

高耸升船机塔柱结构抗风数值风洞模拟

郭博文¹,赵兰浩¹,刘文化²

(1. 河海大学水利水电学院,江苏 南京 210098; 2. 安徽省水利水电勘测设计院,安徽 合肥 230088)

摘要:利用数值风洞模型技术,采用原始不可压缩黏性流体 N-S 方程描述风场的运动,建立合适的计算域边界条件,基于 ADINA 有限元分析软件,提出了一种高耸升船机塔柱结构抗风分析方法,并通过算例验证了该方法的正确性和有效性;结合工程实例,分析了升船机塔柱结构的风致响应,求得升船机塔柱结构风载体型系数,推导了升船机塔柱结构顺风向风振系数表达式,并与规范值进行了对比。数值模拟结果表明:高耸升船机塔柱结构顺风向最大位移出现在其迎风面顶部附近;数值风洞模型计算得到的升船机塔柱结构风载体型系数大于规范值;对于顺风向风振系数而言,在结构高度 90 m 以上区域规范值都偏小。

关键词:升船机;塔柱结构;数值风洞;风致响应;风载体型系数;风振系数

中图分类号:U642.1 **文献标志码:**A **文章编号:**1006-7647(2016)06-0080-06

Numerical wind tunnel simulation of wind resistance for tower structure of high-rise ship lift//GUO Bowen¹, ZHAO Lanhao¹, LIU Wenhua²(1. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Anhui Survey and Design Institute of Water Conservancy and Hydropower, Hefei 230088, China)

Abstract: In this study, numerical wind tunnel simulation technology was used, the incompressible Navier-Stokes equations for viscous fluids were employed to describe the motion of the wind, and appropriate boundary conditions for the computational domain were established. In this way, a new method for wind resistance analysis for a tower structure of a high-rise ship lift was developed based on the ADINA software for finite element analysis. The correctness and validity of this method were verified with an example. Combined with a project case, the wind-induced response of the ship lift tower structure was analyzed, and the wind-load shape coefficient of the ship lift tower structure was obtained, the expression of the downwind vibration coefficient of the ship lift tower structure was derived, and the calculated wind-load shape coefficient and downwind vibration coefficient were compared with the results obtained from the specification. Numerical simulation results show that the downwind maximum displacement of the high-rise ship lift tower structure occurs near the top of its windward side. The wind-load shape coefficient of the ship lift tower structure obtained from the numerical wind tunnel simulation technology is greater than the result obtained from the specification. The downwind vibration coefficient obtained from the specification is lower than that obtained from the numerical wind tunnel simulation for the whole region, except in the region below the elevation of the structure of 90 m.

Key words: ship lift; tower structure; numerical wind tunnel; wind-induced response; wind-load shape coefficient; downwind vibration coefficient

随着我国高水头水利枢纽的建设和内河水运的发展,超大升程垂直升船机越来越受到人们的关注^[1-6],升船机的设计和研究工作也越来越重要,而目前的塔柱结构设计和施工技术还远不能满足相关建设的需要。超大升程垂直升船机塔柱结构属于高耸薄壁结构,对于高耸薄壁结构,风荷载是重要荷载之一。

由于尚无专门针对水工建筑物高耸结构的设计

规范,目前塔柱的抗风设计主要参考 GB5009—2012《建筑结构荷载规范》和 GB50135—2006《高耸结构设计规范》,即依据经验确定风压体型系数、风压高度变化系数、风振系数等,进而确定作用于塔柱结构的风荷载。西南交通大学^[7]对三峡升船机塔柱结构进行了风洞试验,结果表明由风洞试验得到的风载体型系数比 GB5009—2012《建筑结构荷载规范》中给出的高层建筑物风载体型系数小得多,前者只

