

引用格式: 史绍宇, 艾艳辉, 周维新, 等. 基于多段铰接刚性杆脐带缆模型的波浪滑翔器纵剖面运动响应特性研究 [J]. 中国舰船研究, 2026, 21(2): 137-147.

SHI S Y, AI Y H, ZHOU W X, et al. Motion response characteristics of the longitudinal profile of a wave glider based on a multi-segment hinged rigid rod umbilical cable model[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2026, 21(2): 137-147 (in Chinese).

基于多段铰接刚性杆脐带缆模型的 波浪滑翔器纵剖面运动响应特性研究



扫码阅读全文

史绍宇^{1,2}, 艾艳辉³, 周维新^{1,2}, 师子锋³, 李星燃^{1,2}, 刘敬喜^{*1,2}

1 华中科技大学 船舶与海洋工程学院, 湖北 武汉 430074

2 船舶和海洋水动力湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430074

3 宜昌测试技术研究所, 湖北 宜昌 443003

摘要: [目的] 旨在建立一种将脐带缆视为多根刚性杆件铰接的波浪滑翔器纵剖面动力学模型, 揭示环境参数与脐带缆参数对波浪滑翔器纵向运动特性的影响规律。 [方法] 基于合理假设与简化, 将脐带缆视为多段匀质且互相铰接的刚性杆, 采用拉格朗日法构建波浪滑翔器纵剖面多刚体动力学模型。结合波浪力、流体阻力及水翼外力的计算方法, 基于 MATLAB/Simulink 平台搭建仿真程序对模型进行求解, 并通过与现有研究结果对比来验证模型的有效性。最后, 进一步开展环境参数与脐带缆参数对系统响应的敏感性分析。 [结果] 结果表明: 随着波高的增大, 纵向运动响应得以增强。当波高由 0.2 m 增至 0.4 m 时, 纵向运动响应增大 78.20%; 在 0.07 m/s 的海流干扰下, 顺流工况相比逆流工况在 60 s 内的纵向位移由 1.53 m 增至 9.11 m。随着脐带缆长度的缩短, 纵向运动响应得到增强。当脐带缆长度由 5 m 减至 2 m 时, 纵向运动响应增大 31.97%; 过小的波浪周期因多段铰接刚性杆件间的刚性冲击而导致纵向响应降低; 脐带缆密度的变化对纵向运动响应的影响较小。 [结论] 研究成果可为波浪滑翔器的结构优化设计和运动控制策略提供理论支撑。

关键词: 波浪滑翔器; 多刚体; 纵向运动特性; 动力学模型; 敏感性分析; 结构优化; 运动控制

中图分类号: U661.33

文献标志码: A

DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.04608

0 引言

海洋覆盖地球表面 71%, 蕴含着丰富的矿产、能源和生物资源, 其储量远超已探明的陆地资源, 但当前海洋资源的开发率不足 5%。在此背景下, 波浪滑翔器作为一种新型的海洋探测工具, 能够在复杂海洋环境中持续作业, 成为深海探测的理想选择^[1-3]。

波浪滑翔器由水面浮体、水下潜体及用于连接二者的脐带缆组成, 其中潜体上铰接有水翼。无论浮体随波浪上升还是下降, 水翼均会与海水发生作用产生纵向推进力, 从而拖曳系统前进^[4], 如图 1 所示。基于这一推进机制, 深入研究波浪滑翔器的运动机理, 特别是构建纵剖面的动力学模型, 不仅有助于理解其运动行为与能量转化机

制, 还可为提高波浪滑翔器的环境适应性奠定理论基础。

针对波浪滑翔器的动力学建模, 现有研究通常基于脐带缆的单刚性杆假设, 以二维平面入手构建动力学方程, 然而无法捕捉脐带缆形态变化对纵向运动的影响机制。Kraus 和 Bingham^[5]率先开展纵剖面建模探索, 选取浮体的纵向运动、垂向运动及脐带缆的俯仰转动为广义坐标, 建立首个三自由度动力学模型, 为后续研究奠定了理论框架。Qi 等^[6]进一步基于 Kane 矢量建模方法构建显式三自由度动力学方程, 通过数值仿真揭示了波浪参数对滑翔速度的非线性影响规律。Tian 等^[7]则提出结合 D-H (Denavit-Hartenberg) 法与拉格朗日法的多刚体系统建模方法, 推导出包含水平推进、垂直振荡与脐带缆转动的三自由度

收稿日期: 2025-07-01 修回日期: 2025-09-03 网络首发时间: 2025-09-11 09:10

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (52071150); 湖北省自然科学基金计划项目 (2025AFB086)

作者简介: 史绍宇, 男, 1998 年生, 博士生。研究方向: 海上无人观测设备关键技术。E-mail: ssysdqx@163.com

刘敬喜, 男, 1975 年生, 博士, 教授。研究方向: 船舶结构设计与分析。E-mail: liu_jing_xi@hust.edu.cn

*通信作者: 刘敬喜

动力学方程。桑宏强等^[8]基于构建的纵剖面动力学方程,结合计算流体力学(CFD)分析,求解了不同攻角和水翼俯仰角下潜体的平移阻力系数。Zhou等^[9]通过Kane矢量建模方法构建仅包含浮体纵向位移与脐带缆俯仰转动的简化两自由度降维模型,并且保证了预测精度与计算效率。

在三维空间动力学建模领域,Kraus^[10]基于改进的船舶六自由度空间运动数学方程,首次构建了波浪滑翔器的全自由度机动性模型。王磊峰^[11]将脐带缆视为单根弹性杆,引入脐带缆张紧/松弛的判断准则,构建波浪滑翔器的三维空间动力学模型,并通过仿真验证了所提模型的准确性。杨颀等^[12]与Rampersadh等^[13]基于D-H法描述浮、潜多体的运动传递关系,结合拉格朗日方程建立三维空间动力学模型,并通过数值仿真和水池试验的方式验证了模型的有效性。然而,这些模型均未改进单根刚性杆脐带缆假设的固有缺陷,未能体现脐带缆形态变化带来的复杂动力学效应,限制了模型的预测精度。

如上所述,现有建模方式虽能够较好地揭示波浪滑翔器的运动机理,但未考虑脐带缆形态变化对其运动特性的影响,导致模型无法有效捕捉脐带缆的动力学行为对运动性能的影响机制。为此,本文拟将脐带缆离散为多根刚性杆件铰接的形式,基于拉格朗日法,以多节点的水平 and 垂向位移,以及各刚性杆件的转动作为自由度,并结合多节点的受力分析,构建波浪滑翔器纵剖面多刚体动力学模型。在此基础上,对比分析单、多刚性杆件模型下的纵向运动特性,并进一步开展环境参数和脐带缆参数的敏感性分析。

1 基本假设与坐标系选择

1.1 基本假设

如图1所示,波浪滑翔器是一种刚柔耦合多体结构,其工作环境复杂多变,难以构建完全的动力学模型。因此,为在降低建模难度的同时确保模型的有效性,做出以下假设与简化^[4,14]:

- 1) 由于浮体的迎风面积较小,因此忽略海风对其运动性能的影响。
- 2) 浮体的吃水变化远小于波浪的波动,应将垂向运动视为完全的响应波浪。
- 3) 将海水视为黏性且不可压缩的理想流体。
- 4) 波浪滑翔器作业海深(海洋深度)明显超过波高(波浪高度),应将波浪视为深水波。
- 5) 脐带缆连接于浮体和潜体的重心处,能量捕获机制主要体现在升沉与纵向运动上,因此忽

