

引用格式:罗晨光,袁里,卢涛. 碳五石油树脂反应器流场分析与结构优化[J]. 北京化工大学学报(自然科学版),2026,53(5): 23–35.

LUO ChenGuang, YUAN Li, LU Tao. Flow field analysis and structural optimization of a C₅ petroleum resin reactor[J]. Journal of Beijing University of Chemical Technology (Natural Science), 2026, 53(5): 23–35.

碳五石油树脂反应器流场分析与结构优化

罗晨光¹ 袁 里² 卢 涛^{1*}

(1. 北京化工大学 机电工程学院, 北京 100029; 2. 兰州寰球工程有限公司, 兰州 730060)

摘 要:为解决碳五石油树脂反应器内流场不均匀导致的生产效率低、产品质量差等问题,采用计算流体力学(CFD)方法,结合 Standard $k-\varepsilon$ 湍流模型,对反应器内流场进行数值模拟。结果表明,反应器入口与出口管道处速度较大,腔体内部呈现中心流速高、壁面流速低的分布特征。为改善流场均匀性,提出优化扩流器开口结构、缩小分配器孔径以及增设导流锥 3 种改进方案。对比验证结果显示:将扩流器开口数量改为 4 个和 6 个时,在反应器高度 17 m 处截面的速度标准差相对于原模型分别减少了 51.1% 和 84.6%;将分配器孔径从 19 mm 缩小至 13 mm 时,在高度 21 m 处截面的速度标准差减少了 32.2%,同时腔体中段涡流减少;增设单组导流锥的方案可有效分散中心高速区,使高度 21 m 处截面的速度标准差从原模型的 0.001 45 m/s 减小至 0.000 559 m/s,减小幅度达 61.3%,并且减少了流线中的涡流,平衡了速度均匀性与流动稳定性。研究结果可为碳五石油树脂反应器的结构优化设计提供科学依据,对提升生产效率与产品质量具有一定的工程意义。

关键词:立式反应罐; 计算流体力学(CFD); 流场分析; 速度均匀性; 结构优化

中图分类号: TQ052. 5; TP391. 9 **DOI:** 10. 13543/j. bhxbzr. 2026. 05. 003

引 言

碳五(C₅)石油树脂是由石油裂解副产物 C₅ 馏分聚合而成的热塑性材料,具有酸值低、混溶性好和耐化学品腐蚀等特性,广泛应用于橡胶和黏合剂的增黏剂、涂料、造纸等行业^[1–3]。C₅ 馏分在高温、高压条件下聚合生成石油树脂,反应过程主要涉及热裂解等复杂的热化学反应,其特定的停留时间和温度对产物的收率、色度和软化点具有重要影响^[4–5]。

碳五石油树脂反应器腔体内均匀的流场能够确保物料在设计停留时间 $\pm 10\%$ 的范围内完成反应,可实现对树脂软化点、色相及热稳定性等性能的把控。若流体分布出现显著不均,将引起物料停留时间不均,导致部分物料过度反应,产物分子量下降,收率降低;或者导致部分物料反应不足,出现

产物软化点偏低及残留单体含量偏高等情况。此外,局部滞留区的形成会诱发过度热裂解,生成小分子烃类,进而导致塔壁、分布器结焦炭化。因此,改善腔体内流体流动的均匀性对于提高产物收率、减少副反应、提升产品质量十分重要。

目前,学者对反应器的流场及结构进行了大量研究。郭丙超等^[6]采用计算流体力学(CFD)比较了无分布器、圆锥形分布器、圆台形分布器以及筛板加挡板的组合型气体分布器的性能,结果表明,不同分布器均可改善气流流通的均匀性,其中组合型气体分布器的效果最好。王昕等^[7]通过 CFD 对脱硝反应塔的入口均布方式进行了优化,结果表明,与原塔器相比,采用导流板与多孔均布板组合的方案可显著提升催化剂床层上方的流场均匀性。郑超等^[8]针对脱硫洗涤塔流场不均的问题,提出加装冲孔板等改进措施,相较于原塔器结构,添加冲孔板后塔内流速均匀度得到提升,将冲孔板布置于涡流终点时内部流场兼具高均匀性与低压损特性。Li 等^[9]采用模拟与实验验证结合的方式对 Comas 塔式干燥机的流场进行了优化,结果表明,延长输注结

收稿日期:2026-03-05

第一作者:男,2001 年生,硕士生

* 通信联系人

E-mail: likesurge@sina. com

构、调整孔板孔隙度可有效降低出口速度的标准差,提升流场均匀性。党辉等^[10]采用多孔介质与反应动力学耦合的 CFD 模型对 C₈芳烃异构化径向床反应器进行了数值模拟,计算得到的出口各组分质量分数与实际出口数据基本吻合,表明所建立的模型能够较好地描述 C₈芳烃异构化径向床反应器的反应性能。蒋良雄^[11]对氢气碱洗塔内部的流动流场进行了仿真分析,计算了介质的流速与动压力分布,并确定了碱洗塔失效的原因是流动加速腐蚀。

现有的关于反应器流场及结构的研究大多聚焦于不同反应器中炼油加氢、气液混合及生物质反应体系,而针对碳五石油树脂反应器流场及结构优化的研究较为匮乏。此外,目前的反应器结构优化方案多基于特定塔体尺寸与额定工况参数提出,主要依赖经验试算完成参数匹配,对于反应器存在的局部涡流问题,尚未形成成熟的研究方法及优化解决方案。为此,本研究以碳五石油树脂反应器为研究对象,针对其内部流场不均匀问题,采用 CFD 数值模拟方法开展研究。通过建立 Standard k - ε 湍流模型,分析了反应器内流场的速度分布、涡流结构和压力分布,并评估了不同的结构优化方案(改造扩流器开口、缩小分配器孔径、增设导流锥)对流速均匀性与流动稳定性的改善效果。

1 数学模型

本研究采用 Standard k - ε 湍流模型以实现对流体的流动状态精准捕捉的高效求解。 k - ε 湍流模型通过求解湍动能 k 与湍流耗散率 ε 的输运方程,能够有效描述高雷诺数下流体的湍流脉动特性,精准还原流场中涡旋发展及能量传递过程^[12]。

由于反应罐内石油流体流动为湍流,雷诺平均纳维-斯托克斯(Reynolds-averaged Navier-Stokes, RANS)方程能够以最低的计算代价高效而可靠地预测工程中最关心的宏观平均参数,如整体流场结构、混合效率、传热性能等,因此成为工程上湍流模拟的首选工具。

RANS 湍流模型的控制方程有质量守恒方程式和动量守恒方程式,分别如式(1)和(2)所示。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) \right] - \rho \frac{\partial (\tau_{ij})}{\partial x_j} + \rho g_i \quad (2)$$

式中: ρ 表示流体密度,kg/m³; t 表示时间,s; $\bar{u}_i$ 、 $\bar{u}_j$ 分别表示 i 、 j 方向上的速度时间平均值,m/s; x_i 、 x_j 分别表示 i 、 j 方向上的空间坐标分量,m; $\bar{p}$ 表示时间平均值压强,Pa; μ 表示动力黏度,Pa·s; τ_{ij} 表示雷诺应力张量,m²/s²; g_i 表示 i 方向上的重力加速度分量时间平均值,m/s²。

湍动能 k 和湍流耗散率 ε 的表达式如下。

$$\rho \frac{dk}{dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\delta_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (3)$$

$$\rho \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\delta_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