有后者的 50% 左右,这为三峡升船机塔柱结构抗风分析提供了一定的依据;但风洞试验模型的建立非常困难,不仅费用比较高,制作时间较长,而且还面临一些相似准则不能得到满足等问题。钮新强院士^[8]借用 GB5009—2012《建筑结构荷载规范》中“封闭式对立两个带雨蓬的双坡屋面”的结构形式来确定三峡升船机塔柱结构表面的风载体型系数,然后依照该规范中风荷载的计算方法对其进行了抗风分析;黄光明等^[9]采用同样的方法对景洪水力浮动式升船机塔柱进行了抗风分析,但该做法实际上没有考虑升船机塔柱结构这一“工况复杂”的高耸结构对风荷载特性的影响。由于垂直升船机塔柱是一种特殊的高耸结构,在设计风速和设计风压的确定过程中,不但需要考虑横风向和顺风向作用,而且存在中间船厢通道和顶部机房之间气流的相互干扰,四周受到大坝坝体及上下闸室甚至坝址区局部山谷地形对气流的影响等问题;更重要的是复杂流场与高耸结构之间可能产生涡流并激发涡激振动,尤其是极端风荷载情况下的风动力响应,是一个典型的流固耦合风致振动问题,学科交叉性强的特点使得此问题的研究不够完善。

近年来,随着计算机软硬件技术的发展,数值风洞技术正逐渐成为结构抗风分析的一种重要手段。数值风洞技术是研究结构周围风环境的一种数值模拟技术,发展于 20 世纪 80 年代,研究者基于空气动力学原理,利用计算流体动力学的相关技术,采用数值方法来模拟建筑物附近的流场分布规律,从而形成一门新兴的与许多学科相关的交叉学科——计算风工程 (computational wind engineering, CWE)^[10]。和风洞试验不同,采用数值风洞技术建立的计算模型可以与实际工程保持一致,从而避免了风洞试验因缩尺所带来的误差,同时具有周期短和费用低的优点^[11-12]。

针对目前高耸升船机塔柱结构抗风分析存在的问题,本文采用数值风洞模拟技术,基于 ADINA 有限元分析软件,提出一种高耸升船机塔柱结构抗风分析方法,并结合某工程实例,研究结构在顺风向平均风作用下的风致响应,求解升船机塔柱结构风载体型系数,并推求升船机塔柱结构顺风向风振系数表达式。

1 数值风洞模拟方法

1.1 数值风洞大小的选取

数值风洞大小的选取直接关系到计算精度和计算耗时,数值风洞过小,会影响建筑物表面风压的精度,过大则会增加网格的数量,计算耗时会相应增

加。因此,应选取合适大小的数值风洞,在保证计算精度的前提下缩短计算时间。

经过多次试算,升船机塔柱结构数值风洞尺寸如下:塔柱结构迎风面前方为 $4H$ (H 为升船机塔柱结构的高度),背风面后方为 $8H$,左侧为 $4H$,右侧为 $4H$,上方为 $4H$ 。这样的区域选择既能使流态得到充分的发展,同时又不增加网格的数量。

1.2 计算域网格的离散

计算域网格的优劣会在很大程度上影响数值风洞的模拟结果,网格的尺寸应当精细到足够捕捉诸如剪切层、涡流等物理现象的特征变化,因此,在塔柱结构附近区域,网格要足够密,网格的拉伸率要小于 1.2,这样就能精确地求解壁面边界层内的压力。另外,六面体形状的网格优于四面体形状的网格,并且显示出良好的收敛性。

1.3 边界条件

风场模型入口处给定速度来流边界条件,通常采用指数率的平均风剖面来模拟等效的大气边界层,具体为

$$\frac{\bar{u}(z)}{\bar{u}_{10}} = \left(\frac{z}{z_{10}}\right)^{\alpha} \quad (1)$$

式中: $\bar{u}_{10}$ 为 $z=z_{10}$ 处的参考风速; z 为大气边界层任一点的高度; z_{10} 为标准高度,通常取 10 m; α 为对应于不同地面粗糙度类别的指数。

风场模型出口不施加边界条件,保证自由出流;风场模型顶壁与侧壁面的边界采用滑移边界,壁面上法向速度为零;风场模型底部采用无滑移壁面,在壁面上所有速度为零;固体结构模型底部采用固定约束,所有方向位移为零。