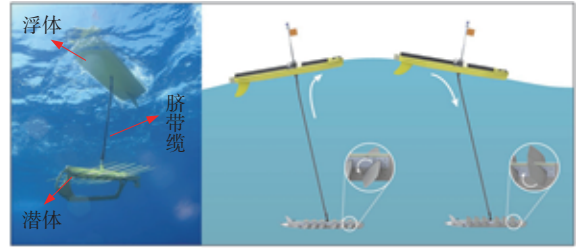


图1 波浪滑翔器的结构及其推进原理^[4]

Fig. 1 Structure and propulsion principle of the wave glider^[4]

略浮体和潜体的俯仰运动,假设二者与地面平行。

1.2 坐标系选择

为有效描述浮体和潜体及脐带缆的位置与形态,在构建动力学模型之前,首先建立图2所示惯性坐标系和节点坐标系:1)惯性坐标系($\xi-\eta-\zeta$),其坐标轴 ξ 指向正北, η 指向正东, ζ 竖直指向上,波浪滑翔器作业过程中应以该坐标系作为参考;2)节点坐标系($x_i-y_i-z_i$),其坐标系原点 O_i 位于节点 P_i 处,坐标轴 x_i , y_i , z_i 分别水平指向前、水平指向右、竖直指向上。

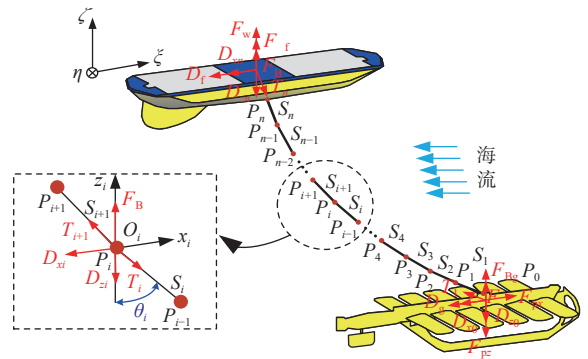


图2 波浪滑翔器多刚体几何模型

Fig. 2 Multi-rigid-body geometric model of the wave glider

2 多刚体动力学建模

将脐带缆视为多段匀质刚性杆件互相铰接的形式,假设各分段长度一致、质量和受力集中作用于节点。将脐带缆自下而上均匀分割为 n 段($S_1 \sim S_n$),每段长 l ,共计 $n+1$ 个节点($P_0 \sim P_n$),其中首、末端节点分别铰接于浮体和潜体的重心位置,如图2所示。基于以上的设定,采用拉格朗日法构建出波浪滑翔器在纵剖面上的多刚体动力学模型。

选取如式(1)所示的 $3n+2$ 个变量作为波浪滑翔器在纵剖面上多刚体动力学模型构建的自由度。

$$\mathbf{q} = [\xi_{o_n} \cdots \xi_{o_1} \cdots \xi_{o_0}, \zeta_{o_n} \cdots \zeta_{o_1} \cdots \zeta_{o_0}, \theta_n \cdots \theta_1 \cdots \theta_0]^T \quad (1)$$

式中: ξ_{o_i} 和 ζ_{o_i} 分别为节点 P_i 在大地坐标系 $\xi-\eta-\zeta$

下的横坐标与竖坐标; θ_i 为刚性微段 S_i 与大地坐标系竖坐标轴 ζ 负方向之间的夹角。

波浪滑翔器在航行过程中会与周围海水发生耦合作用, 从而产生额外的质量效应。因此, 波浪滑翔器系统的动能 K 应包括其自身的动能 K_w 和周围流体的动能 K_f , 其计算表达式如式(2)和式(3)所示。

$$K_w = \frac{1}{2}(m_f + m)\dot{\zeta}_{O_n}^2 + m \sum_{i=1}^{n-1} \dot{\zeta}_{O_i}^2 + \frac{1}{2}(m_g + m)\dot{\zeta}_{O_0}^2 + \frac{1}{2}(m_f + m)\dot{\zeta}_{O_n}^2 + m \sum_{i=1}^{n-1} \dot{\zeta}_{O_i}^2 + \frac{1}{2}(m_g + m)\dot{\zeta}_{O_0}^2 + \frac{1}{2}I_n\dot{\theta}_n^2 + \frac{1}{2}I \sum_{i=2}^{n-1} \dot{\theta}_i^2 + \frac{1}{2}I_1\dot{\theta}_1^2 \quad (2)$$

$$K_f = \frac{1}{2}(m_{fg} + m_{\xi})\dot{\zeta}_{O_n}^2 + m_{\xi} \sum_{i=1}^{n-1} \dot{\zeta}_{O_i}^2 + \frac{1}{2}(m_{gg} + m_{\xi})\dot{\zeta}_{O_0}^2 + \frac{1}{2}(m_{fg} + m_{\zeta})\dot{\zeta}_{O_n}^2 + m_{\zeta} \sum_{i=1}^{n-1} \dot{\zeta}_{O_i}^2 + \frac{1}{2}(m_{gg} + m_{\zeta})\dot{\zeta}_{O_0}^2 + \frac{1}{2}I_{n\theta}\dot{\theta}_n^2 + \frac{1}{2}I_{\theta} \sum_{i=2}^{n-1} \dot{\theta}_i^2 + \frac{1}{2}I_{1\theta}\dot{\theta}_1^2 \quad (3)$$

式中: m_f , m_g 和 m 分别为浮体和潜体质量以及匀质刚性杆件微段一半的质量; I_n 和 I_1 及 I 分别为刚性分段 S_n , S_1 及其他刚性杆件绕 θ_i 的转动惯量; m_{fg} , $m_{g\xi}$ 和 m_{ξ} 分别为浮体和潜体以及匀质刚性杆件微段的一半在 ξ 轴方向上的附加质量; $m_{f\zeta}$, $m_{g\zeta}$ 和 m_{ζ} 分别为浮体和潜体以及匀质刚性杆

件微段的一半在 ζ 轴方向上的附加质量; $I_{n\theta}$, $I_{1\theta}$ 和 I_{θ} 分别为刚性分段 S_n , S_1 及其他刚性杆件绕 θ_i 的附加转动惯量。

选取大地坐标系 $\xi-\eta-\zeta$ 中的 $\xi-\eta$ 平面为零势能面, 则波浪滑翔器系统的重力势能 U 可表示为式(4)所示。

$$U = U_f + U_g + U_u \quad (4)$$

式中, U_f , U_g 和 U_u 分别为浮体和潜体以及脐带缆的重力势能, 具体计算如式(5)所示。

$$\begin{cases} U_f = -(m_f + m)g \underbrace{(\zeta_{OS_n} - \frac{l}{2} \cos \theta_n)}_{\zeta_{O_n}} \\ U_g = -(m_g + m)g \underbrace{(\zeta_{OS_1} + \frac{l}{2} \cos \theta_1)}_{\zeta_{O_0}} \\ U_u = -2mg \underbrace{(\zeta_{OS_n} + \frac{l}{2} \cos \theta_n)}_{\zeta_{O_{n-1}}} - 2mg \sum_{i=2}^{n-2} \zeta_{O_i} - \underbrace{2mg(\zeta_{OS_1} - \frac{l}{2} \cos \theta_1)}_{\zeta_{O_1}} \end{cases} \quad (5)$$

