



# 尺度参数对海上风机基础结构波浪力特征的影响

陈凌<sup>①②</sup>, 周济福<sup>①②\*</sup>, 王旭<sup>①②</sup>

① 中国科学院流体耦合系统力学重点实验室, 中国科学院力学研究所, 北京 100190;

② 中国科学院大学工程科学学院, 北京 100049

\*联系人, E-mail: [zhoujf@imech.ac.cn](mailto:zhoujf@imech.ac.cn)

收稿日期: 2016-05-31; 接受日期: 2016-10-11; 网络出版日期: 2016-11-11

国家自然科学基金(编号: 11232012, 11172307, 11572332)、国家重点基础研究发展规划(编号: 2014CB046200)和中国科学院战略性先导科技专项(B类)(编号: XDB22040203)

**摘要** 为适应大容量海上风机的承载需求, 支撑机构的尺度越来越大, 在水动力学上可能介于小尺度和大尺度之间. 对于这类中等尺度的结构, 其波浪力的组成和计算方法对于海上风电工程设计十分重要. 本文通过建立数值波浪水槽, 对直立圆柱在线性波条件下的波浪力进行数值模拟研究. 通过分别求解带自由面的Navier-Stokes (N-S)方程和Euler方程, 准确分离黏性力与惯性力, 详细探讨了黏性力和惯性力随圆柱尺度比的变化规律, 给出了各自表现显著的尺度区间, 定量分析了忽略黏性力或绕射力产生的误差. 据此提出了中等尺度的概念, 并给出了不同尺度结构波浪力的计算方法.

**关键词** 波浪力, 黏性效应, 绕射效应, 中等尺度, 数值波浪水槽

**PACS:** 47.11.+j, 47.32.Ff, 47.35.+i, 47.85.-g, 47.85.Dh

## 1 引言

随着海上风电的发展, 装机容量越来越大, 大容量风机对其支撑结构提出了更高的要求, 例如, 对于固定式基础, 欧洲多采用大直径单桩, 我国在东海则采用高桩承台这样的新型结构, 其承台的尺度比单桩直径大得多; 对于浮式基础, 水面浮体的尺度也很大. 这类海上风机支撑结构在水动力学上, 可能介于大尺度和小尺度结构之间, 属于一种中等尺度的海洋结构, 所受波浪载荷如何描述是海上风电工程发展中不可回避的重要问题. 这是因为, 一方面为保证大容量风

机的稳定与安全, 支撑结构的尺度越来越大; 另一方面, 当前海上风机主要在浅水海域, 外海波浪传播到浅水域时波长减小<sup>[1]</sup>. 这两方面的因素很可能使得海上风机支撑结构的尺度接近通常意义上的大、小尺度结构的分界点 $D/L=0.2$ , 例如东海大桥风机基础的高桩承台结构、江苏启东复合筒形风机基础等均属于这种情况. 同时, 由于在尺度比0.2左右工程计算方法差异较大, 不够明确, 海上风电工程设计中采取大幅提高载荷分项系数的方法, 缺少可靠理论的指导, 载荷分项系数的取值具有很大盲目性, 往往导致很大的工程浪费<sup>[2]</sup>. 因此, 研究波浪黏性力和绕射力随结构尺

**引用格式:** 陈凌, 周济福, 王旭. 尺度参数对海上风机基础结构波浪力特征的影响. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2016, 46: 124709  
Chen L, Zhou J F, Wang X. Scale effect on wave force characteristics of the structures supporting offshore wind turbines (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2016, 46: 124709, doi: [10.1360/SSPMA2016-00275](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00275)

度比的变化,特别是中等尺度结构的波浪力,对海上风电工程设计有着重要的指导意义和参考价值.

波浪载荷的构成很复杂,包含黏性效应、绕射效应等,这些效应对准确估计结构承受的波浪载荷产生重要影响.为了弄清波浪载荷的构成和机制,人们提出了许多参数来描述这个问题.其中圆柱的尺度比(直径 $D$ 与波长 $L$ 的比值)是一个非常重要的参数.对于桩柱尺度比很小的情形,Morison等人<sup>[3]</sup>提出了一个半经验半理论的方法,认为波浪基本不受桩柱存在的影响而传播,其所受波浪力由两部分组成,一部分是未扰动速度场产生的速度力,另一部分是加速度场产生的加速度力.对于桩柱尺度比很大的情形,MacCamy和Fuchs<sup>[4]</sup>提出绕射理论描述波浪力,该理论假定水体无黏,波浪作有势运动,并取线性化后的自由水面条件.Issacson<sup>[5]</sup>认为, $D/L > 0.2$ 为大尺度结构,绕射效应不可忽略,应采用绕射理论计算波浪力;否则可以视为小尺度结构,波浪黏性效应起主导作用,通常用Morison公式来计算波浪力.然而,为何以 $D/L = 0.2$ 作为判别大小尺度结构的标准,Issacson没有给出具体依据.也有学者提出 $D/L = 0.15$ 的判别准则<sup>[6]</sup>.这说明,大小尺度海洋结构的判别准则并非十分明确,应该存在一个中等尺度结构的尺度比范围,这种中等尺度结构的波浪力是受黏性效应、还是惯性效应主导?或者二者共同主导?还是二者都可忽略?由于通常情况下,尺度在 $D/L = 0.2$ 附近的海洋工程结构物较少,因此针对这一问题的研究还鲜有报道.

本文利用数值模拟的方法,建立数值波浪水槽,通过分别求解N-S方程和Euler方程,准确分离出波浪力中的黏性力和惯性力,进一步研究二者随不同尺度比的变化规律,并基于此界定中等尺度区间的范围,发展了不同尺度结构波浪力的计算方法.

## 2 数值模型

本文基于OpenFOAM (Open Field Operation and Manipulation),对水波问题进行模拟.采用有限体积法离散求解Navier-Stokes方程,通过VOF方法捕捉自由界面的变化.

### 2.1 基本方程

不可压缩黏性流体的连续性方程和动量方程可

以写成如下形式:

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0, \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U}) \mathbf{U} - \nabla \cdot (\mu_{\text{eff}} \nabla \mathbf{U}) \\ = -\nabla p - \rho \mathbf{g} - \mathbf{f}_\sigma, \end{aligned} \quad (2)$$

式中, $\mathbf{U}$ 为速度矢量; $\rho$ 为密度; $p$ 为压力; $\mathbf{g}$ 为重力加速度; $\mu_{\text{eff}}$ 代表动力黏性作用,由分子动力黏性和湍流作用组成,即 $\mu_{\text{eff}} = \mu + \rho \nu_t$ , $\nu_t$ 为湍流运动黏度,在本文中由 $k-\omega$  SST湍流模型给出,求解Euler方程时,令 $\mu_{\text{eff}} = 0$ ;  $\mathbf{f}_\sigma$ 为表面张力.

自由液面的捕捉处理采用VOF方法<sup>[7]</sup>,引入体积分数 $\alpha$ ,将两相流统一求解.因此,采用混合以后的密度 $\rho$ 和动力黏度 $\mu$ 带入动量方程中求解:

$$\begin{aligned} \rho &= \alpha \rho_w + (1 - \alpha) \rho_a, \\ \mu &= \alpha \mu_w + (1 - \alpha) \mu_a, \end{aligned} \quad (3)$$

式中, $\rho_w$ 为水的密度, $\rho_a$ 为空气密度.

