

射流间距对多股射流冲击夹套传热的影响

庄凯, 曹桓, 李秉润, 蔡永华, 王宗勇*

(沈阳化工大学机械与动力工程学院, 辽宁 沈阳 110142)

摘要: 提出一种适用于强放热反应的多股冲击射流强化传热的反应釜夹套, 利用数值模拟方法研究射流管轴向间距(l)及射流速度(v)对夹套传热性能的影响。结果表明:相较于同大小的传统圆筒形整体夹套,多股冲击射流夹套能够显著提高换热壁面的平均努塞尔数(Nu_m),降低流动过程中的压力损失(Δp)。筒体壁面轴向局部努塞尔数(Nu_a)沿流向呈波形升降,极值点位置与射流冲击点一致。在 v 为1~4 m/s范围内, l 的改变对 Δp 影响微小, v 为影响 Δp 的主要因素, Δp 随 v 的增大而增大。通过综合分析得到,当 l 为射流管直径(d)的7.5倍时,筒体壁面的换热均匀性(U_{Nu})和 Nu_m 优于其他 l 下的多股射流冲击夹套。

关键词: 夹套; 冲击射流; 射流间距; 强化传热

中图分类号: TK124

文献标志码: A

文章编号: 1005-3360(2026)01-0159-07

DOI: 10.15925/j.cnki.issn1005-3360.2026.01.030

Effect of Jet Spacing on Heat Transfer of Multi-jet Impingement Jacket

ZHUANG Kai, CAO Huan, LI Bingrun, CAI Yonghua, WANG Zongyong*

(School of Energy and Power Engineering, Shenyang University of Chemical Technology, Shenyang 110142, China)

Abstract: A multi-jet impingement jacket tailored for highly exothermic reactions was proposed to intensify heat transfer. Numerical simulations were employed to examine how the axial spacing between successive jet tubes (l) and the jet velocity (v) affected the jacket's thermal performance. The results show that compared with a conventional cylindrical jacket of the same size, the multi-jet impingement jacket markedly raises the area-averaged Nusselt number (Nu_m) on the heat-transfer wall and cuts the pressure drop (Δp). The axial distribution of the local Nusselt number (Nu_a) exhibits a wavy pattern, with peaks and troughs coinciding with the impingement locations. Over the velocity range 1~4 m/s, varying l has a negligible effect on Δp , whereas v is the dominant factor, and Δp increases monotonically with v . A comprehensive analysis shows that, when the l is $7.5d$, the jacket delivers the best wall-temperature uniformity (U_{Nu}) and the highest Nu_m among all multi-jet impingement jackets.

Keywords: Jacket; Impinging jet; Jet spacing; Enhanced heat transfer

在分子塑料合成工业中,搅拌反应釜作为聚合反应的核心装备,其传热性能直接决定着聚合过程的可控性、产物分子量分布及生产能效。夹套式换热器凭借其结构简单和不占用反应空间等优势,在聚氯乙烯(PVC)、聚苯乙烯(PS)及聚酯合成等工艺中获得广泛应用。然而传统夹套存在流通面积大、流速低、流动分布不均及传热效率不足等固有缺陷,严重制约其在强放热反应中的适用性,在聚乙烯(PE)高压聚合、聚氨酯预聚体合成等强放热体系中表现尤为突出。以PS本体聚合为例,当聚合转化率超过

40%时,传统夹套传热系统难以维持1 °C/min的温升控制精度,导致产物分子量分布指数(PDI)从2.5恶化至4.0以上,同时引发凝胶粒子含量增加等质量问题。当前行业普遍采用分段控温结合延长反应周期的方式应对热负荷,这种工艺策略使单位釜体产能下降25%~40%。因此,研发适用于高黏度聚合体系的夹套传热强化技术,对于实现高分子材料生产的优质、高效、低能耗目标具有重要意义^[1-3]。

近年来,研究人员通过改进夹套结构(如螺旋导流板、蜂窝夹套、安装涡发生器)或引入新型传热介质(如纳米流

收稿日期 Submitted date 2025-02-11; 修回日期 Revised date 2025-03-12; 录用日期 Accepted date 2025-04-07

基金项目: 辽宁省教育厅基本科研面上项目(JYTMS20231487)

*联系人, syuctwzy@syuct.edu.cn

引用本文: 庄凯, 曹桓, 李秉润, 等. 射流间距对多股射流冲击夹套传热的影响[J]. 塑料科技, 2026, 54(1): 159-165.

Citation: ZHUANG K, CAO H, LI B R, et al. Effect of jet spacing on heat transfer of multi-jet impingement jacket[J]. Plastics Science and Technology, 2026, 54(1): 159-165.