式中: ζ_{OS_n} 和 ζ_{OS_1} 分别为刚性微段 S_n , S_1 的几何中心在竖直方向上的坐标; g 为重力加速度。

脐带缆上的每一节点 P_i 处所受的外力, 其中末端节点 P_n 和首端节点 P_0 还承受了浮体和潜体对其施加的作用力。基于上述分析, 本研究根据虚功原理下虚位移的广义坐标表达式, 将作用在波浪滑翔器上各自由度的广义力 τ 表示为

$$\tau = \begin{bmatrix} T_n \sin \theta_n - D_f - D_{x_n} \\ \vdots \\ T_i \sin \theta_i - T_{i+1} \sin \theta_{i+1} - D_{x_i} \\ \vdots \\ F_{px} - T_1 \sin \theta_1 - D_g - D_{x_0} \\ F_w + F_{Bf} + F_B - T_n \cos \theta_n - D_{z_n} \\ \vdots \\ F_B + T_{i+1} \cos \theta_{i+1} - T_i \cos \theta_i - D_{z_i} \\ \vdots \\ T_1 \cos \theta_1 + F_{Bg} + F_B - F_{pz} - D_{z_0} \\ (D_f + D_{x_n} + T_{n-1} \sin \theta_{n-1} - D_{x_{n-1}}) \frac{l}{2} \cos \theta_n - (F_w + F_{Bf} + T_{n-1} \cos \theta_{n-1} + D_{z_{n-1}} - D_{z_n}) \frac{l}{2} \sin \theta_n \\ \vdots \\ (T_{i+1} \sin \theta_{i+1} + T_{i-1} \sin \theta_{i-1} + D_{x_i} - D_{x_{i-1}}) \frac{l}{2} \cos \theta_i - (T_{i+1} \cos \theta_{i+1} + T_{i-1} \cos \theta_{i-1} + D_{z_{i-1}} - D_{z_i}) \frac{l}{2} \sin \theta_i \\ \vdots \\ (T_2 \sin \theta_2 + D_{x_1} + F_{px} - D_g - D_{x_0}) \frac{l}{2} \cos \theta_1 - (T_2 \cos \theta_2 + F_{pz} + D_{z_0} - D_{z_1} - F_{Bg}) \frac{l}{2} \sin \theta_1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: T_i 为刚性微段 S_i 产生的拉压力; F_w 为作用于浮体上的垂向波浪力; D_f, D_g 分别为浮体和潜体在航行过程中所受到的纵向流体阻力; D_{x_i}, D_{z_i} 分别为节点 P_i 处受到的纵向和垂向流体阻力; F_{px}, F_{pz} 分别为水翼与流体的作用力在水平和垂向上的分力; F_{Bf}, F_{Bg} 分别为浮体和潜体受到的浮力; F_B 为刚性微段作用于节点处的浮力; l 为刚性微段 S_i 的长度。

将式(1)~式(6)代入如下拉格朗日方程, 有

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = \tau_i \\ L = K - U \end{cases} \quad (7)$$

式中: L 为拉格朗日量; \dot{q}_i 为第 i 个广义速度; q_i 为第 i 个广义坐标。

计算得到波浪滑翔器在其纵剖面上沿 ξ, ζ 及 θ 方向上的多刚体动力学方程如式(8)~式(10)所示。

$$\begin{cases} \ddot{\theta}_n = \frac{(D_f + D_{x_n} + T_{n-1} \sin \theta_{n-1} - D_{x_{n-1}}) \frac{l}{2} \cos \theta_n - (F_w + F_{Bf} + T_{n-1} \cos \theta_{n-1} - (m_f - m)g + D_{z_{n-1}} - D_{z_n}) \frac{l}{2} \sin \theta_n}{I_n + I_{n\theta}} \\ \vdots \\ \ddot{\theta}_i = \frac{(T_{i+1} \sin \theta_{i+1} + T_{i-1} \sin \theta_{i-1} + D_{x_i} - D_{x_{i-1}}) \frac{l}{2} \cos \theta_i - (T_{i+1} \cos \theta_{i+1} + T_{i-1} \cos \theta_{i-1} + D_{z_{i-1}} - D_{z_i}) \frac{l}{2} \sin \theta_i}{I_i + I_\theta} \\ \vdots \\ \ddot{\theta}_1 = \frac{(T_2 \sin \theta_2 + D_{x_1} + F_{px} - D_g - D_{x_0}) \frac{l}{2} \cos \theta_1 - (T_2 \cos \theta_2 + F_{pz} + D_{z_0} + (m_g - m)g - D_{z_1} - F_{Bg}) \frac{l}{2} \sin \theta_1}{I_1 + I_{1\theta}} \end{cases} \quad (10)$$

在式(8)~式(10)中, 不同节点之间的几何位置关系如式(11)所示。

$$\begin{cases} \xi_{O_i} = \xi_{O_{i-1}} - l \sin \theta_i \\ \zeta_{O_i} = \zeta_{O_{i-1}} + l \cos \theta_i \end{cases} \quad (11)$$

上述动力学模型是基于波浪滑翔器的动能与势能计算公式并采用拉格朗日方程对广义坐标进行偏微分求导获取的, 体现了脐带缆与浮体和潜体之间的强耦合关系。其中, 脐带缆首、末端节点 P_n 与 P_0 的动力学方程对应了浮体和潜体在纵剖面上的受力与运动状况。因此, 引入浮体在 ζ 轴方向上随波浪运动产生的位移、速度和加速度作为模型求解的运动学边界条件, 如式(12)所示。

$$\begin{cases} \zeta = x_w(t) \\ \dot{\zeta} = \dot{x}_w(t) \\ \ddot{\zeta} = \ddot{x}_w(t) \end{cases} \quad (12)$$

式中, $x_w(t)$ 表示波浪在竖直方向上的位移, 为已知的时变函数。

$$\begin{cases} \ddot{\xi}_{O_n} = \frac{T_n \sin \theta_n - D_f - D_{x_n}}{m_f + m_{g\xi} + m + m_\xi} \\ \vdots \\ \ddot{\xi}_{O_i} = \frac{T_i \sin \theta_i - T_{i+1} \sin \theta_{i+1} - D_{x_i}}{2(m + m_\xi)} \\ \vdots \\ \ddot{\xi}_{O_0} = \frac{F_{px} - T_1 \sin \theta_1 - D_g - D_{x_0}}{m_g + m_{g\xi} + m + m_\xi} \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} \ddot{\zeta}_{O_n} = \frac{F_w + F_{Bf} + F_B - T_n \cos \theta_n - D_{z_n} - (m_f + m)g}{m_f + m_{g\zeta} + m + m_\zeta} \\ \vdots \\ \ddot{\zeta}_{O_i} = \frac{F_B + T_{i+1} \cos \theta_{i+1} - T_i \cos \theta_i - D_{z_i} - 2mg}{2(m + m_\zeta)} \\ \vdots \\ \ddot{\zeta}_{O_0} = \frac{T_1 \cos \theta_1 + F_{Bg} + F_B - F_{pz} - D_{z_0} - (m_g + m)g}{m_g + m_{g\zeta} + m + m_\zeta} \end{cases} \quad (9)$$

