

DOI: 10. 20040/j. cnki. 1000-7709. 2023. 20220420

在役大型水工弧形闸门结构静强度与模态分析

胡耀楹¹, 陈保家^{1,2}, 陈法法^{1,2}, 肖文荣¹, 肖能齐¹, 刘 强¹

(1. 三峡大学水电机械设备设计与维护湖北省重点实验室, 湖北 宜昌 443002;
2. 重庆大学机械传动国家重点实验室, 重庆 400030)

摘要: 为保证在役大型弧形闸门安全稳定运行, 以葛洲坝工程水工弧形闸门为例, 利用有限元分析软件, 按设计水头对其进行静力学强度和模态分析, 得出闸门最大应力集中点及变形情况, 并根据自振频率、振型和最大变形位移判断闸门振动强弱。结果表明, 闸门设计总水压力与理论计算偏差为 4.7%, 在 5.0% 误差控制范围内, 弧形闸门整体最大应力为 373.86 MPa、变形为 12.938 mm, 强度和刚度均能满足现行规范设计要求, 面板底部存在局部应力集中, 闸门整体振动变形量小于 0.508 mm, 振动强度不大, 只有低阶频率出现在水流脉动压力的高能区, 其发生共振的可能性小。

关键词: 弧形闸门; 静力学分析; 模态分析; 振动强弱

中图分类号: TV633⁺.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-7709(2023)01-0181-05

1 引言

据不完全统计, 全国约 9.8 万多座各类水库安装水工闸门近 400×10^4 t, 到 2025 年底前要全面完成除险加固^[1]。目前在役水工金属闸门中有很多已临近或达到折旧年限, 闸门存在极大的安全隐患, 通过有限元分析了解弧形闸门各主要构件的薄弱区域和应力集中点对闸门的安全检测评估十分必要。受早期理论研究和计算工具的限制, 闸门设计主要依据平面体系计算方法^[2], 并未考虑闸门的空腔效应, 不能反映闸门的实际受力情况。弧形闸门是一个复杂的空腔结构体, 运用空腔有限元法对闸门进行数值模拟, 能更为精确地计算闸门的受力状态。目前, 空腔有限元法在弧形闸门三维分析方面的应用逐渐成熟, 但在静力学方面的研究几乎均局限于弧形闸门应力、变形的分析, 其结果是在完全理想的情况下按设计尺寸求得, 相比于实测结果普遍较低。闸门分析最重要的是边界条件即水荷载和网格精度, 为使

水荷载更加符合设计水头条件, 对作用在面板上的静水压力进行准确的理论计算, 其计算结果在误差范围内, 在检查网格质量时, 确保其平均值在接受范围内。为此, 本文以葛洲坝工程水工弧形闸门为例, 利用有限元分析软件对其弧形闸门进行数值模拟, 并结合实际边界条件、完善模型, 按照有限元分析的三大步骤完成弧形闸门的结构静强度分析和模态分析。结果表明, 闸门的强度和刚度满足要求, 振动强度不大, 发生共振的可能性很小。

2 静力学结构强度分析

2.1 闸门整体结构

以葛洲坝大江冲砂闸弧形闸门为例, 闸门孔口型式采用潜孔式, 设计水位 24.5 m, 弧形闸门孔口尺寸净宽 12.0 m, 净高 19.5 m, 支铰中心高程 58.0 m。门体采用主横梁式结构, 支臂采用“H”型等截面直支臂, 纵梁由三根主横梁所支承, 采用单腹板工字型变断面梁。启闭机采用 $2 \times 2\ 000$ kN 固定卷扬机操作。

收稿日期: 2022-03-07, **修回日期:** 2022-04-20

基金项目: 国家自然科学基金项目(51975324); 机械传动国家重点实验室开放基金项目(SKLM-T-MSKFKT-202020); 湖北省重点实验室开放基金项目(2020KJX02, 2021KJX02, 2021KJX13); 武汉科技大学冶金装备及其控制教育部重点实验室开放基金项目(MECOMF2021B04)