风场模型和固体结构模型交界处采用流固耦合边界条件,具体为

$$\begin{cases} \bar{\delta} = \bar{u} \\ \bar{t}_s = \bar{t}_f \end{cases} \quad (2)$$

式中: $\bar{\delta}$ 、 $\bar{u}$ 分别为流固耦合面上固体的速度和流体的速度; $\bar{t}_s$ 、 $\bar{t}_f$ 分别为流固耦合面上固体的表面应力和流体的表面应力。

1.4 湍流模型的选取

采用标准 $k-\varepsilon$ 模型来求解不可压缩黏性流体 N-S 方程,其湍动能 k 和湍动能耗散率 ε 的控制方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + u_i \frac{\partial k}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \\ &\quad \nu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \varepsilon \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \end{aligned} \quad (3)$$

$$C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \nu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - C_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

其中 $\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$

式中: u_i, u_j 分别为 $x_i (i=1, 2, 3)$ 和 $x_j (j=1, 2, 3)$ 方向上的速度分量; ν 为运动黏度; $\sigma_k, \sigma_\varepsilon, C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_\mu$ 均为经验常数, 其中 $\sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3, C_{1\varepsilon} = 1.44, C_{2\varepsilon} = 1.92, C_\mu = 0.09$ 。

2 算例验证

针对文献[13]中所研究的实例, 建立 $6\text{ m} \times 6\text{ m} \times 6\text{ m}$ 立方体数值风洞模型, 如图1所示, 其迎风面前方约为 24 m , 塔柱背风面后方约为 48 m , 左侧约为 24 m , 右侧约为 24 m , 上方约为 24 m , 离散网格为六面体网格, 其中流体单元总数为 $142\,944$, 固体单元网格总数为 $27\,000$, 最大网格尺寸为 1.67 m , 最小网格尺寸为 0.2 m ; 边界条件按照1.3节设置, 基本风压取 0.4 kPa , 对应的 10 m 高度处平均风速约为 25 m/s , 地面粗糙度指数取 0.16 (B类地面), 风向角为 90° (垂直入射), 湍流模型采用标准 $k-\varepsilon$ 模型, 立方体材料采用混凝土材料, 其弹性模量为 25 GPa , 密度为 $2\,500\text{ kg/m}^3$, 泊松比为 0.167 。基于 ADINA 有限元分析软件进行数值风洞计算。图2给出了流场速度矢量云图, 可以看出立方体后方出现了明显的漩涡回流, 与实际情况相符。

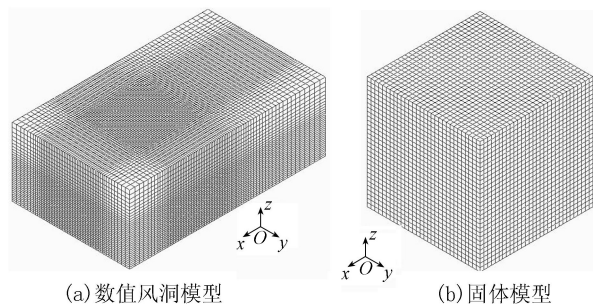


图1 $6\text{ m} \times 6\text{ m} \times 6\text{ m}$ 立方体数值模型

为与风洞试验和现场实测的结果作对比, 重点分析立方体沿流向中心线上的平均风压系数。风压系数的计算公式为

$$C_{pi} = \frac{P_i - P_\infty}{0.5 \rho \bar{v}_{10}^2} \quad (5)$$

式中: C_{pi} 为第 i 点的平均风压系数; P_i 为某点风压; P_∞ 为静压; $\bar{v}_{10}$ 是 10 m 高度处的参考风速; ρ 为空气密度, 取 1.225 kg/m^3 。图3为本文计算得到的平均风压系数与文献[13]中实测和风洞试验得到的平均风压系数对比情况, 可见计算结果与实测和风洞试验结果比较吻合, 说明了数值风洞模拟技术在理论上的正确性。

