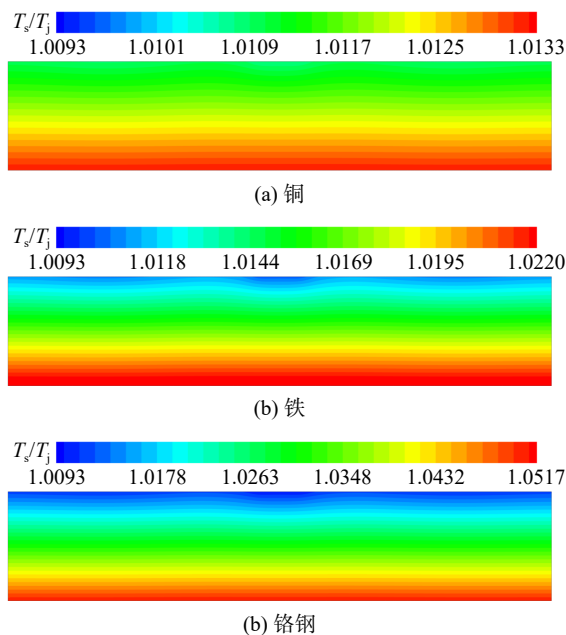


图 9 不同固体材料参数对应的圆盘中间截面处的温度分布云图

Fig. 9 Contours of temperature distribution on the middle section of the disk with different solid material parameters

材料对应的轴向最大温差均大于径向最大温差, 对于导热系数较大的铜和铝, 轴向和径向最大温差的差异均在 3 倍以内, 而其他材料的轴向和径向最大温差比均超过了 6 倍。对于导热系数相差 3 676 倍的铜和泡沫砖, 其径向最大温差仅相差 3 倍, 而轴向温差相差 3 471 倍, 与导热系数近似呈反比的关系, 与径向温度分布相比, 圆盘的轴向温度差受固体材料导热系数变化的影响更大。

图 10 为圆盘采用铁和铝两种材料下毕渥数 (Bi) 和平均努塞尔数 $\overline{Nu}_d$ 随旋转雷诺数的变化关系, 毕渥数和平均努塞尔数均随旋转雷诺数的增加而增大, 即对流换热性能增强, 对流换热热阻减小。相同旋转雷诺数下铁和铝对应的努塞尔数完全相同, 而固体材料采用铁的毕渥数均大于采用铝的毕渥数, 这将使后者圆盘内部的温度分布更加均匀, 温度梯度也较小。

图 11 给出了固体材料采用铁时不同旋转雷诺数下圆盘中心温度沿轴向的变化, 其中 T_c 为圆盘内部中心温度。不同旋转雷诺数下中心温度变

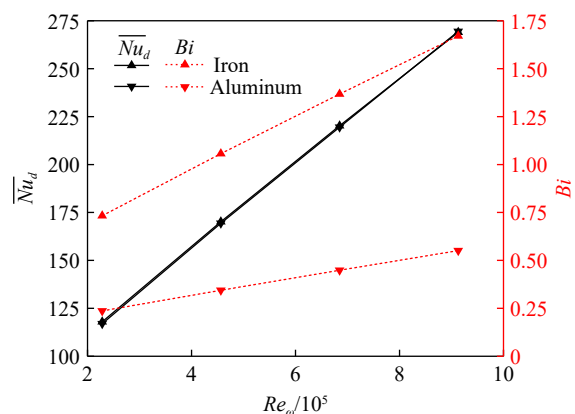


图 10 毕渥数和平均努塞尔数随旋转雷诺数的变化关系
Fig. 10 Variation of Biot number and average Nusselt number with rotating Reynolds number

化趋势相近,几乎呈线性下降趋势。由于加热面的热流密度恒定,圆盘上下表面间的平均温差均相同,但不同旋转雷诺数下圆盘内部的温度存在较大差异,固体圆盘的温度随旋转雷诺数的增加而下降,造成该现象的原因是旋转效应显著增强了对流换热性能。相同轴向位置处,圆盘中心温度的下降幅度随旋转雷诺数的增加而不断减小。

