

# 孔板管道下游流动加速腐蚀速率数值模拟研究

彭 翊, 韩睿璇\*, 陈耀东

(国核(北京)科学技术研究院有限公司, 北京 100029)

**摘要:**采用计算流体力学方法中的  $k-\epsilon$  模型模拟了孔板管道下游管壁与流体间的传质系数分布, 并利用 Sanchez-Caldera 流动加速速率预测模型计算了孔板管道下游的流动加速腐蚀速率分布。结果表明, 孔径比的减小会导致流动加速腐蚀敏感部位向孔板下游移动, 入口流速的增大对孔板下游流动加速腐蚀敏感部位的位置无明显影响, pH 值的增大能有效减小流动加速腐蚀速率。

**关键词:**流动加速腐蚀; 计算流体力学; 传质系数; 孔板管道

中图分类号: TL341

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2015)01-0077-06

doi: 10. 7538/yzk. 2015. 49. 01. 0077

## Numerical Simulation Study of Flow Accelerated Corrosion in Downstream of Orifice Pipe

PENG Yi, HAN Rui-xuan\*, CHEN Yao-dong

(State Nuclear Power Research Institute, Beijing 100029, China)

**Abstract:** The mass transfer coefficient distribution between the pipe wall and fluid was simulated by the  $k-\epsilon$  model of computational fluid dynamic method. The distributions of flow accelerated corrosion (FAC) rate in downstream of orifice pipe were calculated by Sanchez-Caldera model. The results show that the sensitive position of FAC moves to downstream as decreasing orifice diameter ratio. However, the increase of inlet velocity has no significant influence on sensitive position of FAC. The FAC rate can be effectively reduced with increasing pH value.

**Key words:** flow accelerated corrosion; computational fluid dynamic; mass transfer coefficient; orifice pipe

流动加速腐蚀(FAC)是由于单相液流或气、液两相流将碳钢或低合金钢表面的保护性氧化膜溶解, 而造成氧化膜减薄并引起碳钢或低合金钢腐蚀速率增大的现象<sup>[1]</sup>。FAC 是造成核电站管路系统及其他过流部件频繁失效的

主要原因, 尤其以压水堆核电站二回路管路系统最为严重。FAC 表现为碳钢管或低合金钢管的局部减薄, 进而发生突然破裂和灾难性事故, 并造成严重的经济损失。例如, 1986 年, 美国 Surry 核电站 2 号机组凝结水系统中的主给

收稿日期: 2013-10-28; 修回日期: 2014-05-11

基金项目: 国家核电技术公司员工自主创新项目资助(SNP-KJ-CX-2013-20)

作者简介: 彭 翊(1987—), 男, 湖南湘潭人, 助理工程师, 硕士, 流体力学专业

\* 通信作者: 韩睿璇, E-mail: hanruixuan@snptc.com.cn

水管道在发电机发电瞬时发生爆裂,造成4人死亡,4人严重烫伤。2004年,日本美滨核电厂3号机组反应堆汽轮机厂房低压加热器到除氧器之间的凝结水管道突然破裂,高温、高压水在破口处化作蒸汽喷出,造成了5人死亡、6人烫伤<sup>[2]</sup>。因此,流动加速腐蚀是影响核电站中碳钢管道安全性和可靠性的重要原因。

FAC的实验研究必须具备性能良好的高温、高压和高流速设备,对腐蚀介质的水化学条件(如氧含量等条件)也有严格的要求。因此,FAC的实验研究受到很大限制,而采用计算机模拟技术则可避免较难解决的研究设备问题。将计算机模拟技术与核电站现场运行数据相关联,可成为解决FAC问题的有效办法。前人的工作已证明,计算流体力学软件可确定复杂管线内的流速、流态,以及近壁湍流强度,对于预测FAC敏感部位有着重要意义<sup>[3]</sup>。本文采用FLUENT软件和Sanchez-Caldera模型来研究美滨核电厂事故中孔板管道下游的FAC速率分布规律。