式中: μ_t 表示湍流动力黏度,Pa·s; δ_k 表示湍动能扩散普朗特数; G_k 表示由平均速度梯度引起的湍动能生成项,kg/(m·s³); G_b 表示由浮力影响产生的湍动能,kg/(m·s³); Y_M 表示可压缩湍流脉动膨胀耗散项,kg/(m·s³); $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 $C_{3\varepsilon}$ 表示 Standard k - ε 湍流模型的经验常数,在 FLUENT 中,通常采用默认值: $C_{1\varepsilon}=1.44$, $C_{2\varepsilon}=1.92$, k 与 ε 的湍流普朗特数分别为 $\sigma_k=1.0$, $\sigma_\varepsilon=1.3$ 。

2 反应器模型建立

2.1 反应器几何模型

反应器的几何模型如图 1 所示,其中流体流动方向与重力方向一致。反应器主要分为 3 部分:入口部分、腔体和出口部分。入口部分由封头、扩流器和分配器组成,入口直径为 300 mm,上封头总高度为 684 mm。腔体简化为空心圆柱,直径为 2 200 mm,高度为 22 100 mm,壁厚为 84 mm。出口部分包括防涡板和出口管道,出口直径为 300 mm。

扩流器的主要作用是引导流体平稳进入罐体,降低入口流速,减少冲击和飞溅。其下方的分配器为半椭圆型结构,在 16 个不同半径的圆上开设若干个孔,每个孔的下部连接长度为 150 mm 的小管。防涡板由厚度为 6 mm 的 2 个矩形板和 1 个圆形板构成,设置在腔体与出口管道的交界处,其主要作用

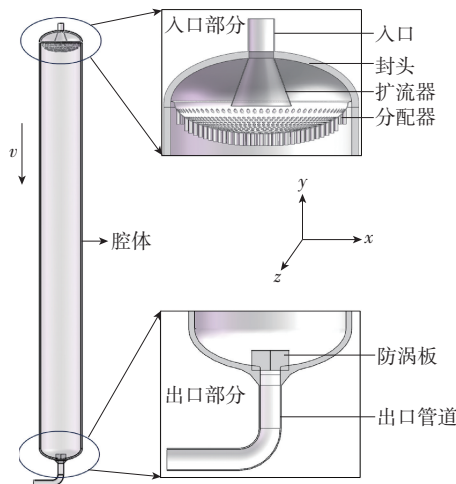


图 1 反应器模型
Fig. 1 Reactor model

是抑制储罐出口处液体排出时形成漩涡,确保出口流体连续稳定。

2.2 边界条件

实际工程工况下反应器 CFD 数值模拟计算的边界条件如表 1 所示。由于罐体外设有保温层,因此温度设为 237 °C。流体密度设置为 550 kg/m³,黏度为 1.1 × 10⁻⁴ Pa·s。

表 1 边界条件设置
Table 1 Boundary condition setting

边界	边界形式	设置
入口	质量流量入口	质量流量为 0.95 kg/s
流体壁面	壁面	无滑移绝热
操作压力		6.14 MPa
出口	自由流出	Outflow

2.3 网格无关性验证

本研究采用 Poly-Hexcore 对计算域进行网格划分,由于上封头和下封头的结构复杂,因此最小尺寸设为 12 mm,并且需要控制最大网格尺寸。最大网格尺寸设为 80 mm、50 mm、30 mm,最终得到的 Mesh1、Mesh2、Mesh3 网格的数量分别为 210 万、302 万、398 万。

监测反应器高度为 14 000 mm 的截面上 x 方向的速度变化,结果如图 2 所示。Mesh1 网格与 Mesh2、Mesh3 网格的计算结果相差较大,而 Mesh2 与 Mesh3 网格的计算结果十分接近。为节省计算资源、提高计算效率,选取 Mesh2 网格划分方案进行后续计算,其网格模型如图 3 所示。

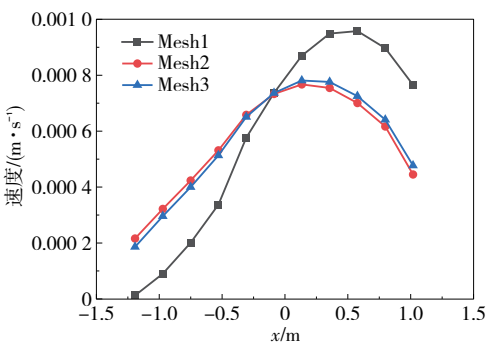


图 2 网格无关性验证结果
Fig. 2 Grid independence verification results

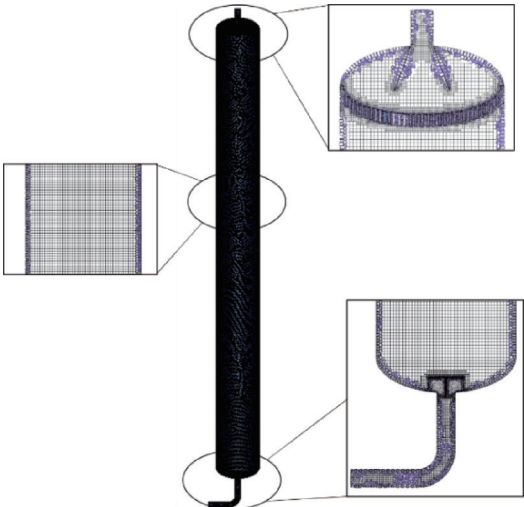


图 3 流体体网格及局部剖面
Fig. 3 Fluid body grid and local profile

3 流场分析

3.1 速度分布

图 4 为流体达到稳定后反应器内的截面速度云图,图 5 为反应器高度 21 m 处的截面速度矢量图。由结果可以看出,由于入口和出口管道最窄,这两处的速度较大。流体在柱状区域内流动时,整体呈现出中心区域流速较高、边缘区域流速较低的特点。不同截面及轴向的速度分布显示,流体流动具有一定的对称性,并且在中心部分流速变化较为明显。

图 6 为中心处铅垂轴线上的速度变化。反应器高度 23~25 m 的监测点处于上封头内,随着高度下降,流体从开口流入上封头,速度由 0.025 m/s(高度 25 m)迅速减小。高度 15~23 m 的监测点处于腔体上方,随着高度下降,速度从 0.004 89 m/s(高度 23 m)逐渐减小至 0.000 782 m/s(高度 15 m)。高度

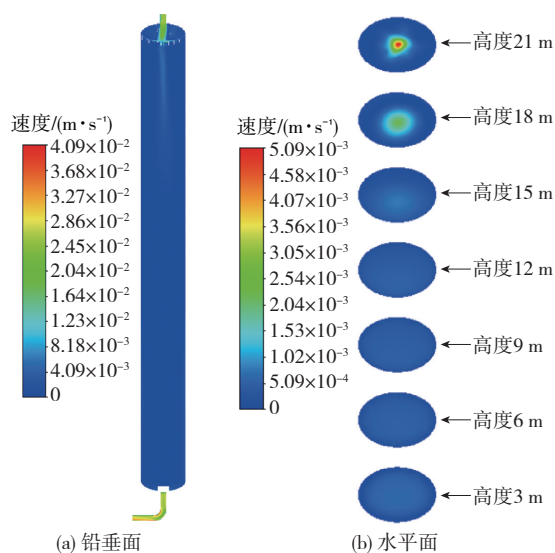


图4 截面速度云图

Fig. 4 Contours of the cross-sectional velocity

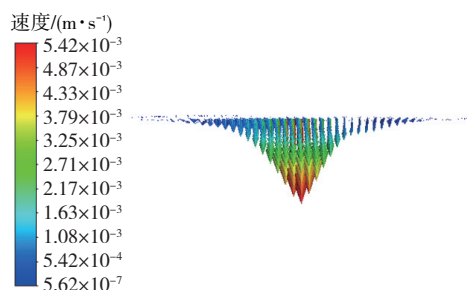


图5 反应器高度21 m处的截面速度矢量图

Fig. 5 Vector diagram of the cross-sectional velocity at a height of 21 meters of the reactor

