

加氢空冷器注水管道孔板流场及压降特性分析

金浩哲, 高帅棋, 顾 镛, 刘骁飞*, 王 超

(浙江理工大学 流动腐蚀研究所, 浙江 杭州 310018)

摘要: 加氢反应流出物空冷器(reactor effluent air cooler, 简称 REAC)作为石化装置重要冷却设备铵盐腐蚀风险较大,工程上通常采用空冷器前注水消除 NH_4Cl 等铵盐沉积堵管问题,因此,注水效果好坏直接影响石化装置的安全稳定运行.以某石化企业 REAC 前注水孔板为研究对象,通过分析不同孔数、等效直径比、相对厚度等因素对孔板压损系数的影响机理,评估孔板结构对多元流体均流平衡效果优劣.研究表明:在相同的孔数和等效直径比下,压损系数随孔板相对厚度的增加先快速减小随后趋于稳定,其临界孔板相对厚度为 0.822.在相同等效直径比和相对厚度下,薄孔板的压损系数随孔数增加先减小后增大,压损系数与管道出口流量呈负相关关系.综合考量下孔板相对厚度为 1.474 时,单孔孔板结构均流平衡效果最好.

关键词: 加氢空冷器;注水孔板;节流均衡;压降特性;数值模拟

中图分类号: TQ026.5

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb202101005

0 引言

加氢反应流出物空冷器(REAC)作为石油化工的重要设备之一,长期运行于高温、高压、临氢工况,存在着极高的运行风险^[1].经过加氢反应后,原料油中 N、Cl、S 等易转化为腐蚀性组分 NH_3 、 HCl 、 H_2S ,在冷换设备的流动、传热、相变过程中,形成 NH_4Cl 或 NH_4HS 等铵盐颗粒,沉积并迅速堵塞管束^[2-3].近年来,随着我国原油进入开采末期,原油劣质化的趋势逐渐加剧,在炼油过程中换热器、空冷器的管束因铵盐结晶堵塞造成的流动腐蚀失效事故屡见不鲜,引发多起非计划停工事故^[4-5].研究发现增设脱氯或脱硫工艺能降低 NH_4Cl 和 NH_4HS 结晶温度,减少结晶量,缓解管束堵塞^[6].美国石油学会(API)建议在加氢空冷器前设置工艺注水点来溶解洗涤铵盐,从而避免铵盐结晶堵塞问题^[7].美国腐蚀工程师协会(NACE)建议在空冷器前注入足够的水,确保入口有至少 25% 的液态水^[8].目前加氢空冷器的注水方式多采用多点注水,但因注水后各支管的

阻力降很难完全平衡,造成各支管的流量产生一定误差,引发空冷器并联状态下的油气水多相流分布不均衡.

近年来,孔板常被用于代替流量计,用于平衡各注水支管的流量.与传统单孔孔板相比,多孔孔板的应用能有效减小压力损失,避免孔板后涡流的形成,减轻湍流引发的摩擦和振动,提升抗干扰能力^[9-10].Shan 等^[11]通过平面粒子图像测速系统得到不同开孔直径比 β_0 (β_0 为孔径与管径之比, $\beta_0 = d/D$) 下孔板附近的大面积速度场,并对孔板后流域进行分区定义,研究发现压损系数随 β_0 的增大而减小. Zhao 等^[12]以薄孔板(厚度 2 mm)为实验研究对象,发现在相同开孔直径比 β_0 和孔板厚度下,压损系数随孔板相对厚度的增加而单调减小. Shaaban^[13]研究了孔口倒角对压损的影响,指出当孔板上端面孔口倒角为 50° 、下端面孔口倒角为 7° 时,孔板压损最小.耿艳峰等^[14]根据仿真结果开发了一种槽式孔板,并通过实验数据得到槽式孔板压降倍率的相关式,推荐使用小孔径比的槽式孔板. Zhao 等^[12,15-16]也通过研究得到孔

收稿日期: 2020-05-28; 修回日期: 2020-11-25.

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2017YFF0210403); NSFC-浙江两化融合联合基金资助项目(U1909216).

作者简介: 金浩哲(1982-),男,博士,副教授, E-mail: haozhe2007@163.com; 刘骁飞*(1988-),男,博士,讲师, E-mail: liuxf@zstu.edu.cn.

的分布对压损系数有影响。目前针对孔板压损系数的研究主要集中在孔板结构本身,没有与孔板的应用背景相联系,缺乏对实际具体应用的指导性。

因此,本文在分析加氢 REAC 工艺过程的基础上,结合空冷器管束内 NH_4Cl 结晶及冲洗机理,建立相应的注水评价标准。在此基础上,结合流体仿真技术,研究空冷器注水管道中不同孔板结构对压损系数的影响规律,并确定适用于加氢 REAC 注水管道的孔板结构。研究成果有望为加氢 REAC 的注水系统设计、注水效果优化等提供有效理论指导。