体)以优化传热性能^[4-9]。这些传热强化措施在一定程度上改善了夹套的传热效果,但这些方案或因结构复杂增加制造成本或因适用性受限难以推广。射流冲击技术凭借其高湍流强度与边界层破坏能力,在强化传热领域展现出独特潜力。射流管结构简单,在反应釜夹套上加装射流管在工程上具有很强的现实可行性,对于新设备容易设计制造,对于工程上已有的旧设备容易改造提升。阵列射流作为新型主动强化换热技术,结合温度监控系统,可以根据釜内反应温度实时改变不同区域内的射流流动参数,使反应温度保持均匀稳定,减少副反应的发生,提高产品质量。同时射流还可以减缓换热壁面的结垢速度保障设备长期稳定运行^[10-17]。

近年来,国内外学者对射流冲击换热进行了深入研究。SAKAKIBARA等^[18]利用粒子图像测速仪识别并阐明平面撞击射流的旋涡结构。ANDERSON等^[19]测量了射流滞止区中的颗粒行为,发现滞止区中的颗粒运动主要取决于平均流量。LYTLE等^[20]和VOLKOV等^[21]分别用实验方法和大涡模拟方法揭示不同冲击距离对局部换热特性的影响。DAIRAY等^[22]通过直接数值模拟的方法研究非稳态过程对传热系数的影响。KATTI等^[23]在工况雷诺数(Re)为20 000条件下测量了不同射流间距、射流靶间距和表面曲率下的阵列射流冲击系统的局部压力分布情况。CHUPP等^[24]通过实验测量射流雷诺数、无量纲射流间距、射流间距和靶面曲率对圆形射流冲击凹壁面换热的影响,总结了驻点处的局部努塞尔数(Nu_s)与壁面平均努塞尔数(Nu_m)的经验关系式。LI等^[25]将射流涡流发生器(JVG)应用于半管夹套,提出将热系数比(TCR)作为射流增强传热的综合性能的评估指标。结果表明:射流作用改变了原有的二次涡结构,增强了螺旋半管夹套中流体的对流换热能力。李雅侠等^[26]对射流管的安装位置对强化螺旋通道传热性能的情况进行了分析。结果表明:在螺旋通道内侧壁面实施射流时,可以提高壁面整体的平均努塞尔数,总功耗更小,能够获得更好的强化对流换热效果。

本研究针对传统夹套传热效率低、流动死区显著的问题,提出一种基于阵列射流强化传热的新型夹套创新方案,旨在实现夹套全域流场的主动调控,强化湍流传热并消除流动死区。本研究拟采用数值模拟方法揭示射流间距对传热性能的影响规律,旨在为多股射流冲击夹套的结构设计提供技术支持。

1 研究方法

1.1 物理模型

本研究针对传统圆筒形夹套的传热局限性,提出1种基于阵列射流主动强化传热的新型夹套设计。图1为多股射流冲击夹套结构。从图1可以看出,在圆筒形夹套的基础上,用阵列射流替代传统单入口,用对称多出口替代传统单出口。各几何参数为:夹套的主体结构内径(D_i)为180 mm、外径(D_o)为200 mm、长度(L)为

500 mm的圆筒形腔体,夹套间隙宽度(δ)为10 mm,夹套上下两端用平板封头密封;射流管直径(d)为10 mm,射流方向与筒壁法向垂直(冲击角 $\theta=90^\circ$);沿筒体轴向布置3排周向均布射流管(每排4根,共12根),各排射流管保持轴向平行排列,周向投影重合;轴向射流间距(l)的研究范围为 $5.0d \leq l \leq 15.0d$;增量步长(Δl)为25 mm,以系统探究射流间距的干涉效应;夹套顶部周向布4个出口管,出口管进口截面形状为圆形,出口管直径为(d_2)为20 mm,出口管轴线与射流管周向位置呈 45° 交错角,通过流道迂回抑制流体直接短路。

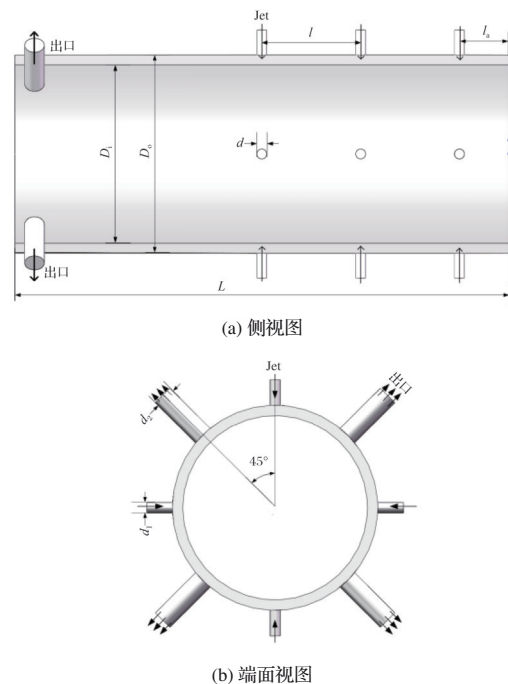


图1 多股射流冲击夹套结构

Fig.1 Structure of multi-jet impingement jacket

1.2 数学模型

射流工质为工业上常用换热介质——水。研究过程中认为不可压缩。湍流模型选择 Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型,相对于 Standard $k-\epsilon$ 模型。Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型通过修正湍流黏度公式,可以精确预测射流冲击区的高速率流动(如涡旋生成、射流弯曲)及壁面二次流演化。XIAO等^[6]通过实验对比发现,采用 Realizable $k-\epsilon$ 模型可以更好地预测多股圆形射流的冲击作用,所以本次模拟同样采用 Realizable $k-\epsilon$ 模型。