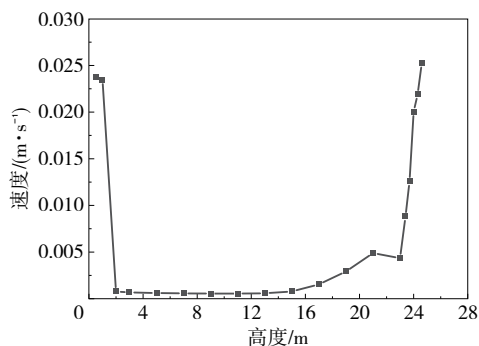


图6 中心处铅垂轴线上的速度变化

Fig. 6 Changes in velocity along the vertical axis at the center

2~15 m 的监测点处于腔体中下部,此时速度不随高度改变而改变,基本稳定在 0.000 6 m/s 左右。高度 0~3 m 的监测点处于出口管道内,随着高度下降,流体进入出口管道,速度骤然上升,最大值接近 0.023 7 m/s。

图 7 为不同高度处水平监测面上的速度变

化。结果显示,在高度 21 m 和 17 m 处,速度范围分别为 0.000 042 3~0.004 88 m/s 和 0.000 032 1~0.001 85 m/s,并且中心处的速度最大。在高度 3~14 m 处,速度较为平稳,约为 0.000 5 m/s。

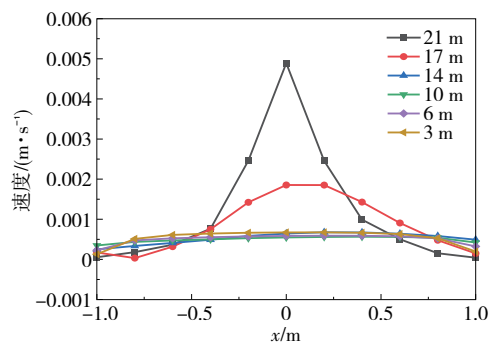


图7 不同高度处水平检测面上的速度变化

Fig. 7 Changes in velocity on the horizontal detection plane at different heights

3.2 迹线

迹线是 CFD 中一种重要的流动可视化工具,用于描绘流体运动的特征。迹线可直观地展示随着流体流动形成连续的条纹状图案,迹线的扭曲、缠绕程度直接反映了流体的流动情况。

图 8 为流体达到稳定后从罐体入口追踪的迹线图。整体而言,在入口处,由于扩流器和分配器的存在,加之流体刚进入罐体时速度较大,上封头内的迹线表现出明显的涡结构。当流体通过腔体时,由于中心处的速度较大,在高度 15~21 m 处的腔体上段产生了额外的涡流。在高度 3~15 m 处,由于中心处的速度明显下降(图 7),与圆周速度的差值减小,流动达到平稳状态,涡流数量较少,加之出口部分设置防涡板,因此出口处的流动稳定。

3.3 压力分布

图 9 为流体达到稳定后罐体中心的截面压力云图(工作压力设置为 6.14 MPa)。由图 9 可知,流体在进入罐体后表压变化较小,在出口管道处压力减小。整体而言,静压分布均匀,压力损失小,这与流体的流动阻力有着紧密联系。在流体进入罐体的过程中,罐体内部流道相对宽敞且规整,流体与罐体壁面的摩擦阻力较小,并且罐内没有过多的障碍物,使得局部阻力增加的情况较少。总体来看,在整个流体流经罐体及出口管道的过程中,由于流动阻力的大小相对稳定且处于较低水平,流体的压力能没有严重损耗,因此压力基本保持不变。

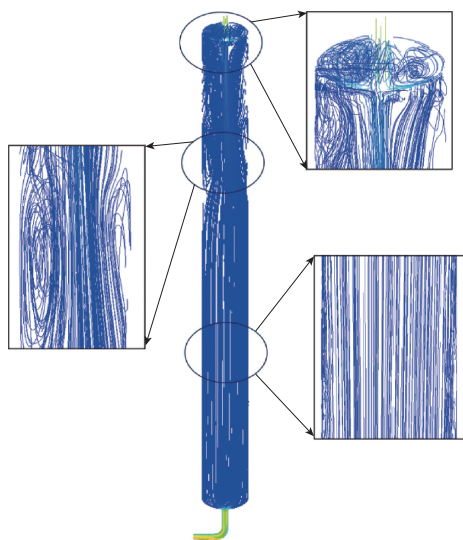


图8 反应器内的迹线图

Fig. 8 Trace diagram in the reactor

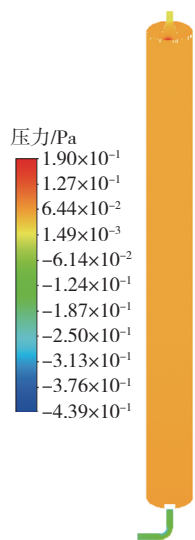


图9 截面压力云图

Fig. 9 Contour of the cross-sectional pressure

4 反应器结构优化

从上述仿真结果能够清晰地看到,流体在腔体内部的速度分布并不均匀,腔体圆心处流体的速度明显高于近壁侧的速度。这种速度分布的不均匀性会对流体在腔体内的混合、传输等过程产生不利影响,进而影响工艺及设备的性能。为此,本研究从以下3个方面优化模型:一是对扩流器结构进行改进,将流体分流,引导流体更均匀地流动;二是减小分配器孔径;三是在腔体中增加导流锥。通过这些优化措施,希望减小腔体内部不同位置的流速差异,使流体在腔体内实现更均匀的流动,从而提升

整体的流动性能和相关工艺的效果。

4.1 模型设计

4.1.1 扩流器结构

流体的均匀性主要受上封头处的扩流器及分配器影响。扩流器的投影位于腔体截面的高速区,流体从上方流下,在重力作用下优先从中心流进腔体,在腔体上部靠近罐壁处的流体产生小涡流,导致圆周处速度小于圆心处速度。

在原模型的基础上,本研究将流体入口通道分成若干个小通道,使流体在分配器内均匀分布。如图10所示,将扩流器改为4个开口(模型A)和6个开口(模型B)。

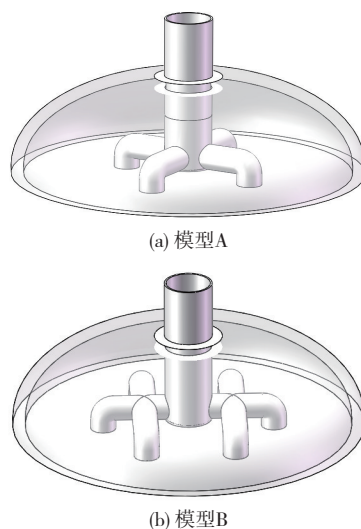


图10 扩流器改造模型

Fig. 10 Modified models of the diffuser

4.1.2 分配器孔径

分配器孔径也是影响流体进入腔体速度的关键因素。在理想状况下,当流量保持恒定时,根据流体连续性方程可知,孔径与流速呈反比。孔径越小,流速越大;孔径越大,流速越小。另一方面,孔径会对流体的流动阻力产生显著影响。当流体通过小孔流动时,会与孔内壁产生摩擦阻力。管道孔径越小,单位体积流体对应的管壁接触面积越大,摩擦阻力变大,阻碍流体流动,使得流体流速降低。因此,减小孔径是改善流体速度分布的有效措施。由图7可以看出,在高度21 m和17 m处中心速度明显高于近壁侧速度,因此本研究只改变中心1~3圈小孔的孔径。在原模型的基础上减小中心1~3圈的孔径,所得模型分别设为模型C、D和E。图11为模型E的分配器示意图,表2为不同模型的分配器孔径。