## 1 计算模型

### 1.1 FAC模型

FAC可分为3个过程<sup>[4]</sup>:1)基体中的单质铁在基体表面失去电子转化为离子;2)离子发生水合作用并转化为氧化物或直接通过氧化膜扩散到溶液中;3)氧化物再次溶解并最终扩散到溶液中。

根据Sanchez-Caldera模型<sup>[5]</sup>可获得流动加速腐蚀速率的表达式为:

$$K_{\text{FAC}} = \frac{(C_{\text{eq}} - C_{\infty})\theta}{\frac{1}{K^*} + (1-f)\left(\frac{\delta}{D_0} + \frac{1}{k}\right)} \quad (1)$$

其中: $K_{\text{FAC}}$ 为流动加速腐蚀速率; $K^*$ 为产生二价铁离子的反应速率常数; $k$ 为传质系数; $C_{\text{eq}}$ 为可溶性含铁组分的溶解度; $C_{\infty}$ 为流动主体可溶性含铁组分; $D_0$ 为二价铁离子在静水中的扩散系数; $\delta$ 为氧化层厚度; $f$ 为二价铁离子转化为 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 的比例; $\theta$ 为氧化膜孔隙率。

Berge<sup>[6]</sup>认为大约有一半的铁转化为 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ ,而剩余的一半铁直接扩散到主体溶液中,即 $f=0.5$ 。假设 $C_{\infty}=0$ ,当温度在100~150℃之间时,尽管氧化物厚度有了一定的增

加,但仍较疏松,对总体组分的传输影响不大。而化学反应速率常数又远大于边界层向主体流动的传质系数,因此, $K_{\text{FAC}}$ 主要受边界层传质控制,则式(1)简化为:

$$K_{\text{FAC}} = C_{\text{eq}}k \quad (2)$$

其中, $C_{\text{eq}}$ 按经验公式计算得到, $k$ 由FLUENT软件计算得到。

### 1.2 溶解度计算

当铁在高温水溶液中时,在氧含量较低条件下,铁与水反应生成 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 。 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 具有微溶性和渗透性,在介质流过时会不断溶解。可溶性铁组分的溶解度 $C_{\text{eq}}$ 可表示为<sup>[7]</sup>:

$$C_{\text{eq}} = (K_0 10^{-2\text{pH}} + K_1 10^{-\text{pH}} + K_2 + K_3 10^{\text{pH}}) \cdot c_{\text{H}} \quad (3)$$

其中: $c_{\text{H}}$ 为氢气浓度; $K_x$ ( $x=0,1,2,3$ )为平衡常数, $K_x$ 的计算方法如下:

$$\ln K_x = -\frac{A}{RT} + \frac{B}{R}(\ln T - 1) + \frac{C}{R} \quad (4)$$

其中: $R$ 为理想气体常数, $R=8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ ;  $T$ 为溶液温度,K; $A$ 、 $B$ 、 $C$ 为参数, $A$ 、 $B$ 、 $C$ 的值列于表1。

表1 参数A、B和C的值<sup>[7]</sup>

Table 1 Values of A, B and C<sup>[7]</sup>

可溶性含铁组分	A/(J·mol <sup>-1</sup> )	B/(J·mol <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )	C/(J·mol <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\text{Fe}^{2+}$	-112 449	41	-340
$\text{FeOH}^+$	-49 091	14	-179
$\text{Fe}(\text{OH})_2$	19 309	0	-99
$\text{Fe}(\text{OH})_3^-$	37 844	0	-207

### 1.3 传质系数计算

传质系数受流体力学因素的影响,可通过求解流体力学控制方程获得流场信息,利用传质系数和壁面附近剪切应力间的关系求得传质系数分布。本研究采用的基本假设如下:流场为定常、二维轴对称分布;流体介质不可压缩;湍流采用 $k-\epsilon$ 模型;忽略重力影响。

流体力学控制方程如下。

质量守恒方程为:

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

动量守恒方程为:

