

李小超, 吴兵兵, 周熙. 弧形闸门泄流三维流场及脉动压力数值模拟[J]. 南水北调与水利科技(中英文), 2025, 23(1): 177-186. LI X C, WU B B, ZHOU X. Numerical simulation of 3D flow field and fluctuating pressure on radial gate under discharge[J]. South-to-North Water Transfers and Water Science & Technology, 2025, 23(1): 177-186. (in Chinese)

弧形闸门泄流三维流场及脉动压力数值模拟

李小超^{1,2,3,4}, 吴兵兵¹, 周熙¹

(1. 长沙理工大学水利与海洋工程学院, 长沙 410114; 2. 水沙科学与水灾害防治湖南省重点实验室, 长沙 410114; 3. 洞庭湖水环境治理与生态修复湖南省重点实验室, 长沙 410114; 4. 湖南省环境保护河湖污染控制工程技术中心, 长沙 410114)

摘要: 弧形闸门是水利工程中重要的挡水、泄水建筑物, 虽然弧形闸门被设计成具有足够的刚度来承受设计水压, 但泄水过程中水压的脉动可能会使闸门产生较大的振动, 进而造成闸门的破坏。结合湍流模型和流体体积方法 (volume of fluid, VOF) 建立弧形闸门泄流三维湍流流场数值模型, 数值求解采用稳态计算和瞬态计算两个连续的运算步骤进行, 以便更好地确定入口处的流速。分别采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型对闸门周围流场和作用在弧形面板上的流体压力进行计算, 结果表明: $k-\varepsilon$ 湍流模型与壁函数相结合的方法不能捕捉到稳定泄流阶段闸门面板上的压力脉动行为, 而 $k-\omega$ 湍流模型结合壁面积分不仅能够得到闸门周围的流场变化, 而且能准确计算闸门面板上的脉动压力。基于 $k-\omega$ 湍流模型计算结果, 分析下游水位变化对闸门周围流场和脉动压力的影响, 闸门面板上压力的脉动主要是由于闸门前的漩涡引起的, 压力脉动的优势频率取决于闸孔出流形式, 与上下游水位差无关, 自由出流时的压力脉动优势频率比淹没出流时的大。

关键词: 弧形闸门; 泄流; 湍流模型; 脉动压力; 漩涡

中图分类号: TV663 **文献标志码:** A **DOI:** 10.13476/j.cnki.nsbdqk.2025.0018

由于结构轻、开启关闭便捷、受力合理等诸多优点, 弧形闸门在水利工程中得到了广泛使用。当弧形闸门开启或关闭的时候, 不可避免地会受到水流的作用, 水流的强烈紊动使弧形闸门上产生脉动水压力使闸门结构产生不同程度的振动, 对闸门的正常运行造成影响。尤其当脉动压力的优势频率与闸门的自振频率接近时会发生闸门共振, 振动强烈, 容易使闸门发生破坏^[1-3]。

对于作用在弧形闸门上的水流脉动压力, 目前工程上主要通过原型观测^[4-5] 和水工模型试验^[6-7] 来确定。原型观测和水工模型试验的测量结果均表明水流脉动压力具有低频脉动特征, 其脉动主频率主要在 1~20 Hz 范围内, 其中有 48.3% 在 1~10 Hz 变化, 超过 20 Hz 的很少^[8]。李火坤等^[9] 和彭思贤等^[10] 将水工模型试验得到的水流脉动压力直接施加在弧形闸门上, 将水流脉动压力视为随机荷载, 闸门

振动视为简谐运动, 采用振型叠加法计算了弧形闸门的流激振动响应。但是, 原型观测和水工模型试验存在试验周期长和成本高的缺点, 且所测节点数量往往比较少, 在提供整个流场的详细信息方面显得不足。

为减少时间和成本, 采用数值模拟的方法对水流脉动压力进行计算以制定弧形闸门的初步设计是十分必要的。由于高速水流的复杂性, 脉动压力数值计算难度较大。弧形闸门水流脉动压力的数值求解需要建立三维湍流流场数值模型, 并在时域内迭代求解闸门周围的流场变化, 精细模拟出泄水过程中弧形闸门周围的三维湍流特征, 进而得到作用在闸门面板上的水流压力。刘景等^[11]、杨珂^[12] 和吴昊^[13] 为确定泄洪建筑物的泄流能力和水流流态, 使用 Fluent 软件分别对不同泄水闸的泄流形态进行了三维流场数值模拟。宋伟等^[14] 采用大涡模拟方

收稿日期: 2024-07-17 修回日期: 2024-11-27 网络出版时间: 2024-11-29

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/13.1430.TV.20241129.1355.008>

基金项目: 国家自然科学基金项目(51309038); 湖南省教育厅优秀青年项目(19B014)