1 空冷器工艺关联分析及铵盐结晶冲洗机理

1.1 工艺关联分析

本文以某石化企业的加氢 REAC 为研究对象,其工艺流程图如图 1 所示。自 E-7101B 来的加

氢反应流出物分别经换热器 E-7102A、E-7102B 与混氢原料油、低分油换热后,进入加氢反应流出物空冷器 A-7101 冷却后再进入高压分离器 D-7103 进行油、气、水三相分离。高压分离器 D-7103 分离出的气体进入循环氢脱硫系统,脱硫后的循环氢升压后与压缩后的新氢混合再返回反应系统;高压分离器 D-7103 分离出的油相进入到低压分离器 D-7104 再次分离;低压分离器 D-7104 顶部分离出低分气,低压分离器 D-7104 和高压分离器 D-7103 底部分离出的含硫污水经混合后,送至装置外进行含硫污水处理。由于原料油中 Cl、S、N 等介质在加氢反应过程中会生成 HCl 、 H_2S 、 NH_3 等易结晶组分,在空冷器管束冷却降温过程中形成 NH_4Cl 和 NH_4HS 等铵盐颗粒结晶析出,因此腐蚀风险极高,故企业通常在加氢反应流出物空冷器 A-7101 前设置注水点注入除盐水以洗涤铵盐,防止空冷器内铵盐颗粒沉积堵塞。

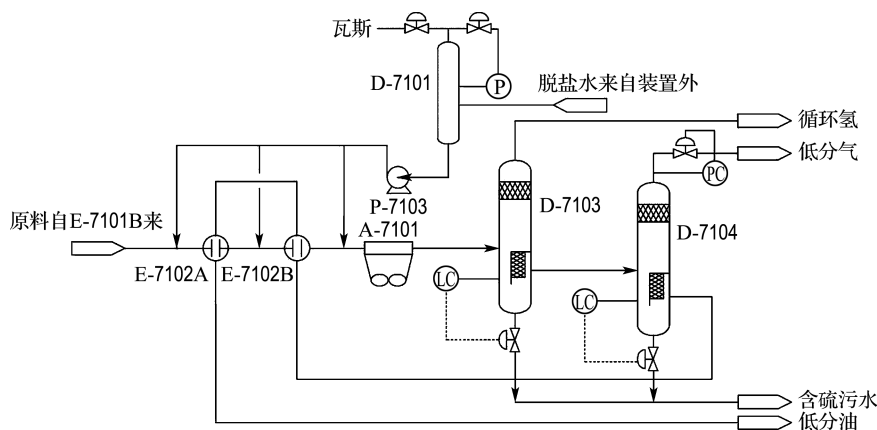


图 1 加氢 REAC 工艺流程图

Fig. 1 Process flow diagram of hydrogenation reactor effluent air cooler

1.2 铵盐结晶机理

在加氢反应过程中,原料油中含的 N、Cl 有机化合物与 H_2 反应,生成 NH_3 、 HCl 。反应流出物进入空冷器后,随着温度的降低,气相中的 NH_3 与 HCl 发生可逆反应,如式(1)所示。当 NH_4Cl 结晶达到平衡时,温度与 NH_3 、 HCl 的分压关系如式(2)所示。其中 $K = p_{\text{HCl}} \times p_{\text{NH}_3}$,为结晶达到平衡时的平衡常数^[3]。



$$0 = -176 + 0.287 \, 0T - 0.008 \, 314T \times \ln(0.75 \times 10^{-4} \times p_{\text{HCl}} \times p_{\text{NH}_3}) \quad (2)$$

当分压的乘积超过相应的结晶反应平衡常数 K ,反应物流会生成 NH_4Cl 铵盐颗粒,沉积堵塞空冷器管束;管束堵塞后管内流体的温度会不断降低,使 NH_3 与 HCl 分压的乘积进一步偏离结晶反应平衡常数 K ,导致 NH_4Cl 进一步结晶沉积堵塞。而 NH_4Cl 铵盐极易溶于水,因此在反应产物进入空冷器前注入除盐水,可有效避免铵盐的沉积堵塞,注水洗盐机理如图 2 所示。

1.3 注水效果评价

空冷器前注入的除盐水在流经弯管、三通或者孔板等位置时,由于涡流区的形成以及流体流

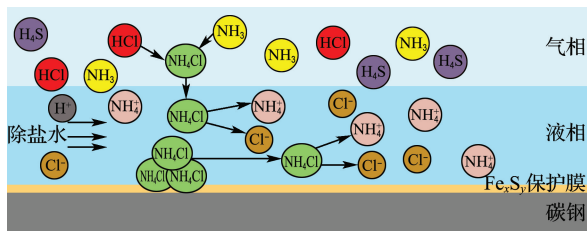


图 2 注水洗盐机理图

Fig. 2 Water injection flushing mechanism diagram

速方向、大小的急剧变化,会产生局部能量损失,引起管道系统产生压降.同时,对于空冷器注水管道,支管压力分布不均、涡流量等都会造成管道流体发生偏流,导致注水量失衡,影响洗盐效果.为保证多管道系统并联环境下的流体平衡分布及压损控制,本文采用压损系数 ξ 与偏流指数 S 来综合评估注水效果.

