

DOI:10.116544/j.cnki.cn43-1494/u.20210831001

文章编号:1674-599X(2012)02-0062-09

引用格式:熊涛,许育升,陈银伟,等.矩形柱的涡振三维特性数值模拟研究[J].交通科学与工程,2023,39(2):62-70,79.

Citation: XIONG Tao, XU Yusheng, CHEN Yinwei, et al. Numerical simulation of three-dimensional vortex-induced vibration characteristics of rectangular columns[J]. J. Transp. Sci. Eng., 2023, 39(2): 62-70, 79.

矩形柱的涡振三维特性数值模拟研究

熊涛¹,许育升^{2,3},陈银伟¹,马行川¹,韩艳³

(1. 中铁大桥勘测设计院集团有限公司,湖北武汉430071;

2. 深圳铁路投资建设集团有限公司,广东深圳518000;

3. 长沙理工大学桥梁工程安全控制教育部重点实验室,湖南长沙410114)

摘要:该研究基于二维雷诺平均 SST $k-\omega$ 模型和三维大涡模型,对高宽比为 1:4 的矩形柱涡激振动进行数值模拟,并从能量和流场的角度对其涡振机理进行对比和分析。先通过结合动网格技术的数值模拟方法,自编译 UDF 函数并将其嵌入 Fluent 软件,求解出矩形柱的振动响应;再将得到的结果与风洞试验的结果进行对比和分析;最后,从能量和流场的角度解释二维、三维数值模拟结果差异的原因。研究结果表明:二维、三维模型的数值模拟方法均能准确捕捉到矩形柱的涡激振动区间。其中,二维模型的幅值偏大。三维模型能更准确地捕捉到涡振振幅,三维与二维矩形柱模型在旋涡大小、结构形式和相位上的不同,使三维模型的升力整体小于二维模型的。但由于二维模型压力系数的均方差整体大于三维模型的,故可推测二维模型的输入能量大于三维的。这也是二维模型的振幅偏大的原因。该研究结果可以为类似桥梁断面的涡振数值计算提供参考。

关键词:数值模拟;矩形柱;涡激振动;动网格

中图分类号:U443.32

文献标志码:A

Numerical simulation of three-dimensional vortex-induced vibration characteristics of rectangular columns

XIONG Tao¹, XU Yusheng^{2,3}, CHEN Yinwei¹, MA Xingchuan¹, HAN Yan³

(1. China Railway Major Bridge Reconnaissance & Design Institute Co., Ltd., Wuhan 430071, China;

2. Shenzhen Railway Investment and Construction Group Co., Ltd., Shenzhen 518000, China;

3. School of Civil Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha, 410114, China)

Abstract: Based on the two-dimensional Reynolds averaged SST $k-\omega$ and the three-dimensional large eddy simulation LES model, the vortex-induced vibration of a rectangular cylinder with an aspect ratio of 1:4 was numerically simulated. The mechanism of vortex-induced vibration was compared and analyzed from the energy and perspective of the flow field. Through the numerical simulation method combined with the dynamic grid technology, the vibration response of the rectangular cylinder is solved by compiling and embedding UDF into Fluent, which is compared and analyzed with the wind tunnel test results. Besides, the difference between two-dimensional and three-dimensional numerical simulation results is explained from the energy and perspective of the flow field. The results show that the numerical simulation methods of two-dimensional and three-dimensional models can accurately capture the vortex-induced vibration range of a rectangular cylinder. The three-dimensional model can accurately capture the vortex vibration amplitude, but the amplitude of the two-dimensional model is too large. Due to the different vortex sizes, structural forms, and phases of the three-dimensional

收稿日期:2021-08-31

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51822803,51978087);长沙理工大学校级科研资助项目(CX2021SS134)

作者简介:熊涛(1983—),男,中铁大桥勘测设计院集团有限公司高级工程师。

rectangular cylinder model, the lift of the three-dimensional model is less than that of the two-dimensional model as a whole. The root means the square of the pressure coefficient of the two-dimensional model is greater than that of the three-dimensional model as a whole. Therefore, the input energy of the two-dimensional model is greater than that of the three-dimensional model, resulting in a large amplitude of the two-dimensional model. The research findings can offer insights into the numerical calculation of vortex-induced vibration of bridge sections.

Key words: numerical simulation; rectangular cylinder; vortex-induced vibration; moving grid

涡激振动是一类典型的流固耦合振动现象,流体围绕结构流动,周期性地发生旋涡脱落。当涡脱频率与结构自振频率一致时,质量小、阻尼低的结构极易发生涡激振动(以下简称为涡振)^[1]。大跨度桥梁、高层建筑、拉索等结构均可能在低风速下发生涡振,影响结构的疲劳性能、耐久性能和舒适程度。

作为桥梁结构和建筑结构的代表性断面,矩形方柱由于其流场和气动性能的不稳定性和复杂性,吸引了大量学者对其进行研究^[2-4]。GUISSART等^[5]通过风洞测压试验和数值模拟方法,研究了来流风速和入射角对高宽比为4:1的矩形柱的旋涡脱落(以下简称涡脱)和压力分布的影响。随着计算机模拟流体力学的发展,数值模拟方法因其成本低、效率高及流场可视化等特点,成为这方面研究的主要手段之一。CUI等^[6]对方柱和高宽比为2:1的矩形柱进行了二维涡振的数值模拟,并进一步研究了入射对方柱和矩形柱涡振的影响。ZHONG等^[7]采用数值模拟方法,对高宽比的比值为0.30~4.50的矩形柱自由表面的涡脱形式进行了对比研究,发现了“不对称分离”、“单侧再附着”和“不对称再附着”3种流动模式。刘志文等^[8]采用二维雷诺平均SST $k-\omega$ 湍流模型,对宽高比为4:1的矩形断面进行了涡振的数值模拟分析。SST $k-\omega$ 湍流模型常用于桥梁主梁等结构的二维涡振的数值模拟中,具有较高的精度。对于类似矩形柱的简单结构断面的涡振数值模拟,一般采用能更好地反映实际流场和振动的三维模型。在众多的三维湍流模型中,大涡模型(large eddy simulation, LES)不仅能通过滤波直接模拟大尺度的旋涡,还能分离不同尺度的旋涡。因此,其常被用来研究结构的流动机理。与三维数值模拟模型相比,二维数值模拟模型因其计算网格少,计算效率高等特点,被广泛地应用于实际工程中^[9-10]。但二维数值模拟模型常会把结构简化为展向通长的结构,计算结果和精度可能不尽人