作者简介: 吴兵兵(1999—), 男, 安徽合肥人, 主要从事水流与结构相互作用研究。E-mail: 2465608138@qq.com

通信作者: 李小超(1981—), 男, 湖南郴州人, 副教授, 博士, 主要从事水流与结构相互作用研究。E-mail: 36633593@qq.com

法建立二维平面闸门泄流模型研究上下游为有压情况下平面闸门底缘形状对过闸水流结构和底缘压力的影响。Salazar 等^[15]采用有限元方法对 Olina 大坝溢洪道弧形闸门泄流能力进行了数值分析。为了较好地确定入口速度边界,邵园园等^[16]应用重整化群 $k-\varepsilon$ (renormalization group $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$) 湍流模型和 VOF 方法对平板闸门闭门过程的水流流态与闸门底缘压力分布进行数值模拟,探讨了入口速度对水流流态的影响。Erdbrink 等^[17]在进行河口挡潮闸泄流能力分析时,提出采用稳态-瞬态计算相结合的方法进行平面闸门泄流二维流场计算,即将泄流场看成是一个准稳定的流动过程进行稳态计算,将稳态计算得到的入口流速作为瞬态计算的入口边界条件进行非恒定的流场计算。曹慧颖等^[18]采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和流体体积方法 (volume of fluid, VOF) 方法对弧形闸门启闭过程中的动水压力进行了计算。张蕊等^[19]结合刚体移动法、大涡模拟和 VOF 自由追踪法,对平面闸门开启过程中的过闸水流进行三维数值模拟,并采用希尔伯特-黄变换对闸门底缘处过闸水流脉动压力进行时频特性分析,得到了信号的时间-频率-幅值信息。Zhang 等^[20]基于势流理论对闸门振动引起的脉动压力的混沌特性进行了分析,并结合有限元方法对闸门的振动响应进行了计算。现行水工闸门设计规范^[21]采用动力系数法近似考虑压力脉动的影响,动力系数的取值范围根据闸门型式和水流条件选取。综合分析,由于泄水水流的复杂性,作用在弧形闸门上的水流脉动荷载至今不能较可靠地进行理论预测。众多学者通过数值模拟研究了弧形闸门周围流场、平均压力分布、泄流能力等水力特性,但并未对作用在弧形闸门面板上脉动压力进行求解。此外, $k-\varepsilon$ 湍流模型由于具有稳定性好、易于求解等优点,为目前绝大部分弧形闸门泄流流场数值模拟所采用。虽然 $k-\varepsilon$ 模型在预测自由剪切紊流方面表现非常出色,但该模型难以精确计算具有较大逆压梯度或具有强曲率的流动问题,对分离流的预测效果较差,同时 $k-\varepsilon$ 模型通过黏性子层进行积分较为困难^[22-23],其对于水流脉动压力计算求解的适用性并不明确。大涡模拟虽然能够较精细地模拟闸门周围的流场特性,但其计算量较大,对大型弧形闸门进行三维大涡模拟计算仍然存在较大的局限。

结合湍流模型和 VOF 自由液面捕捉方法建立弧形闸门泄流三维流场数值模型,对弧形闸门周围

流场及作用在闸门面板上的水流脉动压力进行深入研究,比较采用不同湍流模型得到的脉动压力计算结果,探讨不同湍流模型对于水流脉动压力计算的适用性,分析弧形闸门周围流场、水流脉动压力的脉动幅值和频率的变化特性,为弧形闸门的安全评估和进流出流条件的改善提供依据。

1 弧形闸门泄流三维流场数值模型

1.1 流体动力学控制方程

水流的运动控制方程为不可压缩流体的连续性方程和雷诺平均 N-S 方程:

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

$$\rho \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \frac{\partial (\rho \overline{u_i' u_j'})}{\partial x_j} + \bar{F}_i \quad (2)$$

式(1)和式(2)为张量表达式,横线表示时均值; $i=1, 2, 3$, x_i 为 i 方向坐标, m; u_i 为沿 i 方向的流速, m/s; F_i 为沿 i 方向的体积力, N; ρ 为流体密度, kg/m³; μ 为流体动力黏度, Pa·s; t 为时间, s; p 为压力, Pa; $-\rho \overline{u_i' u_j'}$ 为雷诺应力项, Pa。采用 Boussinesq 涡黏性假定替代雷诺方程中的雷诺应力项:

$$-\rho \overline{u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (3)$$

式中: μ_t 为涡黏性系数, Pa·s; k 为湍动能, m²/s²; δ_{ij} 为 Kronecker 算子。为了求解控制方程,需要采用湍流模型对涡黏性系数 μ_t 进行求解,目前在 CFD 流场数值模拟中常采用的湍流模型有 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型,本文采用的 $k-\varepsilon$ 湍流模型为标准 $k-\varepsilon$ 模型^[24],其 k 方程和 ε 方程分别为

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \bar{u}_i \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\alpha_k} \right) \nabla k \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (4)$$

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho \bar{u}_i \cdot \nabla \varepsilon = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\alpha_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{C_{1\varepsilon} \varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5)$$

式中: 涡黏性系数 $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$; ε 为湍动能耗散率; α_k 、 α_ε 为普朗特数; $G_k = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}$; C_μ 、 $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 为经验常数。上述各式中的系数取值为 $\alpha_k = 1$, $\alpha_\varepsilon = 1.3$, $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $C_\mu = 0.09$ 。

$k-\omega$ 湍流模型^[24]的 k 方程和 ω 方程分别为

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \bar{u}_i \cdot \nabla k = \nabla \cdot [(\mu + \mu_t \alpha_k) \nabla k] + G_k - C_{1\varepsilon}^* \rho \omega k \quad (6)$$

$$\rho \frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho \bar{u}_i \cdot \nabla \omega = \nabla \cdot [(\mu + \mu_t \alpha_\omega) \nabla \omega] + \frac{C_{1\varepsilon} \omega}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \omega^2 \quad (7)$$

个变量在此的法向分量都为零,且水面位置不随时间的变化而变化。截断面为滑移边界,对称面为对称边界。入口采用速度边界,出口采用压力边界。闸门泄流过程的流场变化是非恒定流过程,初始时刻上游入口的流速较难确定。为较好地确定入口处的边界条件,采用稳态计算和瞬态计算两个连续的运算步骤进行,其中稳态计算的目的是准确获取瞬态计算所需的初始入口流速。稳态计算和瞬态计算采用的边界条件除下游自由面不同外,其余均相同。稳态计算时下游自由水面采用刚盖假定方法,瞬态计算时下游采用 VOF 方法进行自由液面追踪。

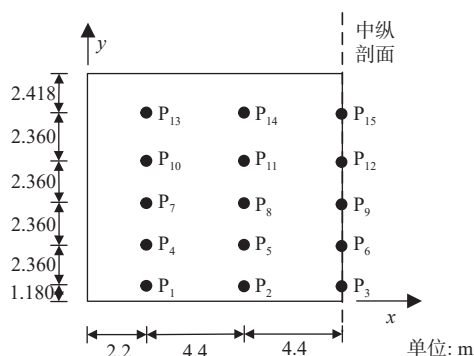


图 2 闸门面板上的压力点设置(上游视角)

Fig. 2 Pressure point on the gate panel (from an upstream perspective)

稳态计算时在入口处先假定一个流速 u_0 ,出口处水压按静水压强给定,即 $p_0 = \rho g(h_2 - y)$,式中, h_2 为下游水深, y 为距离底部的高度,下游自由水面压力设置为压力零点,通过迭代求解直至上游入口处自由表面相对压力为零,使流场达到稳定,此时得到的入口流速用于确定瞬态计算所需的入口初始条件。稳态计算所需的入口平均流速 u_0 可根据经典闸孔出流公式进行估算。