作者简介: 胡耀楹(1998-), 男, 硕士研究生, 研究方向为在线监测和可靠性评估, E-mail: 1171535956@qq.com

通讯作者: 陈保家(1977-), 男, 教授, 研究方向为机械装备状态监测、故障诊断及可靠性评估与寿命预测, E-mail: cbjia@163.com

2.2 闸门三维实体模型建立

为方便建模,并精确刻画各部分细节,在建模过程中去除了止水、钢索、行人扶梯等其他不必要结构。闸门结构见图 1,主要包含 7 扇门叶(由 3 根主横梁、23 根水平次横梁、5 根纵梁和 2 根边梁所组成)、两侧的三根臂杆及各定位板。其中,各门叶所包含的隔板、腹板、肋板、节点板及边柱梁、主次横梁和闸门面板之间的连接部位均采用焊接和螺栓连接的方式,并对螺栓连接进行焊死处理。为得到更好的精度和更快的求解速度,简化实体模型,去除一些不影响闸门整体强度的构件,将简化后的模型转换成 .step 格式,导入到有限元软件中。模型三维坐标采用直角坐标系,全局坐标系原点选定在两支铰连线的中点处,水流从上游到下游方向为 x 轴方向,垂直水流方向向上为 y 轴方向,主横梁长度方向为 z 轴方向,模型中所建的直角坐标系符合笛卡尔坐标系右手法则^[3]。

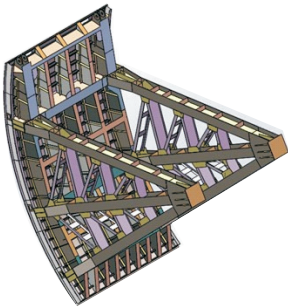


图 1 弧形闸门三维实体模型

Fig. 1 Three dimensional solid model of radial gate

2.3 闸门有限元模型的设置

2.3.1 有限元单元类型选择及网格划分

结构常用的平面单元有 PLANE 42 和 PLANE82,壳单元有 SHELL63 和 SHELL93,实体单元有 SOLID187 等。其中 SOLID187 是具有二次位移模式的高阶三维 10 节点实体结构单元,可更好地模拟不规则形状模型,单元由 10 个节点定义,每个节点在 xyz 方向有 3 个平移的自由度。根据闸门的薄壁结构特点,本文采用 SOLID187 单元。

闸门采用 Q345 钢板,模型选用结构线弹性各向同性材料,密度取 $7\ 850\ \text{kg}/\text{m}^3$,弹性模量为 $2.0 \times 10^5\ \text{MPa}$,泊松比为 0.3。

由于闸门的主体结构非常复杂,且尺寸很大,因此使用六面体网格很容易出现各种各样的缺陷,故对其整体均采用基于协调分片算法的四面体网络划分。最终生成的有限元模型共有节点 2 390 042 个,单元 1 195 892 个,网格 Skewness 是最基本的网格质量检查项,其值位于 0~1 之

间,越小越好。一般情况下小于 0.7 的网格均可接受,其平均值为 0.68 731,满足分析要求。闸门的网格划分见图 2。

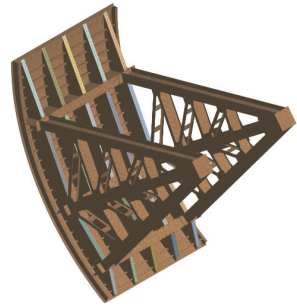


图 2 闸门网格划分

Fig. 2 Gate meshing

2.3.2 模型约束设置及荷载施加

弧形闸门在实际工程中除了检修、泄洪和冲砂外,长期处于关闭挡水状态。根据其实际工况,面板底部受到地面的支撑即面板底部约束 y 方向位移为 0,如图 3 位移约束 A,支铰座底部进行固定约束 B,由于拉索绳的约束此时对闸门的整体分析影响不大,则不考虑吊耳处的约束,为模拟坝体两侧对闸门的约束,门叶的边梁处设置沿水流方向和垂直水流方向的位移约束 C。除此之外闸门的所有节点均设置成自由节点。闸门约束设置情况见图 3。

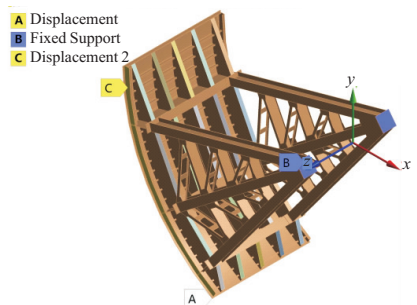


图 3 闸门约束设置

Fig. 3 Gate constraint settings

因葛洲坝地段处于平原地区,闸门处于少震区,且风浪很小,故其地震载荷和风压力的影响可忽略不计,在闸门处于静态挡水状态时,主要承受的荷载为静水压力和自重,其中静水压力是以闸门的设计水头 24.5 m 加载,将静水压力直接加载于面板的迎水面上,闸门载荷加载见图 4。