1.3 数值模拟方法及边界条件

射流管的入口设为均匀速度入口,射流速度(v)范围为1~4 m/s,温度(T_m)为293.15 K,夹套出口设定为自由流出边界条件。筒体壁面设为恒壁温传热壁面,其温度(T_w)为353.15 K,其余壁面设为绝热壁面。将入口流体温度和筒体壁面温度的平均值作为工质的定性温度, T 为323.15 K,工质的物性参数(ρ, C_p, λ, μ)按定性温度确定。夹套截面形状为同心环形,其临界雷诺数(Re_{cr})为1 100。本工作所研究的 Re 范围为5 000~12 000,在该范围内流体已进入湍流

状态。压力-速度耦合采用SIMPLEC算法,压力采用标准差分格式,动量、湍动能、湍流耗散率、能量方程均采用二阶迎风离散,增强近壁面处理方式是将两层模型和增强的壁面函数结合,能够自动根据 y^+ 的值选择不同的湍流规律,适用于整个湍流区域。因此本模拟对边界层的处理采用增强近壁面处理方式。处理能量方程收敛残差设置为 10^{-6} ,其余收敛残差均设置为 10^{-4} 。

1.4 网格划分

本研究使用Solidworks三维建模软件建立物理模型,使用ICEM软件进行结构网格的划分,网格类型为多块六面体结构化网格,通过O型网格分块技术在射流冲击壁面及夹套环形区域生成边界层贴体网格,第一层边界层的厚度根据不同的 Re 在CFD Online Y+模拟软件上计算,满足 $y^+ \leq 10$,符合增强壁面函数的使用条件,每层边界层厚度的增长率设置为1.2,以此提高计算精度,生成网格最小正交质量大于0.6,扭曲率小于0.3。图2为局部结构网格划分。

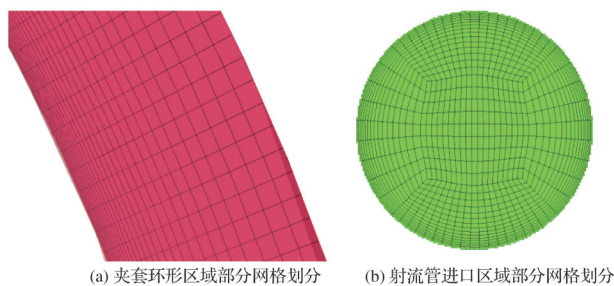


图2 局部结构网格划分

Fig.2 Mesh division of local structure

1.5 网格独立性验证

为了确保模拟结果的准确性,有效消除网格尺寸可能带来的影响。本研究采用6套数量不同的网格,对研究对象在流动和结构参数相同情况下($l=10.0d$, $v=2$ m/s)的传热性能进行模拟计算。

图3为 Nu_m 和进出口压差(Δp)随网格数量的变化。从图3可以看出,当网格数量达到 385×10^4 以后时, Nu_m 和 Δp 基本保持不变。为了兼顾数值模拟的准确性以及计算时间,本研究选取 385×10^4 左右的网格数量进行数值模拟,网格最大节点间距为1.1 mm。

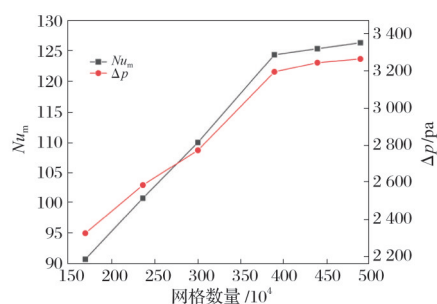


图3 Nu_m 和 Δp 随网格数量的变化

Fig.3 Variations of Nu_m and Δp with mesh number

1.6 模拟结果验证

为了验证数值模拟结果的准确性,本研究分别对相同大小的圆筒形整体夹套和多股冲击射流强化传热的夹套进行数值模拟,图4为数值模拟结果验证。从图4可以看出,两种夹套的 Nu_m 随着入口流体速度的增大有着相似的变化规律。将圆筒形整体夹套的数值模拟结果 Nu_m 和与文献[27]给出的夹套侧传热经验公式[见式(1)]计算得到的结果进行对比分析,两者的最大偏差在6.1%左右,验证了该数值模拟的准确性。