压损系数为

$$\xi = \frac{\Delta p}{\rho u^2 / 2} \quad (3)$$

式中: Δp 为孔板上下游管壁处静压差, Pa; ρ 为水的密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; u 为管道来流速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$. 根据国家标准 GB/T 2624.2—2006^[17], 孔板上游压力大约在孔板上游 $1D$ (D 代表注水管道出口管直径) 处测得, 而孔板下游压力大约在下流 $6D$ 处测得.

偏流指数为

$$S = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| q_i - \frac{q_0}{N} \right| \quad (4)$$

式中: q_i 为各支管出口质量流量, $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$; q_0 为注水管进口质量流量, $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$; N 为支管数.

2 空冷器注水管道布管及孔板模型构建

2.1 空冷器注水管道布管

图 3 所示为某石化企业加氢 REAC 前注水管道、孔板现场及内部结构图. 该套注水系统注水总量为 17 t/h , 由分流管汇和并联的 a、b、c、d 4 路支管组成, 入口端管道规格为 DN100 mm, 出口端管道规格为 DN50 mm. 为保证管内流动充分发展, 孔板上下游管段的长度设为 $10D$.

2.2 孔板模型构建

为研究孔板结构对注水管道各分支流量分配均衡度的影响, 本文选用 5 种不同孔数 n 和 5 种

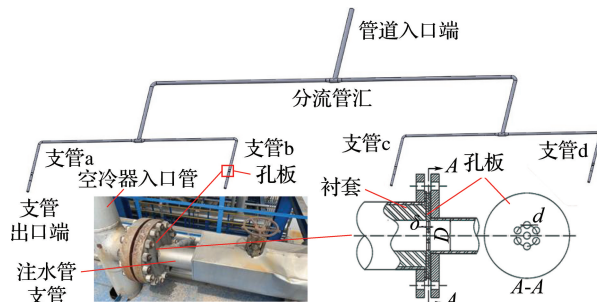


图 3 注水管线及孔板结构图

Fig. 3 Water injection pipeline and structure drawing of orifice plate

不同相对厚度 R (R 为孔板厚度与孔径之比, $R = \delta/d$) 的孔板结构. 孔板设计原则^[10] 如下: $\beta = 0.6$ (本文采用等效直径比 $\beta = \frac{d\sqrt{n}}{D}$), 孔以正三角形排列, 呈中心对称分布, 孔板结构具体参数如表 1 所示, 模型构建参考文献[18-19].

表 1 孔板结构参数

Tab. 1 Orifice plate structural parameters

相对厚度 R	孔板厚度 δ/mm				
	$n=1$	$n=7$	$n=19$	$n=37$	$n=61$
0.189	6.000	2.272	1.379	0.988	0.770
0.499	15.875	6.000	3.642	2.610	2.033
0.822	26.153	9.855	6.000	4.300	3.349
1.148	36.497	13.749	8.373	6.000	4.673
1.474	46.861	17.712	10.751	7.704	6.000

3 数值解法

3.1 控制方程

根据加氢空冷器注水管道内水流经孔板的实际流动情况, 做出如下假设: (1) 流体为不可压缩流体; (2) 流体与壁面之间无热交换; (3) 流动状态为稳态, 管内流体为液相水. 因此, 流体的连续性方程和动量方程可表示为

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (5)$$

$$\rho \frac{\partial (u_i u_j)}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + (\mu + \mu_t) \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (6)$$

考虑到流体在管道内的流动为充分发展的高雷诺数湍流, 故选择标准 $k-\epsilon$ 湍流模型与标准壁面函数法对动量方程进行封闭求解. 湍动能和湍流耗散输运方程为

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \frac{\partial (ku_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \epsilon \quad (7)$$

$$\rho \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho \frac{\partial (\epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{C_{1\epsilon} \epsilon}{k} G_k - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (8)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (9)$$

式中： u 、 p 、 ρ 、 μ 、 μ_t 分别为流体的速度、压力、密度、动力黏度、湍流黏度； k 、 ϵ 、 G_k 分别为湍流动能、湍流动能耗散率、由层流速度梯度而产生的湍流动能； $C_{1\epsilon} = 1.44$ ， $C_{2\epsilon} = 1.92$ ， $C_\mu = 0.09$ ， $\sigma_k = 1.0$ ， $\sigma_\epsilon = 1.3^{[20]}$ 。

3.2 边界条件及网格划分

计算模型采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型，湍动能、动量和湍流耗散率采用一阶迎风格式进行离散，压力项采用 Standard 格式，压力-速度耦合方程求解采用 SIMPLE 方法。管壁与孔板为无滑移壁面，管内流体为常温水，入口流速 $u = 5.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ，水的密度 $\rho = 998.2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ，出口为压力出口，出口表压为 0。