意。王林凯等^[11]基于OpenFOAM平台,采用3种二维雷诺平均湍流模型,对宽高比为5:1的矩形断面进行了静态绕流及涡振的数值模拟,发现SST $k-\omega$ 湍流模型的结果与试验结果最为吻合,但该模型数值计算得到的涡振振幅比试验结果的偏大。目前,对同一类结构的二维和三维涡振的数值模拟结果进行对比的研究较为鲜见,引起这两种数值试验结果与风洞试验结果差异的原因尚不明确。

因此,本研究选取高宽比为1:4的矩形柱作为研究对象,分别采用二维的雷诺平均SST $k-\omega$ 湍流模型和三维的LES湍流模型,对单自由度(竖向自由度)的矩形柱进行涡振数值模拟,并从能量和流场的角度对其涡振机理进行了对比和分析,以期探究二维与三维模型数值模拟结果和风洞试验结果差异的原因。研究结果对同类型数值模拟计算具有参考意义,可为类似工程的数值模拟计算提供借鉴。

1 风洞试验及数值建模

1.1 模型参数

本研究先基于文献[12],对高宽比为1:4的矩形方柱进行涡振风洞试验,再分别采用二维和三维的数值模型对其进行模拟,并采用自编译的UDF函数嵌入Fluent软件,实现矩形方柱在竖向自由度的涡振仿真模拟。该仿真模拟的参数与试验参数保持一致,见表1。

将矩形柱简化为竖向自由度弹簧-质量-阻尼系统,矩形柱断面及结构振动模型如图1所示。采用Newmark- β 法求解该结构的动力学方程:

$$m\ddot{y}(t) + c\dot{y}(t) + ky(t) = F_1(t) \quad (1)$$

式中: $y(t)$ 、 $\dot{y}(t)$ 和 $\ddot{y}(t)$ 分别为结构的瞬时竖向位移、速度和加速度; m 、 c 和 k 分别为结构单位长度的质量、阻尼及刚度; $F_1(t)$ 为结构在竖向方向的瞬时升力,可通过UDF宏命令提取。

表1 矩形柱的参数

Table 1 Parameters of rectangular cylinder

参数名称	参数值
雷诺数	40 000
高度/m	0.075
宽度/m	0.3
长度/m	1
质量/mg	6.085
竖向频率/Hz	13.43
阻尼比/%	0.21
湍流强度/%	6
湍流黏性比/%	10

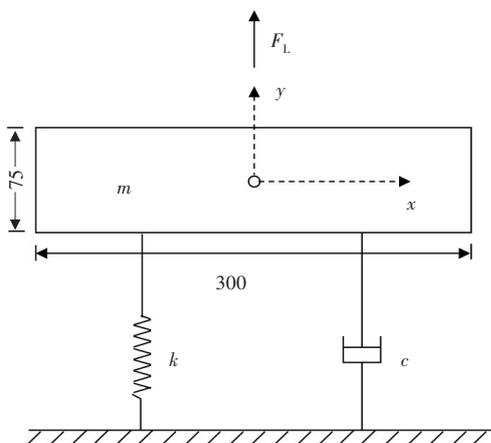


图1 矩形柱断面及结构振动模型图(单位:mm)

Fig. 1 Rectangular cylinder section and structural vibration model(unit:mm)

1.2 网格及边界设计

该模型的计算域及边界条件如图2所示,图2中的 B 表示模型宽度, D 表示模型高度。其上下侧边界距离模型形心均为模型宽度 B 的5倍,上游入口边界和下游出口边界与模型形心的距离分别为模型宽度 B 的6倍和12倍,来流风攻角为 0° ,整体阻塞率为2.5%,满足阻塞率要求。因此,上游边界采用速度入口,下游边界采用压力出口,上下侧边界均采用对称边界。整体网格如图3所示,整体网格采用全结构化网格,网格域分为刚性域和动网格域。其中,刚性域为模型近壁面3倍模型高度 D 的范围内的加密区,其他区域则定义为动网格域。在展向网格分辨率一定的情况下,展向长度 L 需大于6倍模型高度 D 才能精细捕捉到三维的旋涡结构。因此,在二维网格基础上拉伸1.000 m(大于模型高度约13倍)。三维模型的展向网格采用等距离划分形式,沿展向(即 z 方向)网格的大小取0.025 m,三维数

值网格的前后边界均设置为对称边界。

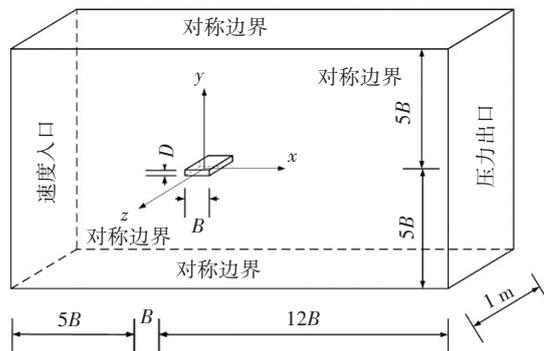
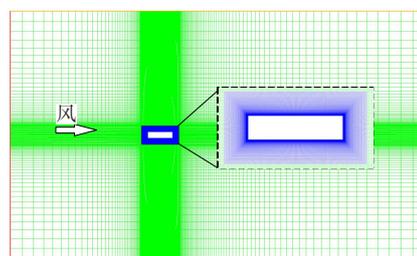
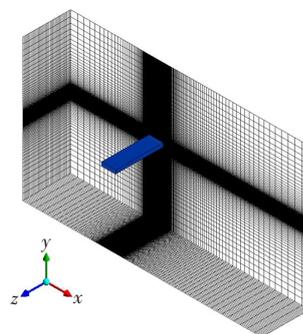