$$Nu = \frac{0.03(Re)^{0.75} Pr}{1 + 1.74(Re)^{-1/8}(Pr - 1)} \quad (1)$$

式(1)中: Nu 为壁面平均努塞尔数; Re 为主流平均雷诺数; Pr 为近壁面流体平均普朗特数。

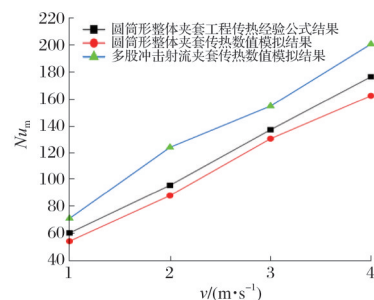


图4 数值模拟结果验证

Fig.4 Validation of numerical simulation results

2 结果与讨论

2.1 流动特性分析

图5为流道不同径向位置处的展开二维速度分布云图。

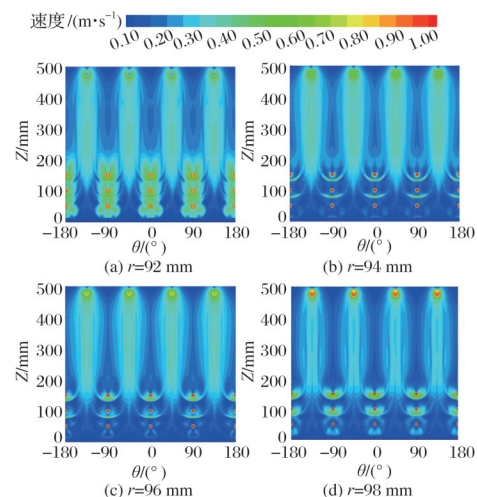


图5 流道不同径向位置处的展开二维速度分布云图

Fig.5 Two-dimensional expanded velocity distribution contour plots of flow channels at different radial positions

从图5可以看出,在多股射流冲击夹套流道中,速度场呈现显著的径向分层特征。近壁区域形成高速剪切层,而流道中心区域速度较低。这是因为射流撞击壁面形成滞止点后,流体动能转化为压力能,在撞击区形成局部高

压区。根据伯努利方程,高压驱动流体沿壁面径向扩散形成壁面射流。受圆筒壁面曲率影响,壁面射流在离心力作用下产生横向压力梯度,诱发二次流动。该二次流动通过卷吸夹套外壁面流体,在流道中部形成回流区,导致中心区域流体速度处于一个低值。根据场协同原理^[7],筒壁换热效率与近壁面速度场的协同性密切相关。多股射流冲击夹套通过以下机制实现了强化传热:多股射流同步高速垂直撞击壁面,在近壁区域形成密集的高速流动区,显著减薄了热边界层,使壁面热阻降低;局部高压区与回流区的耦合作用使分离涡诱导的二次流动将低温流体持续输送至壁面,同时卷吸高温流体远离壁面,形成高效换热循环。图6为夹套横截面流线图。



图6 夹套横截面流线图

Fig.6 Streamline diagram of cross-section of jacket

图7为不同 l 下的多股冲击射流夹套近筒体壁面区域的展开二维速度分布云图。

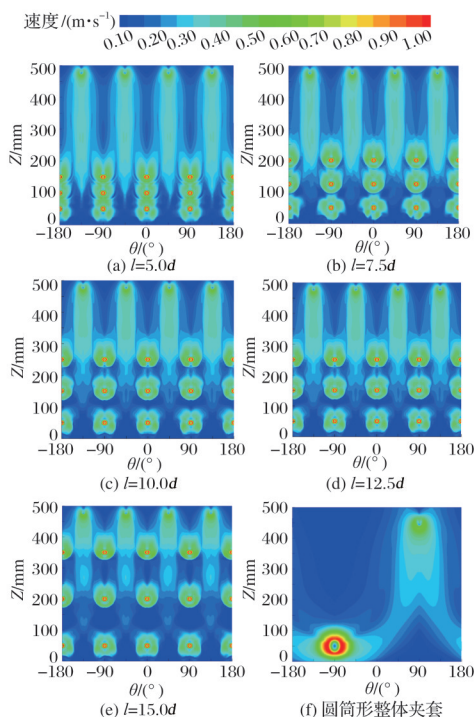


图7 不同 l 下的多股冲击射流夹套近筒体壁面区域的展开二维速度分布云图

Fig.7 Two-dimensional expanded velocity distribution contour plots near cylinder wall for multi-jet impingement jacket with different l

从图7可以看出, l 对射流之间的相互作用以及壁面射流的发展有着较大的影响。当 $l=5.0d$ 时,相邻射流剪切层发生交叉穿透,射流核心相互侵入,壁面射流相互抵消,射流所携带的能量被消耗。射流冲击点附近区域的速度分布呈V形。当 l 增大至 $7.5d$ 之后,速度分布呈近似圆形,说明两排射流已能够独立发展,相互影响较弱。随着 l 的进一步增大,两排射流之间出现流动低速区,尤其是第一排射流与第二排射流之间的区域,随着 l 的增大,流动低速区域占比也在增大,但 l 增大时,第三排射流到出口管之间的流道减短,夹套上部到出口管流体的速度明显加快。各射流间距下多股射流夹套从速度云图上看均比圆筒形夹套流动均匀。这说明多股射流冲击代替传统单进口能大大提高夹套内部流动的均匀性,从而提高换热的均匀性。