在入口处,对于 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型,水流湍流强度均设定为 0.05,湍流长度尺度均设定为 0.004 m。在近壁面区域, $k-\varepsilon$ 湍流模型使用壁函数进行处理, $k-\omega$ 湍流模型可以在壁面积分,能够与无滑移条件一致,在壁面处所有流速分量均为零,因此壁面处 $k=0$,相应的 ω 边界条件为

$$\lim_{l_w \rightarrow 0} \omega = \frac{6\mu}{\rho\beta_0 l_w^2} \quad (10)$$

式中: l_w 为与最近壁面的距离,m; $\beta_0 = \frac{13}{125}$ 。

1.5 网格划分与数值求解

采用有限体积法对计算域离散,计算网格采用四面体网格,对于上下游远离闸门的区域采用较

粗的网格,在固体壁面附近网格进行加密处理。由于弧形闸门和底坎几何形状较为复杂,在壁面附近网格划分为规则的结构化网格存在一定的困难,因而采用四面体网格。为准确模拟近壁区的流速梯度,壁面附近网格尽量保持规则的分层,使网格接近结构化网格的特点。基于 $k-\omega$ 模型,选取枢纽正常蓄水位 29.7 m、坝下水位为 24.78 m、闸门开度 e 为 1.31 m 的工况进行网格无关性研究,采用 62 311、102 456、157 587、206 856 这 4 种网格数量进行计算,结果表明网格数量为 157 587 和 206 856 时压力值接近,本文采用网格数量为 157 587 时的网格划分进行计算。对于离散后的流体控制方程,稳态计算采用 SIMPLE 算法、瞬态计算采用 PISO 算法。

2 计算结果与分析

2.1 湍流模型选择和模型验证

选取上游水位为枢纽正常蓄水位 29.7 m、坝下水位为 24.78 m、闸门开度 e 为 1.31 m 的工况进行计算,此时对应的上游水深 h_0 为 14.20 m,下游水深 h_2 为 9.28 m,闸门前水深 h_1 (从底坎顶部起算)为 11.2 m,闸门相对开度 e/h_1 为 0.12。在该工况下,分别采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型对闸门泄流流场和作用在弧形面板上的流体压力进行计算。

图 3 给出了采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型计算得到的不同时刻 $x=2.2$ m 纵剖面流场,图中蓝色部分为水,上方浅绿色为空气。2 个湍流模型得到的流场整体上非常相似,两者主要的差别在于在固体壁面附近 $k-\varepsilon$ 湍流模型计算得到的水流流速整体略大于 $k-\omega$ 湍流模型得到的水流流速。在泄流的初始时段[图 3(a)],闸门开启后流体快速地向闸门底部汇聚,然后绕过闸门,在闸门后方以射流的形式向上方扩散,在泄流过程中,由于惯性,面板前的流体不断冲击闸门面板,导致冲击压力的产生。随着泄流过程的发展,进入稳定泄流阶段后[图 3(g)],闸门上部流体由于闸门的阻挡,形成较大的逆压梯度,流动向上卷曲,在闸前形成较大的逆时针漩涡。闸门下方的流体速度不断增大,从闸门底部冲泄出来的流体不再向上方扩散,而是紧贴底坎溢流面向下游方向流动,沿底坎冲出一段距离后,由于过水面积增大,流速迅速下降,形成逆压梯度,水流向上卷曲,与底坎分离,形成逆时针漩涡。同时,闸门下游水面线发生变化,形成水跃。

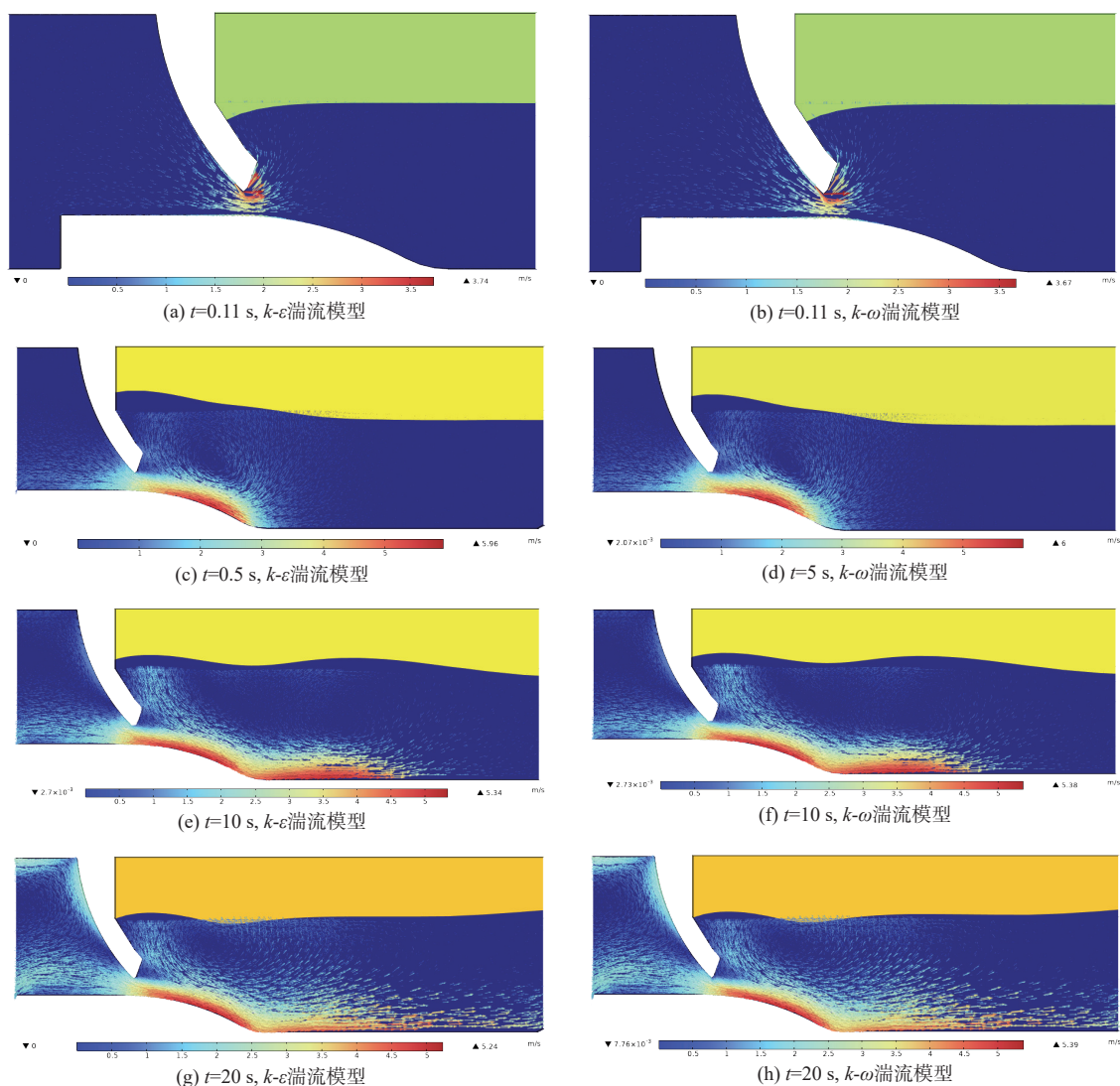


图3 采用不同湍流模型得到的不同时刻纵剖面流场

Fig. 3 Flow field diagrams of longitudinal profile at different times using different turbulence models