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

能量守恒方程为:

$$\frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (7)$$

其中: $\rho$ 为密度; $u$ 为速度; $p$ 为压力; $T$ 为绝对温度; $\mu$ 为动力黏性系数; $\lambda$ 为热导率; $c_p$ 为比定压热容; $\tau_{ij}$ 为雷诺应力张量,与湍流模型的选择相关;下标 $i, j$ 分别为坐标系分量的张量表示,在本文中 $i=1, 2$  ( $j=1, 2$ )分别表示柱坐标轴向方向和径向方向。

传质系数和剪切力间的关系<sup>[8]</sup>为:

$$k = \left( \frac{U_\tau}{U_m} \right)^2 Re \cdot Sc^{1/3} \cdot \frac{D_0}{d} \quad (8)$$

其中: $U_m$ 为平均速度; $Re$ 为雷诺数; $Sc$ 为施密特数; $d$ 为水力直径; $D_0$ 为铁离子在水中的扩散系数; $U_\tau$ 为摩擦速度, $U_\tau$ 用下式计算:

$$U_\tau = \sqrt{\nu \left( \frac{dU}{dy} \right)_{\text{wall}}} \quad (9)$$

其中: $U$ 为当地速度; $y$ 为当地纵坐标; $\nu$ 为运动黏性系数。

将 $Re$ 和 $Sc$ 的定义代入式(8)可得:

$$k = \frac{\tau}{U_m \rho} \left( \frac{\mu}{\rho D_0} \right)^{-2/3} \quad (10)$$

其中: $\mu=0.00179(1+0.03368t+0.00022t^2)^{-1}$ ,  $t$ 为摄氏温度; $D_0=2.5 \times 10^{-15} T/\mu$ ; $\tau$ 为壁面剪切力, $\tau$ 为:

$$\tau = \mu_e \frac{U_s}{X_s} \quad (11)$$

其中: $\mu_e$ 为有效黏性系数; $U_s$ 为距离壁面第1个网格节点的速率; $X_s$ 为第1个网格节点与壁面的距离。

## 2 计算结果与讨论

### 2.1 溶解度

本文中流体的水化学条件为:当常温(25℃)条件下流体的 $\text{pH}=9.0$ 时,150℃条件下的 $\text{pH}=6.56$ ;当常温(25℃)条件下的 $\text{pH}=9.7$ 时,150℃条件下的 $\text{pH}=7.21$ 。Berge等<sup>[9]</sup>采用实验测得的 $\text{H}_2$ 浓度为 $7.8 \times 10^{-4} \sim 3.25 \times 10^{-3} \text{ mol/L}$ ,本文 $\text{H}_2$ 浓度取 $1 \times 10^{-3} \text{ mol/L}$ 。将 $T=423 \text{ K}$ 代入式(4)可计算得到 $K_0, K_1, K_2$ 和 $K_3$ 。将 $\text{pH}=6.56, \text{pH}=7.21$ 和 $\text{H}_2$ 浓

度代入式(3)得到可溶性铁离子的溶解度分别为 $1.38 \times 10^{-7} \text{ mol/L}$ 和 $2.22 \times 10^{-8} \text{ mol/L}$ 。

### 2.2 流场

图1示出孔板管道的计算域。图1中: $D$ 为管道直径, $D=25.4 \text{ mm}$ ; $d$ 为孔板直径; $OA$ 为对称轴; $AB$ 为压力出口边界; $BC$ 为固体壁面边界; $OC$ 为速度入口边界。绝热条件下温度为150℃,不同流速和不同孔径比条件下的孔板管道内流动的状态采用 $k-\epsilon$ 模型进行数值模拟。孔板管道的壁面压力和轴线速度分布示于图2。图2中 $z$ 为下游与孔板间的距离。 $z/D=0$ 的位置如图1所示,位于孔板的出口平面上。由图2a可见,数值模拟结果较好地显示了壁面压力在孔板区域的陡降情况,并与实验结果<sup>[10]</sup>符合较好。由图2b可见,数值模拟结果较好地显示了轴线上流速在孔板区域的陡增情况,并与实验结果符合较好。