2.2 传热特性分析

轴向 Nu_a 是表征冲击射流强度的关键参数。图8为 Nu_a 随截面位置的变化。从图8可以看出,在不同 v 的工况下,不同 l 时, Nu_a 沿轴向位置呈波动变化,类似于W形升降,在筒体表面呈现3个强换热区,峰值位置位于各射流管的轴向位置,随着 v 的增大而提高。当 v 从1 m/s增大至4 m/s时,峰值提高3.1倍。各射流冲击点处的 Nu_a 受射流间距的影响较小,各峰值偏差不超过0.5%。影响极值的主要因素为 v 。这是因为夹套内的横流是由射流撞击壁面后沿壁面扩散产生,由于夹套流道的截面积相对较大,扩散过程中的流体速度会显著减小,射流冲击点处的局部射流比极大,在冲击过程中,射流的方向始终保持垂直,射流管轴向位置处的冲击作用最为强烈。射流流体离开冲击点后,流体流动方向与传热方向(径向)夹角逐渐增大,传热边界层变厚, Nu_a 变小,但在后方射流作用下,在某位置处达到某一极小值后开始上升,两峰之间的 Nu_a 的极小值随着 l 的增加而减小,说明射流的扰动作用随着轴向距离的增大而衰减。离开射流冲击区域后,沿流动方向, Nu_a 逐渐减小趋于一个定值进入一个稳定发展阶段。

在有机化合物的合成过程中,一般会伴随着数量众多且极为复杂的副反应,温度均匀性对减少副反应的生成有着直接的作用,为了量化壁面传热的均匀性,本研究引入修正的均匀指数(U_{Nu}),其定义为:壁面局部努塞尔数(Nu_i)相对于面积均值 Nu_m 的偏差函数,通过模拟得到的节点数据对其进行计算。

$$U_{Nu} = 1 - \frac{1}{2N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{Nu_i - Nu_m}{Nu_m} \right| A_i \quad (2)$$

式(2)中: N 为壁面网格单元总数; A_i 为第 i 个网格单元面积。

图9为 U_{Nu} 随 v 的变化。从图9可以看出,多股射流冲击夹套在各进口速度条件下 U_{Nu} 均优于圆筒形整体夹套,两种夹套的 U_{Nu} 均随 v 的增大而减小,随着 v 的增大,两者的差距呈扩大趋势,当 v 从1 m/s增大至4 m/s时,多股射流冲击夹套 U_{Nu} 从普通夹套的1.56倍扩大至2.43倍。不同