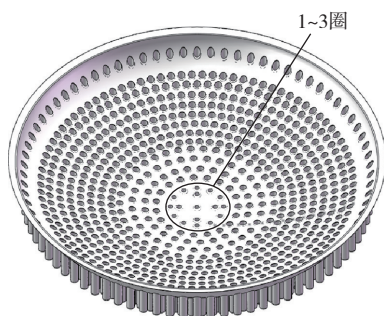


图 11 模型E的分配器前视图

Fig. 11 Front view of the distributor for model E

表 2 不同模型的分配器孔径

Table 2 Aperture sizes of the distributors for different models

模型	1~3圈的孔径/mm	4~16圈的孔径/mm
原模型	19	19
模型C	17	19
模型D	15	19
模型E	13	19

4.1.3 导流锥

在原模型的基础上,在腔体上部高度 22 m 处加设一个高度 300 mm、直径 500 mm、壁厚 10 mm 的圆锥面,将该模型设为模型 F(图 12)。此外,在高度 21 m 的中心以及距离圆心 700 mm 的 0°、90°、180°、270°处设置相同的圆锥面,在高度 20 m 的中心以及距离圆心 700 mm 的 45°、135°、225°、315°处设置相同的圆锥面,将该模型设为模型 G(图 13)。在工业上进行安装时,可采用四方支柱支撑,并焊接在罐壁内。支柱的体积占比相对于腔体较小,对流体影响较小,因此在流体仿真中忽略支柱的影响。

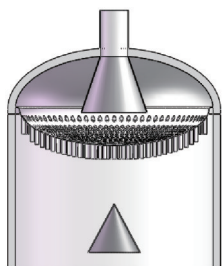


图 12 模型F的剖视图

Fig. 12 Sectional view of model F

4.2 不同模型的流场对比

为定量表征大型立式反应塔内流场的均匀性,本研究采用目标截面的速度标准差作为核心评价



图 13 模型G的三维模型

Fig. 13 Three-dimensional model of model G

指标。该指标通过量化截面监测点上流体速度相对于平均速度的离散程度,直观反映流场分布的均匀性水平。标准差越小,表明截面内速度分布越集中,流场均匀性越好;反之则说明速度波动较大,流场均匀性较差。标准差的计算公式如下。

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u_i - \bar{u})^2} \quad (5)$$

式中: σ 表示截面流速的总体标准差,m/s; u_i 表示第*i*个监测点的流速,m/s; $\bar{u}$ 表示截面的平均流速,m/s; N 表示流速数据总数。

4.2.1 扩流器结构改进效果

图 14 为原模型、模型 A 和模型 B 在铅垂面上的速度云图对比,图 15 为不同模型在水平面上的速度云图对比。由结果可知,由于扩流器结构的改变,流体的高速区域明显发生变化,原模型的高速区域主要集中在中心位置,模型 A 和 B 的高速区域集中在两侧。

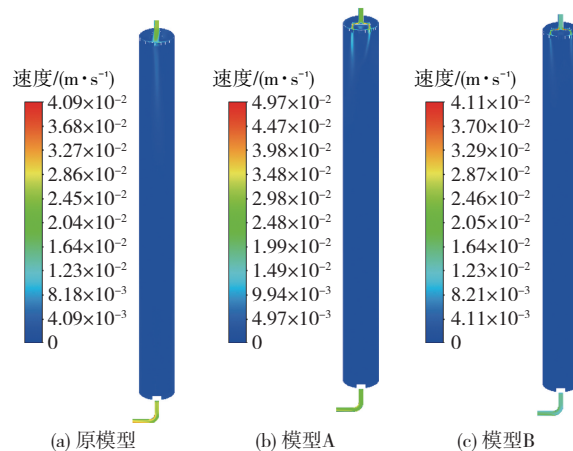


图 14 原模型、模型 A 和模型 B 在铅垂面上速度云图对比

Fig. 14 Comparison of the velocity contours on the vertical plane for the original model, model A and model B

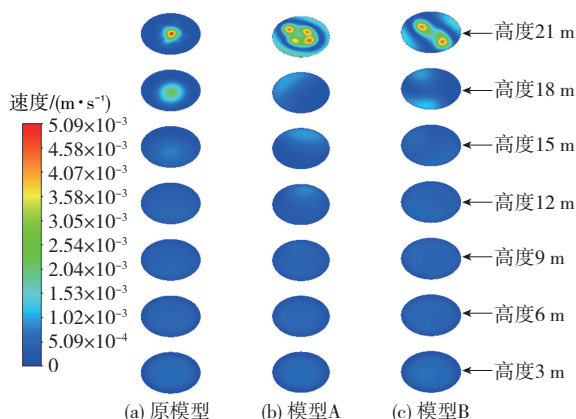


图15 原模型、模型A和模型B在水平面上速度云图对比

Fig. 15 Comparison of the velocity contours on the horizontal plane for the original model, model A and model B

图16为原模型、模型A和模型B在铅垂面上的迹线对比。可以看出,模型A的迹线相较于原模型出现了更多的分散和扭曲情况,说明模型A对流体流动的稳定性产生了一定影响;模型B的迹线相较于原模型更均匀顺畅,涡结构明显减少。

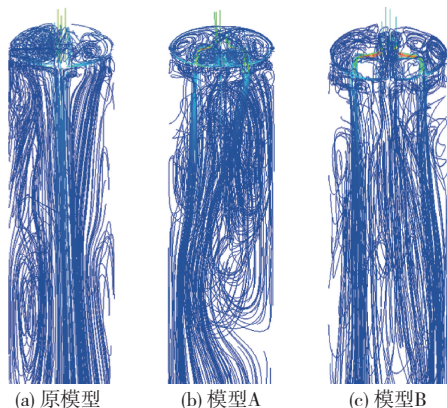


图16 原模型、模型A和模型B在铅垂面上的迹线对比

Fig. 16 Comparison of the traces on the vertical plane for the original model, model A and model B

图17为原模型、模型A和模型B在铅垂轴线上的速度对比。由结果可知,3种模型的铅垂轴线速度在腔体的中下部基本不变,在高度17~23 m处,模型A和B的铅垂轴线速度小于原模型。

图18为原模型、模型A和模型B的分配器小管出口速度对比。在1~4圈区间内,原模型的流体速度随着小孔圈数增加而快速减小;当小孔圈数大于4时,流体速度趋于稳定。随着小孔圈数的增加,由于分流的影响,模型A和B的速度呈现先下降后急剧上升再快速下降的变化趋势。例如对于模型A,

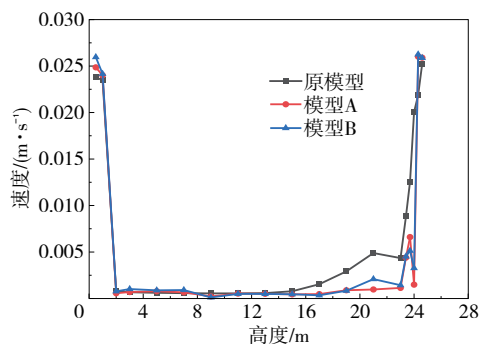


图17 原模型、模型A和模型B在铅垂轴线上的速度对比

Fig. 17 Comparison of the velocities on the vertical axis for the original model, model A and model B