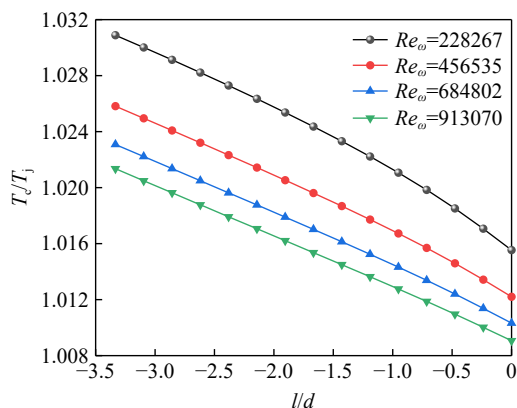


图 11 不同旋转雷诺数下圆盘中心温度沿轴向的变化

Fig. 11 Variation of the central temperature of the disk along the axial direction with different rotating Reynolds numbers

2.3 流体材料参数的影响

图 12 为不同流体材料参数下努塞尔数沿径向的分布,其中圆盘的转速为 15 000 r/min,圆盘材料为铁,射流流速均为 7.08 m/s。不同流体材料参数下在驻点附近区域均存在换热峰值,高黏度油类的换热峰值较小,随着流体材料黏度的减小,水和氨对应的换热峰值依次增大,这与自由射流冲击旋转圆盘的流动特性密切相关。在射流和旋转效应的双重作用下,不同流体参数对应的努塞尔数分布存在较大的差异,氨和水对应的努

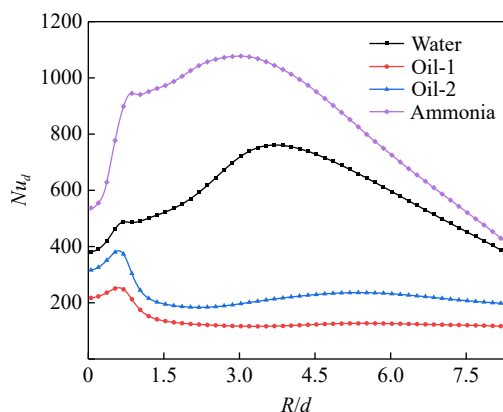


图 12 不同流体材料参数下努塞尔数沿径向的分布

Fig. 12 Radial distribution of the Nusselt number with different fluid material parameters

塞尔数沿径向出现了变化显著的二次峰,且二次峰值的换热强度较一次峰值的增加量超过了 15%;黏度较高的滑油-1 和滑油-2 出现了微弱的二次峰,二次峰值换热强度仅为一次峰值的 50%~60%。同时随着流体材料黏度的增加,二次峰出现的位置越靠近圆盘边缘。

根据自由液面位置提取了不同流体材料参数下的液膜厚度分布,如图 13 所示,其中 δ_R 为液膜厚度。流体的黏度(或普朗特数)越大,圆盘表面的液膜越厚,其流动边界层也越厚;黏度较低的流体其液膜是均匀铺展的,黏度最大的滑油-1 对应的液膜厚度最厚,在圆盘的较大半径位置处,紧贴壁面的流体切向速度增加,而靠近气液自由界面处流体的加速较慢,受剪切力和离心力的双重作用在圆盘边缘处出现了表面螺旋波^[27],由图 11 来看液膜的表面波动对换热的影响可忽略不计。进一步基于质量守恒原则,图 14 比较了不同流体材料参数下圆盘表面液膜的平均径向速度

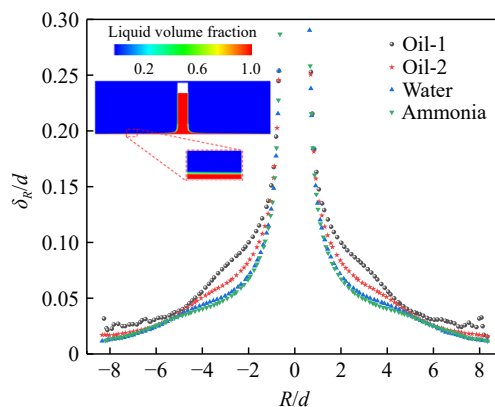


图 13 不同流体材料参数下液膜厚度沿径向的分布

Fig. 13 Film thickness distribution along the radial direction with different fluid material parameters