图4给出了分别采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型计算得到的 P_1 点处流体压力,由于初始时段的峰值压力远大于稳定泄流阶段的压力值,将各点压

力随时间变化过程按0~5 s和5~30 s这两个不同时段分别进行了绘制,图中 P 为压强、 t 为时间。

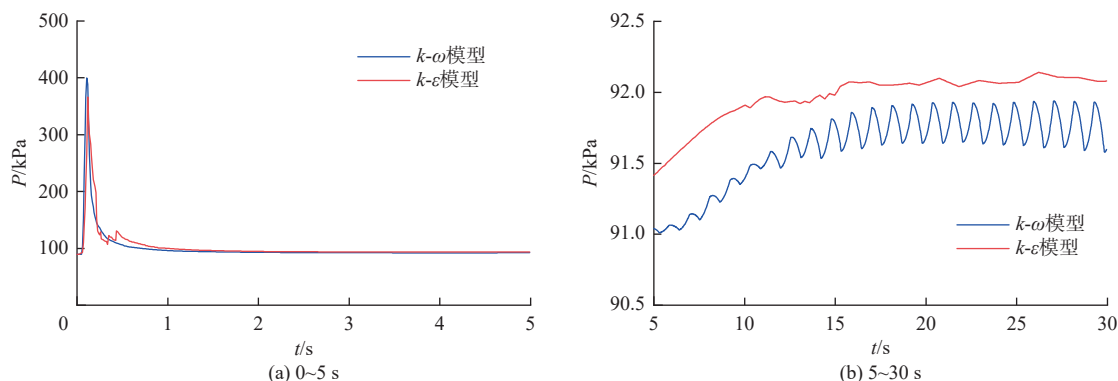


图4 采用不同湍流模型得到的 P_1 点处0~30 s压力时程曲线

Fig. 4 Pressure time history at point P_1 from 0 to 30 s using different turbulence models

在闸门开启初始时段的0.5 s内两个湍流模型得到的作用在面板上的流体压力都出现了一个非常大的短时冲击压力峰值,之后压力都下降到某一

较低值,随后逐渐增大,进入稳定泄流阶段后两个湍流模型得到的流体压力变化特征明显不同。在泄流初始时段产生的冲击压力是面板前的流体由

于惯性不断冲击闸门面板产生的。 $k-\varepsilon$ 湍流模型得到的冲击压力峰值为 366.00 kPa; $k-\omega$ 湍流模型得到的冲击压力峰值为 399.44 kPa, 比 $k-\varepsilon$ 湍流模型得到的大。在稳定泄流阶段 $k-\varepsilon$ 湍流模型得到的压力随时间基本保持不变, 而 $k-\omega$ 湍流模型得到的压力表现为在某一压力时均值附近周期性的脉动。因此, $k-\varepsilon$ 湍流模型不能捕捉到稳定泄流阶段由于流场变化引起的压力脉动行为, $k-\omega$ 湍流模型能够得到压力的脉动特征。考虑到 $k-\varepsilon$ 和 $k-\omega$ 两种湍流模型得到的主流区流场非常相似, $k-\varepsilon$ 湍流模型未能得到脉动压力结果的原因主要与近壁处理方式有关, 即采用壁函数法进行近壁处理时将难以得到脉动压力的准确结果, 这体现出脉动压力的产生与弧形面板附近边界层内的流动密切相关。此外, 考虑到弧形闸

门上下游均存在较大逆压梯度, $k-\varepsilon$ 湍流模型对于弧形闸门脉动压力的数值模拟并不合适。

表 1 将使用 $k-\omega$ 湍流模型得到的稳定泄流阶段水流脉动压力均方根值与李小超等^[7] 的物理模型实验结果进行了比较。物理模型实验在宽 1.2 m、深 1.0 m、长 26 m 的水工试验水槽内进行, 实验是在保持上下游水位不变的情况下将闸门缓慢打开至预定开度, 待水流稳定泄流后进行压力测试。表中压力均方根值为各点压力减去静水压力后的脉动压力均方根值, 除 P_3 点处两者偏差较大(相对误差为 15.2%)外, 其余各点相对误差均在 9% 以内, 数值计算得到的脉动压力均方根值与物理模型实验结果吻合较好, 表明 $k-\omega$ 湍流模型能够较准确地计算作用在闸门面板上的脉动压力。

表 1 数值模拟得到脉动压力均方根值与物模实验结果的比较

Tab. 1 Comparison of root mean square of fluctuating pressure between numerical simulation and experiments						单位: kPa	
压力点	物模实验	数值模拟	压力点	物模实验	数值模拟	压力点	物模实验
P_1	0.318	0.291	P_6	0.248	0.251	P_{11}	0.251
P_2	0.305	0.291	P_7	0.258	0.251	P_{12}	0.265
P_3	0.342	0.290	P_8	0.241	0.252	P_{13}	0.273
P_4	0.249	0.255	P_9	0.246	0.253	P_{14}	0.275
P_5	0.242	0.250	P_{10}	0.279	0.265	P_{15}	0.270
							数值模拟

2.2 下游水位的影响

为探究下游水位变化对闸门脉动压力的影响, 在上游库水位保持为正常蓄水位且闸门开度不变的情况下改变下游水位(水深), 计算下游不同水位(水深)时闸门泄流流场和作用在闸门面板上的流体压力。计算时闸门开度 e 为 1.31 m, 下游水深 h_2 分别为 9.28、8.28、6.50、4.50 m, 根据闸孔收缩断面水深与跃后共轭水深之间的大小关系判定闸孔出流形式, h_2 为 9.28 和 8.28 m 时闸孔出流形式为淹没出流, h_2 为 6.50 和 4.50 m 时闸孔出流形式为自由出流。