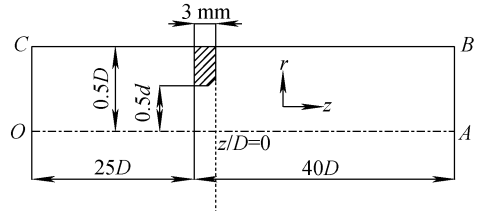


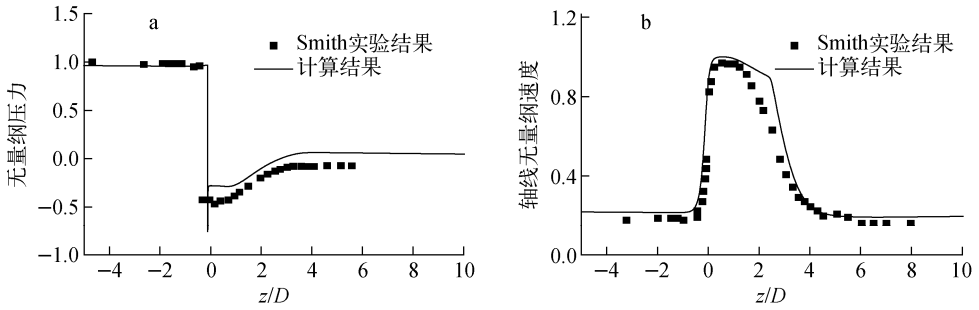
图1 孔板管道计算域

Fig. 1 Computation domain of orifice pipe

图3示出孔径比为0.5、入口速度为5 m/s时,孔板下游的速度矢量分布。从图3可看出,流体在上游靠近孔板过程中逐渐加速,离开孔板时流体在孔板尖角附近发生分离,在孔板背面形成漩涡流。离开孔板后流体继续加速,流体的高速区域主要集中在孔板管道的轴线附近,在下游距离孔板 $0.8D$ 处轴线上的速度达到最大值。图4示出相应的湍流动能分布。由于流动分离区的速度梯度最高,因此,湍流动能在下游的流动分离区达到最大值。以上结果说明本研究采用的计算流体力学程序能较好地模拟孔板管道中的流场信息。

### 2.3 FAC速率

采用计算流体力学和Sanchez-Caldera模型分别计算出了孔板孔径比为0.4、0.5和0.6,



孔径比  $d/D=0.5$ , 入口速度  $U=0.787$  m/s

图2 壁面压力(a)和轴线速度(b)分布

Fig. 2 Distribution of wall static pressure (a) and centerline axial velocity (b)

入口流速为 2、5 和 10 m/s 条件下的孔板管道壁面与流体间的传质系数。将传质系数与溶解度代入式(2)计算得出的 FAC 速率分布示于图 5。FAC 速率较大的区域称为 FAC 高风险区域,表 2、3 列出 FAC 高风险区域和 FAC 速率最大值随入口流速和孔径比的变化规律。

该范围内较易发生流动加速腐蚀事故。这与美滨核电厂事故中,孔板下游发生破口的位置相吻合<sup>[11]</sup>。当入口速度从 2 m/s 增至 10 m/s 时,孔板下游流动加速腐蚀速率随之增大。由表 2 可见:孔径比一定时,入口速度对孔板下游 FAC 高风险区域的位置没有明显影响;入口速度一定时,孔径比增大, FAC 的高风险区域向孔板方向移动。孔径比为 0.4、0.5 和 0.6 时, FAC 高风险区分别位于下游距离孔板 1.69D~1.73D、1.50D~1.62D 和 1.14D~1.19D。