对于水波问题,体积分数 $\alpha$ 及满足的方程如下:

$$\alpha = \begin{cases} 0, & \text{air,} \\ (0, 1), & \text{free surface,} \\ 1, & \text{water,} \end{cases} \quad (4)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \alpha \nabla \cdot \mathbf{U} + \alpha(1 - \alpha) \nabla \cdot \mathbf{U}_r = 0, \quad (5)$$

式中, $\mathbf{U}_r$ 为界面压缩速度,用来消除由界面耗散引起的非物理现象<sup>[8]</sup>.

### 2.2 方程的离散求解

OpenFOAM采用有限体积法离散方程.所有的物理量定义在单元体中心,对方程在每个单元体上空间积分.式(2)等号左边项组成系数矩阵隐式求解,等号右边各项独立显示求解.针对不同问题,可以采取不同的插值格式.本文在动量方程的时间项采用欧拉离散格式,对流项采用有界二阶中心差分离散格式,黏性耗散项采用二阶中心差分离散格式;体积分数方程的对流项采用有界MUSCL格式,压缩速度项采用二阶中心差分格式; $k-\omega$  SST湍流模型中, $k$ 方程和 $\omega$ 方程中的对流项采用二阶有界迎风格式.速度压力场采用PIMPLE (PISO-SIMPLE)方法耦合求解,即将每个时间步长内用SIMPLE稳态算法求解(也就是将每个时间

步内看成稳态流动), 时间步长的步进用PISO算法来完成.

### 3 数值波浪水槽建立及验证

#### 3.1 边界条件及初始条件

建立数值波浪水槽如图1所示, 入口边界(Face A)根据波浪理论给定水位和速度剖面. 出口边界(Face B)和底部边界(Face C)为固壁边界. 上边界(Face D)为速度压力出口边界, 法向上, 速度压力零梯度, 压力等于大气压力, 空气既能进也能出, 水只能出不能进. 侧边界采用对称边界. 若有结构物, 其边界在N-S方程中采用无滑移边界, 在Euler方程中采用滑移边界.

初始条件: 波面为静水面, 压强取静水压强, 初始速度为0.

#### 3.2 造波与消波

采用造波段和消波段能获得较为精确的目标波浪场, 并且有效防止波浪在边界的二次反射, 因此可以极大地缩小计算区域.

造波段和消波段采用松弛校正的区域造波法, 根据目标波浪场来校正计算值<sup>[9]</sup>, 比直接采用边界造波法获得的波浪场更为精确<sup>[10]</sup>.

$$\begin{aligned} U &= (1-\varepsilon)U_{\text{target}} + \varepsilon U_{\text{computed}}, \\ \alpha &= (1-\varepsilon)\alpha_{\text{target}} + \varepsilon\alpha_{\text{computed}}, \end{aligned} \quad (6)$$

式中,  $\varepsilon = 1 - \frac{\exp(\sigma^{3.5}) - 1}{\exp(1) - 1} \in [0, 1]$  为权函数,  $\sigma$  是沿水槽长度方向位置的函数, 在造波和消波段的前段为0, 末端为1. 下标target和computed分别表示对应变量的目标值和计算值.

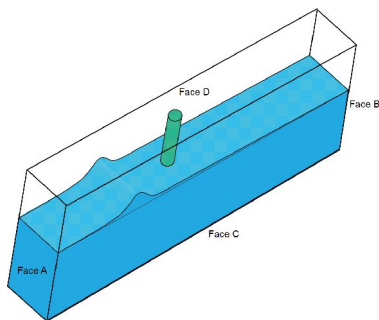


图1 (网络版彩图)数值波浪水槽示意图  
Figure 1 (Color online) Sketch of the numerical wave tank.

### 3.3 数值验证

#### (1) 数值造波验证

为了保证所建立的数值波浪水槽能够得到预期的目标波浪场, 我们对数值造波进行验证. 本文的讨论范围虽然在线性波条件下, 但是数值模型是完全非线性的, 仍然可以准确捕捉波浪场或者波浪力可能出现的非线性特征. 波浪参数在实验室尺度下选取, 数值水槽的尺度为 $10\text{ m} \times 0.65\text{ m}$ , 水深 $d=0.5\text{ m}$ , 目标波浪场为二阶Stokes波, 波高 $H=0.12\text{ m}$ , 周期 $T=1.5\text{ s}$ , 波长 $L=2.82\text{ m}$ . 造波段和消波段长度均为 $2.8\text{ m}$ . 在离造波边界 $3\text{ m}$ 处, 设置虚拟浪高仪, 获得波面随时间的变化情况, 如图2所示.

从图中可以看出, 计算值与理论值吻合得很好, 证明建立的数值波浪水槽是准确可靠的. 在经过若干周期后, 波面依然与理论解相当符合, 说明消波方法可行有效.

#### (2) 造波网格无关性验证

网格的疏密程度是影响数值造波和波浪传播的关键因素. 我们需要寻找最优的网格疏密程度, 使得有较少的计算时间, 且所选网格对计算结果的影响在可接受范围内, 同时还要保证波浪的衰减速率在可接受范围之内.

选取数值水槽的尺度为 $30\text{ m} \times 0.65\text{ m}$ , 水深 $h=0.5\text{ m}$ , 目标波浪场为二阶Stokes波, 波高 $H=0.12\text{ m}$ , 周期 $T=1.5\text{ s}$ , 波长 $L=2.82\text{ m}$ . 造波段和消波段长度均为 $2.8\text{ m}$ . 一个波长范围内网格数量(PPWL)为40, 50, 60, 70, 波高范围内网格数量(PPWH)分别为5, 10, 15, 如表1所示. 在离造波边界整数倍波长处设置虚拟浪高仪, 获得波面随时间的变化情况, 计算值与理论解相对误差如图3所示.

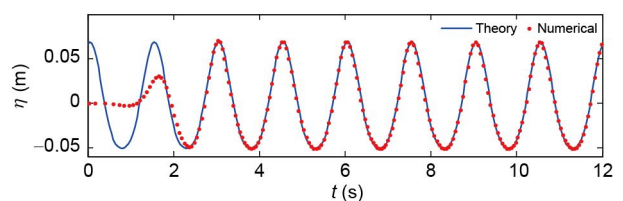


图2 (网络版彩图)离造波边界3 m处波面位移随时间变化与理论解对比

Figure 2 (Color online) Comparison between theory and numerical free surface elevation at the location of 3 m away from wavemaker boundary.