图2 计算域及边界条件设置

Fig. 2 Setting of the calculation domain and boundary condition



(a) 二维模型



(b) 三维模型

图3 整体网格示意图

Fig. 3 Overall grid diagram

在模型通过网格无关性及时间步长无关性验证后,分别采用53 800个二维网格及2 152 000个三维网格对其进行矩形柱的涡振数值模拟。其中,二维数值模型的刚性域网格延伸率为1.03,网格第一层高度为 2×10^{-5} m。在最高计算风速($U_0=10.0$ m/s)时,近壁面网格质量常用参数 Y^+ 值来衡量, Y^+ 值越小,网格质量越好。该模型近壁面网格质量如图4所示。从图4可看出,大部分 Y^+ 值均小于1。二维湍流模型采用SST - $k\omega$ 模型,三维湍流模型采用LES模型。这两种模型的压力-速度问题均采用SIMPLE算法进行求解,相关差分格式均采用二阶精度,计算收敛残差精度设置为 1×10^{-6} m。当模拟

矩形柱的涡振时,设置刚性域与矩形断面同步发生振动。综合考虑模型的实际位移及网格的划分方式,采用动网格技术(dynamic mesh, DM)和弹簧光顺(smoothing spring, SP)技术,迭代步数设为 100。

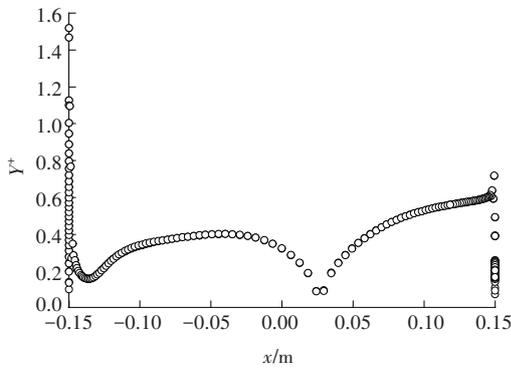


图 4 近壁面第一层网格 Y^+ 值

Fig. 4 The value of Y^+ distribution of the first layer of grid near the wall

2 计算结果对比

折算风速 U 的计算式为:

$$U = U_0/f_h D \quad (1)$$

式中: U_0 为来流风速; f_h 为模型的竖向频率。

参考矩形柱的风洞涡振试验结果,将折算风速分别取为 4.96、5.46、5.95、6.45、6.95、7.25、7.45、7.74、7.94、8.24、8.44、8.74、8.94、9.43、9.93、10.42、10.92、11.42,分别采用二维 SST $k-\omega$ 湍流模型和三维模型 LES 模型对矩形柱涡振进行数值模拟。

矩形柱涡振的二维 SST $k-\omega$ 湍流模型和三维模型 LES 模型的数值模拟结果与实际风洞试验结果的对比如图 5 所示。在风洞试验中,矩形柱体的涡振折算风速的区间为 [5.95, 9.43]。当折算风速为 8.44 时,最大无量纲位移 $h_0=h/D$ 的均方根 (root mean square, RMS) 值达到最大,为 0.031 4。从图 5 可以看出:矩形柱的二维、三维模型均能较准确地捕捉矩形柱的涡激共振区间,所得结果与风洞试验的较为吻合,这些均表明二维和三维模型能准确捕捉到表面旋涡的脱落。其中,在涡激共振区间内,三维模型能准确地捕捉到矩形柱的涡振振幅,其结果和风洞试验的无量纲振幅吻合较好;二维数值模拟计算得到的无量纲振幅约为试验结果的 2.42 倍,与文献 [11] 的结论类似。当折算风速分别为 5.95、8.44 和 9.93 时,二维和三维模型的位移时程如图 6 所示。

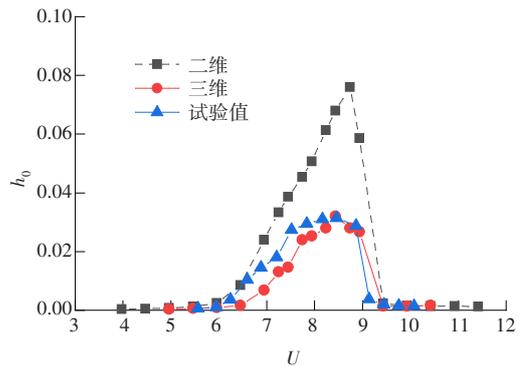
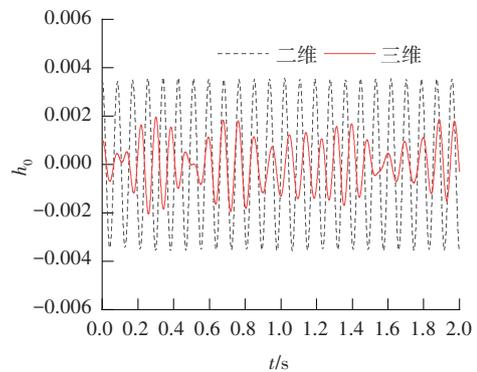
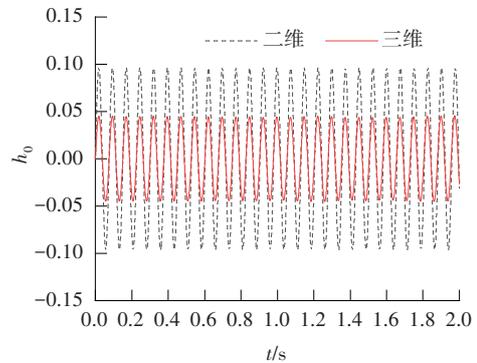


图 5 无量纲振幅随折减风速的变化

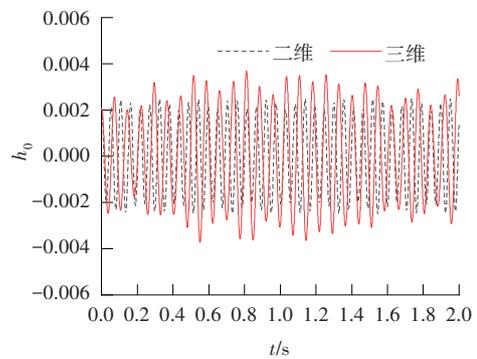
Fig. 5 Variation of dimensionless amplitude with reduced wind speed