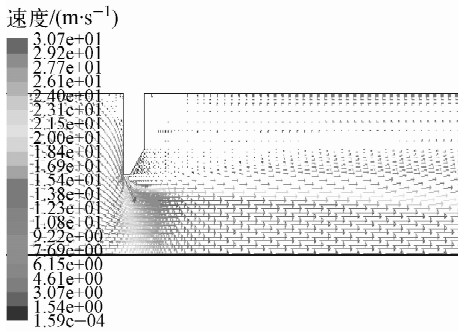


图3 孔板下游的速度分布

Fig. 3 Distribution of velocity at orifice downstream

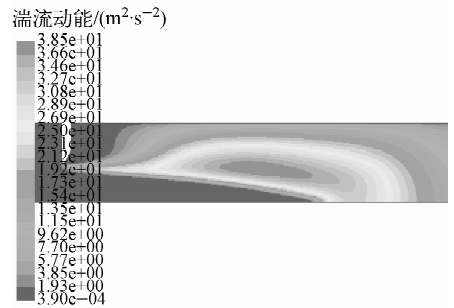


图4 孔板下游的湍流动能云图

Fig. 4 Contours of turbulent kinetic energy at orifice downstream

由图 5 可知,孔板下游 FAC 速率最大值分布在孔板下游距孔板  $1D \sim 2D$  范围内,因此,在

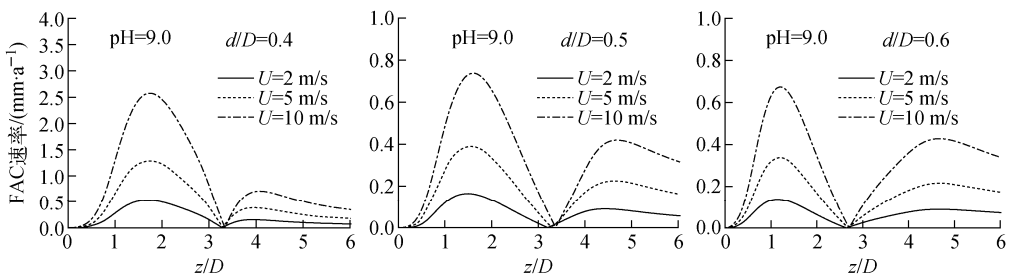


图5 不同入口速度条件下的孔板下游流动加速腐蚀速率分布

Fig. 5 FAC rate distributions of orifice downstream in different inlet velocities

表 2 FAC 的高风险区域  
随入口流速及孔径比的变化

Table 2 Change of high risk region  
with inlet velocity and orifice diameter ratio

速度/ ( $m \cdot s^{-1}$ )	不同孔径比下的高风险区域		
	0.4	0.5	0.6
2	1.69D	1.50D	1.14D
5	1.73D	1.54D	1.19D
10	1.73D	1.62D	1.19D

表 3 FAC 速率最大值  
随入口流速及孔径比的变化

Table 3 Change of max. FAC rate value  
with inlet velocity and orifice diameter ratio

速度/ ( $m \cdot s^{-1}$ )	不同孔径比下的 FAC 速率最大值/( $mm \cdot a^{-1}$ )		
	0.4	0.5	0.6
2	0.53	0.16	0.14
5	1.28	0.39	0.34
10	2.58	0.74	0.67

结合表 2、3 可看出:孔径比从 0.4 增加至 0.6 时,FAC 速率逐渐减小,且 FAC 速率最大值位置向孔板靠近。对于给定的入口速度,当孔径比在 0.5~0.6 之间变化时,FAC 速率最大值的增量较小,相对变化量为 15.9%;当孔径比在 0.4~0.5 之间变化时,FAC 速率最大值的相对变化量为 223%。由此可知,孔径比在 0.4~0.5 范围变化时,下游 FAC 速率最大值的变化远大于孔径比为 0.5~0.6 时的情况。