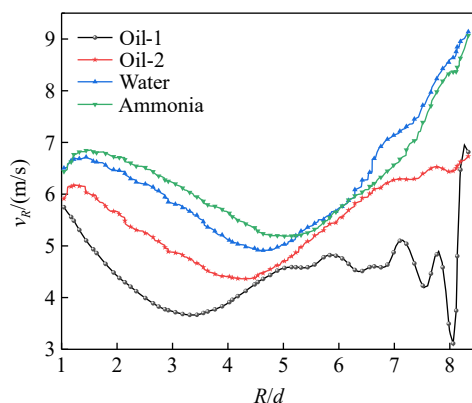


图 14 不同流体材料参数下液膜平均径向速度分布

Fig. 14 Average radial velocity distribution of liquid film with different fluid material parameters

(v_R), 整体上液膜平均径向速度均呈先减小后增大的变化趋势, 液膜受壁面的剪切作用随流体黏度的增加而增大, 流体的黏度越大, 液膜的加速位置越靠近圆盘的中心。在较大半径位置处, 水膜的平均径向速度超过了氨, 这也是氨的努塞尔数曲线急剧靠近水的努塞尔数曲线的原因。

图 15 给出了不同流体材料参数下流固交界面温度沿径向的分布, 黏度较高油类的温度变化趋势相似, 射流冲击驻点附近区域的温度较低, 呈现先缓慢减小后急剧增加的变化趋势。在 $R/d > 2.5$ 的大部分区域范围内, 滑油-2 对应的温度曲线仅有小幅的变化, 而滑油-1 对应的温度几乎恒定不变。在相同半径位置处, 盘面温度随流体黏度的增加而增大。对于黏度较小的水和氨来说, 盘面温度几乎保持不变, 在 $R/d > 3.5$ 的区域范围内仅有小幅增加, 盘面径向最大温差比均小于 7.86×10^{-4} 。

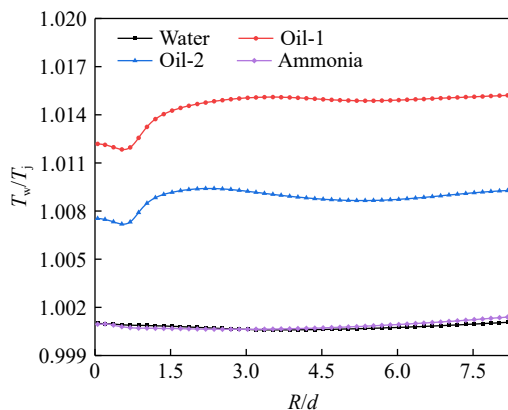


图 15 不同流体材料参数下流固交界面温度沿径向的分布

Fig. 15 Radial distribution of the fluid-solid interface temperature with different fluid material parameters

在分析流固交界面的温度分布后, 又比较了不同流体材料参数下圆盘内部中心温度沿轴向的变化, 如图 16 所示。不同流体材料参数下圆盘中心温度均呈近似线性下降趋势, 对于加热面给定热流密度的情况, 圆盘加热面和流固交界面间的平均温差相同, 且径向温度梯度也相近。对于高黏度的油类, 换热性能随着黏度的增加而下降, 导致固体圆盘内部温度随黏度的增加而增加; 对于黏度较低的水和氨, 虽然努塞尔数的分布存在差异, 但圆盘内部和盘面的温度分布均相近。总的来说, 采用黏度较小的流体有利于增强自由射流冲击旋转圆盘的换热性能, 并获得较为均匀的温度分布。