根据《水利水电工程钢闸门设计规范》^[4]静水压力公式,上游水平分力 P_s :

$$P_s = \gamma(H_s + H'_s)hB/2 \quad (1)$$

式中, γ 为水的重度,一般淡水可取 $10\ \text{kN}/\text{m}^3$,海水可取 $10.4\ \text{kN}/\text{m}^3$,含沙水按试验确定; H_s 为上游水头 24.5 m; H'_s 为上游水头与闸门高度的差值; h 为闸门高度 19.5 m; B 为孔口宽度 12 m。

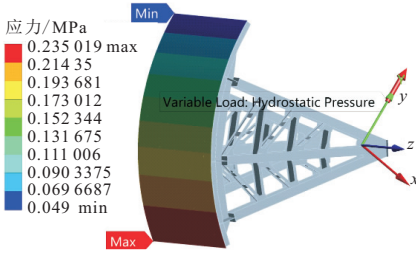


图 4 闸门荷载加载图

Fig. 4 Gate load diagram

上游垂直分力 V_s :

$$V_s = \frac{1}{2} \gamma R^2 \left[\frac{\pi \varphi}{180} + 2 \sin \varphi_1 \cos \varphi_2 - \frac{1}{2} (\sin 2\varphi_1 + \sin 2\varphi_2) + \frac{2H'_s}{R} (\cos \varphi_1 - \cos \varphi_2) \right] B \quad (2)$$

其中 $\varphi = \varphi_1 + \varphi_2$

式中, R 为弧门面板曲率半径 22 m; φ_1 为支铰中心高程与闸门高度的夹角 7.84° ; φ_2 为支铰中心高程与孔口低坎高程的夹角 48.59° 。

因孔口低坎高程为 41.5 m, 下游设计水位为 39 m, 所以下游无对弧形工作钢闸门的水压力作用。水压力合力 P 为:

$$P = \sqrt{P_s^2 + V_s^2} \quad (3)$$

总水压力与水平线夹角 θ 为:

$$\theta = \arctg(V_s/P_s) \quad (4)$$

表 1 为静水压力计算主要参数值。由表 1 可知, 闸门总水压力为 3 880 t, 设计压力作用线与水平线夹角为 $26^\circ 18'$ 。与理论计算的偏差值为 4.7%, 因为在进行理论计算时, 静水压力荷载作简化处理, 闸门面板近似的视为平面, 水压力沿水深方向是以三角形线性荷载的形式施加于面板上。按照此处理方式计算出来的结果偏大, 但偏差值控制在 5% 之内^[5]。

表 1 静水压力计算主要参数值

Tab. 1 Main parameter values of hydrostatic pressure calculation

参数	计算值	参数	计算值
上游水平分力 P_s /kN	34 515	总水压力 P /kN	39 819.41
上游垂直分力 V_s /kN	19 857	总水压力与水平线夹角 $\theta/(^\circ)$	29.9°

3 有限元计算结果

3.1 应力计算结果

根据规范^[4], 大江冲砂闸复核计算时容许应力调整系数 K_1 取 0.9。由于大江冲砂闸服役多年, 属于老旧设备, 复核计算时容许应力折算系数 K_2 取 0.9。总容许应力调整系数 $K = K_1 K_2 = 0.9 \times 0.9 = 0.81$ 。对于面板而言, 因为面板直接

与水流接触, 大部分的水压力均由面板承受, 所以面板是承受水压力的主要构件, 需有较大的抗压、拉弯能力。研究表明^[6], 当最大弯矩应力点到达结构钢的屈服点时, 面板的承载能力还有很多冗余, 随着荷载继续增加到设计荷载的 3.5~4.5 倍时, 面板跨中部分才开始进入弹塑性阶段。这就表明了钢结构面板在受力过程中具有很大的强度储备。因而在计算面板的许用应力时, 可允许面板在最大应力周围的局部范围进入弹塑性阶段, 所以应该将面板的容许应力 $[\sigma_0]$ 乘以大于 1 的弹塑性调整系数以提高强度, 按下式计算:

$$[\sigma] = 1.1\alpha[\sigma_0] \quad (5)$$

式中, α 为弹塑性调整系数, 当 $b/a \leq 3$ 时, $\alpha = 1.5$; 当 $b/a > 3$ 时, $\alpha = 1.4$ (a 为面板短边, b 为面板长边)。