当小孔圈数为1时速度约0.006 m/s,当小孔圈数为3时速度降至接近0 m/s,当小孔圈数为6~8时速度急剧上升,在小孔圈数为8时速度达到峰值(0.030 m/s)。随后速度快速下降,当小孔圈数大于12时速度趋于稳定。

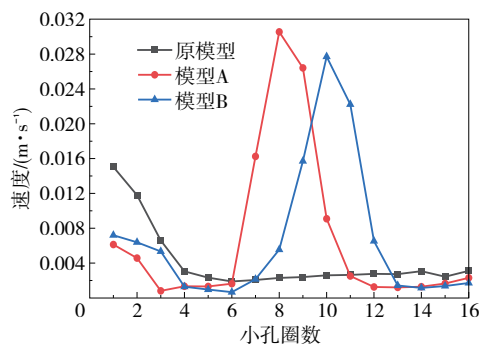


图18 原模型、模型A和模型B分配器小管出口速度对比

Fig. 18 Comparison of the outlet velocities of the small tubes of the distributor for the original model, model A and model B

图19为原模型、模型A和模型B在不同高度处的水平面速度对比。在高度21 m处,模型A和B的速度曲线呈现双峰,速度范围分别为0.000 101~0.004 550 m/s和0.000 223~0.004 560 m/s,速度标准差分别为0.001 37 m/s和0.001 31 m/s,相对于原模型的标准差(0.001 45 m/s),模型A和B的标准差分别减小了4.9%和9.4%。在高度17 m处,模型A和B的速度范围分别为0.000 111~0.000 988 m/s和0.000 305~0.000 634 m/s,速度标准差分别为0.000 32 m/s和0.000 10 m/s,相对于原模型的标准差(0.000 655 m/s),模型A和B的标准差分别减小了51.1%和84.6%,速度均匀性提升显著。在高度14 m处,模型A和模型B的速度波动均小于原模型。

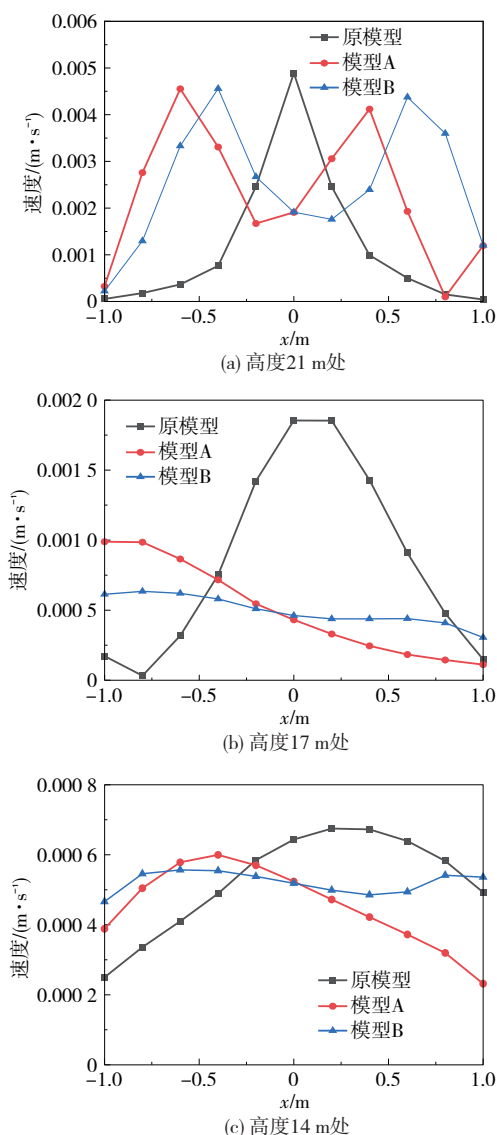


图19 原模型、模型A和模型B在不同高度处的水平面速度对比
Fig. 19 Comparison of the horizontal velocities at different heights for the original model, model A and model B

4.2.2 分配器孔径优化效果

图20为原模型、模型C、模型D、模型E在铅垂面上的速度云图对比,图21为不同模型在水平面上的速度云图对比。由结果可知,与原模型相比,模型C、D、E在平面中心处的速度明显降低,并且中心处高速区的速度峰值随着孔径减小而逐渐降低。

图22为原模型、模型C、模型D和模型E在铅垂面上的迹线对比。由结果可知,随着孔径减小,模型C、D和E在中段处的涡结构逐渐减小,液体流动相较原模型更加平稳。上述结果表明,减小中心处小孔直径能够明显减小中心处的速度峰值,减少腔体中段的涡流。

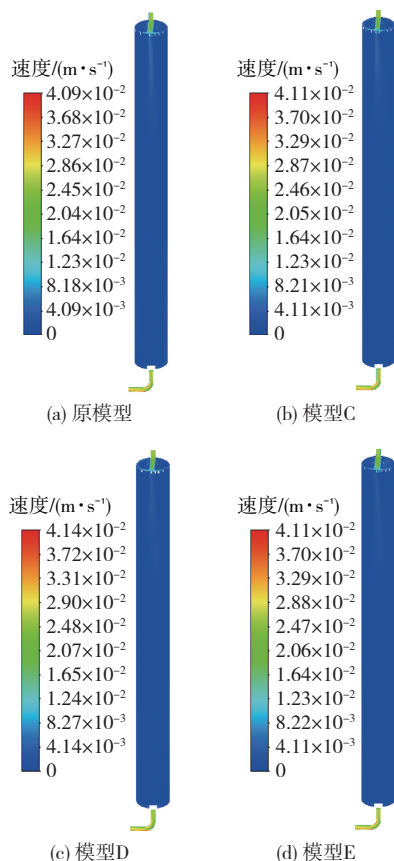


图20 原模型、模型C、模型D和模型E在铅垂面上的速度云图对比
Fig. 20 Comparison of the velocity contours on the vertical plane for the original model, model C, model D, and model E

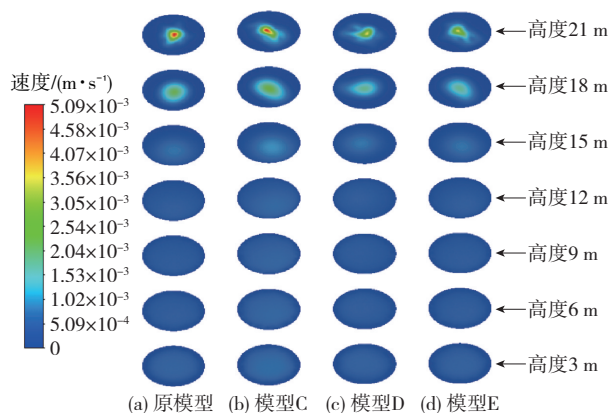


图21 原模型、模型C、模型D和模型E在水平面上的速度云图对比
Fig. 21 Comparison of the velocity contours on the horizontal plane for the original model, model C, model D, and model E