(a) $U=5.95$



(b) $U=8.44$



(c) $U=9.93$

图 6 风洞试验及数值模拟涡激振动结果对比

Fig. 6 Comparison of vortex induced vibration results of wind tunnel test and numerical simulation

f_0 表示涡脱频率 f_s 与矩形柱的振动频率 f_h 之比,

其随折减风速的变化如图7所示。在图7中,虚线表示频谱上的第2个峰值频率。从图7可以看出,在涡激共振区间内,二维数值模拟的固有频率与振动频率之比 f_0 约为1。而三维模型的 f_0 在各折减风速下则出现了两个估算值。从图7还可以看出,当 $U=4.96$ 时,涡脱频率、结构的振动频率分别为8.93、13.68 Hz,前者与后者的幅值的比值为2.21。二维模型的 f_0 仅在涡振区间的两端附近出现两个数值,而在涡振区间外,二维模型的频谱图中仅有涡脱频率。与二维模型相比,三维模型频谱中的频率成分更多。这主要是因为采用LES三维模型研究的大尺度旋涡时,也间接保留了小尺度旋涡的影响,且三维流场的旋涡呈三维形态,其发展具有随机性。而二维模型的旋涡呈二维形态,其旋涡的发展历程基本一致。采用SST模型求解二维模型的平均量方程时,平均了所有的脉动细节,结构振动的脉动成分被涡脱平均、弱化,旋涡也被简化为单一的频率。

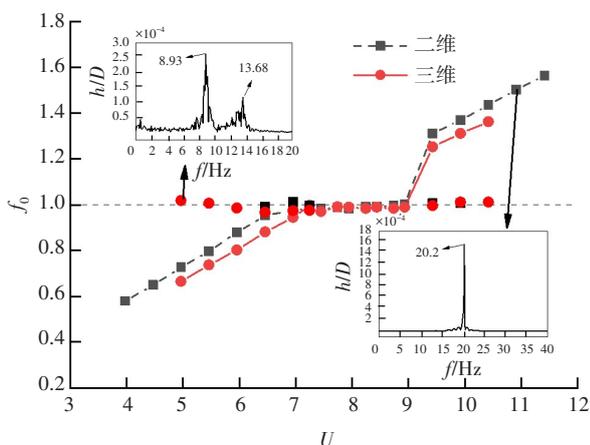


图7 f_0 随折减风速的变化
Fig. 7 Variation of f_0 with reduced wind speed

3 机理分析

结构涡振的位移与振动系统的能量、力的大小、力与位移间的相位角均有关。因此,为进一步探究二维模型和三维模型的涡振结果的差异,接下来将从做功和绕流场特征的角度对其进行分析。

3.1 能量值对比

在矩形柱振动稳定后,在单个振动周期内升力对结构做功,振动系统输入能量的表达式为:

$$W = \frac{1}{n} \int_0^{nT} F_L(t) \cdot \dot{h}(t) dt \quad (2)$$

式中: n 为周期数,不得小于20; T 为振动周期; $F_L(t)$ 为矩形柱上 t 时刻的升力; $\dot{h}(t)$ 为矩形柱位移 $h(t)$ 的导数,即 t 时刻的速度。

矩形柱在单个周期内的输入能量随折减风速 U 的变化情况如图8所示。从图8可以看出,三维模型在单个周期内的升力对结构所做的功整体上小于二维模型的。三维模型所做的功的峰值(当 U 为8.44时取得)为二维模型峰值的17.87%,涡激力对矩形柱在单个周期内所做的功呈先增大后减小的趋势,该趋势与无量纲振幅随折减风速的变化趋势类似。在涡振区间外,矩形柱的二维、三维数值模型在单个周期内,升力所做的功均近似为零。在涡振区间内,矩形柱的二维数值模型的升力所做的功随折减风速变化的曲线斜率均显著大于同等情况下三维模型的。因此,在涡振区间的单个周期内,升力对矩形柱做功的差异导致二维模型的涡振位移大于三维模型的。

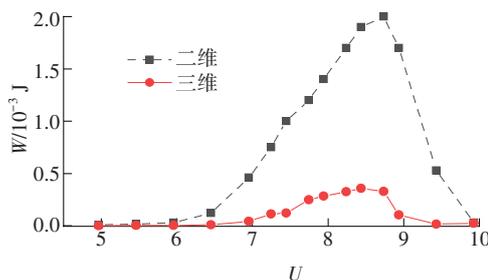
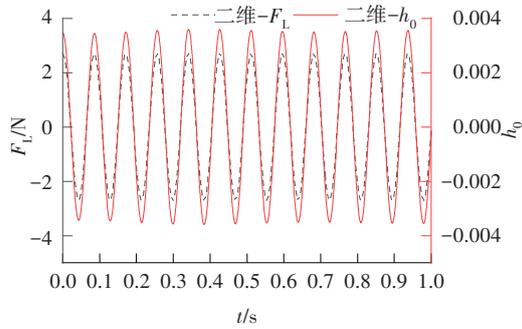


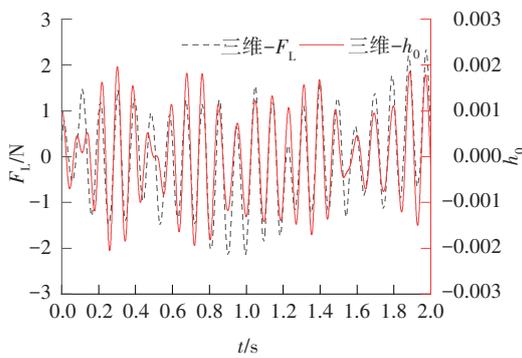
图8 单个周期做功随折减风速 U 的变化曲线
Fig. 8 Variation curve of work in a single cycle with reduced wind speed U

为进一步探讨二维、三维模型在单个周期内升力做功差异的原因,分别选取5.95、8.44和9.93的折减风速,对在涡振区间内的二维、三维矩形柱模型在单位长度下的升力和位移进行模拟,结果如图9所示。从图9可以看出,在不同的折减风速下,二维模型的升力均大于三维模型的。当折减风速为5.95,即在涡振区间起振点附近时,二维矩形柱模型的升力与位移的相位一致且曲线呈等幅振动,而三维矩形柱模型的升力和位移整体相位相同,局部相位存在差异。此时,升力的方向与矩形柱的运动方向相同,升力对矩形柱做正功,随着振动系统能量的增加,矩形柱的振幅逐渐增大。当折减风速为8.44时,矩形柱振幅接近最大涡振位移,且二维和三维模型的升力与位移的相位差均接近 45° ,二维模