表1 网格参数设置  
Table 1 Mesh parameters

	Test A	Test B	Test C	Test D	Test E	Test F
PPWL	40	50	60	70	70	70
PPWH	15	15	15	15	10	5

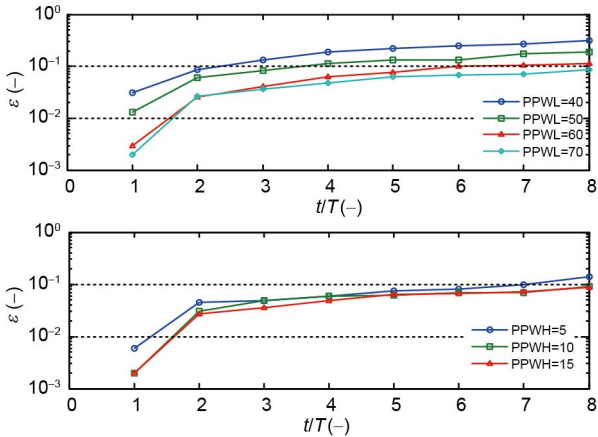


图3 (网络版彩图)波面位移计算值与理论值误差。(a) 波长范围内网格数量影响; (b) 波高范围内网格数量影响  
Figure 3 (Color online) Errors of free surface elevation between the theoretical and numerical results of different grids. (a) The influence of points per wave length; (b) the influence of points per wave height.

从图上可以看出, 当一个波长范围取60个网格, 波高范围取10个网格时, 再加密网格计算结果基本不受影响, 且波浪的衰减小于10%。因此, 在以后的模拟中, 波浪传播段的网格密度均以不低于此标准来选取。

(3) 波浪力近壁网格影响及湍流模型验证

在波浪力的计算中, 对于很小尺度的情况需要考虑流动分离和涡脱落情况。因此选取合适的湍流模型十分关键, 这将直接影响对波浪力黏性效应评估的准确性。本文采用对低雷诺数壁面流动适应性较好的  $k-\omega$  SST 湍流模型。一般要求  $y^+$  取值小于等于2-5, 由下式可得柱面最内层网格厚度:

$$\Delta y = D y^+ \sqrt{80} Re^{-13/14}, \quad (7)$$

式中,  $D$  为圆柱直径,  $y^+$  为无量纲壁面距离,  $Re$  为雷诺数。

选取波浪和结构参数: 水深  $h=0.6\text{m}$ , 波长  $L=2\text{m}$ , 波高  $H=0.06\text{m}$ , 周期  $T=1.16\text{s}$ , 直径  $D=0.01\text{m}$ 。计算得到柱面最内层网格厚度  $\Delta y = 0.15 - 0.375\text{mm}$ , 分别选取 0.15, 0.25, 0.5 mm 3种情况进行计算, 结果如图4所示。可以看出当选取 0.25 mm 时, 对网格的依赖性已经

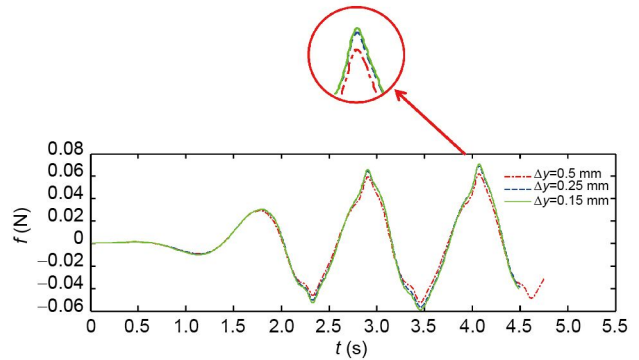


图4 (网络版彩图)近壁网格对波浪力的影响  
Figure 4 (Color online) The influence of near-wall grid on the wave force.

不明显, 能够取得较好的计算结果, 此时  $\Delta y^+ = 3.3$ , 因此, 接下来的计算中均以  $\Delta y^+ < 3$  为标准。

在本文计算中, 保证黏性力计算的准确是关键。在所选用湍流模型及网格条件下, 验证计算黏性力的准确性, 同时避免波浪中加速度力的干扰, 选取带有自由液面的圆柱绕流问题进行模拟, 并与实验对比。计算所选取的参数为 Chaplin<sup>[11]</sup> 的实验参数: 直立圆柱直径  $D=0.21\text{m}$ , 吃水深度  $d=1.01\text{m}$ , 在静水面以下 50 mm 处沿圆柱周向 ( $0^\circ, 22.5^\circ, 45^\circ, 112.5^\circ$  和  $180^\circ$ ) 布置 5 个压力传感器,  $0^\circ$  为迎流面,  $180^\circ$  为背流面。实验采用在水池中拖曳直立圆柱的方式来近似经典圆柱绕流问题。实验中圆柱由静止加速, 稳定后的速度  $U=1.6\text{m/s}$  ( $Fr=1.11$ ), 此时, 雷诺数  $Re=3.36 \times 10^5$ , 正好处于层流向湍流转换阶段, 与此同时, 5 个监测点在自由液面附近, 因此测量点周围的流动情况很复杂 (图5)。图6是数值计算结果与实验值的对比, 横坐标表示圆柱被拖曳的位移  $X$ 。由于实验启动加速较慢, 为了提高计算效率, 数值计算加大了启动的加速度, 在较短的时间内速度达到 1.6 m/s 后保持恒定。从图中可以看出, 计算初期, 由于较大的加速度, 数值结果与实验值有相同的变化趋势, 并且变化得更为剧烈。当速度稳定后, 计算结果的各点压力值与实验值吻合得很好, 说明所选取的湍流模型和网格在本文的研究中是准确有效的。此外, 在

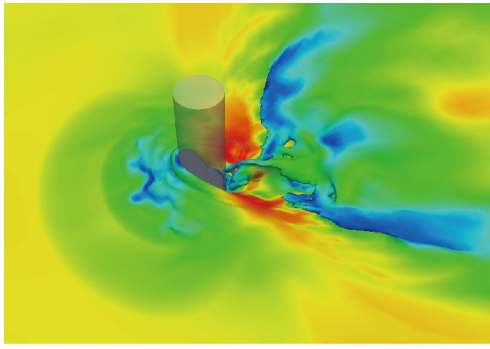


图5 (网络版彩图)圆柱绕流自由表面复杂流动 ( $Re=3.36 \times 10^5$ )  
 Figure 5 (Color online) Complex free surface flow around the cylinder ( $Re=3.36 \times 10^5$ ).

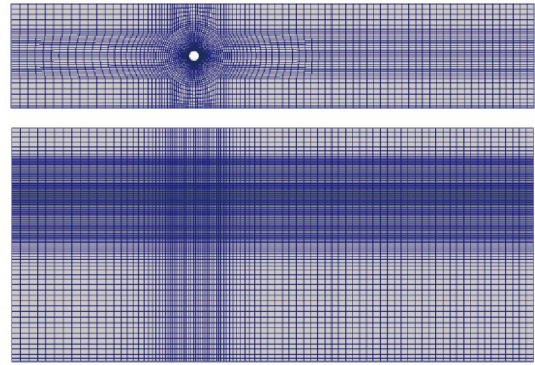


图7 (网络版彩图)水槽中段计算网格示意图. (a) 俯视图; (b) 侧视图  
 Figure 7 (Color online) Sketch of computing mesh of middle area of wave tank. (a) Top view; (b) side view.