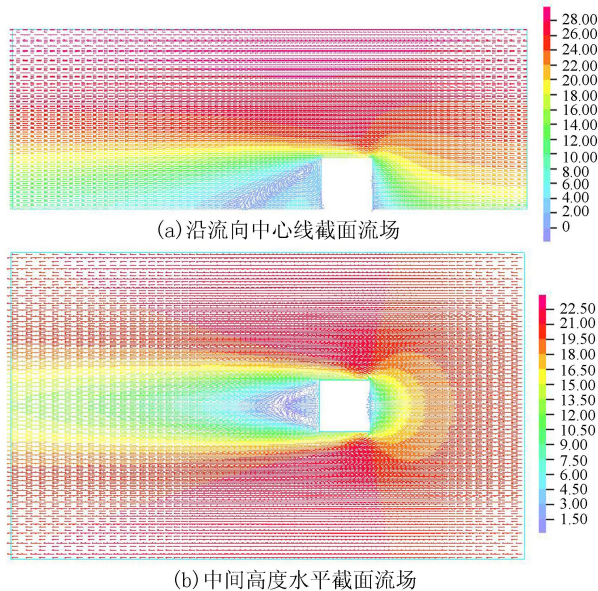


图2 立方体流场速度矢量云图 (单位: m/s)

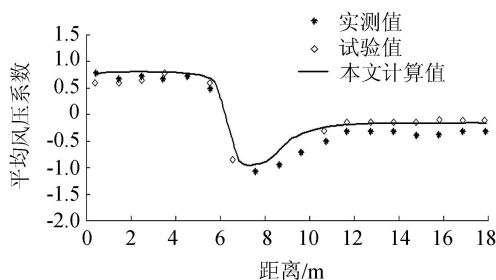


图3 立方体沿流向中心线上平均风压系数

3 工程实例模拟

某升船机塔柱结构高 150 m , 从升船机塔柱结构上游到下游总长为 76.6 m , 沿坝轴线方向宽度为 40 m , 升船机塔柱结构两侧边墙厚度 11.6 m , 中间空腔为船厢的运行空间, 宽度为 16.8 m , 升船机塔柱结构底板厚度为 6.5 m 。为便于分析, 本文仅考虑风对结构的影响。

3.1 升船机塔柱结构数值风洞模型

建立 150 m 高升船机塔柱结构数值风洞模型如图4所示, 迎风面前方约为 600 m , 塔柱背风面后方约为 $1\,200\text{ m}$, 左侧约为 600 m , 右侧约为 600 m , 上方约为 600 m ; 离散网格为六面体网格, 其中流体单元总数为 $911\,280$, 固体单元网格总数为 $15\,360$, 最大网格尺寸为 78.56 m , 最小网格尺寸为 1.92 m ; 入口施加梯度风速, 基本风压取 0.4 kPa , 对应的 10 m 高度处平均风速约为 25 m/s , 地面粗糙度指数取 0.16 (B类地面), 风向角为 90° (垂直入射), 出口处为自由出流, 计算域顶壁与侧壁面的边界采用滑移边界, 地面采用无滑移固壁边界, 建筑物表面采用流固耦合边界, 湍流模型采用标准 $k-\varepsilon$ 模型, 升船机塔柱结

构为混凝土材料,其弹性模量为 25 GPa,密度为 2 500 kg/m³,泊松比为 0.167。

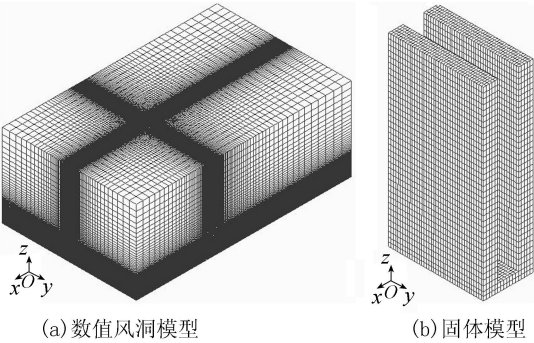


图 4 升船机塔柱结构数值模型

3.2 升船机塔柱结构风致响应分析

图 5 和图 6 给出了升船机塔柱结构沿流向中心线截面流场的压力云图和升船机塔柱结构流场速度矢量云图。从图 6 可以看出,环绕、分离、再附等钝体绕流现象均能得到反映,在结构的尖角和背面出现气流分离及强烈的漩涡。