3 相关外力的计算

3.1 波浪力

为提升波浪能吸收效率, 通常将浮体设计为特征长度小于波长 $1/4$ 的扁平状结构。据此, 为简化波浪力计算, 将浮体合理等效为长方体结构, 如图3所示, 并按照以下方法求解波浪力^[7]。图中, L_f, B 和 D 分别为浮体船长、船宽及吃水。

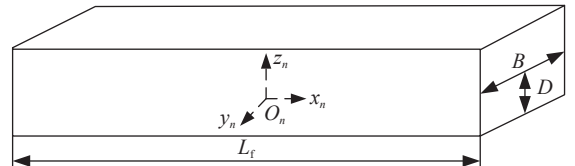


图3 浮体等效结构^[7]

Fig. 3 Equivalent structure of floating body^[7]

设无限水深线性波的人射势为

$$\phi(x_n, t) = \frac{gH}{2\omega} e^{-\frac{kD}{2}} \sin(kx_n - \omega t) \quad (13)$$

式中: H 为波高; ω 为波浪频率; k 为波数。

对式(13)给出的函数进行关于时间的二次求导, 获得浮体排水中心处的波浪加速度为

$$a(x_n, t) = -\frac{H\omega^2}{2} e^{-\frac{kD}{2}} \sin(kx_n - \omega t) \quad (14)$$

基于船舶的切片理论^[15-16], 可求得长度为 ds 的浮体切片上的垂向波浪力为

$$dF_w(x_n, t) = (\rho BD + m_{i\zeta}) ds a(x_n, t) \quad (15)$$

将式(15)的表达式沿船长方向进行积分, 获得浮体的垂向波浪力, 即

$$F_w(x_n, t) = \int_{-\frac{L_f}{2}}^{\frac{L_f}{2}} (\rho BD + m_{i\zeta}) a_3 ds = -(\rho BD + m_{i\zeta}) H g e^{-\frac{kD}{2}} \sin\left(\frac{kL_f}{2}\right) \cos \omega t \quad (16)$$

式中, a_3 为浮体切片上的垂向波浪加速度。

3.2 流体阻力

波浪滑翔器在运动过程中与海水相互作用, 所产生的流体阻力作用于浮体、潜体及脐带缆上, 本研究采用 Morison 公式分别进行计算, 其中作用于浮体和潜体上的流体阻力 D_f 和 D_g 为

$$\begin{cases} D_f = \frac{1}{2} \rho C_f S_f |\dot{\xi}_n - U_{\xi n}| (\dot{\xi}_n - U_{\xi n}) \\ D_g = \frac{1}{2} \rho C_g S_g |\dot{\xi}_0 - U_{\xi 0}| (\dot{\xi}_0 - U_{\xi 0}) \end{cases} \quad (17)$$

式中: C_f , C_g 分别为浮体和潜体在水平方向上的阻力系数; ρ 为流体的密度; S_f , S_g 分别为浮体和潜体在水平方向上的参考面积; $\dot{\xi}_n$, $\dot{\xi}_0$ 分别为浮体和潜体在水平方向上的速度分量; $U_{\xi n}$, $U_{\xi 0}$ 分别为浮体和潜体在水平方向上的水流速度分量。

本研究中, 将微段上受到的流体阻力视为集中力, 将刚性微段 S_i 等分为两个部分, 每个部分受到的流体阻力集中于其邻近节点 P_i 或 P_{i-1} 上。节点 P_i 上的作用力(来源于其相邻两个微段 S_{i+1} 和 S_i 的流体阻力)按水平和垂向分解为 D_{xi} 和 D_{zi} 。

$$\begin{cases} D_{x_i} = D_{i(i+1)}^n \cos \theta_{i+1} + D_{ii}^n \cos \theta_i - D_{i(i+1)}^t \sin \theta_{i+1} - D_{ii}^t \sin \theta_i \\ D_{z_i} = D_{i(i+1)}^n \sin \theta_{i+1} + D_{ii}^n \sin \theta_i + D_{i(i+1)}^t \cos \theta_{i+1} + D_{ii}^t \cos \theta_i \end{cases} \quad (18)$$

式中, D_{ij}^n 和 D_{ij}^t 分别为微段 S_j 的一半作用于节点 P_i 上的法向流体阻力与切向流体阻力(j 表示微段 S_j 的序号), 二者可基于 Morison 公式, 按照如式(19)进行计算。

$$\begin{cases} D_{ij}^n = \frac{1}{4} \rho d L C_n |v_{ij}^n| v_{ij}^n \\ D_{ij}^t = \frac{1}{4} \rho \pi d L C_t |v_{ij}^t| v_{ij}^t \end{cases} \quad (19)$$

式中: d 为刚性微段直径; v_{ij}^n 为节点 P_i 与水流的相对速度在微段 S_j 法向上的分量; v_{ij}^t 为节点 P_i 与

水流的相对速度在微段 S_j 切向上的分量; C_n 和 C_t 分别为脐带缆的法向与切向阻力系数。

式(19)中的 v_{ij}^n 与 v_{ij}^t 可按下式计算。

$$\begin{cases} v_{ij}^t = (\dot{\zeta}_i - U_{\zeta i}) \cos \theta_j - (\dot{\xi}_i - U_{\xi i}) \sin \theta_j \\ v_{ij}^n = (\dot{\zeta}_i - U_{\zeta i}) \sin \theta_j + (\dot{\xi}_i - U_{\xi i}) \cos \theta_j \end{cases} \quad (20)$$

式中: $U_{\xi i}$, $U_{\zeta i}$ 分别为节点 P_i 在水平和垂向上的水流速度分量; $\dot{\zeta}_i$, $\dot{\xi}_i$ 分别为节点 P_i 在垂向上的速度分量和在水平方向上的速度分量。

3.3 水翼受力

如图 4 所示, 当铰接于潜体上的水翼由于系统的垂向运动而被迫发生旋转后, 与海水相互作用后会产生与流向相反的阻力 F_D 及垂直于二者的升力 F_L 。

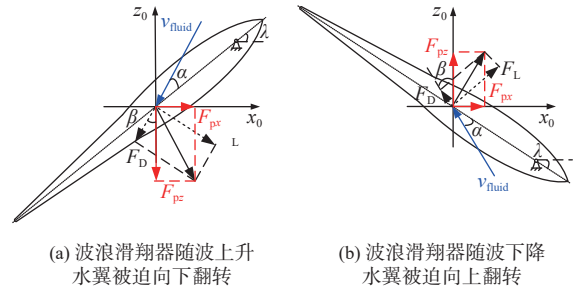


图 4 水翼受力示意图

Fig. 4 Hydrofoil force diagram

忽略水翼旋转过程中的动力学效应影响, 仅考虑水翼处于上下极限旋角时的受力, 则 F_D 和 F_L 表达式如式(21)。

$$\begin{cases} F_L = \frac{1}{2} \rho v_{\text{fluid}}^2 S_{\text{fin}} C_L \\ F_D = \frac{1}{2} \rho v_{\text{fluid}}^2 S_{\text{fin}} C_D \end{cases} \quad (21)$$