图 5 为不同工况下各压力点冲击压力峰值, 可以看出, 同一工况下各压力点冲击压力峰值较为接近, 冲击压力峰值较大, 在 350~900 kPa, 同一工况下各压力点冲击压力峰值较为接近, 表明冲击压力峰值在面板上的分布较均匀。泄流初始时段的冲击压力峰值随上下游水位的降低而增大, 这主要是由于在上游库水位不变情况下, 下游水位越低, 上下游水位差越大, 泄流初始时段流体惯性也越强, 因而产生的冲击压力也越大。

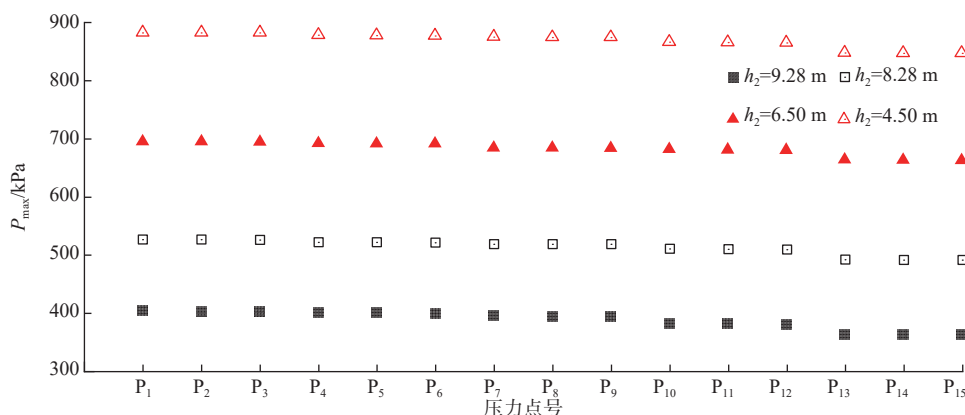


图 5 各压力点冲击压力峰值

Fig. 5 Peak impact pressure at different points

图6给出了不同工况下得到的水流脉动压力时程曲线,在稳定泄流阶段,无论闸孔出流形式是淹

没出流还是自由出流,作用在面板上的流体压力脉动曲线均不规则,表现出明显的随机脉动特性。

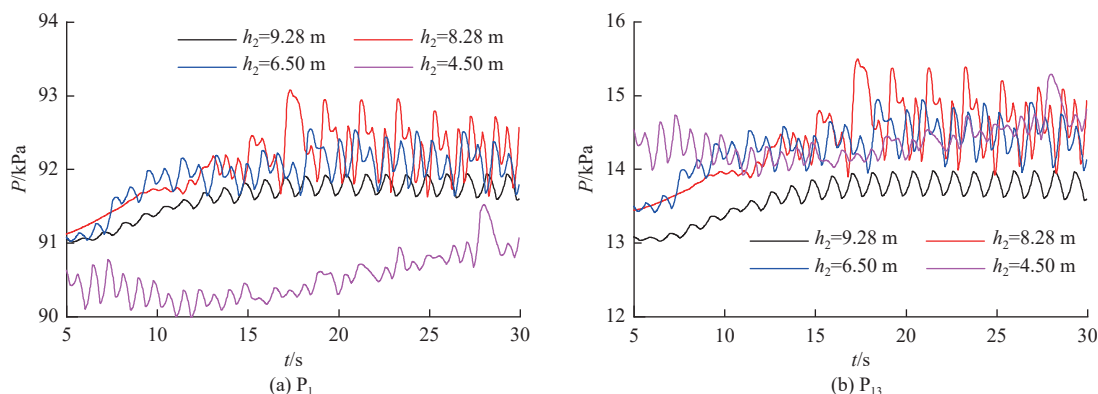


图6 不同工况下 P_1 和 P_{13} 压力点 5~30 s 压力时程曲线

Fig. 6 Pressure time history for point P_1 and P_{13} from 5 to 30 s under different operating conditions

图7为不同工况下各压力点脉动压力均方根值,可以看出,面板上各点脉动压力均方根值较为接近,脉动压力均方根值受闸孔出流形式和上下游水位

差的影响:在淹没出流条件下,上下游水位差越大,脉动压力均方根值越大;在自由出流条件下,上下游水位差越大,脉动压力均方根值越小。

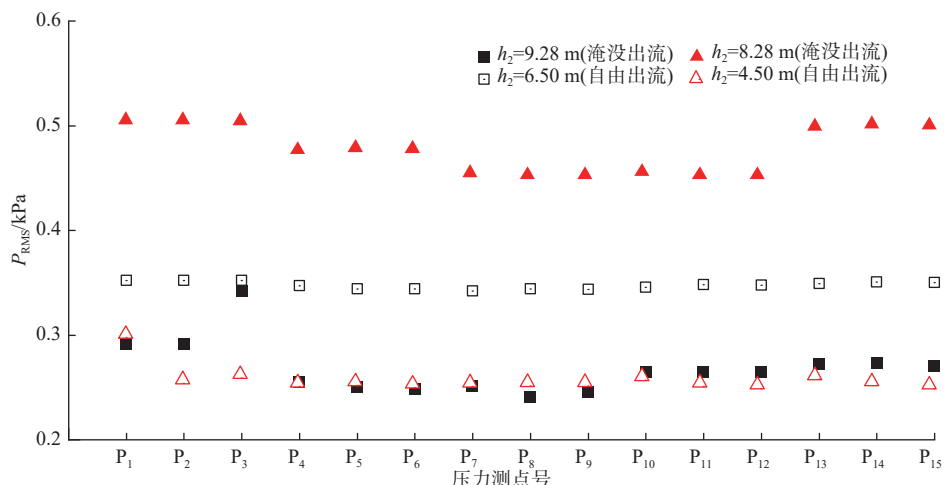
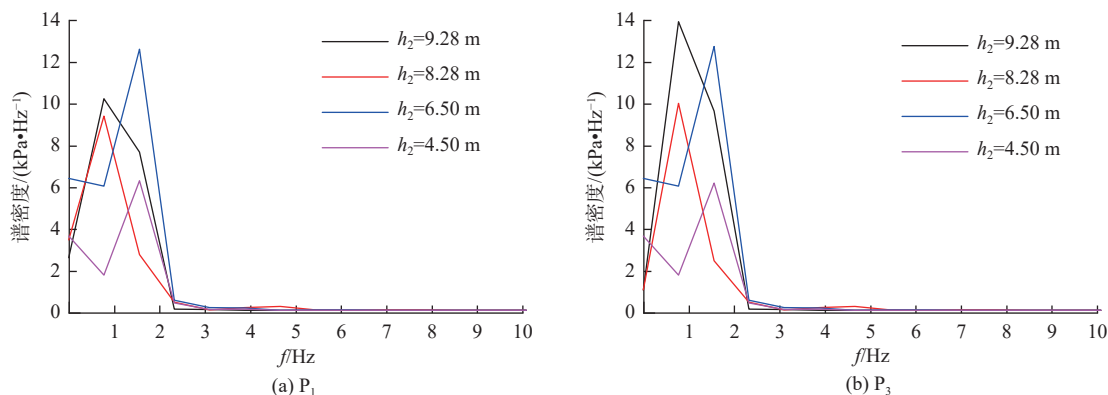