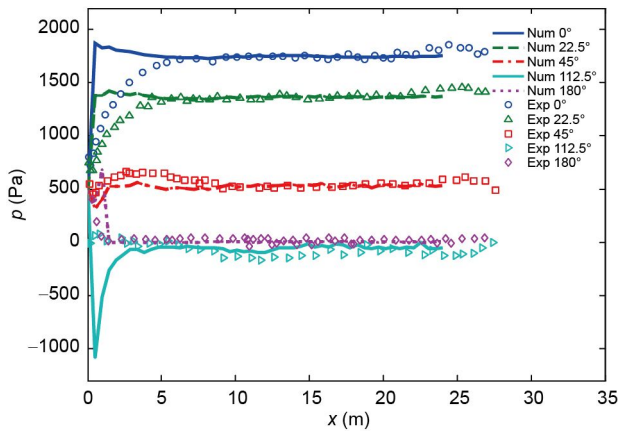


图6 (网络版彩图)5个监测点压力变化曲线与实验(Chaplin 2003)对比  
 Figure 6 (Color online) Comparison between numerical and experimental pressure at five monitoring points.

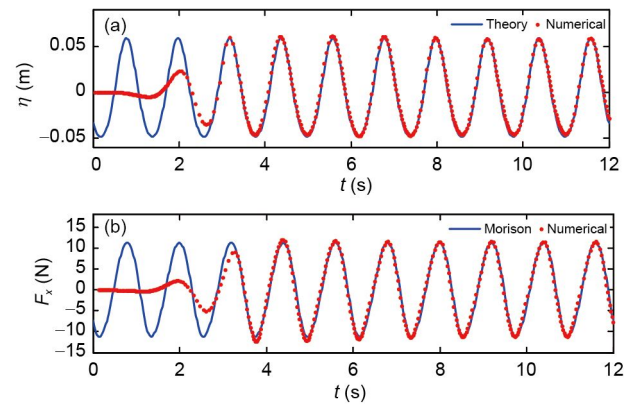


图8 (网络版彩图)计算值与理论解对比. (a) 波面位移; (b) 水平波浪力  
 Figure 8 (Color online) Comparison between numerical and theoretical results. (a) Free surface elevation; (b) inline force.

圆柱前端水体爬高的数值结果为0.130–0.135 m, 与实验测量值吻合很好, 进一步验证了本文数值模型计算结果的准确性.

#### (4) 直立圆柱波浪力验证

研究直立圆柱所受波浪力的特征, 还需要进一步验证整体波浪力是否能计算准确. 选取数值水槽的尺度为 $8\text{ m} \times 0.8\text{ m} \times 0.9\text{ m}$ , 水深 $h=0.6\text{ m}$ , 目标波浪场为二阶Stokes波, 波高 $H=0.105\text{ m}$ , 周期 $T=1.2\text{ s}$ , 波长 $L=2.12\text{ m}$ . 造波段和消波段长度均为 $2.5\text{ m}$ . 计算网格及三维水槽示意图如图7所示, 计算得到的波面位移和水平波浪力如图8所示, 与理论解吻合较好.

经过上述4个部分的验证工作, 可以确定, 本文的数值模型以及建立的数值波浪水槽对于计算直立圆柱波浪力是准确可行的.

## 4 结果讨论

### 4.1 黏性力与惯性力计算

关于波浪对穿透水面的固定直立柱作用力的认识, 已有许多比较成熟的研究结果<sup>[1,12,13]</sup>. 一般情况下, 由弗汝德-克雷洛夫(Froude-Krylov)假定, 波浪原有的压强分布不因结构物的存在而改变, 此时柱体受力仅

为波浪压力场沿柱体湿面积积分, 称为Froude-Krylov力(F-K力). 对于任何尺度柱体, F-K力都存在. 当柱体尺度比很小时, 还需要考虑由于水体的黏滞性而产生的黏性力. 当尺度比较大时, 柱体对流场的影响较大, 绕射效应不可忽略. 波浪绕射将产生对障碍物的作用力, 该作用力称为绕射力. 绕射力与入射波产生的F-K力一起构成惯性力.

由于黏性作用, 水体在绕过柱体时出现能量损耗, 当剩余的能量不足以使水体流到柱体背侧时, 将产生流动分离. 不同于理想流体条件下的达朗贝尔佯谬的结论, 在水体分离过程中, 柱体受到水体作用力的合力不为零. 柱体受到水体的黏性力分为黏性剪切力和黏性压差力. 但通常的海洋工程中, 黏性剪切力十分微弱, 远远小于压差力, 可以忽略. 由水体分离而产生的压差力, 是波浪力中黏性力的主要成分. 在理想条件下, 假设流体是无黏的, 那么流体不会产生分离, 黏性效应不起作用. 因此, 通过控制方程的黏性耗散项可以调整波浪的黏性效应. 设置两组参数完全相同的算例, 一组的控制方程采用N-S方程, 另一组采用Euler方程, 两组算例得到的波浪压力积分的差值就是波浪的黏性力, 如图9所示. Euler方程直接计算得到的沿柱面压力积分就是波浪力中的惯性力. 需注意, 由于不可避免地存在少许数值黏性, 在计算 $Kc$ 数较大情况下的Euler方程时, 数值黏性对计算结果会产生少许的影响. 在本文计算中, N-S方程和Euler方程计算时采用相同的插值格式和网格, 产生的数值黏性基本一致, 因此通过两者求差得到的波浪黏性力基本不会受到数值黏性的影响.

我们分别模拟了在实验室尺度小雷诺数( $Re = 8.5 \times 10^2 - 1.0 \times 10^5$ )和实际工程尺度大雷诺数( $Re = 3.0 \times 10^5 - 3.6 \times 10^7$ )情况下的圆柱波浪力. 同组算例中, 控制水深和波浪参数不变, 改变圆柱直径来调整尺度比( $D/L$ ). 水深为有限水深, 波浪参数满足线性问题的条件 $Hk / (2 \tanh kh) \ll 1$ <sup>[13]</sup>, 为线性波, 具体参数如表2所示, 其中 $Re = (U_{\max}|_{z=0} D) / \nu$ ,  $Kc = (U_{\max}|_{z=0} T) / D$ ,  $U_{\max}$ 为水平最大速度,  $T$ 为周期.

#### 4.2 圆柱尺度对波浪黏性力的影响

在水深和波浪参数不变的情况下, 直立圆柱的尺度变化会对其所受波浪力产生很大的影响. 这是一个非常经典的问题, 在以往学者的研究中, 由于当时计算

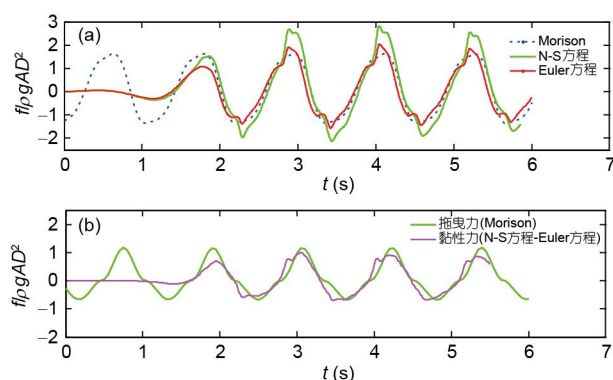


图9 (网络版彩图)黏性效应的压差力. (a) N-S方程与Euler方程分别计算水平波浪力; (b) 水平黏性力  
Figure 9 (Color online) Pressure force induced by viscous effect. (a) Inline force calculated by N-S equation and Euler equation respectively; (b) inline viscous force.