式中: S_{fin} 为水翼与海水之间作用的面积; C_L , C_D 分别为水翼的升力系数和阻力系数; v_{fluid} 为水翼与海水之间的相对速度, 并由式(22)计算。

$$v_{\text{fluid}} = \sqrt{(\dot{\xi}_0 - U_{\xi 0})^2 + (\dot{\zeta}_0 - U_{\zeta 0})^2} \quad (22)$$

式中: $U_{\zeta 0}$ 为潜在在垂向上的水流速度分量; $\dot{\xi}_0$ 为潜在在 ξ 方向的速度分量。

图 4 中, β 表示水流速度与竖直方向上的夹角, λ 表示水翼的极限旋角, α 为攻角, 无论水翼向上翻转和向下翻转, 二者的合力都可以沿着 x_0 轴和 z_0 轴的方向分解为 F_{px} 和 F_{pz} 。

$$\begin{cases} F_{px} = \frac{1}{2} \rho v_{\text{fluid}}^2 S_{\text{fin}} (C_L \cos \beta - C_D \sin \beta) \\ F_{pz} = \frac{1}{2} \rho v_{\text{fluid}}^2 S_{\text{fin}} (C_L \sin \beta + C_D \cos \beta) s(\dot{\zeta}_0) \end{cases} \quad (23)$$

式中, $s(\cdot)$ 为符号函数 $\text{sign}(\cdot)$ 。

4 数值仿真与分析

在所构建的动力学模型中, 共计 $3n+2$ 个方程, 结合各节点间的几何位置关系, 基于 MATLAB/Simulink 平台搭建仿真程序。为平衡计算精度与效率, 采用内置的变步长 Runge-Kutta 法进行求解, 通过误差容限自适应控制积分步长, 进而开展仿真分析。波浪滑翔器主要参数选取如表 1 所示。滑翔器纵向和垂向附加质量分别视为其惯性质量的 0.1 倍和 2.1 倍^[7]。根据文献 [7], 将水翼的升力系数 C_L 和阻力系数 C_D 分别设置为 0.6 和 0.07。脐带缆微段的法向阻力系数 C_n 和切向阻力系数 C_t 依据文献 [18] 所述方法确定。

表 1 波浪滑翔器主要参数^[7]

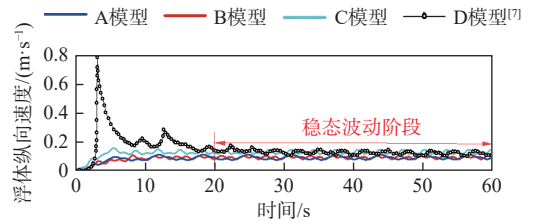
Table 1 Main parameters of the wave glider^[7]

参数	数值
浮体质量/kg	65
潜体质量/kg	10
水翼质量/kg	0.4
水翼数量/个	12
脐带缆长度/m	3.5
$B \times D \times L/\text{m}$	$0.500 \times 0.105 \times 1.400$
潜体尺寸/m	$1.08 \times 0.62 \times 0.35$
水翼尺寸/m	$0.270 \times 0.120 \times 0.003$

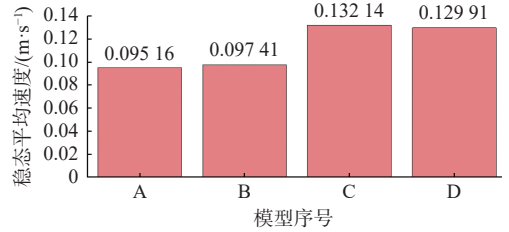
4.1 对比验证

浮体纵向速度是体现波浪滑翔器在纵剖面上动力学行为的重要指标, 可用于衡量波浪滑翔器纵向推进能力。本节将所提脐带缆单根刚性杆件模型(A模型)、多根刚性杆件模型(B模型)及不计入脐带缆流体阻力的单根刚性杆件模型(C模型)与文献 [7] 的单根刚性杆件模型(D模型)的浮体纵向速度进行对比, 结果如图 5 所示。

由图 5(a)可以看出, 无论哪种模型下的浮体纵向速度曲线, 归因于波浪滑翔器系统的纵向流体阻力平衡机制^[11], 其均呈现出先增大后趋近于稳态波动的趋势。在进入稳态波动阶段后, 结合图 5(b)可知, 本文所建并计入脐带缆流体阻力的单根和多根刚性杆件动力学模型的预测速度, 相较文献 [7] 未计入脐带缆流体阻力的单根刚性杆模型, 差异分别达到 26.75% 和 25.02%。为验证上述差异源于流体阻力的建模完备性, 本研究忽略单根刚性杆模型脐带缆流体阻力后, 再与文献 [7] 的单根刚性杆模型进行对比, 结果发现稳态平均



(a) 时域变化曲线



(b) 稳态平均速度

图 5 不同模型下的浮体纵向速度对比

Fig. 5 Longitudinal velocity comparison of floating body under different models

速度差异仅 1.71%。这表明, 导致本研究所建单根刚性杆模型与文献 [7] 的模型之间产生差异的主要原因是, 后者未计入客观存在的脐带缆流体阻力, 使得后者预测速度偏高。此外, 本研究所建多根刚性杆件模型相较单根刚性杆件模型, 其速度波动幅值降低 35.6%, 频率增大 24%。

4.2 环境参数敏感性分析

为分析不同环境参数下波浪滑翔器的运动响应规律, 本节将探讨波浪滑翔器的运动性能对环境参数变化的敏感性。设刚性微段数 $n=9$ 。表 2 给出了不同的环境参数, 其中海流流向 0° 和 180° 分别表示波浪滑翔器在顺流和逆流下航行。

表 2 环境参数表

Table 2 Environmental parameters

工况	波高/m	波浪周期/s	流速/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	流向/($^\circ$)
#1	0.2	3.2	0	0
#2	0.3	3.2	0	0
#3	0.4	3.2	0	0
#4	0.3	2.8	0	0
#5	0.3	3.6	0	0
#6	0.3	3.2	0.07	0
#7	0.3	3.2	0.07	180

图 6 所示为仅选取节点 P_0, P_3, P_6, P_9 描述脐带缆纵剖面位置与形态的变化情况。由图可知: 脐带缆形态皆呈现出周期性的变化特征, 这反映了波浪对系统的周期性作用; 随着波高的增加或波浪周期的降低, 脐带缆各节点相对位置和倾角变化更明显, 形态变化愈渐显著; 纵向位移随着波高的增加而增大, 波高由 0.2 m 增至 0.4 m, 系统

纵向位移由 3.9 m 增至 6.95 m, 增大了 78.2%, 但波浪周期过小(工况#4), 使脐带缆形态出现较大程度的紊乱, 导致其纵向位移较工况#2 更小, 这归因于多根刚性杆件铰接的脐带缆, 其铰接处存在刚性碰撞而产生能耗的内在机制; 在 0.07 m/s 流速下, 逆流工况相较顺流工况, 系统纵向位移由 1.53 m 增至 9.11 m, 这是由于系统在顺流下受到的流体阻力更小、流体对系统的助推效应更为明显。