图7 不同工况下各压力点脉动压力均方根值

Fig. 7 Root mean square of fluctuating pressure at different points under different operating conditions

图8给出了不同工况下面板上不同压力点的脉动压力功率谱,频谱图均表现出窄谱特征,脉动压力的频率成分集中在 2.30 Hz 以内,为低频脉动。同一工况下各压力点的脉动压力优势频率相同,淹没出流的两个工况下压力脉动优势频率均为

0.78 Hz,自由出流的两个工况下压力脉动优势频率均为 1.56 Hz,压力脉动的优势频率与上下游水位差无关,主要取决于闸孔出流形式,自由出流时的压力脉动优势频率要大于淹没出流时的。



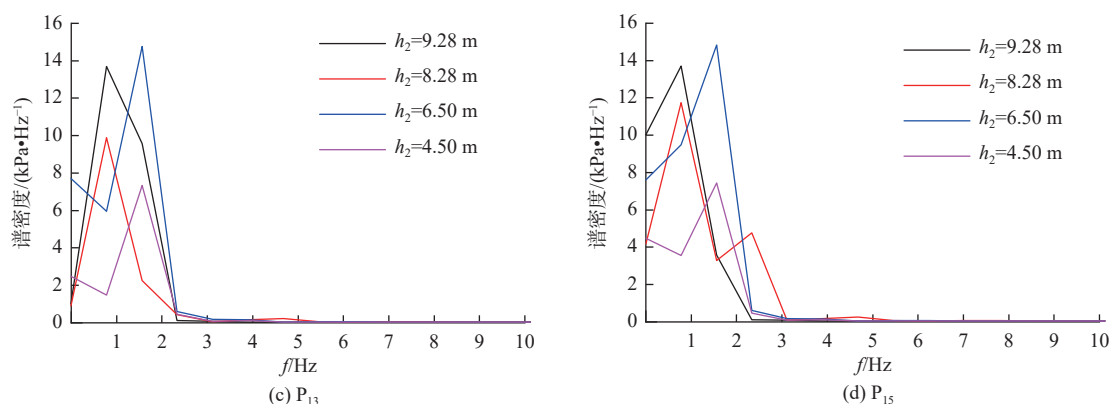
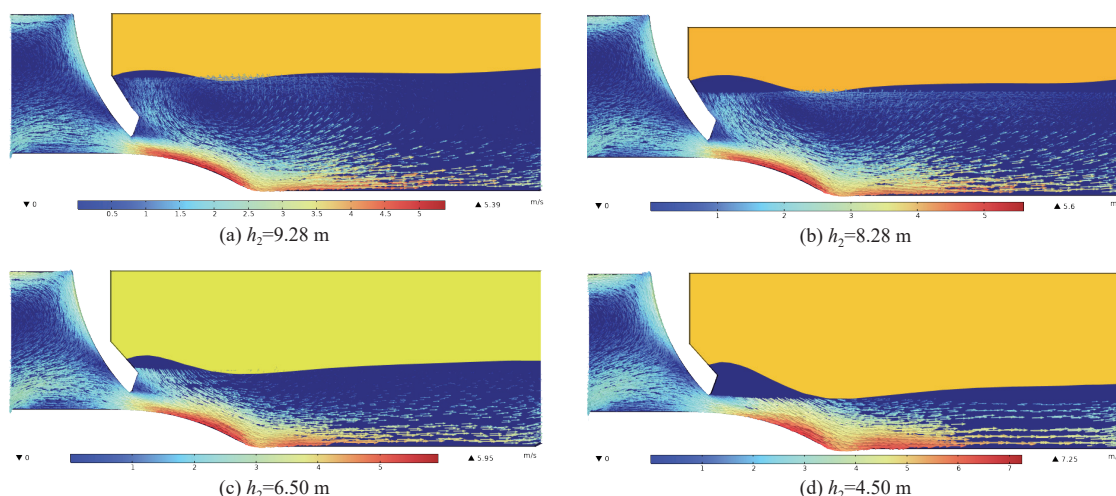


图 8 不同工况下不同压力点的脉动压力功率谱

Fig. 8 Power spectrum of fluctuating pressure at different points under different operating conditions

为分析下游水位对流场的影响及水流脉动压力变化机理,进一步分析不同工况下闸门周围的流场变化。图 9 为不同工况下 $t=20$ s 时稳定泄流阶段的流场图,可以看出:在稳定泄流阶段,无论闸孔出流形式是淹没出流还是自由出流,闸门前均会形成一个较大的逆时针漩涡。在淹没出流条件下,闸后形成了一个较大逆时针漩涡;但在自由出流条件下,

下游水深沿程变化幅度较小,流体基本顺着底床流动,未发生明显的流动分离,因而闸后未出现漩涡。比较淹没出流和自由出流时的流场和脉动压力变化特征可以看出,闸门面板脉动压力的产生主要与闸前漩涡的形成有关,闸孔出流形式的变化会使压力脉动优势频率发生变化。

图 9 各工况下 $t=20$ s 时的流场图Fig. 9 Flow field diagrams at $t=20$ s under different operating conditions