条件的限制, 只能通过势流理论或者实验来分析波浪力的特征. 势流理论基于无黏、无旋假设, 在尺度比较大时能比较准确地预测波浪力, 但在较小尺度, 会产生流动分离现象, 此时无法准确进行预测. 实验的方法中也存在许多难题, 首先不同波浪类型的差异较大, 干扰因素很多, 很难在实验室准确造出目标波浪, 因此多用U型管产生振荡流来近似波浪场<sup>[12]</sup>. 其次, 实验室测量得到的波浪力为波浪总力, 通常采用傅里叶分析法或最小二乘法计算 $C_d$ 和 $C_m$ 值<sup>[14,15]</sup>, 结果的精度较低. 第三, 实验室下无法同时满足黏性力和惯性力与实际工程尺度的相似性. 因此, 到目前为止, 波浪力的黏性作用区间一直不太明确, 通常以 $Kc$ 数的值来判断黏性力是否重要, 当 $Kc$ 数大于 $\pi$ 时, 需要考虑黏性作用的影响<sup>[6]</sup>.

采用数值计算的方法, 求解N-S方程和Euler方程, 可以非常容易解决以上所述的难题, 并且直接有效地分离出黏性力的作用. 通过计算, 分别得到小雷诺数(实验室尺度)和大雷诺数(工程尺度)下黏性力占总力的比值, 表示如下:

$$\gamma = \frac{f_{N-S} - f_{Euler}}{f_{N-S}} \quad (8)$$

在最大波浪力相位时, 黏性力占比 $\gamma$ 随尺度比 $D/L$ 和 $Kc$ 数的变化如图10所示. 这里, 波浪为线性波且参数不变, 因此 $Kc$ 数和尺度比 $D/L$ 呈负相关的关系. 当 $D/L=0.02, Kc=4.71$ 时, 小雷诺数和大雷诺数的 $\gamma$ 值分别为1.83%和1.01% (图10 C, D点), 即黏性力占比很小, 几

表2 波浪及结构参数设置

Table 2 Wave parameters and structure scales

水深 $h$ (m)	波高 $H$ (m)	波数 $k$ ( $\text{m}^{-1}$ )	水深 $kh$	尺度 $D/L$	$Re$	$Kc$
0.60	0.06	3.133	1.88	0.0025	$8.5 \times 10^2$	37.7
0.60	0.06	3.133	1.88	0.005	$1.7 \times 10^3$	18.9
0.60	0.06	3.133	1.88	0.01	$3.4 \times 10^3$	9.42
0.60	0.06	3.133	1.88	0.02	$6.8 \times 10^3$	4.71
0.60	0.06	3.133	1.88	0.05	$1.7 \times 10^4$	1.88
0.60	0.06	3.133	1.88	0.10	$3.4 \times 10^4$	0.94
0.60	0.06	3.133	1.88	0.15	$5.1 \times 10^4$	0.63
0.60	0.06	3.133	1.88	0.20	$6.8 \times 10^4$	0.47
0.60	0.06	3.133	1.88	0.30	$1.0 \times 10^5$	0.31
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.0025	$3.0 \times 10^5$	37.7
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.005	$6.0 \times 10^5$	18.9
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.01	$1.2 \times 10^6$	9.42
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.02	$2.4 \times 10^6$	4.71
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.05	$6.0 \times 10^6$	1.88
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.1	$1.2 \times 10^7$	0.94
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.15	$1.8 \times 10^7$	0.63
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.2	$2.4 \times 10^7$	0.47
30.0	3.00	0.0628	1.88	0.3	$3.6 \times 10^7$	0.31

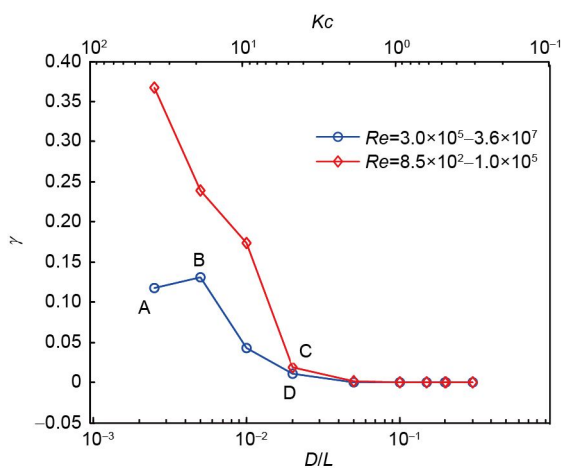


图10 (网络版彩图)黏性力占比 $\gamma$ 随尺度 $D/L$ ,  $Kc$ 数的变化  
Figure 10 (Color online) The ratio of viscous force  $\gamma$  versus  $D/L$  and  $Kc$  number.

乎可以忽略. 因此, 线性波情况下, 当 $D/L > 0.02$ 时, 可以忽略黏性力, 采用势流理论计算波浪力, 误差小于2%. 当 $D/L \leq 0.02$ 时, 黏性力的占比随尺度比减小迅速增大, 并且小雷诺数下黏性力占比要远大于大雷诺数情形. 需要注意的是, 大雷诺数中, 在A点, 黏性力占比

反常地低于尺度较大的B点. 这是因为在非常小的尺度比下, 最大波浪力相位处短时间 $dt$ 内可以看作是非振荡的圆柱绕流, 并且A点此时的雷诺数 $Re = 3.0 \times 10^5$ , 正好处于圆柱绕流的阻力危机点, 流动由层流分离变为湍流分离, 阻力降低.

对于较小尺度, 黏性力大小随尺度比的变化很显著, 这里对 $D/L < 0.02$ 的情况进一步分析. 图11和12分别表示了小雷诺数和大雷诺数, 3种小尺度情况下, 在稳定的一个周期内波浪力的变化. 右边是对各工况30个周期进行傅里叶分析得到的各阶力频率与幅值. 图11(a)可以看出, 黏性力和惯性力的最大值相差很小, 但存在一个相位差, 因此在总力上出现了一个双峰, 总力最大值处也是惯性力的最大值. 但是, 从图11(c)到(a)变化看, 随着尺度比减小, 惯性力的一阶力幅值基本不变, 这与线性绕射理论的结果一致. 相反, 黏性力的增长十分显著. 可以推断, 继续减小尺度比, 总力的第二个峰值将超越第一个峰值, 此时最大波浪力将发生在最大黏性力相位处, 黏性力成为主导. 图12中, 大雷诺数情况下, 黏性效应的作用较小, 惯性力始终占主导地位, 但在 $D/L < 0.01$ 的时候, 黏性力占比超过10%,

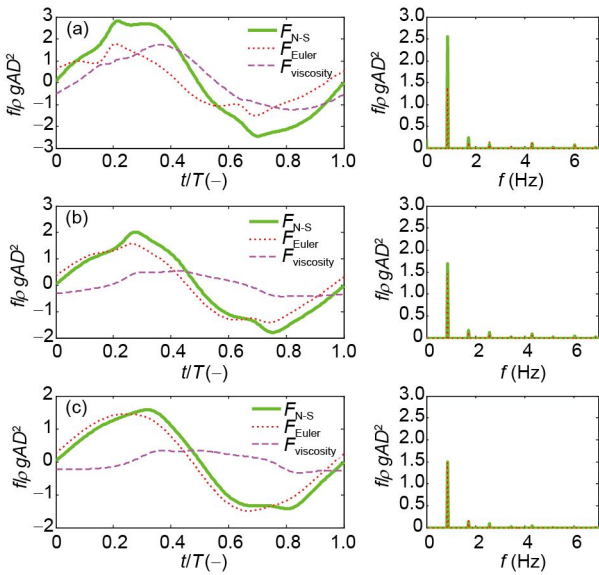


图 11 (网络版彩图)波浪力及FFT分析.  $Re=8.5 \times 10^2-3.4 \times 10^3$ ,  $D/L$  为 (a) 0.0025; (b) 0.005; (c) 0.01  
 Figure 11 (Color online) Wave force and FFT analysis.  $Re=8.5 \times 10^2-3.4 \times 10^3$ ,  $D/L$  is (a) 0.0025; (b) 0.005; (c) 0.01.