射流间距 l 下夹套的 U_{Nu} 也有一定差别,当 $l=5.0d$ 时,多股射流冲击夹套的 U_{Nu} 小于其余间距夹套,当 l 增大至 $7.5d$

时,夹套的 U_{Nu} 在 $2\sim 4$ m/s的范围内均高于其余射流间距下多股射流冲击夹套。

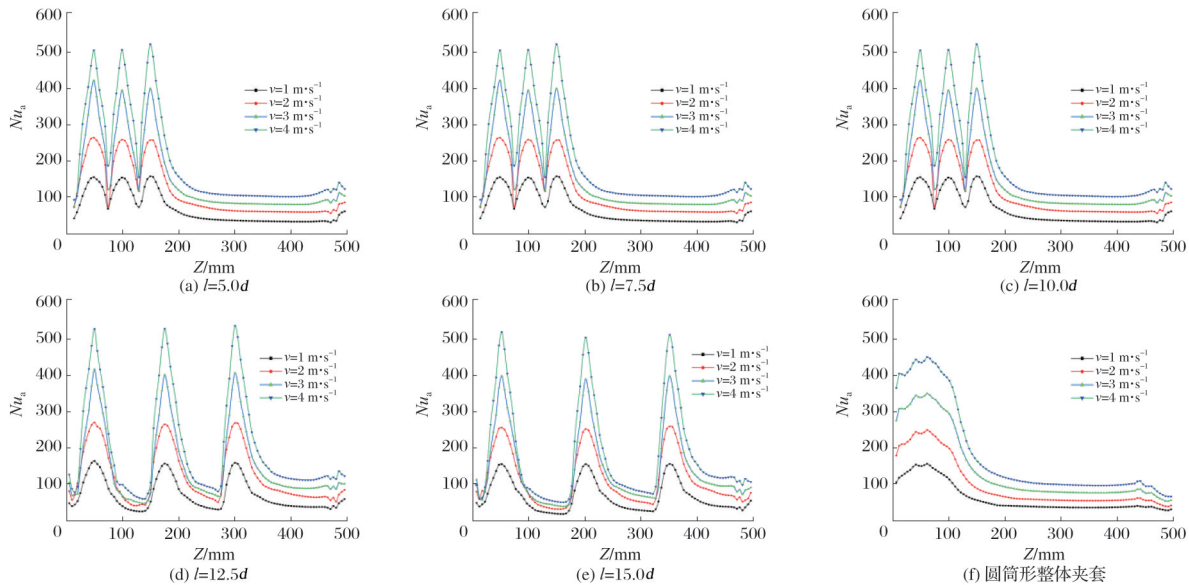


图8 Nu_a 随截面位置的变化

Fig.8 Variation of Nu_a with cross-sectional position

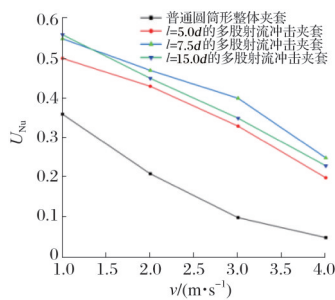


图9 U_{Nu} 随 v 的变化

Fig.9 Variation of U_{Nu} with v

图10为不同 l 下 Nu_m 随 v 的变化。从图10可以看出,不同 l 下的 Nu_m 均随 v 的增大而增大,多股射流冲击夹套的 Nu_m 要远大于圆筒形整体夹套的 Nu_m 。在所研究的 v 范围内至少提高10.5%。对比不同 l 下的 Nu_m 曲线可知,随着 l 的不断增大, Nu_m 的变化呈现先增大后减小的趋势, $l=7.5d$ 时的 Nu_m 处于最大值, Nu_m 随 l 变化幅度相对较小, $l=7.5d$ 时的 Nu_m 相比 $l=5.0d$ 时的 Nu_m 提升6.9%左右, $l=15.0d$ 时的 Nu_m 相比 $l=7.5d$ 时的 Nu_m 降低6.76%左右。产生这种变化的原因为:当 $l=5.0d$ 时,射流势流核心区相互侵入,部分动量相互抵消,能量转化为湍流耗散而非有效换热。当 l 增大至 $7.5d$ 时,射流核心相互影响较小,射流高速冲击表面后,沿壁面产生的二次流能够有效发展。对壁面的冲刷作用增强,传热边界层减薄,传热增强。随着 lU_{Nu} 进一步增大, Nu_m 呈现减小趋势。这是因为射流的扰动作用开始不能覆盖整个射流间距,两排射流间会出现部分流动低速区,随着 l 的增大,流动低速区的占比也随之扩大。

2.3 流动损失分析

图11为不同 l 下 Δp 随 v 的变化趋势。从图11可以看

出,各 l 下的多股射流冲击夹套的 Δp 随 v 的增大而上升。这是因为射流撞击壁面时,流动方向突然改变,导致边界层分离和涡旋脱落,产生剧烈的湍流脉动。 v 越大,其对壁面及周围流体的剪切冲击作用也会进一步加剧,其相应的局部损失也会增大,造成 Δp 的增大。在 v 不变的情况下,各 l 下的多股射流冲击夹套的 Δp 基本不变,说明射流间距 l 对多股射流冲击夹套流动损失的影响较小。多股射流冲击夹套流动损失的主要因素为 v 。

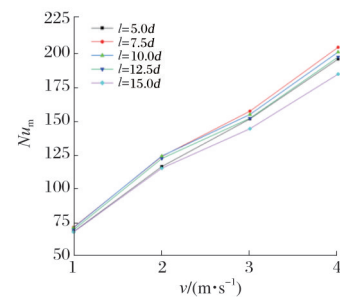


图10 不同 l 下 Nu_m 随 v 的变化

Fig.10 Variation of Nu_m with v at different l

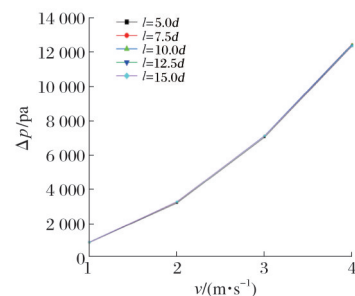


图11 不同 l 下 Δp 随 v 的变化

Fig.11 Variation of Δp with v at different l

2.4 传热性能横向对比

整体夹套在工业搅拌设备中应用广泛,是一种常用的换热设备。本研究将多股射流冲击夹套的壁面 Nu_m 及 Δp , 与进口总面积相等(即单一进口管的直径 $D=34.6$ cm)、工质物性、边界温度及流速保持一致的条件下的圆筒形整体夹套的换热能力进行对比。图 12 为两种夹套的筒体壁面 Nu_m 随 v 的变化。从图 12 可以看出,两种夹套的筒体壁面 Nu_m 均随 v 的增大而提高,在 v 一致的情况下,多股冲击射流夹套 Nu_m 均大于圆筒形整体夹套,是圆筒形整体夹套的 1.15~1.29 倍。