大江冲砂闸弧形闸门主要结构材料及容许应力见表 2。

表 2 弧形钢闸门材料的容许应力

Tab. 2 Allowable stress of radial steel gate material

闸门主要构件	原设计厚度/mm	材料	$[\sigma_0]$ /MPa	$[\sigma]$ /MPa
面板	18	16 Mn	225	371.25
主梁腹板	24	16 Mn	225	182.00
主梁翼缘	30	16 Mn	225	182.00
支臂腹板	30	16 Mn	225	182.00
支臂翼缘	36	16 Mn	225	182.00

为确定弧形闸门的最危险区域及最大等效应力值, 对其进行后处理分析, 所得到的闸门面板、支臂和主梁等效应力云图见图 5。由图 5(a) 可看出, 闸门应力最危险区域位于面板底板处, 应力的分布呈现出从上到下逐渐递增的趋势。面板最大应力为 373.86 MPa, 发生在面板底部靠近边梁、横纵梁相交处, 且横纵梁交叉附近的应力大于周围区域应力。虽然面板的最大应力超过了表 2 中 16 Mn 钢板调整后的局部承载压力最大许用应力, 但在进行有限元软件分析大型装配体模型时,

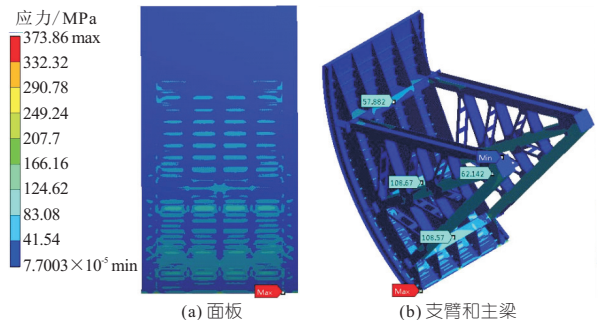


图 5 面板、支臂和主梁等效应力云图

Fig. 5 Equivalent stress nephogram of panel and support arm and main beam

一些相邻的主要构件的几何边缘难免会出现局部应力集中的现象,若最大应力点的值在合理范围内且局部应力集中部位不是特别关注构件,一般会将局部应力集中当作“应力奇异点”忽略。且根据圣维南原理,零件结构的边缘部位的突变而产生的局部应力集中不会影响钢结构的整体受力情况,16 Mn 钢为塑性材料,塑性材料有很强的局部塑性变形能力,当塑性材料受到较大荷载产生的局部应力集中,结构会因自身的局部塑性变形使应力集中得到极大的衰减,故闸门整体的安全性不会受到局部应力集中的影响^[7]。由图 5(b)可看出,支臂和主梁的应力较小,且均在表 2 容许应力范围内,满足闸门强度要求。

3.2 变形计算结果

闸门因两侧坝体的约束,整体以向内收缩为主,面板连同纵梁沿负方向发生位移,面板由于静水压力的作用呈现“凹陷”情况。闸门结构最大位移值为 12.938 mm,出现在面板的迎水面上。闸门整体变形见图 6。由图 6 可知,闸门总体变形较小,根据规范^[4],潜孔式工作闸门和事故闸门

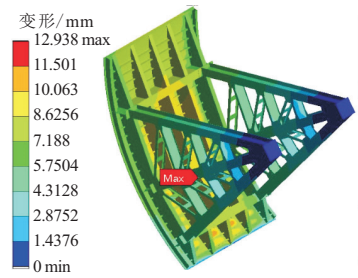


图 6 闸门整体变形云图

Fig. 6 Nephogram of overall deformation of gate

主梁的最大挠度应小于 $l/750 = 16$ mm,其中闸门的计算跨度 l 为 12 000 mm。闸门最大变形在规范许可范围内,闸门刚度满足规范^[4]要求。

图 7 为上、中、下三个主横梁腹板跨中位移路径云图。由图 7 可知,主横梁变形以弯曲变形为主,其上、中、下主梁的总位移变形规律一致,在主梁与支臂相连接接触的位置总位移值较小,主梁的跨中位置挠度最大,上、中、下主梁的最大位移分别为 8.961 6、9.585 9、8.511 1 mm,均出现在主梁的跨中位置。主梁最大变形满足规范^[4]要求,小于容许位移值 16 mm^[8]。