图23为原模型、模型C、模型D和模型E在铅垂轴线上的速度对比。由结果可知,在减小孔径后,

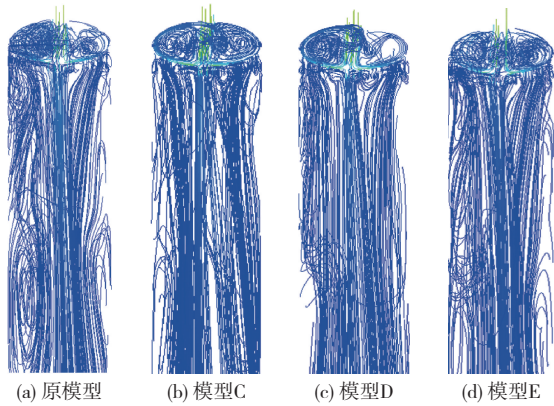


图22 原模型、模型C、模型D和模型E在铅垂面上的迹线对比

Fig. 22 Comparison of the traces on the vertical plane for the original model, model C, model D, and model E

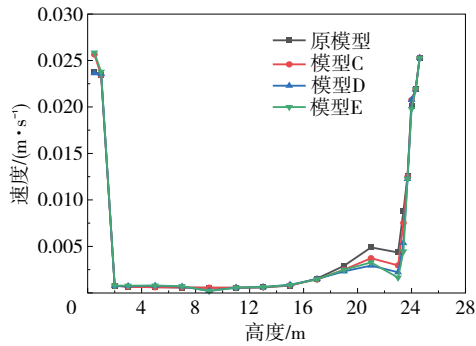


图23 原模型、模型C、模型D和模型E在铅垂轴线上的速度对比

Fig. 23 Comparison of the velocities on the vertical axis for the original model, model C, model D, and model E

模型C、D和E在高度19~23 m处(即流体刚进入腔体)的速度明显低于原模型。

图24为不同模型的分配器小管出口速度对比。由图24可知,模型C、D和E在1~4圈的速度低于原

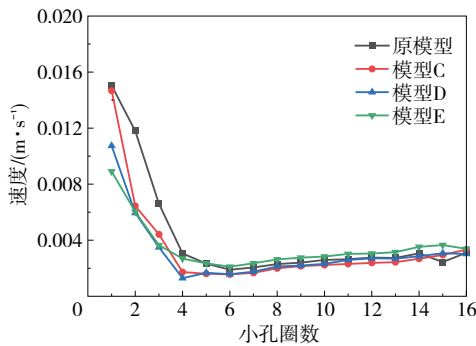
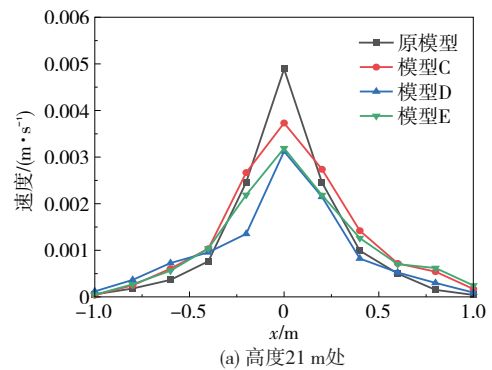


图24 原模型、模型C、模型D、模型E的分配器小管出口速度对比

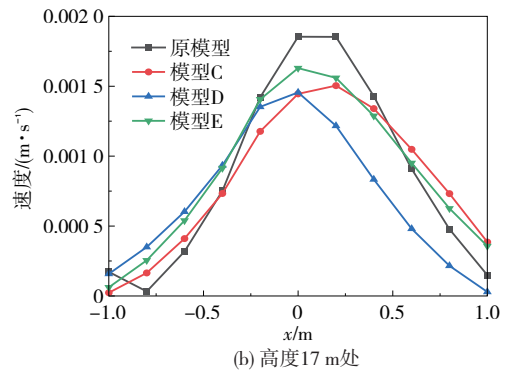
Fig. 24 Comparison of the outlet velocities of the small tubes of the distributor for the original model, model C, model D, and model E

模型,其中模型E在1~4圈的速度相比原模型平均降低了约40%。模型C、D和E在第2圈的速度下降幅度最大(约50%),第5~16圈的速度变化趋势与原模型相同。

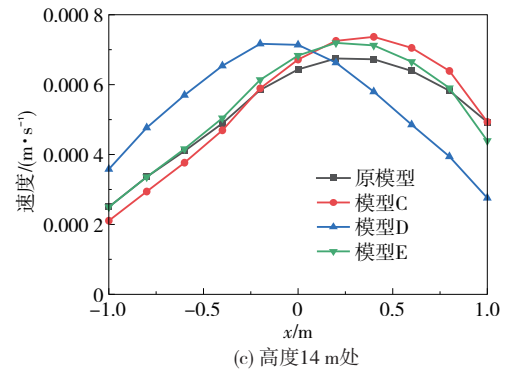
图25为原模型、模型C、模型D和模型E在不同高度处的水平面速度对比。由结果可知,在高度21 m处,随着分配器小孔的孔径减小,中心速度峰值逐渐降低,模型C、D、E的速度范围分别为0.000 038~0.003 720 m/s、0.000 093~0.003 122 m/s、0.000 047~0.003 190 m/s,速度标准差分别为0.001 180 m/s、0.000 991 m/s、0.000 980 m/s,相对



(a) 高度21 m处



(b) 高度17 m处



(c) 高度14 m处

图25 原模型、模型C、模型D和模型E在不同高度处的水平面速度对比

Fig. 25 Comparison of the horizontal velocities at different heights for the original model, model C, model D, and model E

于原模型的标准差(0.00145 m/s),模型C、D、E的标准差分别减小了18.5%、31.4%、32.2%。在高度17 m处,随着孔径减小,中心速度峰值先降低后升高,模型C、D、E的速度范围分别为 $0.000023\sim 0.001500\text{ m/s}$ 、 $0.000021\sim 0.001450\text{ m/s}$ 、 $0.000062\sim 0.001630\text{ m/s}$,速度标准差分别为 0.000499 m/s 、 0.000476 m/s 、 0.000492 m/s ,相对于原模型的标准差(0.000655 m/s),模型C、D、E的标准差分别减小了23.9%、27.2%、24.8%。在高度14 m处,模型C、D、E的速度范围与原模型相差较小。

上述结果表明,减小分配器小管孔径可以减小小管内圈的出口速度,同时减小在高度21 m和17 m处的中心流速,改善流体速度的均匀性,减少涡流的产生。

4.2.3 增设导流锥效果

图26为原模型、模型F和模型G在铅垂面上的速度云图对比,图27为不同模型在水平面上的速度云图对比。由结果可知,模型F和G的高速度区域相比原模型大幅减小,整体速度分布更偏向于中低速度。

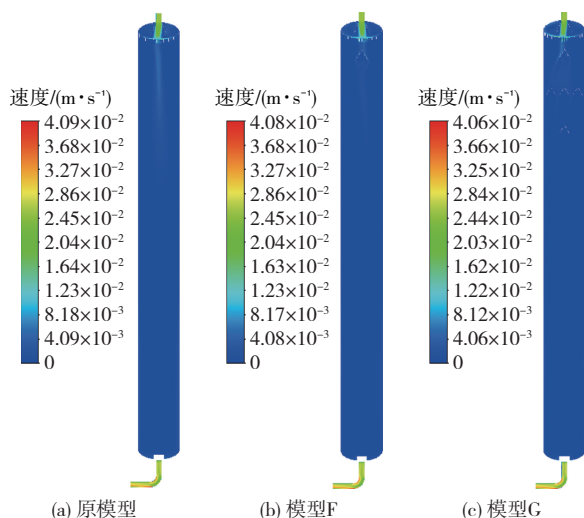


图26 原模型、模型F和模型G在铅垂面上的速度云图对比
Fig. 26 Comparison of the velocity contours on the vertical plane for the original model, model F and model G