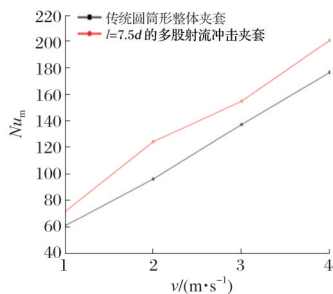


图 12 两种夹套的筒体壁面 Nu_m 随 v 的变化

Fig.12 Cylinder wall Nu_m variation of two jackets with v

图 13 为两种夹套的 Δp 随 v 的变化。从图 13 可以看出,两种夹套的 Δp 均随 v 的增大而增大,但 v 相同的情况下,多股冲击射流夹套 Δp 明显小于圆筒形整体夹套。随着 v 的增大,圆筒形整体夹套的 Δp 急剧增大,多股冲击射流夹套压降损失增长较为平缓。在 $v=4$ m/s 的情况下多股冲击射流夹套 Δp 仅为圆筒形整体夹套压降损失的 55.56%。这说明多股冲击射流夹套相比圆筒形整体夹套,在换热能力及换热经济性上有较大的提高。

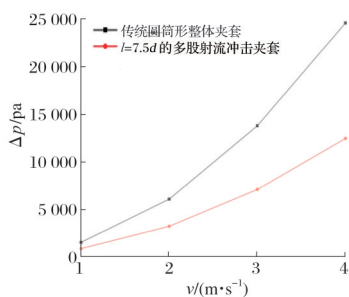


图 13 两种夹套的 Δp 随 v 的变化

Fig.13 Δp variation of two jackets with v

多股冲击射流夹套在传热效果以及流动阻力损失方面均优于圆筒形整体夹套的主要原因是:相比于传统夹套的单进口,多股射流冲击夹套以三排四列阵列射流,以垂直方向高速冲击壁面,在釜壁 12 个位置上直接剥离热边界层,通过射流的高湍流脉动显著增强了对流换热。图 14 为在射流管的 XY 平面方向上的局部速度云图。从图 14 可以看出,射流撞击壁面沿壁面方向又产生较强的二次流,进一步卷吸周围主流流体,使射流中心周围范围内的筒体壁上热边界层也得到减薄,热阻得到降低,有效提

升了对流传热强度,同时轴向 3 排的阵列射流分层注入动量,抵消了传统夹套因流道过长导致的轴向速度衰减;对称交错出口设计减少了出口回流,使夹套内流动更均匀。这些因素叠加作用显著增强了多股冲击射流夹套的传热能力。圆筒形整体夹套的单进口管使大量流体进入流道时会发生激烈的拥挤碰撞,造成大量的能量损失。而多股冲击射流夹套通过 12 根射流管(入口)的设计,分担了进口处的流量压力,使流体进入夹套的过程更加平缓,4 个对称出口的分分布式布局,使传统夹套的单一流动路径分解为多个短程流道,最大流道长度缩短至传统夹套的 1/3,降低了流道内沿程摩擦损失。

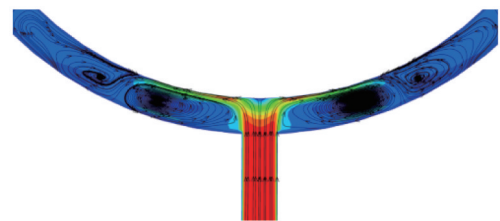


图 14 在射流管的 XY 平面方向上的局部速度云图

Fig.14 Local velocity contour plot of jet pipe in XY plane direction

3 结论

在相同换热介质流量的条件下,多股冲击射流夹套对筒体壁面的对流传热强度强于大小相同的传统圆筒形整体夹套,压力损失小于大小相同的传统圆筒形整体夹套,说明多股冲击射流夹套在拥有优秀换热性能的情况下,兼具良好的经济性。多股射流冲击下的筒体壁面局部努塞尔数沿轴向呈波动变化,呈现 3 个强换热区, Nu_a 的极值取决于 v, l 对极值的大小无影响。不同 l 下的 Nu_m 均随 v 的增大而增大,在不同 v 的情况下, Nu_m 随 l 的增大呈现先增大后减小的趋势, $l=7.5d$ 时的 Nu_m 处于最大值。多股射流冲击夹套的 U_{Nu} 随着 v 的增大而降低,当 $l=7.5d$ 时,夹套的换热均匀性最好。 l 对多股射流冲击夹套流动损失的影响较小。多股射流冲击夹套流动损失的主要因素为 v 。

参考文献

- [1] 王修纲, 吴裕凡, 郭潞阳, 等. 聚合釜传热性能的实验研究及数值模拟[J]. 化工学报, 2020(2): 584-593.
- [2] 黄林杰, 尹良栋, 徐睿杰, 等. 不同冷却条件对 PMP 多孔膜结构与性能的影响[J]. 塑料科技, 2024, 52(11): 105-110.
- [3] 李臻, 周智, 罗伟, 等. 聚丙烯高温催化热解实验研究[J]. 塑料科技, 2024, 52(8): 34-38.
- [4] EL-HELW M, EL-SEUOFY M, ATTIA A E. A simulation study of heat transfer in polymerization reactors[J]. Thermal Science, 2019, 23 (2 Part B): 1127-1138.
- [5] XIANG N, LI C Y, YANG K B, et al. Energy saving technology of acrylamide polymerization in plate reactor based on phase change heat transfer[J]. Applied Thermal Engineering, 2023, 227: 120358.
- [6] 李剑锋, 公维英, 杜金彤, 等. 高性能聚酯-醚二醇的合成及应用[J]. 塑料科技, 2024 52(7): 79-83.