网格划分时，孔板前 $1D$ 、孔板后 $3D$ 管段内采用间隔 1.5 mm 的四面体混合网格，孔板处采用间隔 1 mm 的四面体混合网格，其余管段包括支管剩余部分、分流管汇部分均采用间隔 4.5 mm 的四面体混合网格。管道整体有基础高度 0.2 mm ，增长率 1.2 的 5 层边界层，孔板前 $1D$ 、孔板后 $3D$ 管段与其余管道采用 interface 连接。为验证网格无关性，本文计算了 $n=1$ 时孔板管道压降。网格数低于 203×10^4 时压差 Δp 随网格数的增加而急剧减小，网格数超过 291×10^4 后， Δp 稳定在 130 kPa 左右，因此本文采用 291×10^4 网格数量画法，如图 4 所示。

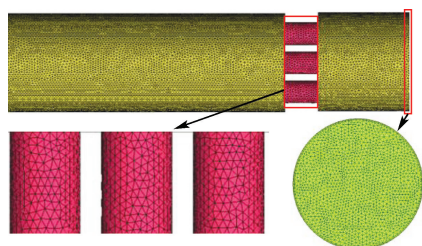


图 4 局部网格图

Fig. 4 Local grid diagram

3.3 模型方法的实验验证

为验证本文计算方法的准确性，本文计算了文献[21]实验中不同孔数、孔径下流体压力损失，如图 5 所示。管道规格为 $\text{DN}50 \text{ mm}$ ，孔板上、下游分别距孔板 $5D$ 、 $10D$ 。管内流体为液相水，壁面为无滑移壁面，出口压力为 0。从图中可以看出，等效直径比 $\beta = 0.6$ ，流速 $u = 1.375 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的本文的数值计算结果与实验结果基本吻合，证明本文采用模型方法的准确性。

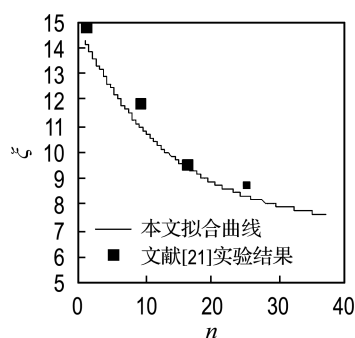


图 5 实验与模拟对比图

Fig. 5 Comparison chart of experiment and simulation

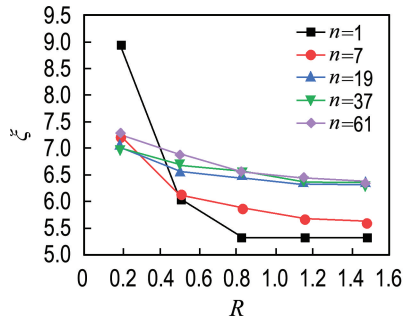
4 数值计算结果分析

4.1 相对厚度对压损系数的影响

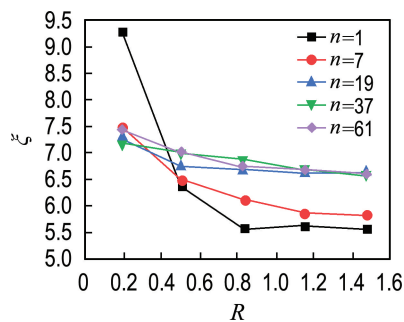
图 6 所示为不同孔数下各支管相对厚度对压损系数影响曲线。压损系数随相对厚度的增加而减小，下降幅度逐渐减小直至趋于稳定，此外相对厚度对压损系数的影响受孔数的制约。在相同的孔数下，当 $R < 0.822$ 时，压损系数随相对厚度的增加而快速减小，且孔数越少压损系数减小越快。然而当 $R \geq 0.822$ 时，相对厚度的增加对压损系数几乎没有影响，且这种现象随着孔数的减少而愈发明显。同时 4 个支管压损系数的变化趋势相同。

图 7 所示为不同相对厚度下支管 d 速度分布云图。流体在流经孔板时，截面积突然减小，流体速度加大并在通过孔板时收缩到射流。紧接着射流收缩至缩脉^[22]，流速增至最大，静压降至最小。最终在孔道内或孔板下游，射流逐渐扩张回管径。当 $R < 0.822$ 时，缩脉位于孔板下游(a-a)，且随着孔板相对厚度的减小逐渐远离孔板。与此同时由于孔板后回流区域增大，引起回流涡流的黏性损耗增大，导致压力损失增加。与之不同的是当 $R \geq$

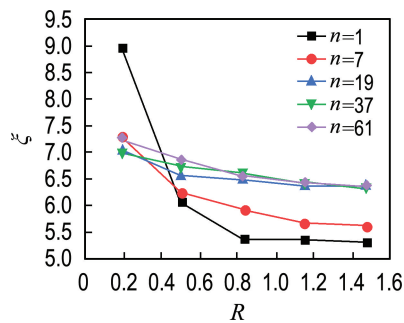
0.822 时, 缩脉位于孔道内(b-b), 且其位置不随孔板相对厚度的改变而改变. 与此同时孔板后回流