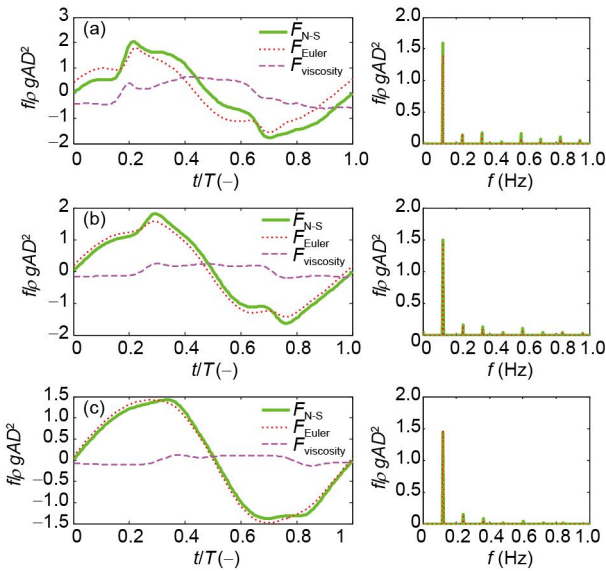


图 12 (网络版彩图)波浪力及FFT分析.  $Re=3.0 \times 10^5-1.2 \times 10^6$ ,  $D/L$  为 (a) 0.0025; (b) 0.005; (c) 0.01  
 Figure 12 (Color online) Wave force and FFT analysis.  $Re=3.0 \times 10^5-1.2 \times 10^6$ ,  $D/L$  is (a) 0.0025; (b) 0.005; (c) 0.01.

仍旧不可忽略. 另外可以看到, 图12(a)的黏性力随时间变化很不规则, 特别是在最大波浪力相位附近出现了下凹的形状, 这与之前预测的从层流分离变为湍流分离产生的阻力危机相符.

### 4.3 圆柱尺度对波浪绕射力的影响

波浪绕射将产生对障碍物的作用力, 该作用力称为波浪绕射力, 其与入射波产生的作用力一起构成物体在波浪中的受力, 即波浪惯性力. 它与F-K力的差值就是绕射效应的作用. 因此, 绕射效应的评估可以用下式表示:

$$\kappa = \frac{f_{\text{Euler}} - f_{\text{K}}}{f_{\text{K}}}, \quad (9)$$

式中,  $f_{\text{K}}$  表示F-K力, 其值近似等于  $C_m=2.0$  时 Morison 公式的惯性力项.

图13表示在表2的参数下  $\kappa$  随结构尺度的变化. 当尺度在  $0.01 < D/L < 0.15$  时,  $\kappa$  基本稳定在零附近, 说明在这个尺度范围内, 波浪力基本满足弗汝德-克雷诺夫假定. 当尺度  $D/L > 0.2$  时,  $\kappa$  迅速下降, 表明结构物的存在对流场的影响不可忽略, 绕射效应变得显著, 并且使得所受波浪力减小. 当尺度  $D/L < 0.01$  时,  $\kappa > 0$ , 尺度越小,  $\kappa$  的值越大. 为了弄清这个现象, 先把计算结果与线性绕射理论进行对比. 通常, 对于大尺度圆柱结构波浪力问题, 若为小振幅波, 则可以采用线性绕射理论求出近似的解析解. 用  $\kappa^*$  表示计算值与线性绕射理论的相对误差:

$$\kappa^* = \frac{f_{\text{Euler}} - f_{\text{Dif}}}{f_{\text{Dif}}}, \quad (10)$$

式中,  $f_{\text{Dif}}$  表示线性绕射理论计算值. 结果如图14所示, 当尺度  $D/L > 0.01$  时,  $\kappa^* \approx 0$ , 表明数值计算的结果与线性绕射理论一致, 同时验证了图13大尺度绕射效应的

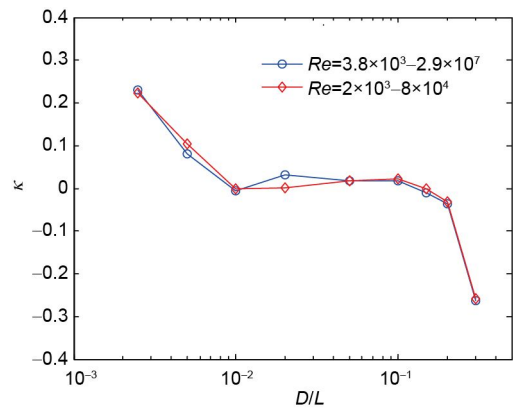


图 13 (网络版彩图)  $\kappa$  随尺度  $D/L$  变化  
 Figure 13 (Color online)  $\kappa$  varies with scale parameter  $D/L$ .



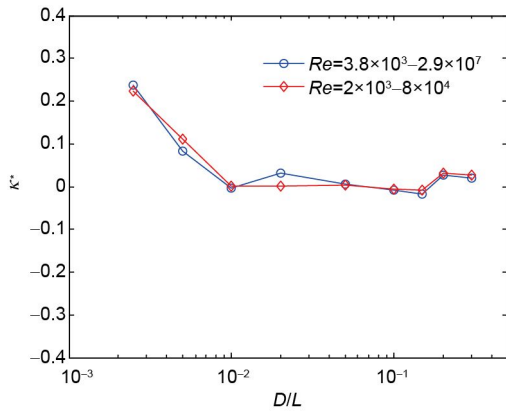


图 14 (网络版彩图)  $\kappa^*$  随尺度  $D/L$  变化  
 Figure 14 (Color online)  $\kappa^*$  varies with scale parameter  $D/L$ .

准确性. 但  $D/L < 0.01$  时, 得到与图 13 一样的结果, 说明这一现象并不是线性绕射效应. 仔细分析图 12(a) 中  $f_{Euler}$ , 我们发现在受力曲线的波峰处出现了一个抖动, 先是变得平缓又突然上升, 这是与线性绕射理论结果不一致的地方. 从数值涡量云图分析, 如图 15, Euler 方程的计算中出现了微弱的涡脱落现象, 这可能是数值计算中存在的少量数值黏性引起的, 因此数值计算值会大于绕射理论值. 这种现象只有在尺度比很小的时候才变得明显.