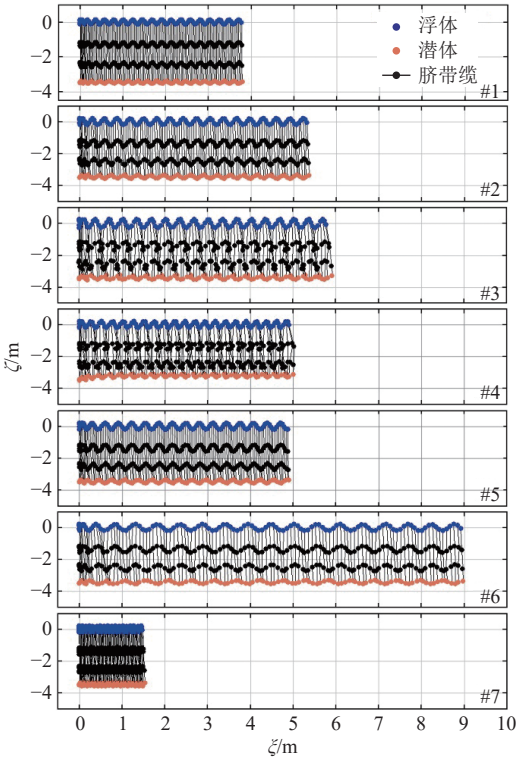
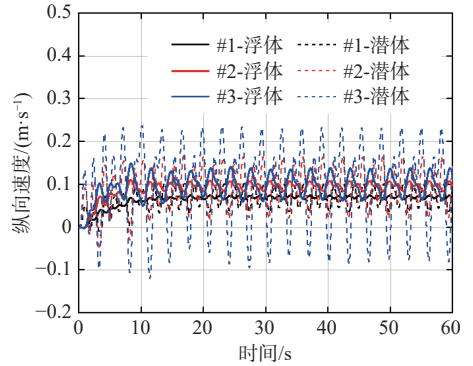


图 6 脐带缆纵剖面姿态变化

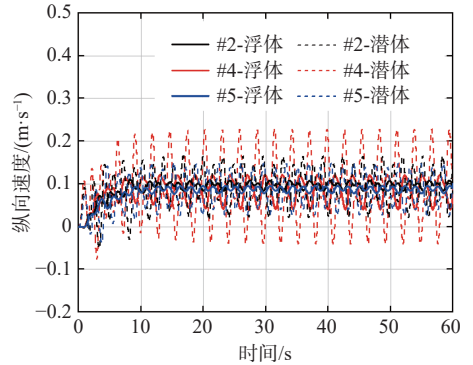
Fig. 6 Variation of pose and shape of the umbilical cable in the longitudinal section

图 7 所示为不同环境参数下浮体和潜体纵向速度的对比曲线。由图可知, 随着波高的增加或波浪周期的降低, 浮体与潜体纵向动态响应越来越显著, 均表现出了更大的纵向速度波动。导致上述现象的原因是大波高、小波浪周期下的波浪能显著, 系统纵向速度波动均倾向于随波浪能的增加而增大; 随着海流流速在 -0.07, 0 到 0.07 m/s 范围内变化, 浮体与潜体的纵向速度逐渐增大; 在任意环境下, 潜体的纵向速度波动程度均大于浮体的纵向速度, 且在进入稳态波动后浮体和潜体之间的纵向速度总会存在相位差。

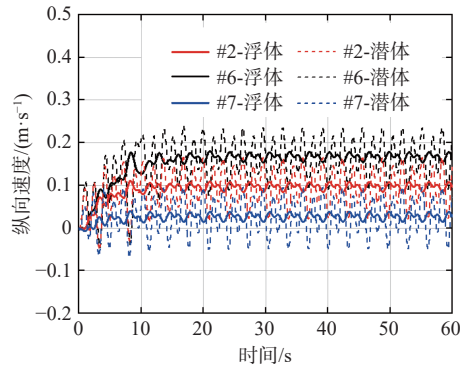
图 8 所示为不同环境参数下脐带缆张力时域对比曲线。由图可见, 在波浪周期相同、波高不同时, 脐带缆张力随波高的增大而增大; 在波高相同、波浪周期不同时, 该张力随波浪周期的减小而增大; 无论波高或波浪周期的增大或减小, 该张力均值保持不变, 这是由于系统结构参数恒



(a) 不同波高



(b) 不同波浪周期



(c) 不同海流流速

图 7 不同环境参数下浮体和潜体纵向速度对比

Fig. 7 Longitudinal velocity comparison of floating and submerged body under varying environmental conditions

定所致, 在波浪、浮力及重力等多种因素的共同作用下, 形成了一个动态稳定的状态; 随着海流流速在 -0.07, 0 到 0.07 m/s 范围内变化, 各脐带缆张力值差异较小。进一步地, 结合图 6 分析可知, 上述现象的主要原因是, 在相同波浪载荷激励、不同海流流速干扰下脐带缆各微段倾角变化幅度有限, 导致张力变化主要集中在竖直分量上, 从而不同海流流速下脐带缆整体张力差异并不显著。

4.3 脐带缆参数敏感性分析

设定波高为 0.3 m、波浪周期为 3.2 s, 分析不同脐带缆长度和密度对波浪滑翔器纵向运动特性的影响规律。具体参数见表 3。

图 9 所示为不同脐带缆长度和脐带缆密度下浮体与潜体的纵向速度对比曲线。由图可知, 浮

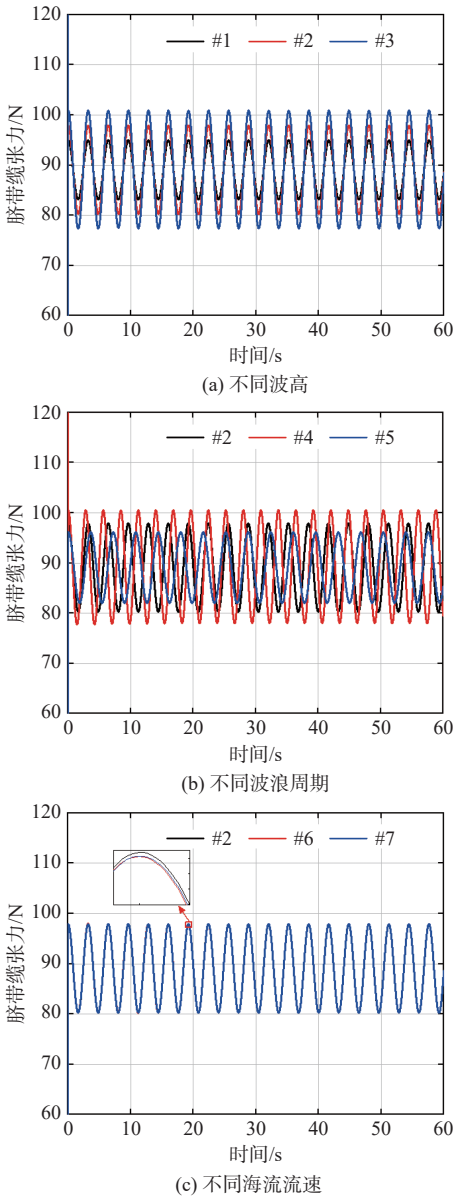


图 8 不同环境参数下脐带缆张力对比

Fig. 8 Comparison of umbilical cable tension under varying environmental conditions