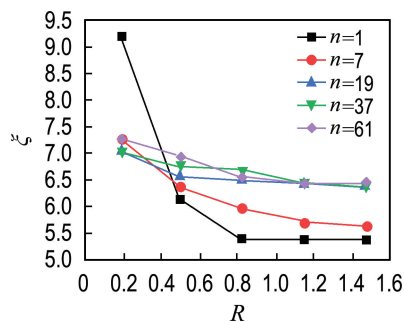
(a) 支管 a



(b) 支管 b



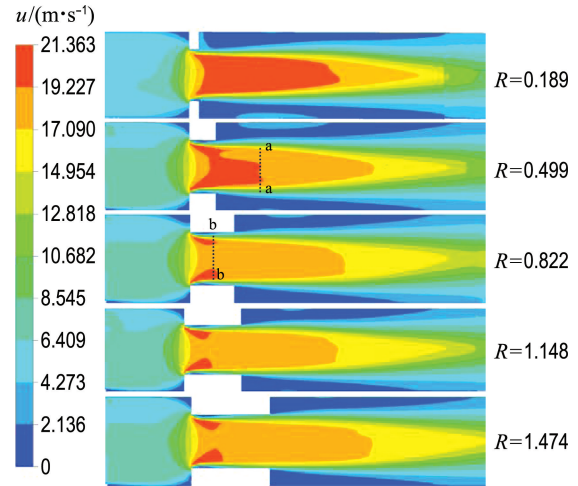
(c) 支管 c



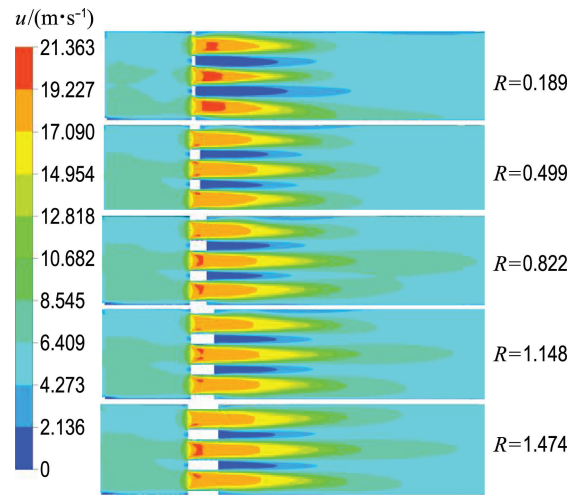
(d) 支管 d

图 6 不同孔数下各支管相对厚度对压损系数的影响

Fig. 6 Effect of relative thickness of each branch pipe on pressure drop coefficient under different number of holes



(a) $n=1$



(b) $n=7$

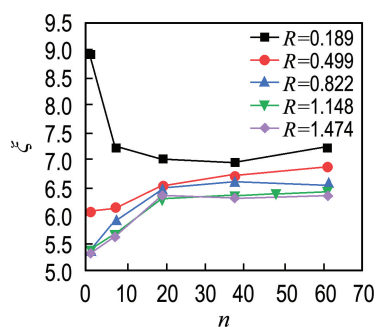
图 7 不同相对厚度下支管 d 速度分布云图

Fig. 7 Velocity distribution contour of branch pipe d under different relative thicknesses

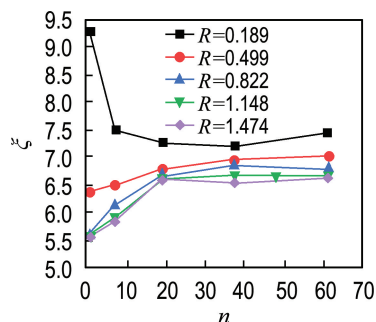
区域保持稳定, 故回流涡流的黏性损耗也保持稳定, 因此压力损失趋于稳定. 值得注意的是, 相对厚度对压损系数的影响受孔数的制约, 即孔数越少, 相对厚度对压损系数的影响越大. 孔数的减少使得孔间的回流减弱, 管壁的回流增强, 最终导致总体回流面积增加. 与此同时, 总体回流面积的增加使得黏性损耗随之增加. 因此相对厚度对压损系数的影响随孔数的减少而愈发明显.

4.2 孔数对压损系数的影响

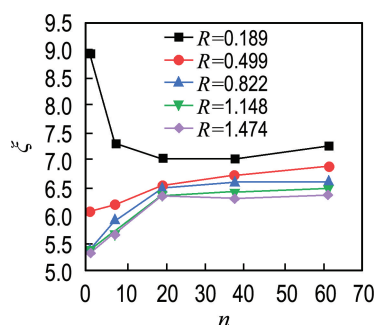
图 8 所示为不同孔板相对厚度下不同孔数对压损系数的影响曲线. 在 $R \leq 0.189$ 时, 随着孔数的增加, 压损系数先减小后增大. 在 $R > 0.189$ 时, 随着孔数的增加, 压损系数先快速增加后缓慢