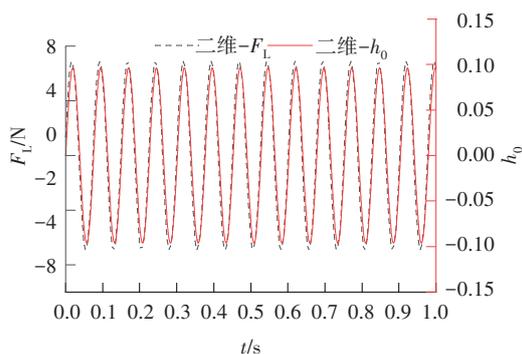
型的位移曲线和升力曲线及三维模型的位移曲线均呈等幅振动,升力对矩形柱做功减小,矩形柱位移也开始逐渐减小。当折减风速为9.93时,三维矩形柱的升力曲线和位移曲线的相位相反。二维矩形柱升力与位移的相位差约为 180° ,且位移和升力曲线呈等幅振动,升力对矩形柱做负功,矩形柱振幅减小。三维模型升力曲线和位移曲线整体同相位相同,但局部相位存在差异,其大小变化均较随机。因此,在涡振区间内,二维模型的升力偏大,且升力与位移的相位关系在同一折减风速下一致,导致在单个周期内的二维模型输入能量大于三维模型的,二维模型在涡振区间内的位移值大于三维模型的位移值。



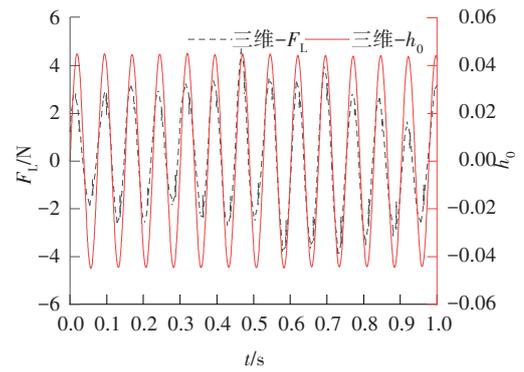
(a) $U=5.95$



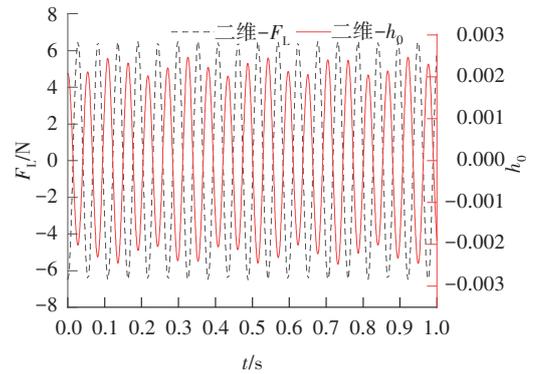
(b) $U=5.95$



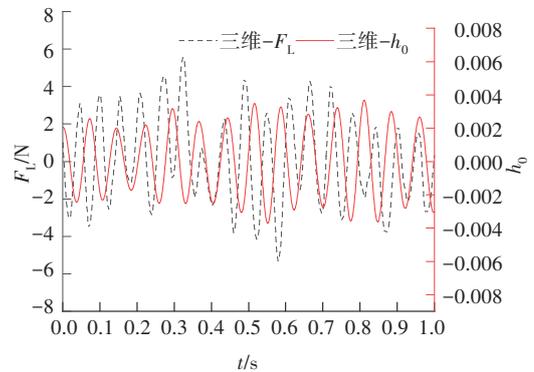
(c) $U=8.44$



(d) $U=8.44$



(e) $U=9.93$



(f) $U=9.93$

图9 矩形柱升力和位移数值模拟结果

Fig. 9 Numerical simulation results of lift and displacement of rectangular cylinder

三维矩形柱模型的升力整体小于二维模型的。为进一步探究其原因,对某折减风速下,当涡振振幅稳定后,提取三维模型在展向(z 方向)上的各截面的升力时程,并将其进行对比和分析。三维模型沿展向的第 i 个点位及 $z=z_i$ 处截面每延米的升力的表达式为:

$$F_{L_i} = \int_0^B p_{uj} db_x + \int_0^B p_{dj} db_x \quad (3)$$

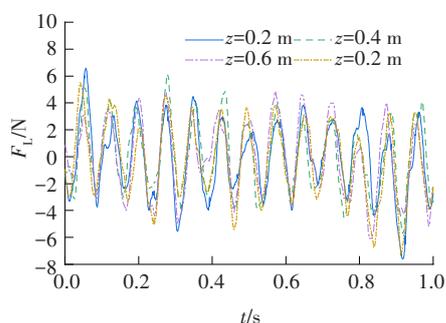
其中, p_{uj} 和 p_{dj} 分别为截面上、下表面第 j 个网格的中心压强; db_x 为第 j 个网格在 x 方向上的微分长度。

当折减风速为 8.44 时,描绘三维模型分别在 0.2、0.4、0.6 和 0.8 m 处沿 z 方向的展向平均升力随时间变化的曲线,如图 10 (a)所示。三维模型沿 z 方向在不同截面的升力之间具有一定的相位差且大小不等,导致在同一折减风速下三维模型整体的升力与位移相位的差异,这也进一步体现了三维模型的展向三维效应。对提取的矩形柱沿 z 方向各个截面升力作进一步的展向平均化,得到平均升力 F_{L_z} 的表达式为:

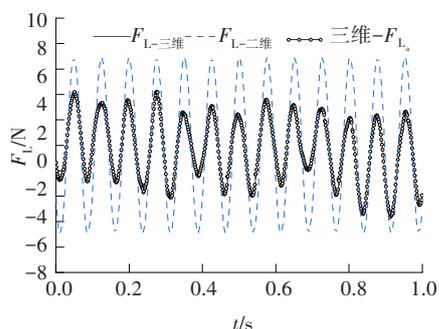
$$F_{L_z} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F_{L_i} \quad (4)$$