另外, 当柱体尺度比很小时, 即使是小振幅波, 波

幅仍然远大于柱体直径. 此时, 物面的非线性效应和柱体附近的自由表面效应非常显著(如图 16 所示), 线性绕射理论预测值也并非准确的, 其预测的无量纲一阶力  $F / (\rho g A D^2)$  与直径  $D$  无关. 从图 11 和 12 中 FFT 分析的一阶力中可以看出,  $D/L = 0.01$  和  $0.005$  时, 数值计算结果约为 1.5, 与线性绕射理论相符.  $D/L = 0.0025$  时, 无论大雷诺数还是小雷诺数, 数值计算结果均偏低 10% 左右, 说明物面的非线性效应和柱体附近的自由表面效应增大了柱体对流场的干扰作用, 产生了较为明显的绕射力, 方向与 F-K 力相反.

#### 4.4 海洋结构水动力分类

尽管  $Kc$  数是影响黏性力占比的主要因素, 但采用  $D/L$  划分在工程应用中更为简便直观. 海洋工程结构物波浪力计算通常以  $D/L = 0.2$  为区分小尺度和大尺度的界限, 当  $D/L \leq 0.2$  时采用 Morison 公式计算, 考虑黏性效应; 当  $D/L > 0.2$  时, 采用绕射理论计算, 考虑绕射效应. 对于黏性和绕射作用的大致区间, 学者们的认识比较一致. 但对于详细的界定, 在  $D/L = 0.1 - 0.2$  之间比较模糊, 说法不一, 没有定量的误差分析, 并且较少考虑自由面的影响. 通过三维波浪数值模拟分析, 针对海上风机支撑结构可能处于中等尺度的特点, 从桩柱或承

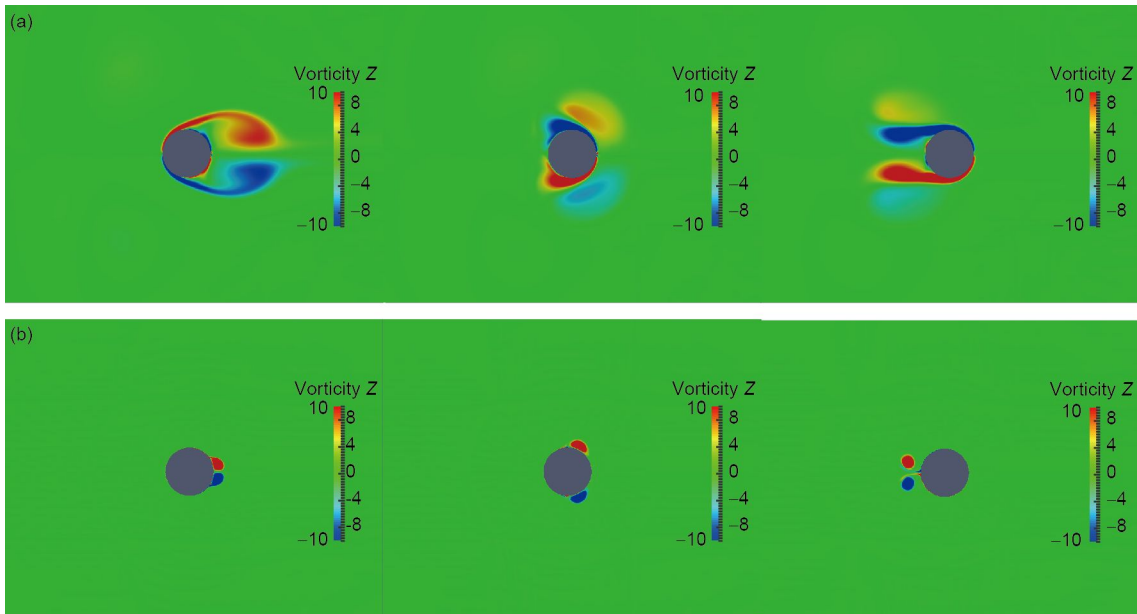


图 15 (网络版彩图) 数值结果涡量云图. (a) N-S 方程; (b) Euler 方程 ( $D/L = 0.005, Re = 6 \times 10^5$ )  
 Figure 15 (Color online) Numerical results of vortex. (a) N-S equation; (b) Euler equation ( $D/L = 0.005, Re = 6 \times 10^5$ ).

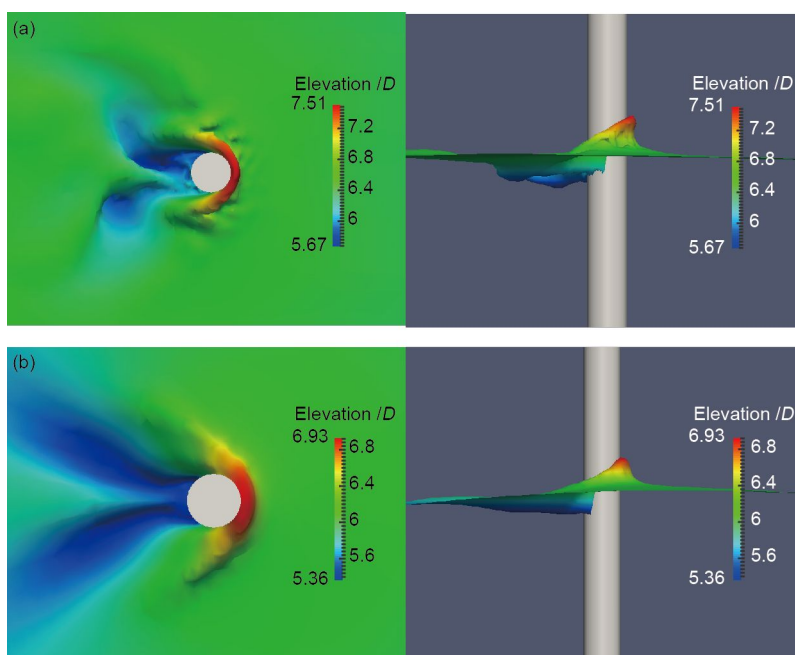


图 16 (网络版彩图)圆柱前端片状水层爬高及后端凹陷(颜色表示无量纲波面位移, Elevation/D). (a)  $D/L=0.0025$ ; (b)  $D/L=0.005$   
 Figure 16 (Color online) Runup in front of cylinder and drowdown behind it (The color represents the dimensionless surface elevation, Elevation/D). (a)  $D/L=0.0025$ ; (b)  $D/L=0.005$ .

台受水动力载荷不同特征的角度, 进行如下划分:

(1) 小尺度海洋结构:  $D/L \leq 0.02$ , 此时, 在线性波下,  $Kc > 4.7$  时, 黏性力占比大于 2%, 黏性力随尺度减小迅速增大, 黏性效应开始变得显著, 不可忽略. 此外, 在  $D/L=0.02$  时, 雷诺数  $Re$  对黏性力占比影响很小, 即该尺度划分对长波和短波均适用. 在计算时, 可使用 Morison 公式近似计算. 值得注意的是, 当  $D/L$  很小,  $Kc$  数较大时, 结构附近自由面和物面条件表现出非线性现象, 出现明显的绕射力, 方向与 F-K 力相反, 能使波浪力减小达 10% 以上, 因此系数  $C_d$  可取 1.8.