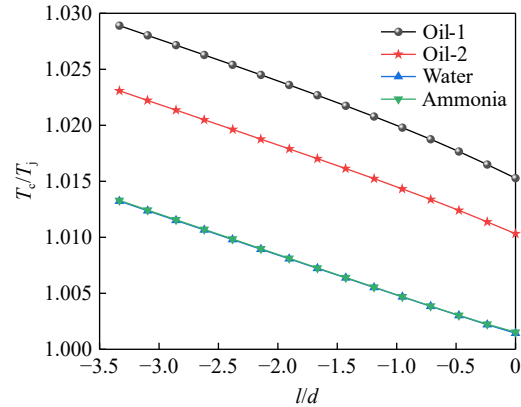


图 16 不同流体材料参数下圆盘中心温度沿轴向的变化

Fig. 16 Variation of the central temperature of the disk along the axial direction with different fluid material parameters

3 结 论

本文对自由液体射流冲击均匀加热高速旋转圆盘的耦合换热特性开展了数值计算研究, 在验证数值计算方法有效性的基础上分析了固体材料参数和流体材料参数对换热性能的影响, 得出以下主要结论:

1) 不同固体材料参数下努塞尔数沿径向的分布规律相似, 同一半径位置处不同固体材料对应的努塞尔数最大相对偏差均小于 10%。

2) 不同固体材料对应的轴向最大温差均大于径向最大温差; 铜和泡沫砖的径向最大温差仅相差 3 倍, 而与导热系数近似呈反比的最大轴向温差相差达 3 471 倍。

3) 圆盘表面的液膜厚度随流体材料黏度的增加而增大, 平均径向流速和换热性能随之下降。黏度较小的氨和水对应的努塞尔数沿径向出现了显著的二次峰, 且二次峰值的换热强度较一次峰值的增加量超过了 15%, 黏度较高油类的二次峰值换热强度仅为一次峰值的 50%~60%。

4) 黏度较小的水和氨对应的盘面温度几乎保持不变, 盘面最大温差比均小于 7.86×10^{-4} ; 黏度较大的油类在驻点附近的温度变化较大, 当 R/d 超过 2.5 后, 温度分布仅有小幅波动。

参考文献:

- [1] LALLAVE J C, RAHMAN M M, KUMAR A. Numerical analysis of heat transfer on a rotating disk surface under confined liquid jet impingement[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2007, 28(4): 720-734.
- [2] GOLDSTEIN R J, FRANCHETT M E. Heat transfer from a flat surface to an oblique impinging jet[J]. *Journal of Heat Transfer*,