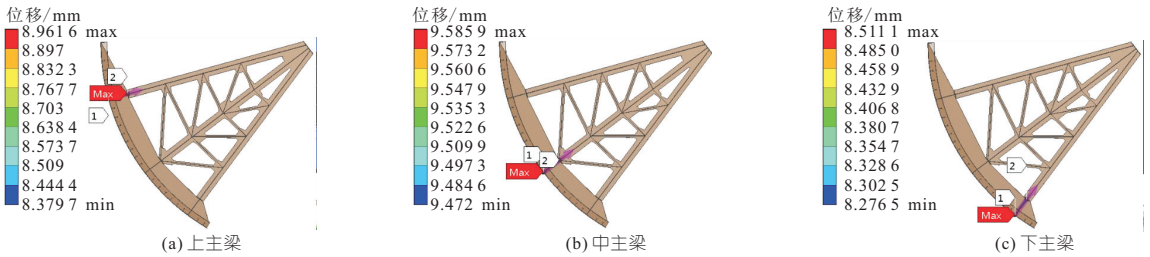


图 7 上、中、下主梁腹板跨中位移路径云图

Fig. 7 Nephogram of mid span displacement path of upper girder web, middle girder web and lower girder web

3.3 模态分析

通过模态分析所得到的闸门的前 10 阶模态参数见表 3。由表 3 可看出,闸门整体的振动主要是面板和支臂的局部振动,特别是支臂构件,在启闭过程中很容易出现支臂失稳现象。门叶面板

表 3 弧形闸门固有频率、振型和最大位移

Tab. 3 Natural frequency, vibration mode and maximum displacement of radial gate

阶次	频率 /Hz	振型描述	最大变形位移值/mm
1	1.400	门叶整体绕支铰扭转振动	0.080
2	2.007	面板上端侧向振动	0.134
3	2.368	面板下端侧向振动	0.144
4	15.614	支臂异向侧向振动	0.175
5	16.862	支臂同向侧向振动	0.181
6	17.859	支臂扭转振动和面板顶端跨中局部振动	0.199
7	18.710	支臂扭转振动和面板顶端两侧局部振动	0.203
8	19.779	支臂扭转振动和面板顶端振动	0.306
9	20.506	纵梁的中间局部振动	0.763
10	20.607	纵梁的中间局部振动	0.754

的振动主要出现在低阶,表现为扭转或侧向振动,中阶时主要是支臂的侧向振动,而在接近 8 阶时,主要是面板和支臂的混合振动。通过振型描述可看出,不同阶数发生的振动构件和部位均不相同,相同部位振动的阶数所对应的频率非常接近。

闸门整体振动发生的位移比较小,根据美国阿肯色河通航枢纽中提出的以振动位移均方根值来判断水工钢闸门振动强弱的标准^[9],即忽略不计振动(0~0.050 8 mm)、振动微小(0.050 8~0.254 mm)、振动中等(0.254~0.508 mm)和振动严重(大于 0.508 mm)。按照减半原理对表 3 中的数据计算其平均位移^[10],1~8 阶均在振动微小的范围内,其 9 阶的最大变形位移减半为 0.38 mm,也在中等范围内,故闸门整体的振动还比较微小。

目前通过对 29 扇钢闸门统计、文献查询和模型试验资料分析^[11]可知,水流主频率在 0~10 Hz 区间内约占总数的 48.5%,频率在 10~20 Hz 区间内的约占总数的 44.5%,而频率大于 20 Hz

的占比数量非常少。可看出前 8 阶的频率均在水流脉动压力实测频率 0~20 Hz 之间,但水流脉动压力的高能区在 0~2.5 Hz^[12],只有前 3 阶频率在其范围内,考虑到闸门自身质量较大,振动变形量微小,所以激发有害振动的可能性很小。

4 结论

通过有限元分析方法分析了葛洲坝在役水工弧形闸门静强度与模态,得出静水压力的理论计算值与闸门总水压力设计值偏差很小,且在偏差允许范围内,闸门强度和刚度均满足要求,闸门整体振动微小,激发有害共振的可能性很小。

参考文献:

- [1] 杨雨奇. 水利部:我国共有水库 9.8 万多座,将投资近千亿除险加固[EB/OL]//<https://static.cdsb.com/micropub/Articles/202011/eee369cbbcbafe9aa95de32e6871594d.html>, 2022-01-20.
- [2] 朱方,段克让,曹以南. 漫湾弧形闸门三维有限元应力分析[J]. 水力发电学报, 1993(4): 22-32.