其中, n 为 z 方向上的网格数量。

二维模型升力、三维模型整体升力及沿 z 方向的平均升力时程示意如图 10 (b)所示。三维矩形柱模型展向的平均升力 F_{L_z} 与整体升力 F_L 值基本吻合,两者均小于二维模型所对应的值。三维模型不同截面升力间的差异导致三维模型的整体升力小于二维模型的,且两者相位间存在差异,导致二维模型的涡振振幅大于三维模型的涡振振幅。



(a) 各截面



(b) 二维三维升力时程对比

图 10 升力时程曲线 ($U=8.44$)

Fig. 10 Lift time history curve ($U = 8.44$)

提取沿 z 轴展向各截面的升力及矩形柱整体的位移时程,将其代入式(2),得到各截面在振幅稳定后所对应单个周期内的输入能量值,如图 11 所示。从图 11 可以看出,整体升力 F_L 做的功 W_i 和截面平

均升力 F_{L_z} 做的功 W_a 大小相近。由于三维矩形柱模型沿展向升力的差异,不同截面的升力在单个周期内的输入能量值沿 z 方向呈一定波动,主要体现为中间部分的能量低于平均值 W_a ,但靠近两侧的能量则大于平均值 W_a ,三维特征十分明显。因此,三维矩形柱整体的升力在单个周期内输入的能量 ($W = 0.0019 \text{ J}$) 远小于二维模型的,这导致二维模型的振幅大于三维模型的。

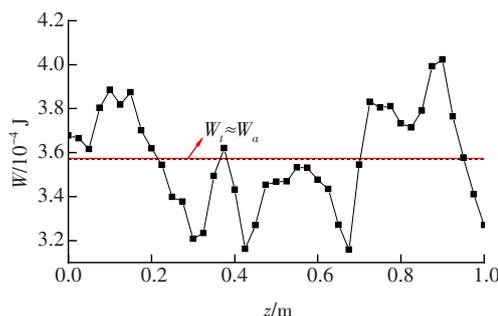


图 11 单个周期输入的能量 ($U=8.44$)

Fig. 11 Energy value input in a single cycle ($U = 8.44$)

3.2 流场对比

可视化流场的对比有助于进一步研究二维、三维矩形柱模型的涡振机理。在对三维模型的流场进行时均化的同时,沿 z 方向的展向进行平均化。矩形柱的二维模型(展向平均)的时均压力 P_{mean} 云图和速度流线分布如图 12 所示。从图 12 可以看出,当时均计算收敛后,矩形柱上下表面的迎风侧前端均分布着两个主涡,在尾部则对称分布着两个尾涡,矩形柱的流场沿水平中轴呈对称分布。

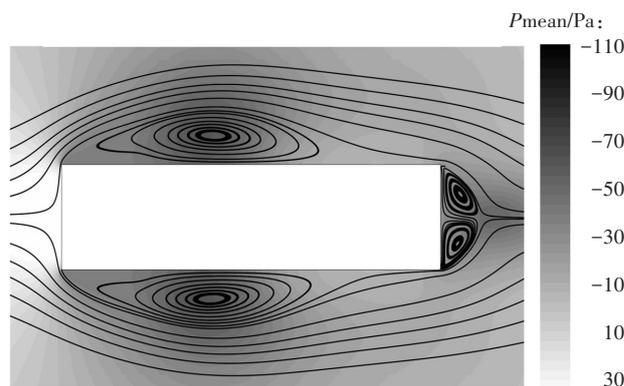


图 12 三维模型流场的时均压力云图和速度流线图

Fig. 12 Contours of time averaged pressure and velocity streamline

矩形柱的二维、三维模型(展向平均)的壁面沿 x 方向的时均剪应力系数 \bar{C}_t 值对比如图 13 所示。在图 13 中,二维、三维模型的曲线分别表示为 $L_{A-2,d}$ 、 $L_{A-3,d}$;在二维、三维模型中再附点距离模型末端位置

区域R的距离分别表示为 L_{R-2d} 、 L_{R-3d} 。这些值可以用来分析旋涡的结构。从图13可以看出,分离点位于图中前端 \bar{C}_f 值由正转为负刚好为0的位置。定义矩形前端到分离点的区域为S。再附着点位于主涡和再附着流之间,即 \bar{C}_f 值由负转为正恰好为0之处,定义分离点到再附点间的区域为C。分离点和主涡之间的“旋涡发展区域”的 \bar{C}_f 值为负,其最小值出现在旋涡核心的末端。旋涡结构的逆时针再循环区域的 \bar{C}_f 值为正。矩形柱二维模型和三维模型表面的 \bar{C}_f 值沿x方向变化大致相同,且分离点到模型前端位置的区域S的距离大致相近。三维模型分离点到再附点之间的“旋涡发展区域”略大于二维模型的。

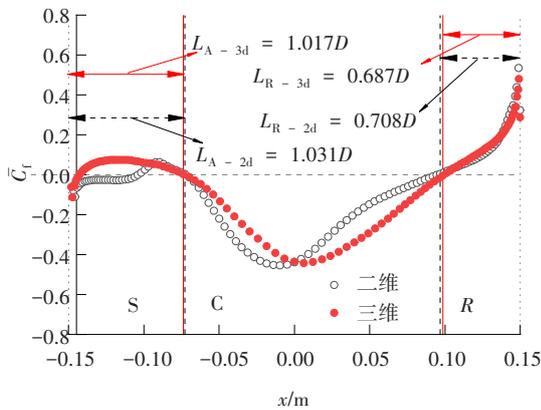


图13 时均剪切系数分布

Fig. 13 Distribution of time average shear coefficient

矩形柱表面的压力系数为:

$$C_p(t) = \frac{2(p_i(t) - p_\infty)}{\rho U^2} \quad (5)$$

式中: $p_i(t)$ 为网格在 t 时刻的压力; p_∞ 为无穷远处的参考压力; $\rho = 1.225 \text{ kg/m}^3$ 。

矩形柱的二维、三维模型(展向平均)表面的时均压力系数值 \bar{C}_p 对比如图14所示。从图14可以看出,二维和三维数值模型的表面压力的大小及分布相似。在S区域,两模型的 \bar{C}_p 值均逐渐减小,但二维模型的 \bar{C}_p 值小于三维模型的。在旋涡扩展区域C,两模型的 \bar{C}_p 值进一步减小至最小值,但二维模型峰值处(旋涡中心)的压力为三维模型该值的1.15倍。之后,两模型 \bar{C}_p 的绝对值迅速减小,二维模型的 \bar{C}_p 值在C区域尾部达到最大值,三维模型的 \bar{C}_p 的最大值则位于R区域。从图13中还可以看出,矩形柱三维模型的整体时均压力系数相近,而三维模型的旋涡尺度略大于二维模型的。