3 结论

本文建立了弧形闸门泄流三维流场数值模型,以湘江长沙综合枢纽工程低水头弧形闸门为对象,分别采用 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 $k-\omega$ 湍流模型对弧形闸门泄流进行了三维数值模拟,确定了适合于弧形闸门脉动压力计算的湍流模型,分析了不同下游水位时闸门泄流过程中的流场变化和作用在面板上的流体脉动压力变化,主要结论如下:

脉动压力的产生与弧形面板附近边界层内的流动密切相关,合理选择湍流模型和近壁区处理方式对于脉动压力计算结果的正确性极为重要。 $k-\varepsilon$ 湍

流模型与壁函数相结合的方法不能捕捉到稳定泄流阶段闸门面板上的压力脉动行为,而 $k-\omega$ 湍流模型与壁面积分结合的方法不仅能够得到闸门周围较好的流场结果和初始时段的冲击压力,而且能准确计算稳定泄流阶段闸门面板上的脉动压力,因此 $k-\omega$ 湍流模型适合于涉及脉动压力的数值模拟研究。

从闸门开始泄流到稳定泄流,作用在弧形闸门面板上的水流压力表现为初始阶段存在一个较大的冲击压力,之后下降到某一较低值,随后逐渐增大,经历小幅增大后最终维持在时均压力附近周期性地脉动。闸门初始泄流阶段出现的冲击压力峰值较大,对于闸门结构的安全有重要的影响。冲击

压力峰值和上下游水位差有关,上下游水位差越大,冲击压力的峰值越大。

在稳定泄流阶段,闸前会形成一较大的漩涡,该漩涡是引起闸门面板上压力脉动的主要原因,因而也将成为诱发闸门振动的主要动力源。闸门面板脉动压力均方根值受闸孔出流形式和上下游水位差的影响:在淹没出流条件下,上下游水位差越大,脉动压力均方根值越大;在自由出流条件下,上下游水位差越大,脉动压力均方根值越小。同一工况下面板上各压力点的压力脉动优势频率相同,其值主要取决于闸孔出流形式,与上下游水位差无关。在淹没出流条件下,闸后会形成一较大的逆时针漩涡,但在自由出流条件下闸后不会形成明显的漩涡,自由出流时的压力脉动优势频率大于淹没出流时的。考虑到闸门结构的自振频率通常高于水流脉动压力的优势频率,因此选择下游水位较高时开启闸门有利于避免共振的发生。

参考文献:

- [1] XU C, LIU J, ZHAO C, et al. Dynamic failures of water controlling radial gates of hydro-power plants: Advancements and future perspectives[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2023(148): 107168. DOI: [10.1016/j.engfailanal.2023.107168](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2023.107168).
- [2] 马斌, 郭乙良. 水工闸门振动研究现状及发展趋势[J]. *水利水电工程学报*, 2019(2): 55-64. DOI: [10.16198/j.cnki.1009-640X.2019.02.008](https://doi.org/10.16198/j.cnki.1009-640X.2019.02.008).
- [3] 王正中, 张雪才, 刘计良. 大型水工钢闸门的研究进展及发展趋势[J]. *水力发电学报*, 2017, 36(10): 1-18. DOI: [10.11660/slfdbx.20171001](https://doi.org/10.11660/slfdbx.20171001).
- [4] 胡木生, 耿红磊. 小湾水电站泄洪洞弧形闸门原型观测研究[J]. *水电站机电技术*, 2016, 39(2): 49-53. DOI: [10.13599/j.cnki.11-5130.2016.02.015](https://doi.org/10.13599/j.cnki.11-5130.2016.02.015).
- [5] 朱慧, 刘建华, 闵克强. 划子口大跨度弧形钢闸门原型振动观测初探[J]. *江苏水利*, 2023(11): 26-29. DOI: [10.16310/j.cnki.jssl.2023.11.002](https://doi.org/10.16310/j.cnki.jssl.2023.11.002).
- [6] 李小超, 汤凯, 张戈, 等. 边孔弧形闸门水流脉动压力特性研究[J]. *实验力学*, 2015, 30(6): 749-756. DOI: [10.7520/1001-4888-15-057](https://doi.org/10.7520/1001-4888-15-057).
- [7] 李小超, 汤凯, 张戈, 等. 水工弧形闸门水流脉动压力特性的试验研究[J]. *水力发电*, 2016, 42(4): 109-112. DOI: [10.3969/j.issn.0559-9342.2016.04.027](https://doi.org/10.3969/j.issn.0559-9342.2016.04.027).
- [8] 程志新, 张港. 水工弧形钢闸门自振特性研究[J]. *汽车实用技术*, 2020, 45(23): 75-77. DOI: [10.16638/j.cnki.1671-7988.2020.23.024](https://doi.org/10.16638/j.cnki.1671-7988.2020.23.024).
- [9] 李火坤, 练继建. 水工弧形闸门流激振动特性物模-数模联合预测与安全分析[J]. *水力发电学报*, 2007, 26(3): 69-76. DOI: [10.3969/j.issn.1003-1243.2007.03.014](https://doi.org/10.3969/j.issn.1003-1243.2007.03.014).
- [10] 彭思贤, 赵兰浩, 毛佳. 大宽高比弧形钢闸门流激振动数值分析[J]. *水利水电科技进展*, 2022, 42(3): 90-96. DOI: [10.3880/j.issn.1006-7647.2022.03.016](https://doi.org/10.3880/j.issn.1006-7647.2022.03.016).
- [11] 刘景, 李俊杰. 不同开度时溢流坝弧形闸门水流三维数值模拟[J]. *水电能源科学*, 2013, 31(11): 191-194.
- [12] 杨珂. 偏桥水电站泄洪闸泄流三维数值模拟[D]. 咸阳: 西北农林科技大学, 2015.
- [13] 吴昊. 麒麟寺水电站泄洪闸泄流三维数值模拟[D]. 咸阳: 西北农林科技大学, 2017.
- [14] 宋伟, 何士华, 沈春颖. 上下游有压过闸水流数值模拟[J]. *中国农村水利水电*, 2019(12): 118-123. DOI: [10.3969/j.issn.1007-2284.2019.12.025](https://doi.org/10.3969/j.issn.1007-2284.2019.12.025).
- [15] SALAZAR F, MORAN R, ROSSI R, et al. Analysis of the discharge capacity of radial-gated spillways using CFD and ANN: Oliana Dam case study[J]. *Journal of Hydraulic Research*, 2013, 51(3): 244-252. DOI: [10.1080/00221686.2012.755714](https://doi.org/10.1080/00221686.2012.755714).
- [16] 邵园园, 薛海朋, 薛铮, 等. 平板闸门闭门过程水流流态数值模拟研究[J]. *水电与抽水蓄能*, 2023, 9(1): 14-18. DOI: [10.3969/j.issn.2096-093X.2023.01.003](https://doi.org/10.3969/j.issn.2096-093X.2023.01.003).
- [17] ERDBRINK C D, KRZHIZHANOVSKAYA V V, SLOOT P M A. Reducing cross-flow vibrations of underflow gates: Experiments and numerical studies[J]. *Journal of Fluids & Structures*, 2014, 50: 25-48. DOI: [10.1016/j.jfluidstructs.2014.06.010](https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2014.06.010).
- [18] 曹慧颖, 李自冲, 马仁超, 等. 弧形闸门动水启闭力数值模拟[J]. *水利水电技术*, 2016, 47(5): 65-68. DOI: [10.13928/j.cnki.wrahe.2016.05.016](https://doi.org/10.13928/j.cnki.wrahe.2016.05.016).
- [19] 张蕊, 沈春颖, 马江霞. 基于希尔伯特-黄变换的过闸水流脉动压力时频特性分析[J]. *水电能源科学*, 2023, 41(5): 174-177. DOI: [10.20040/j.cnki.1000-7709.2023.20221075](https://doi.org/10.20040/j.cnki.1000-7709.2023.20221075).
- [20] ZHANG B, JING X. Theoretical analysis and simulation calculation of hydrodynamic pressure pulsation effect and flow induced vibration response of radial gate structure[J]. *Scientific Reports*, 2022, 12(1): 21932. DOI: [10.1038/s41598-022-26470-x](https://doi.org/10.1038/s41598-022-26470-x).
- [21] 中华人民共和国水利部. 水利水电工程钢闸门设计规范: SL 74—2019[S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2019.
- [22] ARGYROPOULOS C D, MARKATOS N C. Recent advances on the numerical modelling of turbulent flows[J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2015, 39(2): 693-732. DOI: [10.1016/j.apm.2014.07.001](https://doi.org/10.1016/j.apm.2014.07.001).
- [23] SIDIK N A C, YUSUF S N A, ASAKO Y, et al. A short review on RANS turbulence models[J]. *CFD Letters*, 2020, 12(11): 83-96. DOI: [10.37934/cfdl.12.11.8396](https://doi.org/10.37934/cfdl.12.11.8396).
- [24] WILCOX D C. Turbulence modeling for CFD[M]. 3r