- 1988, 110(1): 84-90.
- [3] STEVENS J, WEBB B W. Local heat transfer coefficients under an axisymmetric, single-phase liquid jet[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1991, 113(1): 71-78.
- [4] CORNARO C, FLEISCHER A S, ROUNDS M, et al. Jet impingement cooling of a convex semi-cylindrical surface[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2001, 40(10): 890-898.
- [5] SAGOT B, ANTONINI G, CHRISTGEN A, et al. Jet impingement heat transfer on a flat plate at a constant wall temperature[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2008, 47(12): 1610-1619.
- [6] ZEITOUN O. Heat transfer between a vertical water jet and a horizontal square surface[J]. *Experimental Heat Transfer*, 2012, 25(3): 206-221.
- [7] HOSAIN M L, FDHILA R B, DANERYD A. Heat transfer by liquid jets impinging on a hot flat surface[J]. *Applied Energy*, 2016, 164: 934-943.
- [8] SHUKLA A K, DEWAN A. Flow and thermal characteristics of jet impingement on a flat plate for small nozzle to plate spacing using LES[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2019, 145: 106005.1-106005.17.
- [9] 宛鹏翔, 范俊, 韩省思, 等. 冲击射流流动换热超大涡模拟研究[J]. *推进技术*, 2020, 41(10): 2237-2247.
WAN Pengxiang, FAN Jun, HAN Xingsi, et al. Very-large eddy simulation of impinging jet flow and heat transfer[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2020, 41(10): 2237-2247. (in Chinese)
- [10] 朱泽辉, 聂欣, 廖海波. 基于低雷诺数 $k-\varepsilon$ 模型冲击射流传热的数值模拟[J]. *水电能源科学*, 2021, 39(4): 157-160, 203.
ZHU Zehui, NIE Xin, LIAO Haibo. Numerical simulation of impact jet heat transfer based on low Reynolds number $k-\varepsilon$ model[J]. *Water Resources and Power*, 2021, 39(4): 157-160, 203. (in Chinese)
- [11] RAVANJI A, ZARGARABADI M R. Effects of pin-fin shape on cooling performance of a circular jet impinging on a flat surface[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2021, 161: 106684.1-106684.11.
- [12] METZGER D E, GROCHOWSKY L. Heat transfer between an impinging jet and a rotating disk[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1977, 99(4): 663-663.
- [13] CARPER H J, SAAVEDRA J J, SUWANPRATEEP T. Liquid jet impingement cooling of a rotating disk[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1986, 108(3): 540-546.
- [14] CHEN Y M, LEE W T, WU S J. Heat (mass) transfer between an impinging jet and a rotating disk[J]. *Heat and Mass Transfer*, 1998, 34(2/3): 195-201.
- [15] SHEVCHUK I V. Exact solution of the heat transfer problem for a rotating disk under uniform jet impingement[J]. *Fluid Dynamics*, 2003, 38(1): 18-27.
- [16] RAHMAN M M, LALLAVE J C. Transient conjugate heat transfer during free liquid jet impingement on a rotating solid disk[J]. *Numerical Heat Transfer Applications*, 2009, 55(3): 229-251.
- [17] LALLAVE J C, RAHMAN M M. Numerical simulation of transient thermal transport on a rotating disk under partially confined laminar liquid jet impingement[J]. *Journal of Heat Transfer*, 2010, 132(5): 052201.1-052201.8.
- [18] HARMON W V, ELSTON C A, WRIGHT L M. Experimental investigation of leading edge impingement under high rotation numbers with racetrack shaped jets[R]. ASME Paper GT2014-26181, 2014.
- [19] 蔡学成, 李芹, 杨学森, 等. 旋转对冲射流流动及换热影响的数值研究[J]. *航空动力学报*, 2021, 36(1): 70-77.
CAI Xuecheng, LI Qin, YANG Xuesen, et al. Numerical investigation on effect of rotation on flow and heat transfer of impinging jets[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2021, 36(1): 70-77. (in Chinese)
- [20] 李炎军, 徐伟鹏, 刘振侠, 等. 滑油射流冲击旋转壁面的流动换热数值模拟研究[J]. *推进技术*, 2022, 43(1): 246-253.
LI Yanjun, XU Weipeng, LIU Zhenxia, et al. Numerical study of flow and heat transfer characteristics of oil jet impingement on rotating wall[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(1): 246-253. (in Chinese)
- [21] MAHDAVI M, SHARIFPUR M, MEYER J P, et al. Thermal analysis of a nanofluid free jet impingement on a rotating disk using volume of fluid in combination with discrete modelling[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2020, 158: 106532.1-106532.13.
- [22] HIRT C W, NICHOLS B D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries[J]. *Journal of Computational Physics*, 1981, 39(1): 201-225.
- [23] BAGHEL K, SRIDHARAN A, MURALLIDHARAN J S. Experimental and numerical study of inclined free surface liquid jet impingement[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2020, 154: 106389.1-106389.16.
- [24] YAKHOT V, ORSZAG S A. Renormalization-group analysis of turbulence[J]. *Physical Review Letters*, 1986, 57(14): 1722-1724.
- [25] BRACKBILL J U, KOTHE D B, ZEMACH C. A continuum method for modeling surface tension[J]. *Journal of Computational Physics*, 1992, 100(2): 335-354.
- [26] ASTARITA T, CARDONE G. Convective heat transfer on a rotating disk with a centred impinging round jet[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2008, 51(7/8): 1562-1572.
- [27] OZAR B, CETEGEN B M, FAGHRI A. Experiments on heat transfer in a thin liquid film flowing over a rotating disk[J]. *Journal of Heat Transfer*, 2004, 126(2): 184-192.

(编辑: 陈 越)