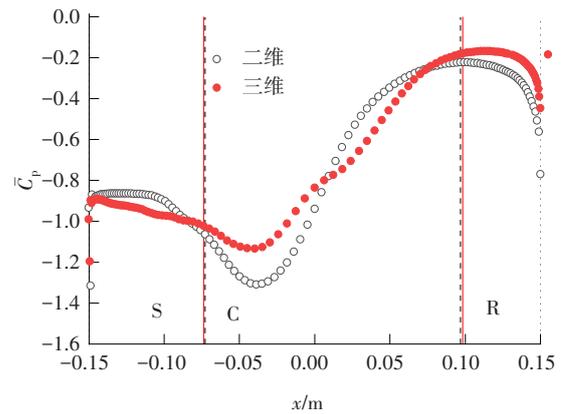


图14 平均压力系数分布($U=8.44$)

Fig. 14 Distribution of average pressure coefficient ($U = 8.44$)

当矩形柱发生涡振时,结构受到的动力主要由压力的脉动提供,压力的脉动可以通过压力系数的均方根 C_p^{rms} 体现。矩形柱二维和三维模型表面的压力均方根的对比如图15所示。从图15可以看出,在S区域, C_p^{rms} 整体呈逐渐增大趋势,在C区域内达到最大值,且二维模型的压力均方根 C_p^{rms} 的峰值更靠近于下游侧。二维模型在矩形柱表面的压力脉动值整体大于三维模型的,且二维模型的压力均方根约为三维模型的1.6倍。因此,三维模型的压力脉动小于二维模型的,这也影响了三维模型在单个周期内力对结构的输入能量的大小。

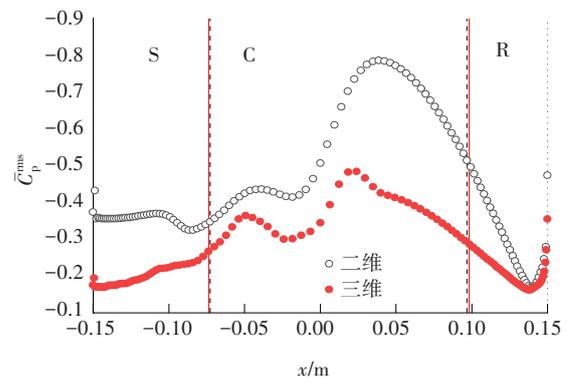


图15 压力系数均方差分布($U=8.44$)

Fig. 15 Distribution of mean square deviation of pressure coefficient ($U = 8.44$)

3.3 三维模型流场分布

常用三维涡量图的识别准则有: Q 准则、 λ_2 准则、Delta准则和Omega准则。其中, Q 准则最为经典, Q 表示剪切应变率和涡度大小之间的局部平衡。该方法具有计算量小,计算精度较高的优点。在 Q 准则中,流场旋涡结构可以通过 Q 值识别, Q 的表达式为:

$$Q = \frac{1}{2}(\Omega^2 - S'^2) \quad (6)$$

$$S' = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (7)$$

$$\Omega = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

式中: S' 为应变率张量; Ω 为涡量。

一般选择 $Q>0$ 的某个等值面识别旋涡,故流动剪切效应显著的近壁区最佳。正的 Q 值对应旋涡流动的旋转运动。 Q 值越高,意味着涡的强度越大。矩形柱 $Q = (U_0/D)^2$ 的瞬时 Iso-surface 等值面如图16所示。从图16可以看出,在矩形柱前缘,由于开尔文-亥姆霍兹不稳定性,剪切层中出现了一些较小的涡。这些旋涡结构在展向上表现出良好的相关性。随着旋涡的发展,旋涡在下游被拉伸,并分解成更多的间歇性旋涡结构。被足够分解的旋涡结构继续发展,但沿 x 方向同一位置的旋涡的大小、结构均不相同,且三维模型沿 z 方向的旋涡的相位也不一致,这导致整体的力偏小,力和位移的相位差也不一致。

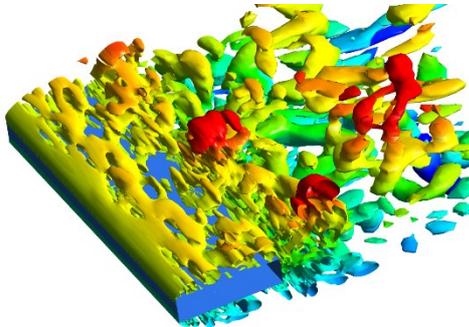


图16 瞬时的矩形柱 $Q = (U_0/D)^2$ 的 iso-surface 等值面图

Fig. 16 Relationship between softening point and shear resistance

4 结论

本研究基于数值模拟的方法,对高宽比为1:4的竖向自由度的矩形柱的涡激振动现象进行了研究。对比二维的雷诺平均SST $k-\omega$ 湍流模型和三维的LES湍流模型的数值模拟涡振结果,得到结论:

1) 二维、三维模型的数值模拟均能较好地捕捉到矩形柱的涡振区间,即能准确地捕捉到旋涡的脱落频率。其中,三维的数值模拟能较为准确地捕捉到矩形柱的涡振振幅,二维模型计算得到的振幅结果比试验值更大一些。

2) 三维矩形柱模型的旋涡大小、结构和相位的不同,导致三维模型各截面和整体的升力均小于二维模型的,也导致了二维模型单在周期内升力输入的能量偏大,进而导致了二维模型的涡振振幅也偏大。