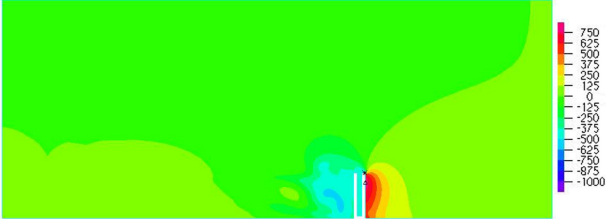
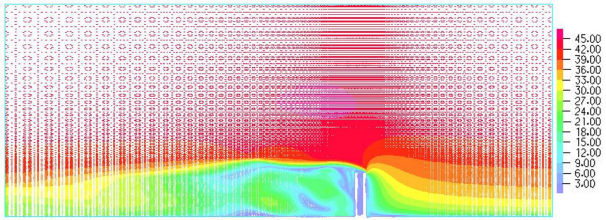
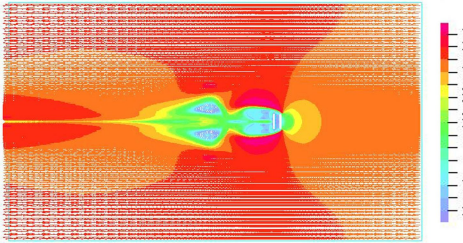


图 5 升船机塔柱结构沿流向中心线截面流场压力云图(单位:Pa)



(a) 沿流向中心线截面流场



(b) 中间高度水平截面流场

图 6 升船机塔柱结构流场速度矢量云图(单位:m/s)

图 7 为升船机塔柱结构风致响应云图。可以看出,对于升船机塔柱结构而言,其顺风向最大位移为 1.87 cm,出现在迎风面顶部附近;最大第一主应力约为 0.48 MPa,出现在迎风面底部附近;最大第三主应力约为 0.52 MPa,出现在与迎风面相对应的内立面底部附近。

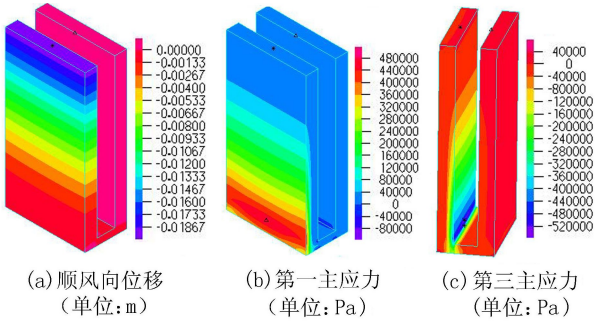


图 7 升船机塔柱结构风致响应云图

3.3 升船机塔柱结构风载体型系数

实际工程中,一般采用结构表面上的平均风压系数来描述风荷载,GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》称其为风载体型系数,用 μ_s 表示。风载体型系数用结构表面上第 i 点的平均风压系数 C_{pi} 与该点所属表面积 A_i 的乘积取加权平均得到:

$$\mu_s = \frac{\sum_i C_{pi} A_i}{A} \tag{6}$$

式中 A 为所计算表面的总面积。

图 8 给出了升船机塔柱结构迎风面平均风压系数分布云图,可以看出,在高度方向,结构迎风面的风压系数沿高度变化呈现中间大、两侧小的趋势,这是由于风速随高度呈指数律增长,在结构下部风速相对较小,故风压系数较小。而在建筑物的上部,虽然风速较大,但由于流体向顶部绕流,风压系数有所减小。迎风面两侧的风压系数比中间小也是因为流体向两侧绕流的原因。