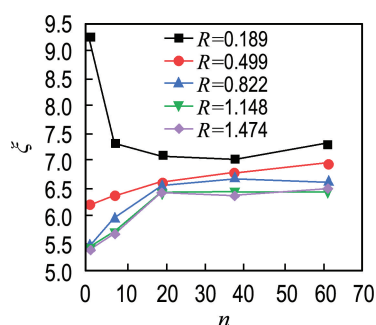
(a) 支管 a



(b) 支管 b



(c) 支管 c



(d) 支管 d

图 8 不同相对厚度下各支管孔数对压损系数的影响

Fig. 8 Influence of hole number of each branch pipe on pressure drop coefficient under different relative thicknesses

增加, 且 R 越大, 这种压损系数随孔数增加的影响

效应越小. 孔数对压损系数的影响也受到孔板相对厚度的制约. 当 $n < 19$ 时, 孔数对压损系数的影响较大. 然而当 $n \geq 19$ 时, 孔数对压损系数的影响较小且随相对厚度的增加进一步减小. 同时 4 个支管压损系数的变化趋势相同.

图 9(a) 为装有 $R=0.189$ 孔板的支管 d 速度分布云图. 由此可知孔板相对厚度较小时缩脉位于孔板后. 当孔数较少时 ($n < 19$), 孔数的增加使回流密集区域由管壁向孔间转移. 与此同时管壁及孔间的回流均逐渐减弱, 因此压力损失随着孔数的增加而减小. 值得注意的是由单孔至多孔的压损突变现象尤其明显. 当孔数较多时 ($n \geq 19$), 由于 β 相同, 孔数的增加导致孔径及孔间距减小.

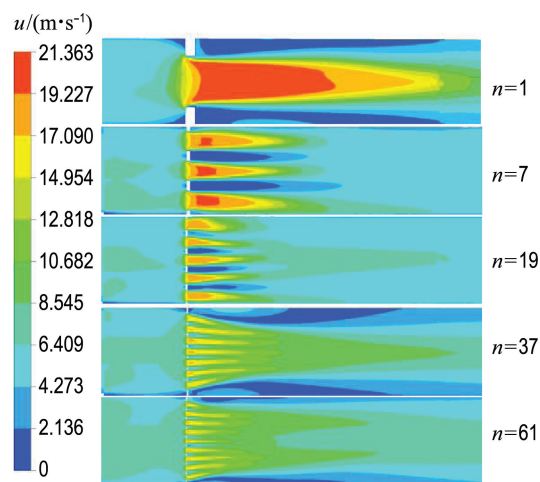
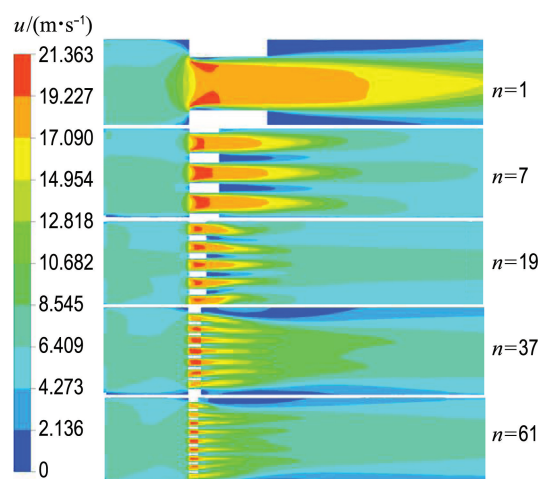
(a) $R=0.189$ (b) $R=1.148$

图 9 不同孔数下支管 d 速度分布云图

Fig. 9 Velocity distribution contour of branch pipe d under different number of holes

因此回流密集区域由孔间转移到管壁. 同时由于管壁附近孔的射流尾迹向管束中心靠拢, 引起管壁回流区增大, 最终导致压力损失随着孔数的增加而增大. 图 9(b) 为装有 $R=1.148$ 孔板的支管 d 速度分布云图. 由此可知孔板相对厚度较大时缩脉位于孔道内. 当孔数较少时 ($n < 19$), 孔板厚度随着孔数的增加而减小, 使得高流速区域在孔内占比增大. 其次流速越高, 流体对于壁面的剪切应力越大. 因此压力损失随着孔数的增加而增大. 当孔数较多时 ($n \geq 19$), 高流速区域在孔内占比不再随孔数的增加而明显变化. 因此孔数的增加反而使压力损失趋于稳定.

4.3 压损系数对注水管道偏流的影响

相对厚度在 0.82~1.47 的单孔和 7 孔孔板有较小的压力损失, 故对以上孔板结构进行管道流体分配和流动情况分析, 图 10 为各支管质量流量与压损系数变化. 各支管出口流量不等, $q_a > q_b, q_d > q_c$, 且 q_b 最小. 与之不同的是 $\xi_a < \xi_b, \xi_d <$

ξ_c , 且 ξ_b 最大. 这表明流量与压损系数呈负相关. 由于注水管道对称设计, 重力垂直管道向下, 管道结构对偏流的影响降到最低. 由此可知各支管孔板前的压力基本相等. 综上所述, 压损系数越大 (也即孔板前后压力差越大), 支管后压力越低, 因此该支管流量越小. 对于此空冷器系统的注水管道, 相对厚度为 1.474 的单孔孔板压力损失小, 且偏流指数小 ($S=0.014\ 773\ 25$), 平衡流量的综合效果最好.