3) 二维、三维矩形柱模型(展向平均)时均化流场的剪切系数和压力系数的大小和分布均大致相同。而二维模型压力系数均方差整体大于三维模型的。二维模型的输入能量大于三维模型的输入能量,这导致二维模型计算的涡振振幅偏大。

参考文献(References):

- [1] ZHANG M J, XU F Y, ØISETH O. Aerodynamic damping models for vortex-induced vibration of a rectangular 4:1 cylinder: Comparison of modeling schemes [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2020, 205: 104321.
- [2] 康友良,董国朝,韩艳,等. 基于双向流固耦合的灯柱涡激振动分析[J]. 交通科学与工程, 2019, 35(3): 43-50.
KANG Youliang, DONG Guochao, HAN Yan, et al. Numerical simulation of the vortex-induced vibration of a lamppost based on the bidirectional fluid-solid interaction [J]. Journal of Transport Science and Engineering, 2019, 35(3): 43-50.
- [3] 龚慧星,刘志文. 矩形断面柱体涡激振动数值模拟与机理分析[J]. 公路交通科技, 2016, 33(8): 76-85.
GONG Huixing, LIU Zhiwen. Numerical simulation and mechanism analysis of vortex-induced vibration of rectangular cylinder [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2016, 33(8): 76-85.
- [4] ZHANG Z B, XU F Y. Spanwise length and mesh resolution effects on simulated flow around a 5:1 rectangular cylinder [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2020, 202: 104186.
- [5] GUISSART A, ANDRIANNE T, DIMITRIADIS G, et al. Numerical and experimental study of the flow around a 4:1 rectangular cylinder at moderate Reynolds number [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 189: 289-303.
- [6] CUI Z D, ZHAO M, TENG B, et al. Two-dimensional numerical study of vortex-induced vibration and galloping of square and rectangular cylinders in steady flow [J]. Ocean Engineering, 2015, 106: 189-206.
- [7] ZHONG W J, YIM S C, DENG L. Vortex shedding (下转第79页)

- damage detection [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2004, 25(S2): 489-491.
- [17] 吴凡, 吴攀, 彭晖, 等. 端部嵌贴CFRP加固混凝土结构有限元分析[J]. 交通科学与工程, 2022, 38(4): 109-115.
- WU Fan, WU Pan, PENG Hui, et al. Finite element analysis of concrete structure reinforced by terminal embedded the CFRP strips [J]. Journal of Transport Science and Engineering, 2022, 38(4): 109-115.
- [18] 万振凯, 王占刚. 基于神经网络的复合材料缺陷超声波检测研究[J]. 纺织学报, 2010, 31(2): 54-59.
- WAN Zhenkai, WANG Zhangang. Research on flaw detection for composite material using ultrasonic testing based on neural network [J]. Journal of Textile Research, 2010, 31(2): 54-59.
- [19] 张燕. 基于模糊神经网络的复合材料损伤主动监测技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2008.
- ZHANG Yan. Research on damage detection for composite material based on fuzzy neural network [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2008.
- [20] 杨琳瑜, 于润桥, 卢超, 等. 基于BP神经网络的复合材料超声波检测缺陷类型识别[J]. 无损检测, 2007, 29(8): 450-452, 460.
- YANG Linyu, YU Runqiao, LU Chao, et al. Carbon fiber composites defect recognition based on BP neural network in ultrasonic testing [J]. Nondestructive Testing Technology, 2007, 29(8): 450-452, 460.
- [21] 樊振宇. BP神经网络模型与学习算法[J]. 软件导刊, 2011, 10(7): 66-68.
- FAN Zhenyu. BP neural network model and learning algorithm [J]. Soft Ware Guide, 2011, 10(7): 66-68.
- [22] 张冬雨, 刘小方, 杨剑, 等. 基于小波包变换的复合材料分层缺陷信号特征分析[J]. 兵工自动化, 2009, 28(11): 56-58, 68.
- ZHANG Dongyu, LIU Xiaofang, YANG Jian, et al. Signal characteristic analysis of composite delamination defects based on wavelet packet transform [J]. Ordnance Industry Automation, 2009, 28(11): 56-58, 68.
- (责任编辑: 李脉; 校对: 罗容; 英文编辑: 田湘)

(上接第70页)

- patterns past a rectangular cylinder near a free surface [J]. Ocean Engineering, 2020, 200: 107049.
- [8] 刘志文, 周帅, 陈政清. 宽高比为4的矩形断面涡激振动响应数值模拟[J]. 振动与冲击, 2011, 30(11): 153-156, 202.
- LIU Zhiwen, ZHOU Shuai, CHEN Zhengqing. Numerical simulation of vortex induced vibration of rectangular cylinder with aspect ratio 4 [J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(11): 153-156, 202.
- [9] 韩艳, 李凯, 陈浩, 等. 桥面典型车辆气动特性及车辆间挡风效应的数值模拟研究[J]. 工程力学, 2018, 35(4): 124-134, 185.
- HAN Yan, LI Kai, CHEN Hao, et al. Numerical simulation on aerodynamic characteristics of typical vehicles on bridges and the windshield effects between vehicles [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(4): 124-134, 185.
- [10] 董国朝, 张建仁, 蔡春声, 等. 桥下高速行驶列车对桥梁主梁位置风环境的影响研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2015, 12(2): 235-241.
- DONG Guochao, ZHANG Jianren, CAI Chunsheng, et al. Wind environment research on the bridge section induced by high speed train under the bridge [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2015, 12(2): 235-241.
- [11] 王林凯, 刘志文. 基于OpenFOAM的矩形断面涡激振动数值模拟[J]. 公路交通科技, 2017, 34(10): 57-66.
- WANG Linkai, LIU Zhiwen. Numerical simulation of vortex-induced vibration of rectangular cross-section based on OpenFOAM [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2017, 34(10): 57-66.
- [12] MARRA A M, MANNINI C, BARTOLI G. Van der Pol-type equation for modeling vortex-induced oscillations of bridge decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2011, 99(6): 776-785.
- (责任编辑: 李脉; 校对: 罗容; 英文编辑: 田湘)