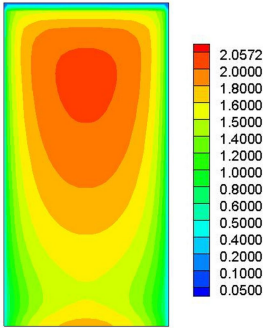


图 8 升船机塔柱结构迎风面平均风压系数云图

图 9 给出了迎风面中心线上本文计算结果与规范值的对比情况,其中规范值采用曲线 $\mu_s \left(\frac{z}{H} \right)^{2 \times 0.16}$

计算得到,按 GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》规定,150 m 高升船机塔柱结构风载体型系数迎风面为 0.8,背风面风为 -0.54。实际上,升船机结构还有船厢通道,塔楼的内立面也应有吸力存在,但 GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》没有列出这类结构的风载体型系数,借用该规范中“封闭式对立两个带雨篷的双坡屋面”的规定,两内立面风载体

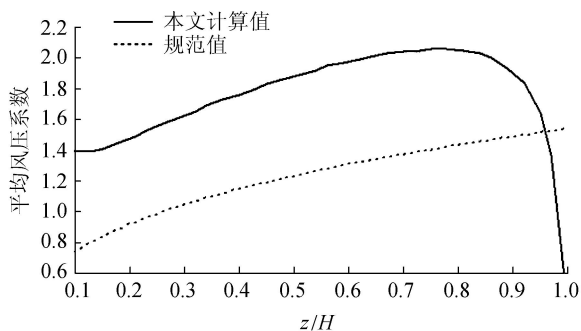


图9 升船机塔柱结构迎风面中心线上平均风压系数

型系数分别取 -0.4 和 0.2 ,则升船机塔柱结构总的风载体型系数 $\mu_s = 0.8 - (-0.4) - 0.2 - (-0.54) = 1.54$ 。对比发现,除靠顶部 $\frac{z}{H} = 0.95$ 以上的区域外,规范值都是偏小的,这将导致设计风压值小于实际风压值,使得升船机塔柱结构的最大风压承载能力降低,进而缩短升船机塔柱结构的使用寿命,存在安全隐患。

由图9可以看出,对于升船机塔柱这种特殊的高耸结构,由于船厢通道等附属结构的存在,不能简单套用GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》中“封闭式对立两个带雨篷的双坡屋面”的内立面风载体型系数来代替升船机塔柱结构内立面的风载体型系数;同时,对于高耸结构而言,考虑结构与风场的相互作用也是十分有必要的,这点在GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》中也没有体现。因此,对于升船机塔柱结构,应通过数值风洞模拟技术来确定其风载体型系数。数值风洞模拟结果显示,升船机塔柱结构迎风面风载体型系数为 1.44 ,两个内立面风载体型系数均为 -1.18 ,背风面风载体型系数为 -1.03 ,左右两侧边界风载体型系数均为 -1.2 。可以得出升船机塔柱结构总的风载体型系数 $\mu_s = 1.44 - (-1.18) - (-1.18) - (-1.03) = 2.47$,大于按规范计算得到的 1.54 。

3.4 升船机塔柱结构顺风向风振系数

GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》定义顺风向风振系数为静动力风荷载 P 与静力风荷载 P_e 的比值,用 β 表示,其中静动力风荷载由静力风荷载 P_e 和动力风荷载 P_d 两部分组成,则顺风向风振系数的表达式为

$$\beta = \frac{P}{P_e} = \frac{P_e + P_d}{P_e} = 1 + \frac{P_d}{P_e} \quad (7)$$

针对 150 m 高升船机塔柱结构,根据数值风洞模型计算结果,经过严格的公式推导,编制相应的计算程序,得到 150 m 高升船机塔柱结构顺风向风振系数表达式为

$$\beta = 1 + 1.499 \frac{\tan^2 \left[\frac{\pi}{4} \left(\frac{z}{H} \right)^{0.7} \right]}{z^{0.32}} \quad (8)$$