d ed. La Canada, California, USA: DCW Industries,
2006.
[25] 尹斌勇, 文跃凌, 莫雄, 等. 长沙枢纽枯水期下游超

设计低水位运行的影响及对策 [J]. 水运工程, 2023
(9): 158-164. DOI: [10.16233/j.cnki.issn1002-4972.
2023.09.007](https://doi.org/10.16233/j.cnki.issn1002-4972.2023.09.007).

Numerical simulation of 3D flow field and fluctuating pressure on radial gate under discharge

LI Xiaochao^{1,2,3,4}, WU Bingbing¹, ZHOU Xi¹

(1. School of Hydraulic and Ocean Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;
2. Key Laboratory of Water-Sediment Sciences and Water Disaster Prevention of Hunan Province, Changsha 410114, China; 3. Key Laboratory of
Dongting Lake Aquatic Eco-Environmental Control and Restoration of Hunan Province, Changsha 410114, China; 4. Engineering and Technical
Center of Hunan Provincial Environmental Protection for River-Lake Dredging Pollution Control, Changsha 410114, China)

Abstract: Radial gates are important water retaining and discharging structures in hydraulic engineering. Although radial gates are manufactured to have sufficient stiffness for the design water pressure, large vibrations can be produced due to water pressure fluctuation during discharge causing damage to the gate, especially when the dominant frequency of water pressure fluctuation approaches the natural frequency of the gate, which may cause resonance phenomenon.

The fluctuating pressure of water flow under local opening on the radial gate panel is a frequent cause of gate vibration. In the past few decades, the hydraulic characteristics such as average pressure distribution, discharge capacity and flow field around the radial gate have been widely studied through numerical simulation, but the fluctuating pressure acted on the panel of the radial gate has not been solved yet. In order to calculate the fluctuating water pressure, a numerical model of 3D turbulent flow field around radial gate was established using two-equation turbulent model and volume of fluid method for free surface. Two consecutive runs of a steady-state run and a time-dependent transient run were carried out in order to determine the flow velocity at the inlet. Two turbulence models (i.e., $k-\varepsilon$ turbulence model and $k-\omega$ turbulence model) were applied in the current study, and the accuracy of the $k-\varepsilon$ and $k-\omega$ turbulence models for the simulation of fluctuating pressure was evaluated and discussed. Based on the $k-\omega$ turbulence model, the impact of downstream water level changes on the flow field and fluctuating pressure were investigated.

The generation of fluctuating pressure showed close relation to the flow in the boundary layer near the radial gate panel. Reasonable selection of turbulence models and models with near-wall modifications is extremely important for the accuracy of calculating fluctuating pressure results. The combination of $k-\varepsilon$ turbulence model and wall function was unable to capture the pressure fluctuating behavior on the gate panel, while the $k-\omega$ turbulence model combined with integration method can not only model the flow field around the gate, but also accurately calculate the fluctuating pressure, because of its better performance in the case of boundary-layer flows with a strong adverse pressure gradient.

At the stable discharge stage, a large vortex was formed in front of the gate, was the main cause of the fluctuation of water pressure on the gate panel. The amplitude of water pressure fluctuations was influenced by the outflow form of the gate hole and the water level difference between upstream and downstream. Under submerged outflow conditions, a larger water level difference resulted in a higher root mean square value of fluctuating pressure. Conversely, under free outflow conditions, a larger water level difference led to a lower root mean square value of fluctuating pressure. The dominant frequency of fluctuating pressure at each point on the panel under the same operating conditions was identical and was mainly dependent on the orifice flow pattern of the sluice, but independent of the water level difference between upstream and downstream. Under submerged outflow conditions, a large counterclockwise vortex was formed behind the gate, but under free outflow conditions, no obvious vortex will form behind the gate. The dominant frequency of pressure fluctuation under free outflow conditions was higher than that under submerged outflow conditions.

Key words: radial gate; discharge; turbulence model; fluctuating pressure; vortex