表 3 脐带缆参数表

Table 3 Umbilical cable parameters

工况	脐带缆长度/m	脐带缆密度/(kg·m ⁻³)
#1	3.5	
#2	2	1 025
#3	5	
#4	3.5	200
#5		1 800

体和潜体的纵向速度随脐带缆长度的缩短而增加,波浪滑翔器系统的纵向平均速度逐渐增大;当脐带缆长度由 5 m 减至 3.5 m 时,系统的纵向运动响应增大 31.97%;脐带缆密度的改变对浮体和潜体纵向速度的影响较小,浮体和潜体纵向速度对脐带缆长度的敏感度较大。

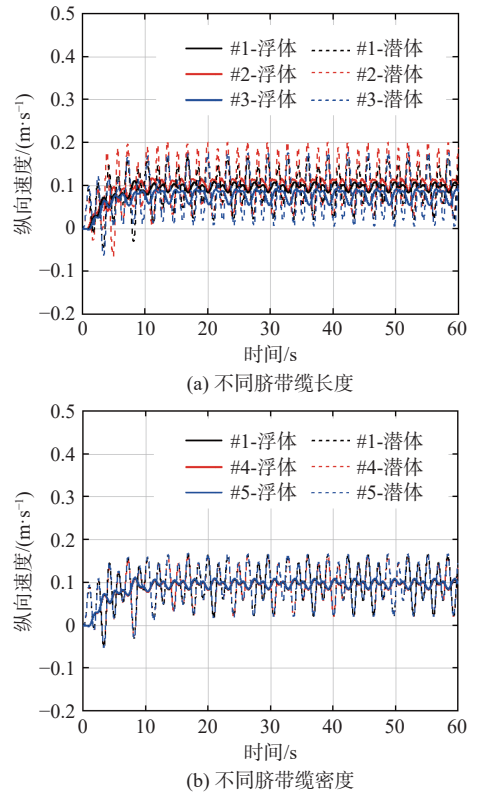


图 9 不同脐带缆参数下的浮体和潜体纵向速度对比

Fig. 9 Longitudinal velocity comparison of floating and submerged body under varying umbilical parameters

图 10 所示为在波浪激励及不同脐带缆长度下的水翼推进力对比曲线。由图可知,在相同的波浪激励下,水翼纵向推进力随脐带缆长度的缩短而增加,从而可为波浪滑翔器的纵向运动提供更大的推进力。

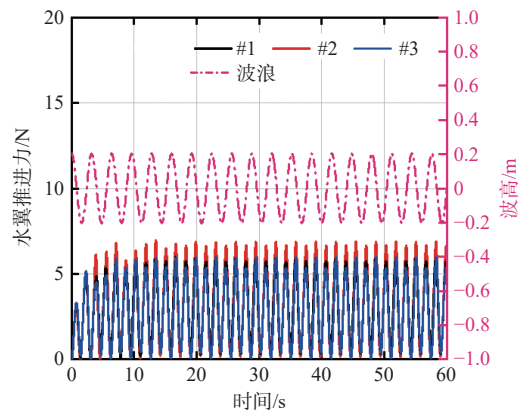


图 10 在波浪激励及不同脐带缆长度下的水翼推进力对比

Fig. 10 Comparison of hydrofoil thrust for different umbilical cable lengths under wave excitation

图 11 所示为不同脐带缆长度下波浪滑翔器纵剖面关键参数的变化情况。由图可知,脐带缆长度的变化对脐带缆张力的影响甚微,但缆长度越短,首端节点处脐带缆倾角变化越为剧烈,运动稳定性越差,因此应合理选择脐带缆长度,以同时确保波浪滑翔器推进性能和运动稳定性;脐

带缆倾角和脐带缆张力纵向分量之间的变化趋势具有一定程度的相似性,脐带缆张力纵向分量也随缆长的变短而波动更剧烈,从而为浮体的纵向运动提供了更大的推进力。此外,由图 11(c)不难看出,无论在何种缆长度下都存在脐带缆张力纵向分量小于 0 的状态,并产生与波浪滑翔器系统纵向推进相反的作用力。针对该现象并结合图 11(b)分析可知,这是由于张力的纵向分量与脐带缆倾角之间并非完全同步,这也表明在某些时刻下脐带缆的刚性微段因刚性约束产生了反向压力,与潜体的反向拖曳力相互叠加,导致脐带缆张力小于 0 的结果。

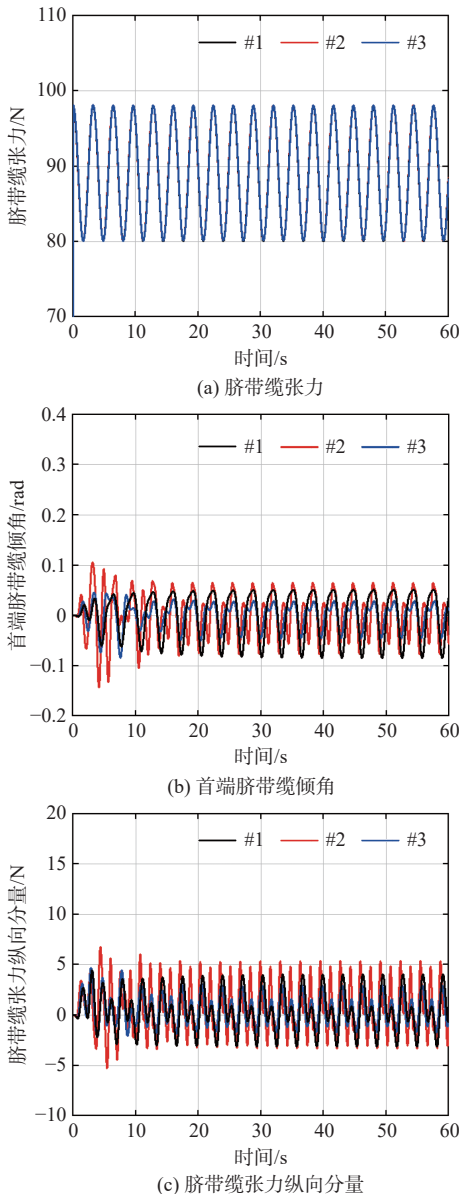


图 11 不同脐带缆长度下的关键变量

Fig. 11 Key variables as a function of umbilical cable lengths

5 结论

针对在现有波浪滑翔器动力学建模中多将脐

带缆视为单根刚性杆,而忽略了脐带缆的形态变化对其动力响应影响的问题,本文构建了一种将脐带缆离散为多段刚性杆件铰接的波浪滑翔器纵剖面动力学模型,揭示了脐带缆形态对纵向运动的调控机制,并开展了波浪和脐带缆参数敏感性分析,为考虑脐带缆柔性的动力响应分析与环境适应性提升提供了新的研究思路与理论支撑。研究得到的主要结论如下:

1) 通过将脐带缆离散为多段铰接的刚性杆件,结合拉格朗日法构建包括 $3n+2$ 自由度的纵剖面多刚体动力学模型,并计入脐带缆节点流体阻力效应,研究脐带缆形态变化对系统推进运动的影响,获得了系统的刚柔耦合特性。结果表明,多刚体模型相比于单刚体模型的浮体纵向速度波动幅值降低 35.6%、波动频率提高 24%。