图10给出了升船机塔柱结构顺风向风振系数本文计算结果与规范值的对比情况,其中规范值是根据GB 5009—2012《建筑结构荷载规范》查表计算得到。可以看出,在结构高度 90 m 以上区域规范值都偏小。

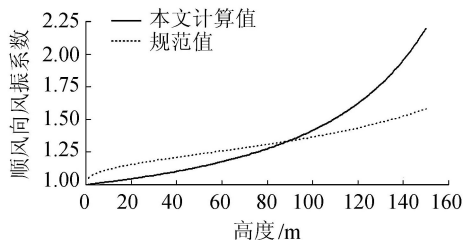


图10 升船机塔柱结构顺风向风振系数随高度变化曲线

4 结 语

本文提出了一种高耸升船机塔柱结构抗风分析方法,模拟了 150 m 高升船机塔柱结构的风致响应。在B类地面以及基本风压为 0.4 kPa 的情况下, 150 m 高升船机塔柱结构顺风向最大位移为 1.87 cm ,出现在迎风面顶部附近;最大第一主应力和最大第三主应力分别为 0.48 MPa 和 0.52 MPa ,分别出现在迎风面底部附近和相应的内立面底部附近。另外,对比升船机塔柱结构迎风面中心线上平均风压系数发现,除顶部小部分区域外,规范值都是偏小的,数值风洞模型计算得到的升船机塔柱结构风载体型系数为 2.47 ,大于按规范计算得到的 1.54 。经严格公式推导得到了 150 m 高升船机塔柱结构顺风向风振系数表达式,与规范值对比发现,在结构高度 90 m 以上区域规范值都偏小。

参考文献:

- [1] 吴穹. 垂直升船机运行原理分析[J]. 水利电力机械, 2007, 29(4): 7-8. (WU Qiong. Analysis of the operating principle of vertical ship elevator[J]. Water Conservancy and Electric Power Machinery, 2007, 29(4): 7-8. (in Chinese))
- [2] 孙鸿秉, 初曰亭. 岩滩垂直升船机技术研究及可靠性分析[J]. 水力发电, 2001(1): 32-35. (SUN Hongbing, CHU Yueting. Discussions on the technical progress of the vertical ship elevator in Yantan Hydropower Project and its reliability[J]. Hydroelectric Power Generation, 2001(1): 32-35. (in Chinese))
- [3] 陶桂兰, 曾庆祥. 我国升船机技术发展综述[J]. 水利水电科技进展, 2008, 28(增刊1): 164-167. (TAO Guilan, ZENG Qingxiang. Review of ship lift technology

- development in our country[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2008, 28 (Sup1): 164-167. (in Chinese)
- [4] 张燎军,傅作新,钮新强. 三峡升船机上闸首的自振特性分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2000, 28 (5): 34-37. (ZHANG Liaojun, FU Zuoxin, NIU Xinqiang. Free vibration characteristics analysis of the head-bay of the three gorges ship lift [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2000, 28 (5): 34-37. (in Chinese))
- [5] 何衡,李同春. 水口水电站升船机塔楼结构动力试验研究及数值分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2005, 33 (6): 642-645. (HE Heng, LI Tongchun. Dynamic test research and numerical analysis on tower structure of ship lift for Shuikou Hydropower Station [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2005, 33 (6): 642-645. (in Chinese))
- [6] 马亚岑,汪基伟,冷飞. 碾压与常态混凝土组合的某升船机上闸首结构配筋方案[J]. 水利水电科技进展, 2014, 34 (3): 65-69. (MA Yacen, WANG Jiwei, LENG Fei. Determination of structural reinforcement schemes for upper lock head of a ship lift made of RCC and normal concrete [J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2014, 34 (3): 65-69. (in Chinese))
- [7] 西南交通大学. 三峡升船机风工程研究中间报告: 三峡升船机刚性模型测压试验[R]. 重庆: 西南交通大学, 1994.
- [8] 钮新强. 三峡升船机结构关键技术问题研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2005.
- [9] 黄光明,凌云,朱国金. 景洪水电站水力式升船机塔楼结构性态分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2008, 36 (4): 505-510. (HUANG Guangming, LING Yun, ZHU Guojin. Behavior analysis of tower structure of hydraulic ship lift for Jinghong Hydropower Station [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2008, 36 (4): 505-510. (in Chinese))
- [10] MURAKAMI S. Current status and future trends in computational wind engineering [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 67/68: 3-34.
- [11] 李鹤. 高层钢结构流体-结构耦合作用风致响应的数值模拟[D]. 济南: 山东大学, 2007.
- [12] 李俊晓. 考虑流固耦合的高耸钢结构抗风数值模拟[D]. 济南: 山东大学, 2011.
- [13] RICHARD P J, HOXEY R P. Wind pressures on a 6 m cube [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89: 1553-1564.