5 结 论

(1) 在相同的等效直径比和孔数下, 压损系数随孔板相对厚度的增加而迅速减小, 继而趋于稳定; 0.822 是压损系数达到稳定的临界相对厚度; 孔数越少, 相对厚度对压损系数的影响越大.

(2) 在相同的等效直径比和相对厚度下, 较薄孔板的压损系数随孔数增多先减小后增大, 而较厚孔板的压损系数随孔数增多而增大, 相对厚度在 0.189~0.499 时有一个中间值区分薄孔板和厚孔板; 当孔数小于 19 时, 孔数对压损系数的影响较大, 而当孔数大于等于 19 时, 孔数对压损系数的影响较小且随相对厚度的增加进一步减小.

(3) 流量与压损系数呈负相关, 相对厚度为 1.474 的单孔孔板平衡流量的效果最好. 推荐此空冷器注水管道中应用该结构孔板.

参考文献:

- [1] HARVEY C, SINGH A. Mitigate failure for reactor effluent air coolers [J]. *Hydrocarbon Processing*, 1999, 78(10): 1-10.
- [2] 偶国富, 金浩哲, 朱 敏, 等. 加氢空冷器流动腐蚀失效机理及预测校核方法研究 [C] // 第五届全国换热器学术会议论文集. 绍兴: 中国机械工程学会, 2015: 279-287.
OU Guofu, JIN Haozhe, ZHU Ming, *et al.* Study on the failure mechanism and predictive check method of hydrotreating air cooler [C] // *Proceedings of the Fifth National Heat Exchanger Academic Conference*. Shaoxing: Chinese Mechanical Engineering Society, 2015: 279-287. (in Chinese)
- [3] 金浩哲, 偶国富, 王宽心, 等. 加氢处理系统 NH_4Cl 结晶沉积预测及优化防控 [J]. *石油学报*

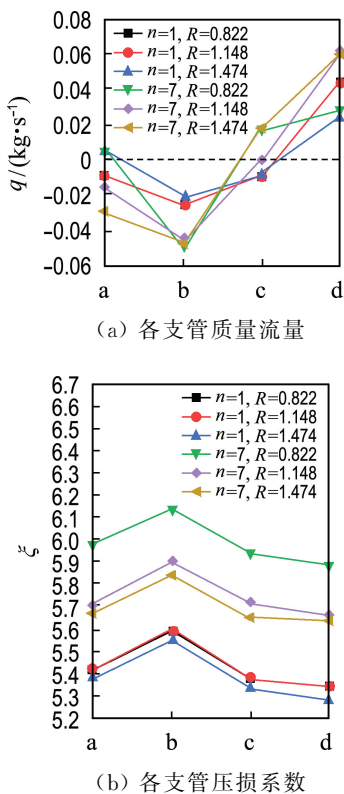


图 10 不同孔板结构下各支管质量流量及压损系数变化图

Fig. 10 Variation diagram of mass flow rate and pressure drop coefficient of each branch pipe under different orifice plate structures