图28为原模型、模型F和模型G在铅垂面上的迹线对比。从涡结构来看,由于模型F增加了导流锥,其腔体的大涡结构相比原模型有所减少。模型G中,流体经过3层导流锥后,其迹线变得较为均匀,表明导流锥对流动稳定性有提升作用。

图29是原模型、模型F和模型G在铅垂轴线上的速度对比。由结果可知,模型F和G在腔体高度

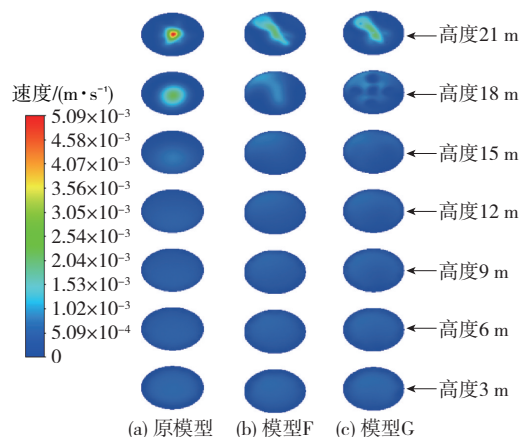


图27 原模型、模型F和模型G在水平面上的速度云图对比
Fig. 27 Comparison of the velocity contours on the horizontal plane for the original model, model F and model G

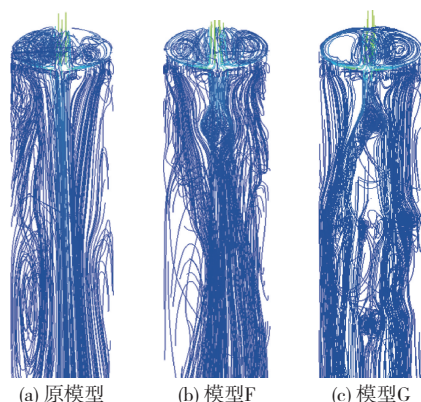


图28 原模型、模型F和模型G在铅垂面上的迹线对比
Fig. 28 Comparison of the traces on the vertical plane for the original model, model F and model G

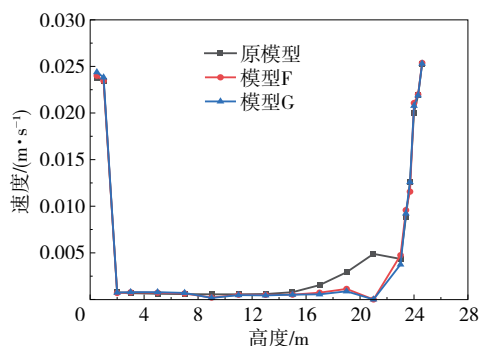


图29 原模型、模型F和模型G在铅垂轴线上的速度对比
Fig. 29 Comparison of the velocities on the vertical axis for the original model, model F and model G

15~23 m处的速度相比原模型显著减小。

图30是不同模型的分配器小管出口速度对比。由结果可知,模型F和G在2~3圈的速度相比原模型大幅下降,第2圈的速度下降幅度最大(约50%),

第4~14圈的速度也有所降低。

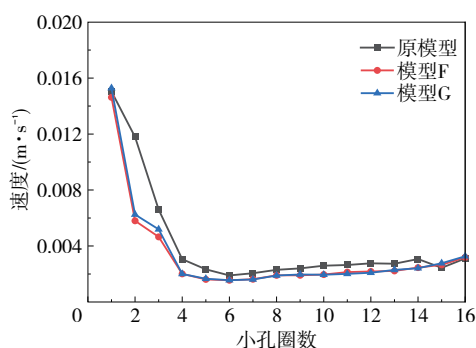


图30 原模型、模型F和模型G的分配器小管出口速度对比
Fig. 30 Comparison of the outlet velocities of the small tubes of the distributor for the original model, model F and model G

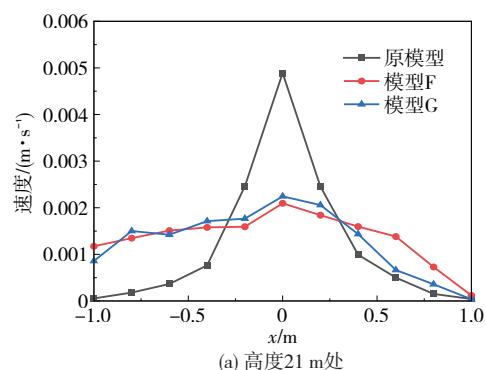
图31为原模型、模型F和模型G在不同高度处的水平面速度对比。在高度21 m处,模型F和G的速度范围分别为0.000 119~0.002 09 m/s和0.000 036 9~0.002 25 m/s,速度标准差分别为0.000 559 m/s和0.000 703 m/s,相对于原模型的标准差(0.001 45 m/s),模型F和G的标准差分别减小了61.3%和51.3%。在高度17 m处,模型F和G的速度范围分别为0.000 126~0.000 872 m/s和0.000 093 9~0.000 851 m/s,速度标准差分别为0.000 200 m/s和0.000 239 m/s,相对于原模型的标准差(0.000 655 m/s),模型F和G的标准差分别减小了69.4%和63.5%。在高度14 m处,模型F和G的速度范围与原模型相差较小。

上述结果表明,增设导流锥可以改善流体速度的均匀性,在高度21 m和17 m处的速度峰值相较原模型下降幅度较大,整体流速比较均匀。模型F和G的速度在整体上相差较小,但模型F的优化设计更方便实现。

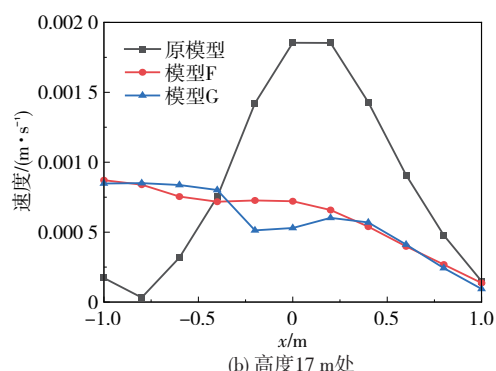
5 结论

本研究对碳五石油树脂反应器的流场进行了数值模拟,探究了流场的均匀性,并比较了不同结构设计对反应器内流场的影响,得到以下结论。

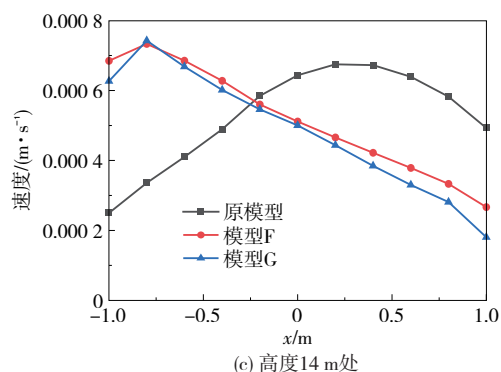
(1)原模型的流场分析结果表明:入口和出口管道的速度较大,腔体中心区域流速高于边缘区域流速;反应器高度15 m以下的流速较低且分布均匀,中心处流速随高度降低而减小;在上封头及高度15~21 m内有明显的涡结构,高度15 m以下迹线平稳。