(收稿日期: 2015 - 09 - 17 编辑: 熊水斌)

(上接第 79 页)

- [15] 陈继东,施建勇,方云飞. 垃圾土降解规律及填埋场沉降计算分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2006, 34 (6): 680-682. (CHEN Jidong, SHI Jianyong, FANG Yunfei. Analysis of the garbage soil degradation rule and landfill settlement [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2006, 34 (6): 680-682. (in Chinese))
- [16] FAN C Y, KRISHNAMURTHY S. Enzymes for enhancing bioremediation of petroleum-contaminated soils: a brief review [J]. Journal of the Air & Waste Management Association, 1995, 45 (6): 453-460.
- [17] de VAULL G. Biological and other loss mechanisms associated with gasoline volatilization from in situ soils [C] // Proceedings of 1997 petroleum environmental research forum (PERF) workshop. Brea, California: Unocal and Lawrence Berkeley National Lab, 1997.
- [18] LAUBACHER R, BARTHOLOMAE P, VELASCO P, et al. An evaluation of the vapor profile in the vadose zone above a gasoline plume [C] // REISINGER H J. Proceedings of 1997 petroleum hydrocarbon and organic chemicals in ground water. Houston: National Ground Water Association and American Petroleum Institute, 1997: 396-409.
- [19] FRY V A, ISTOK J D, SEMPRINI L, et al. Retardation of dissolved oxygen due to a trapped gas phase in porous media [J]. Ground Water, 1995, 33 (3): 391-391.
- [20] HERS I, ATWATER J, LI L, et al. Evaluation of vadose zone biodegradation of BTX vapours [J]. Journal of Contaminant Hydrology, 2000, 46 (3/4): 233-264.
- [21] ANDERSON A N, MCBRATNEY A B, FITZPATRICK E A. Soil mass, surface, and spectral fractal dimensions estimated from thin section photographs [J]. Soil Science Society of America Journal, 1996, 60 (4): 962-969.
- [22] ÖMAN C B, JUNESTEDT C. Chemical characterization of landfill leachates: 400 parameters and compounds [J]. Waste Management, 2008, 28 (10): 1876-1891.
- [23] CHAPELLE F H, LOVLEY D R. Rates of microbial metabolism in deep coastal plain aquifers [J]. Applied and Environmental Microbiology, 1990, 56 (6): 1865-1874.
- [24] WIEDEMEIER T H, SWANSON M A, WILSON J T, et al. Approximation of biodegradation rate constants for monoaromatic hydrocarbons (BTEX) in ground water [J]. Groundwater Monitoring & Remediation, 1996, 16 (3): 186-194.
- [25] HRAPOVIC L, ROWE R K. Intrinsic degradation of volatile fatty acids in laboratory-compacted clayey soil [J]. Journal of Contaminant Hydrology, 2002, 58 (3/4): 221-242.
- [26] PARK M G, EDIL T B, BENSON C H. Modeling volatile organic compound transport in composite liners [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 138 (6): 641-657.
- [27] LAKE C, ROWE R. Volatile organic compound diffusion and sorption coefficients for a needle-punched GCL [J]. Geosynthetics International, 2004, 11 (4): 257-272.

(收稿日期: 2015 - 10 - 13 编辑: 郑孝宇)