- (石油加工), 2014, **30**(4): 662-667.
- JIN Haozhe, OU Guofu, WANG Kuanxin, *et al.* Prediction of NH_4Cl crystalline deposition and optimized prevention method in hydrotreating unit system [J]. **Acta Petrolei Sinica (Petroleum Processing Section)**, 2014, **30**(4): 662-667. (in Chinese)
- [4] JIN Haozhe, OU Guofu, WANG Yanping, *et al.* Failure analysis and structure optimization of hydrogenation air-cooler system based on imbalanced degree [C] // **Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference 2009**. Prague: ASME, 2010: 439-448.
- [5] ALVISI P P, DE FREITAS CUNHA LINS V. Acid salt corrosion in a hydrotreatment plant of a petroleum refinery [J]. **Engineering Failure Analysis**, 2008, **15**(8): 1035-1041.
- [6] 金浩哲, 王宽心, 偶国富, 等. 基于 Aspen Plus 的加氢反应流出物铵盐结晶速率计算模型与分析 [J]. 石油学报(石油加工), 2015, **31**(6): 1444-1449.
- JIN Haozhe, WANG Kuanxin, OU Guofu, *et al.* Calculation model and analysis of ammonium salt crystallization rate in hydrogenation reaction effluent based on Aspen Plus [J]. **Acta Petrolei Sinica (Petroleum Processing Section)**, 2015, **31**(6): 1444-1449. (in Chinese)
- [7] American Petroleum Institute. A Study of Corrosion in Hydroprocess Reaction Effluent Air Cooler Systems: API 932A: 2002 [S]. Washington D C: American Petroleum Institute, 2002.
- [8] NACE International. Refinery Injection and Process Mix Points: NACE SP0114-2014 [S]. Houston: NACE International, 2014.
- [9] HUANG Shanfang, MA Taiyi, WANG Dong, *et al.* Study on discharge coefficient of perforated orifices as a new kind of flowmeter [J]. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 2013, **46**: 74-83.
- [10] 焦乾峰, 马有福, 吕俊复, 等. 多孔板压降特性实验与关联式比较 [J]. 化工进展, 2018, **37**(9): 3320-3325.
- JIAO Qianfeng, MA Youfu, LÜ Junfu, *et al.* Comparison of experiment with correlation on pressure drop of multi-orifice plates [J]. **Chemical Industry and Engineering Progress**, 2018, **37**(9): 3320-3325. (in Chinese)
- [11] SHAN Feng, LIU Zhichun, LIU Wei, *et al.* Effects of the orifice to pipe diameter ratio on orifice flows [J]. **Chemical Engineering Science**, 2016, **152**: 497-506.
- [12] ZHAO Tianyi, ZHANG Jili, MA Liangdong. A general structural design methodology for multi-hole orifices and its experimental application [J]. **Journal of Mechanical Science and Technology**, 2011, **25**(9): 2237-2246.
- [13] SHAABAN S. On the performance of perforated plate with optimized hole geometry [J]. **Flow Measurement and Instrumentation**, 2015, **46**: 44-50.
- [14] 耿艳峰, 冯叔初, 郑金吾. 槽式孔板的气液两相压降倍率特性 [J]. 化工学报, 2006, **57**(5): 1138-1142.
- GENG Yanfeng, FENG Shuchu, ZHENG Jinwu. Characteristics of gas-liquid two-phase pressure drop of trough orifice plate [J]. **Journal of Chemical Industry and Engineering (China)**, 2006, **57**(5): 1138-1142. (in Chinese)
- [15] SINGH V K, JOHN THARAKAN T. Numerical simulations for multi-hole orifice flowmeter [J]. **Flow Measurement and Instrumentation**, 2015, **45**: 375-383.
- [16] ÖZAHİ E. An analysis on the pressure loss through perforated plates at moderate Reynolds numbers in turbulent flow regime [J]. **Flow Measurement and Instrumentation**, 2015, **43**: 6-13.
- [17] 中国机械工业联合会. 用安装在圆形截面管道中的差压装置测量满管流体流量. 第2部分: 孔板: GB/T 2624.2—2006 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2007.
- China Machinery Industry Federation. Measurement of Fluid Flow by Means of Pressure Differential Devices Inserted in Circular Cross-Section Conduits Running Full — Part 2: Orifice Plates: GB/T 2624.2-2006 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2007. (in Chinese)
- [18] 中国机械工业联合会. 钢制对焊管件类型与参数: GB/T 12459—2017 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2017.
- China Machinery Industry Federation. Steel Buttwelding Pipe Fittings — Types and Parameter: GB/T 12459-2017 [S]. Beijing: Standards Press of

- China, 2017. (in Chinese)
- [19] The American Society of Mechanical Engineers. Factory-Made Wrought Buttwelding Fittings: ASME B16.9-2018 [S]. New York: ASME, 2018.
- [20] ANSYS Inc. **ANSYS Fluent Theory Guide** [M]. Canonsburg: ANSYS Inc., 2015.
- [21] MAHENDRA BABU K J, GANGADHARA GOWDA C J, RANJITH K. Numerical study on performance characteristics of multihole orifice plate [J]. **Materials Science and Engineering**, 2018, **376**(1): 012032.
- [22] CIONCOLINI A, SCENINI F, DUFF J. Micro-orifice single-phase liquid flow: Pressure drop measurements and prediction [J]. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 2015, **65**: 33-40.

Analysis of flow field and pressure drop characteristics of orifice plate in hydrogenation air cooler water injection pipeline

JIN Haozhe, GAO Shuaiqi, GU Yong, LIU Xiaofei*, WANG Chao

(Institute of Flow Corrosion, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China)

Abstract: As an important cold exchanger of petrochemical plant, the hydrogenation reactor effluent air cooler (REAC) has a high risk of corrosion caused by ammonium salt. In engineering, water injection before air cooler is usually used to eliminate the blockage caused by NH_4Cl and other ammonium salt deposition, therefore, the water injection effect directly affects the safe and stable operation of petrochemical plant. Water injection orifice plate before REAC in a petrochemical enterprise is taken as the research object. Through the impact analysis of different hole number, equivalent diameter ratio, relative thickness on the pressure drop coefficient of the orifice plate, balance effect of the orifice plate structure for multiple fluid flow is evaluated. The results show that: with the same number of holes and equivalent diameter ratio, the pressure drop coefficient first decreases rapidly with the increase of the relative thickness of the orifice plate and then tends to be stable, and the critical relative thickness of the orifice plate is 0.822. Under the same equivalent diameter ratio and relative thickness, the pressure drop coefficient of the thin orifice plate first decreases and then increases with the increase of the number of holes, and the pressure drop coefficient is negatively correlated with the pipeline outlet flow. When the relative thickness of the orifice plate is 1.474, the balance effect of the single hole orifice plate is best.

Key words: hydrogenation air cooler; water injection orifice plate; throttling balance; pressure drop characteristics; numerical simulation