(2) 大尺度结构:  $D/L \geq 0.2$ , 绕射力占比大于 4%, 绕射作用随尺度增大迅速增大, 绕射效应开始变得显著, 黏性效应可以忽略. 在计算时, 可使用绕射理论近似计算, 或者使用 Morison 公式, 并采用经线性绕射理论修正后的  $C_m$  值近似计算.

(3) 中等尺度结构:  $0.02 < D/L < 0.2$ , 此时, 线性波下,  $Kc < 4.7$ , 黏性效应和绕射效应都不显著, 忽略黏性效应的波浪力误差小于 2%, 忽略绕射效应的波浪力误差小于 4%. 此时, 采用 Froude-Krylov 公式、Morison 公式和绕射理论三者计算的波浪力基本相同, 其中 Froude-Krylov 公式最为简便. 若采用 Morison 公式, 此

时系数  $C_d$  可取 0.6,  $C_m$  可取 2.0.

## 5 结论

研究结构波浪力与尺度的关系对于海上风电工程向大容量装机和浮式风机发展有重要意义. 本文基于 OpenFOAM 建立三维数值波浪水槽, 对穿透水面的直立圆柱在线性波条件下的波浪力特征进行了详细研究. 通过求解带自由面的 N-S 方程和 Euler 方程, 分离出了圆柱结构所受的波浪黏性力, 探讨了有限水深线性波条件下, 圆柱结构尺度对波浪黏性力和绕射力的影响, 提出了中等尺度结构的概念, 并通过定量分析, 给出了海洋结构的水动力分类界限及其所受波浪力的计算方法, 主要结论如下:

(1) 根据波浪力的特征, 对海洋结构尺度进行了划分:  $D/L \leq 0.02$  的桩柱或承台为小尺度结构, 其黏性力不可忽略;  $D/L \geq 0.2$  的桩柱或承台为大尺度结构, 黏性效应可忽略, 绕射效应表现明显;  $0.02 < D/L < 0.2$  的桩柱或承台为中等尺度结构, 此时黏性力和绕射力均可以忽略, 误差分别小于 2% 和 4%.

(2) 根据尺度划分区间, 推荐工程计算方法: 小尺度结构的波浪力应采用 Morison 公式计算. 当圆柱结构

尺度很小时, 由于自由表面的影响, 波浪力也会表现出绕射效应, 此时可适当降低 $C_m$ 的取值, 可取1.8. 大尺度结构的波浪力应采用绕射理论或经线性绕射理论修正 $C_m$ 值的Morison公式计算. 中等尺度结构的波浪力

采用Froude-Krylov公式计算最为简便, 若采用Morison公式, 此时系数 $C_d$ 可取0.6,  $C_m$ 可取2.0.

(3) 上述结论在强非线性波条件下对 $Kc$ 数和雷诺数的依赖关系, 还需进一步深入研究.

**致谢** 作者诚挚感谢李家春院士对本文研究工作的建议和指导.

## 参考文献

- 1 Dean R G, Dalrymple R A. *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, 1991
- 2 Zhou J F, Lin Y F. Essential mechanics issues of offshore wind power systems (in Chinese). *Sci Sin-Phys Mech Astron*, 2013, 43: 1589–1601 [周济福, 林毅峰. 海上风电工程结构与地基的关键力学问题. *中国科学: 物理 力学 天文学*, 2013, 43: 1589–1601]
- 3 Morison J R, Johnson J W, Schaaf S A. The force exerted by surface waves on piles. *J Pet Tech*, 1950, 2: 149–154
- 4 MacCamy R C, Fuchs R A. *Wave Forces on Piles: A Diffraction Theory*. Technical Report, U.S. Army Corps of Engineers, Beach Erosion Board, 1954
- 5 Isaacson M. Wave-induced forces in the diffraction regime. In: Shwa T L, ed. *Mechanics of Wave-Induced Forces on Cylinders*. London: Pitman Publishing, 1979: 68–89
- 6 Li Y C, Teng B. *Wave Action on Maritime Structures* (in Chinese). 2nd ed. Beijing: Ocean Publishing, 2002 [李玉成, 滕斌. 波浪对海上建筑物的作用. 第2版. 北京: 海洋出版社, 2002]
- 7 Hirt C W, Nichols B D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *J Comp Phys*, 1981, 39: 201–225
- 8 Berberović E, van Hinsberg N P, Jakirlić S, et al. Drop impact onto a liquid layer of finite thickness: Dynamics of the cavity evolution. *Phys Rev E*, 2009, 79: 036306
- 9 Jacobsen N G, Fuhrman D R, Fredsøe J. A wave generation toolbox for the open-source CFD library: OpenFoam®. *Int J Numer Meth Fluids*, 2012, 70: 1073–1088
- 10 Dong Z, Zhan J M. Comparison of existing methods for wave generating and absorbing in VOF-based numerical tank (in Chinese). *Sci J Hydrodyn: A Ser*, 2009, 24: 15–21 [董志, 詹杰民. 基于VOF方法的数值波浪水槽以及造波、消波方法研究. *水动力学研究与进展: A辑*, 2009, 24: 15–21]
- 11 Chaplin J R, Teigen P. Steady flow past a vertical surface-piercing circular cylinder. *J Fluids Struct*, 2003, 18: 271–285
- 12 Sarpkaya T, Isaacson M. *Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures*. New York: Van Nostrand Reinhold Company, 1981. 85–126
- 13 Zhou Z L. *Water Wave Theories and Their Applications* (in Chinese). Beijing: Science Press, 2005 [邹志利. 水波理论及其应用. 北京: 科学出版社, 2005]
- 14 Keulegan G H, Carpenter L H. Forces on cylinders and plates in an oscillating fluid. *J Res Nat Bureau Stand*, 1958, 60: 423–440
- 15 Chaplin J R, Subbiah K, Irani M B. Effects of wave directionality on the in-line loading of a vertical cylinder. *Int J Offshore Polar Eng*, 1994, 4: 206–211

## Scale effect on wave force characteristics of the structures supporting offshore wind turbines

CHEN Ling<sup>1,2</sup>, ZHOU JiFu<sup>1,2\*</sup> & WANG Xu<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Key Laboratory for Mechanics in Fluid Solid Coupling Systems, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

<sup>2</sup> School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

In order to meet the pressing requirements of large-capacity offshore wind turbines, the scale of foundation structures tends to be larger and larger. These large structures may be hydrodynamically neither small scale nor large scale. For this type of intermediate scale structures, it is significant for offshore wind turbine design to figure out the wave force composition and the calculation method. This paper establishes a numerical wave tank, and analyzes wave force on a vertical circular cylinder by numerical simulation. By solving the Navier-Stokes equations and the Euler equations respectively, the viscous force and inertia force are separated reasonably. Furthermore, the law of viscous force and inertia force varying with the scale of cylinder is discussed. Finally, the significant scale intervals of marine structures and their wave force calculation methods are given.

**wave force, viscous effect, diffraction effect, intermediate scale, numerical wave tank**

**PACS:** 47.11.+j, 47.32.Ff, 47.35.+i, 47.85.-g, 47.85.Dh

**doi:** [10.1360/SSPMA2016-00275](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00275)