- [7] CAI M, TIAN Z, LIU Z, et al. A computational fluid dynamics model coupled with ethylene polymerization kinetics for fluidized bed polyethylene reactor[J]. *Powder Technology*, 2022, 407: 117647.
- [8] ROHMAN F S, MUHAMMAD D, IDRIS I, et al. Orthogonal collocation based-optimization of fouling resistance for industrial low-density polyethylene production in a tubular reactor[J]. *Optimal Control Applications and Methods*, 2023, 45(2): 855-870.
- [9] WANG J Q, SONG J X, YU B C, et al. Numerical investigation of hydrodynamics and heat transfer for Bingham-pseudoplastic fluids in an industrial coiled stirred tank[J]. *International Journal of Chemical Reactor Engineering*, 2020, DOI:10.1515/ijcre-2020-0142.
- [10] SHOKRY F, ELFATTAH MABD, EL-GAYAR D A, et al. Effect of drag reducing polymers and impeller geometry on the rate of mass and heat transfer at the wall of a cylindrical stirred tank reactor in relation to catalytic reactor design[J]. *Alexandria Engineering Journal*, 2020, 59(1): 509-518.
- [11] KUMAR A, JOSHI J B, VITANKAR V. Numerical simulations of jacket side thermal-hydraulic performance for large stirred vessels[J]. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 2021, 79(7): 513-536.
- [12] ANDRZEJCZYK R, MUSZYNSKI T. An experimental investigation on the effect of new continuous core-baffle geometry on the mixed convection heat transfer in shell and coil heat exchanger[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 136: 237-251.
- [13] HAFEZISEFAT P, NASR ESFAHANY M, JAFARI M. An experimental and numerical study of heat transfer in jacketed vessels by SiO nanofluid[J]. *Heat and Mass Transfer*, 2017, 53(7): 2395-2405.
- [14] WEIGAND B, SPRING S. Multiple jet impingement: A review[J]. *Heat Transfer Research*, 2009, 42(2): 101-142.
- [15] TAN J W, LYU Y W, ZHANG J Z, et al. Experimental study on heat transfer enhancement of square-array jet impingement by using an integrated synthetic jet actuator[J]. *Science China (Technological Sciences)*, 2023, 66(12): 3439-3449.
- [16] XIAO Y, TANG H W, LIANG D F, et al. Numerical study of hydrodynamics of multiple tandem jets in cross flow[J]. *Journal of Hydrodynamics, Ser B*, 2011, 23(6): 806-813.
- [17] CHANDRA P V, PANDA P P, DUTTA P. Flow and heat transfer characteristics of an impinging jet augmented with swirl[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2023, 149: 107121.
- [18] SAKAKIBARA J, HISHIDA K, PHILLIPS W R C. On the vortical structure in a plane impinging jet[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2001, 434: 273-300.
- [19] ANDERSON S L, LONGMIRE E K. Particle motion in the stagnation zone of an impinging air jet[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2006, 299: 333-366.
- [20] LYTLE D, WEBB B W. Air jet impingement heat transfer at low nozzle-plate spacings[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1994, 37(12): 1687-1697.
- [21] VOLKOV K N. Interaction of a circular turbulent jet with a flat target [J]. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2007, 48(1): 44-54.
- [22] DAIRAY T, FORTUNA V, LAMBALLAIS E. Direct numerical simulation of a turbulent jet impinging on a heated wall[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2015, 764: 362-394.
- [23] KATTI V, SUDHEER S, PRABHU S V. Pressure distribution on a semi-circular concave surface impinged by a single row of circular jets[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2013, 46: 162-174.
- [24] CHUPP R E, HELMS H E, MCFADDEN P W, et al. Evaluation of internal heat-transfer coefficients for impingement-cooled turbine airfoils[J]. *Journal of Aircraft*, 1969, 6(3): 203-208.
- [25] LI Y X, WANG K, WU K, et al. Research on heat transfer augment of the helical half-pipe jacket by jet longitudinal vortex generator[J]. *Chemical Engineering and Processing-Process Intensification*, 2022, 181: 109158.
- [26] 李雅侠, 韩泽民, 王凯, 等. 不同位置射流强化螺旋通道传热性能分析[J]. *化工进展*, 2023(1): 128-137.
- [27] LEHRER I H. Jacket-side nusselt number[J]. *Industrial Engineering Chemistry Process Design and Development*, 1970, 9(4): 553-558.