图 6 示出 pH 值为 9.7 和 9.0、孔径比为 0.4、入口速度为 2 m/s 条件下,孔板下游流动加速腐蚀速率的分布。由图 6 可看出,当 pH

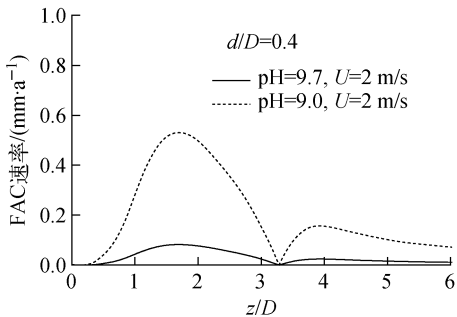


图 6 孔板下游流动加速腐蚀速率分布

Fig. 6 FAC rate distributions of orifice downstream

值从 9.0 增加至 9.7 时,流动加速腐蚀速率从 0.53 mm/a 减小至 0.08 mm/a。因此,弱碱性环境能够很好地抑制管道发生流动加速腐蚀。

### 3 结论

本文采用 FLUENT 软件和 Sanchez-Caldera 模型研究了孔板管道下游的 FAC 速率分布规律,得出如下结论。

1) 给定孔径比时,入口速度越大,下游 FAC 速率越大。速度的增加对下游 FAC 速率最大值出现的位置影响很小,孔板下游 FAC 速率最大值分布在距离孔板 1D~2D 范围内。

2) 给定入口速度,孔径比越大,FAC 速率的最大值位置越靠近孔板。孔径比增加,FAC 速率逐渐减小,且 FAC 速率最大值位置向孔板靠近。孔径比在 0.4~0.5 范围变化时,下游 FAC 速率最大值的变化率远大于孔径比为 0.5~0.6 时的情况。

3) 对于本研究中的孔径比和入口速度的任意组合方式,FAC 速率最大值的位置均出现在下游距孔板 1D~2D 范围内。

4) 流体在通过孔板区域时逐渐加速,孔板背面出现漩涡流,由于下游的流动分离区速度梯度最高,因此此处的湍流动能最大。

5) pH 值的增大能有效降低流动加速腐蚀速率。

### 参考文献:

[1] EPRI. Guidelines for controlling flow accelerated corrosion in fossil and combined cycle plants[R]. USA: EPRI, 2005.

[2] BUSH S H. Failure mechanisms in nuclear power plant piping systems[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1992, 114: 389-395.

[3] UCHIDA S, NAITOH M, UEHARA Y, et al. Evaluation methods for corrosion damage of components in cooling systems of nuclear power plants by coupling analysis of corrosion and flow dynamics, II: Evaluation of corrosive conditions in PWR secondary cooling system[J]. Journal of Nuclear Science and Technology, 2008, 45(12): 1 275-1 286.

[4] 刘忠,刘春波,郑玉贵. 碳钢在单相流中流动加速腐蚀的数值模拟[J]. 核动力工程, 2009, 30

- (5):48-53.
- LIU Zhong, LIU Chunbo, ZHENG Yugui. Numerical simulation of flow accelerated corrosion of carbon steel in single liquid phase flow[J]. Nuclear Power Engineering, 2009, 30(5): 48-53 (in Chinese).
- [5] SANCHEZ-CALDERA L E. The mechanism of corrosion-erosion in steam extraction lines of power stations[D]. USA: Massachusetts Institute of Technology, 1984.
- [6] BERGE P H. Proceedings of the conference AD-PR on water chemistry and corrosion in the steam water loops of nuclear power stations[R]. France: Ermenonville, 1972.
- [7] SWEETON F H, BAES C F. The solubility of magnetite and hydrolysis of ferrous ion in aqueous solutions at elevated temperatures[J]. The Journal of Chemical Thermodynamics, 1970, 2(4): 479-500.
- [8] CHILTON T H, COLBURN A P. Mass transfer (absorption) coefficients; Prediction from data on heat and fluid friction[J]. Industrial and Engineering Chemistry, 1934, 26: 1 183-1 187.
- [9] BERGE P H, RIBON C, SAINTPAUL P. Effect of hydrogen on the corrosion of steels in high temperature water[J]. Corrosion, 1977, 33(5): 173-178.
- [10] AHMED W H, BELLO M M, NAKLA M E, et al. Flow and mass transfer downstream of an orifice under flow accelerated corrosion conditions [J]. Nuclear Engineering and Design, 2012, 252: 52-67.
- [11] 伊成龙, 张乐福. 孔板管道下游与射流冲击的 CFD 模拟及实验研究 [J]. 原子能科学技术, 2012, 46(10): 1 197-1 201.
- YI Chenglong, ZHANG Lefu. CFD simulation and experiment research of pipe downstream with orifice and jet impingement[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2012, 46(10): 1 197-1 201(in Chinese).