(a) 高度21 m处



(b) 高度17 m处



(c) 高度14 m处

图31 原模型、模型F和模型G在不同高度处的水平面速度对比

Fig. 31 Comparison of the horizontal velocities at different heights for the original model, model F and model G

(2)在扩流器结构优化方面,通过分流引导流体流动,模型A和B的高速区域集中在腔体两侧;相较于原模型,模型A的迹线出现了更多的分散和扭曲情况,流场的混乱程度增加,而模型B的迹线均匀顺畅,涡结构明显减少;在反应器高度17 m处,模型A和B的速度标准差相对于原模型分别减小了51.1%和84.6%。

(3)在分配器孔径优化方面,减小中心区域孔径后,分配器小管的出口速度相比原模型明显降低;随着孔径减小,中心高速区的速度峰值先下降后升高;腔体中端的涡结构逐渐减小;模型E的分配

器小管出口速度相比原模型降低了约40%;在高度21 m处,模型C、D和E的速度标准差相对于原模型分别减小了18.5%、31.4%和32.2%。

(4)在导流锥增设方面,导流锥直接分散中心高速区的流体,使得高速区域相比原模型大幅减小,腔体的大涡结构有所减少;在高度21 m和17 m处,腔体中心的速度峰值相比原模型显著降低;在高度21 m处,模型F和G的速度标准差相对于原模型分别减小了61.3%和51.3%。

综合来看,增设单组导流锥和将扩流器改为6出口的方案在平衡速度均匀性与迹线平稳性方面的效果较佳,可作为反应器结构优化的优选方案;减小分配器孔径也能降低中心流速,提高流速均匀性。研究结果可为后续工业级反应器的设计与改进提供技术参考。

参考文献:

- [1] 徐文华,卜群,王志远. 浅谈碳五石油树脂的生产工艺[J]. 山东化工,2018,47(17):130-131,135.
XU W H, BU Q, WANG Z Y. Discuss the production process of C5 petroleum resin [J]. Shandong Chemical Industry, 2018, 47(17): 130-131, 135. (in Chinese)
- [2] 杨媛. 国内外碳五石油树脂的生产及应用[J]. 当代化工研究, 2017(2): 30-31.
YANG Y. Production and application of C5 petroleum resin at home and abroad [J]. Modern Chemical Research, 2017(2): 30-31. (in Chinese)
- [3] 陈均志,代辉,唐宏科. 石油树脂改性作为热熔胶增粘树脂的研究[J]. 化学世界, 2004, 45(3): 126-129.
CHEN J Z, DAI H, TANG H K. Study on modification of petroleum resin used as tackifying resin of hot melt adhesive [J]. Chemistry World, 2004, 45(3): 126-129. (in Chinese)
- [4] 周晓燕. C₅石油树脂产品的质量控制与工艺优化[J]. 化工技术与开发, 2023, 52(9): 70-73.
ZHOU X Y. Quality control and process optimization of C₅ petroleum resin products [J]. Technology & Development of Chemical Industry, 2023, 52(9): 70-73. (in Chinese)
- [5] 席满意,周艳青,李薇,等. C₅/DCPD/C₉共聚石油树脂热聚合成反应研究[J]. 天津化工, 2023, 37(4): 105-108.
XI M Y, ZHOU Y Q, LI W, et al. Study on thermal polymerization of C₅/DCPD/C₉ copolymer petroleum resin [J]. Tianjin Chemical Industry, 2023, 37(4): 105-108. (in Chinese)
- [6] 郭丙超,晏永飞,李存磊,等. 基于CFD的立式吸附塔内气体分布器的结构优化[J]. 辽宁石油化工大学学报, 2025, 45(2): 61-67.
GUO B C, YAN Y F, LI C L, et al. Structural optimization of a gas distributor of vertical adsorption tower based on CFD [J]. Journal of Liaoning University of Petroleum & Chemical Technology, 2025, 45(2): 61-67. (in Chinese)
- [7] 王昕,张金山,郑旭,等. 水泥窑炉SCR脱硝反应塔流场优化的数值模拟研究[J]. 硅酸盐通报, 2025, 44(5): 1612-1621.
WANG X, ZHANG J S, ZHENG X, et al. Numerical simulation of flow field optimization in SCR denitrification reactor of cement kiln [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2025, 44(5): 1612-1621. (in Chinese)
- [8] 郑超,李晓波,张西兆,等. 基于CFD的某废气脱硫洗涤塔流场仿真与优化分析[J]. 柴油机, 2019, 41(3): 1-4, 10.
ZHENG C, LI X B, ZHANG X Z, et al. Flow field simulation and optimization analysis of an exhaust gas desulfurizing tower based on CFD [J]. Diesel Engine, 2019, 41(3): 1-4, 10. (in Chinese)
- [9] LI Q M, LIAO H B, ZHANG W, et al. Energy flow field analysis of comas tower dryer based on CFD simulation and experimentation [J]. Thermal Science and Engineering Progress, 2025, 60: 103490.
- [10] 党辉,鲍迪,唐晓津,等. C₈芳烃异构化径向床反应器数值模拟[J]. 石油炼制与化工, 2025, 56(1): 76-85.
DANG H, BAO D, TANG X J, et al. Numerical simulation of a radial bed reactor for C₈ aromatics isomerization [J]. Petroleum Processing and Petrochemicals, 2025, 56(1): 76-85. (in Chinese)
- [11] 蒋良雄. 基于CFD分析方法的氢气碱洗塔腐蚀失效分析[J]. 压力容器, 2023, 40(4): 67-73, 86.
JIANG L X. Corrosion failure analysis of hydrogen alkali washing tower based on CFD method [J]. Pressure Vessel Technology, 2023, 40(4): 67-73, 86. (in Chinese)
- [12] LAUNDER B E, SPALDING D B. The numerical computation of turbulent flows [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3(2): 269-289.

Flow field analysis and structural optimization of a C₅ petroleum resin reactor

LUO ChenGuang¹ YUAN Li² LU Tao^{1*}

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029;

2. Lanzhou Global Contracting & Engineering Co., Ltd., Lanzhou 730060, China)

Abstract: To address the issues of low production efficiency and poor product quality caused by the uneven flow field within a C₅ petroleum resin reactor, the computational fluid dynamics (CFD) method was employed, combined with the standard k - ε turbulence model, to conduct a numerical simulation of the flow field within the reactor. The results show that the velocities at the inlet and outlet of the reactor are relatively high, while the distribution within the chamber exhibits high velocity at the center and low velocity at the walls. To improve the uniformity of the flow field, three improvement schemes were proposed: optimizing the opening structure of the diffuser, reducing the diameter of the distributor holes, and adding guide cones. The results show that when the number of the diffuser opening is changed to 4 and 6, the standard deviation of the velocity at the cross-section at a height of 17 m in the reactor is reduced by 51.1% and 84.6%, respectively, compared to the original model. When the orifice diameter of the distributor is reduced from 19 mm to 13 mm, the standard deviation of the cross-sectional velocity at a height of 21 m decreases by 32.2%, and the vortices in the middle section of the chamber are reduced. Adding a single group of guide cones effectively disperses the central high-speed area, reducing the velocity standard deviation at a height of 21 m from 0.001 45 m/s in the original model to 0.000 559 m/s, a reduction of 61.3%. Moreover, it reduces the vortices in the streamline and improves velocity uniformity and flow stability. These results provide a scientific basis for the structural optimization of a C₅ petroleum resin reactor and may enable improved production efficiency and product quality.

Key words: vertical reaction tank; computational fluid dynamics (CFD); flow field analysis; velocity uniformity; structural optimization

(责任编辑:于少云)