- [3] 张雪才,陈丽晔,王正中. 水工弧形闸门结构的 AP-DL 建模方法[J]. 图学学报, 2021, 42(2): 271-278.
- [4] 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.
- [5] 李文娟. 弧形钢闸门三维有限元分析[D]. 南宁:广西大学, 2002.
- [6] 奚肖亚,刘海祥,叶小强,等. 划子口河闸弧形钢闸门三维有限元分析与安全评估[J]. 水利水运工程学报, 2012(5): 36-41.
- [7] 王学亮,杜蔚琼,李东明,等. 弧形钢闸门有限元分析及结构优化[J]. 水利规划与设计, 2020(7): 70-74.
- [8] 中华人民共和国电力工业部. 水利水电工程钢闸门设计规范:DL/T 5039-95[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2013.
- [9] 章继光. 我国闸门振动研究情况综述[J]. 水力发电, 1985(1): 36-42.
- [10] 危文广. 在役弧形钢闸门安全性态综合评估分析研究[D]. 南昌:南昌大学, 2019.
- [11] 《水电站机电设计手册》编写组编. 水电站机电设计手册:金属结构(一)[M]. 北京:水利电力出版社, 1988.
- [12] 焦修明. 弧形闸门动力特性及流激振动研究[D]. 武汉:武汉大学, 2005.

Structural Strength and Modal Analysis of Large Hydraulic Radial Gates in Service

HU Yao-ying¹, CHEN Bao-jia^{1,2}, CHEN Fa-fa^{1,2}, XIAO Wen-rong¹, XIAO Neng-qi¹, LIU Qiang¹

(1. Hubei Key Laboratory of Construction and Hydropower Engineering, China Three Gorges University, Yichang 443002, China; 2. The State Key Laboratory of Mechanical Transmission, Chongqing University, Chongqing 400030, China)

Abstract: To ensure the safe and stable operation of large radial gate in service, taking the hydraulic radial gate of Gezhouba Project as an example, the finite element analysis software was used to analyze the static strength and modal to obtain the maximum stress concentration point and deformation of the gate under the design head condition. The vibration intensity of the gate was judged according to the natural frequency, vibration model and maximum deformation displacement. The results show that the deviation between the total design water pressure of the gate and the theoretical calculation is 4.7%, which is located in the 5% error control range. The overall maximum stress of the radial gate is 373.86 MPa and the deformation is 12.938 mm, meeting the design requirements of the specification. The bottom of the panel exists local stress concentration, the overall vibration deformation of the gate is less than 0.508 mm, and the vibration intensity is small. Only low-order frequencies appear in the high-energy region of the pulsating pressure of the water flow, and the possibility of resonance is small.

Key words: radial gate; static analysis; modal analysis; vibration strength

(上接第 197 页)

Numerical Simulation of Dynamic Air Inlet and Exhaust Coefficient of Air Valve Based on Waterproof Hammer

YUAN Ming-ze, WU Jian-hua, GUO Xiao-xiao, LIU Jin-hao, GENG Zi-jian

(College of Water Resources Science and Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China)

Abstract: In the hydraulic transition calculation of long-distance water transmission pipeline, the intake and exhaust coefficient of air valve is mostly constant. In order to explore the influence of the intake and exhaust coefficient of water hammer air valve on the change of pipeline pressure, the DN100 water hammer air valve was simulated by FLUENT software to obtain the mass flow at -9 kPa -11 kPa, and the dynamic intake and exhaust coefficient curves with different pressure differences were established. Taking Xishan primary water lift pump station as an example, dynamic value and fixed value were adopted for air valve inlet and exhaust coefficient respectively (mean value 0.55) to calculate and compare the transition process. The numerical simulation results show that the improved dynamic inlet and exhaust coefficient of the air valve has little impact on the negative pressure of the pipeline and great impact on the positive pressure. The improved dynamic inlet and exhaust coefficient effectively reduces the pressure fluctuation in the pipeline. In the actual operation of the pump station, it is necessary to pay attention to the positive pressure change of the pipeline, and strengthen protection. The calculation of water hammer prevention should be based on the measured data of air valve inlet and exhaust. The research results can provide some references for the hydraulic transition calculation of air valve in the operation of pump station.

Key words: water hammer air valve; throttle plug; dynamic intake and exhaust coefficient; hydraulic calculation model