2) 通过环境参数敏感性分析发现,波浪滑翔器系统的纵向运动响应随着波高的增加而显著增强,波高由 0.2 m 增至 0.4 m,纵向运动响应增大 78.20%;波浪周期减小虽能提升响应幅值,但周期过小时,刚性杆件间的冲击耗能会使纵向位移反而减小,其中,2.8 s 周期工况较 3.2 s 周期工况纵向位移减小 6.42%;与传统的单根刚性杆件脐带缆模型动力学响应不同,多根刚性杆件铰接的脐带缆模型显示出更为复杂的动力学行为;脐带缆张力幅值随波高的增大或周期减小而加剧,但其波动平均值保持稳定;在相同的波浪激励下,顺流工况较逆流工况下的纵向运动响应更大,但脐带缆张力受到的影响较小。

3) 通过脐带缆参数敏感性分析发现,波浪滑翔器系统的纵向运动速度随着缆长度的缩短而增加。具体而言,当缆长由 5 m 减至 2 m 时,系统的纵向运动响应增大了 31.97%,而运动稳定性降低,这主要归因于脐带缆倾角波动加剧及张力纵向分量幅值增大,为浮体提供了更强的推进力;系统的纵向速度并未随脐带缆密度的改变而发生显著变化。

后续将拓展研究至三维建模,以揭示脐带缆形态变化对波浪滑翔器系统的横向运动、航向稳定性及回转性能的影响机制,并结合水池试验开展进一步的模型验证。

参考文献:

[1] 楼建坤,徐蒙源,岳林,等.无人舰艇智能航行技术进展与前沿[J].中国舰船研究,2025,20(1):3-14.

LOU J K, XU M Y, YUE L, et al. Advances and frontiers of key technologies in intelligent navigation for unmanned surface vehicles[J]. Chinese Journal of Ship Re-

- search, 2025, 20(1): 3–14 (in Chinese).
- [2] 廖煜雷, 李晔, 刘涛, 等. 波浪滑翔器技术的回顾与展望 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2016, 37(9): 1227–1236.
LIAO Y L, LI Y, LIU T, et al. Unmanned wave glider technology: state of the art and perspective[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2016, 37(9): 1227–1236 (in Chinese).
- [3] 徐春莺, 陈家旺, 郑炳焕. 波浪驱动的水面波力滑翔机研究现状及应用 [J]. 海洋技术学报, 2014, 33(2): 111–117.
XU C Y, CHEN J W, ZHENG B H, et al. Research status and applications of wave gliders[J]. Journal of Ocean Technology, 2014, 33(2): 111–117 (in Chinese).
- [4] WANG L F, LI Y, LIAO Y L, et al. Dynamics modeling of an unmanned wave glider with flexible umbilical [J]. Ocean Engineering, 2019, 180: 267–278.
- [5] KRAUS N, BINGHAM B. Estimation of wave glider dynamics for precise positioning[C]//Proceedings of the OCEANS'11 MTS/IEEE KONA. Waikoloa: IEEE, 2011.
- [6] QI Z F, LIU W X, JIA L J, et al. Dynamic modeling and motion simulation for wave glider[J]. Applied Mechanics and Materials, 2013(397/398/399/400): 285–290.
- [7] TIAN B Q, YU J C, ZHANG A J, et al. Dynamics analysis of wave-driven unmanned surface vehicle in longitudinal profile[C]//Proceedings of the OCEANS 2014-TAIPEI. Taipei, China: IEEE, 2014: 1–6.
- [8] 桑宏强, 孙晨宇, 孙秀军, 等. 波浪滑翔器纵向阻力系数的数值模拟 [J]. 船舶力学, 2023, 27(7): 1019–1027.
SANG H Q, SUN C Y, SUN X J, et al. Numerical simulation of longitudinal drag coefficients of wave gliders [J]. Journal of Ship Mechanics, 2023, 27(7): 1019–1027 (in Chinese).
- [9] ZHOU C L, WANG B X, ZHOU H X, et al. Dynamic modeling of a wave glider[J]. Frontiers of Information Technology & Electronic Engineering, 2017, 18(9): 1295–1304.
- [10] KRAUS N D. Wave glider dynamic modeling, parameter identification and simulation[D]. Manoa: University of Hawaii at Manoa, 2012.
- [11] 王磊峰. 波浪滑翔器动力学分析与控制方法研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019.
WANG L F. Dynamic analysis and control methods for wave glider[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2019 (in Chinese).
- [12] 杨鲲, 卢倪斌, 隋海琛, 等. 基于 D-H 方法的波浪滑翔器动力学仿真分析 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2020, 41(1): 145–152.
YANG K, LU N B, SUI H C, et al. Dynamic simulation analysis on wave glider based on D-H approach[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2020, 41(1): 145–152 (in Chinese).
- [13] RAMPERSADH G, FINBOW M, VERRINDER R, et al. Sea-state interaction based Lagrangian dynamic model of the liquid robotics wave glider platform[C]//Proceedings of the 2024 European Control Conference (ECC). Stockholm: IEEE, 2024: 1119–1124.
- [14] WEN H, ZHOU H X, FU J, et al. Multi-body coupled dynamic modelling of the Wave Glider[J]. Ocean Engineering, 2022, 257: 111499.
- [15] 邱大洪. 波浪理论及其在工程中的应用 [M]. 北京: 高等教育出版社, 1985.
QIU D H. Wave theory and its application in engineering [M]. Beijing: Higher Education Press, 1985 (in Chinese).
- [16] MCCORMICK M E. Ocean engineering mechanics: with applications[M]. New York: Cambridge University Press, 2010.
- [17] TIAN B Q, YU J C, ZHANG A Q. Dynamic modeling of wave driven unmanned surface vehicle in longitudinal profile based on D-H approach[J]. Journal of Central South University, 2015, 22(12): 4578–4584.
- [18] XU X S, ZOU Z J. Robust dynamics calculation for underwater moving slender bodies via flexible segment model based optimization[J]. Ocean Engineering, 2015, 108: 493–503.

Motion response characteristics of the longitudinal profile of a wave glider based on a multi-segment hinged rigid rod umbilical cable model

SHI Shaoyu^{1,2}, AI Yanhui³, ZHOU Weixin^{1,2}, SHI Zifeng³, LI Xingran^{1,2}, LIU Jingxi^{1,2}

1 School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China

2 Key Laboratory of Naval Architecture and Ocean Engineering Hydrodynamics of Hubei Province, Wuhan 430074, China

3 Yichang Test Technology Research Institute, Yichang 443003, China

Abstract: [**Objective**] This study aims to develop a dynamic model of the longitudinal profile motion of wave gliders by modeling the umbilical cable as multiple hinged rigid rods, and to investigate the effects of environmental and umbilical cable parameters on the longitudinal motion characteristics. [**Method**] Based on reasonable assumptions and simplifications, the umbilical cable was modeled as a series of homogeneous, multi-segment rigid rods connected by hinges. The Lagrangian method was employed to construct a multi-rigid-body dynamic model of the wave glider in the longitudinal profile. Incorporating calculation methods for wave force, fluid resistance, and hydrofoil external forces, a simulation program was developed on the MATLAB/Simulink platform to solve the model. The model's validity was verified by comparing its results with those of existing studies. Finally, a sensitivity analysis was conducted to examine the influence of environmental and umbilical cable parameters on the system response. [**Results**] The results indicate that the longitudinal motion response increases with wave height; specifically, when the wave height rises from 0.2 m to 0.4 m, the longitudinal response increases by 78.20%. Under a current disturbance of 0.07 m/s, the longitudinal displacement within 60 s in the downstream condition increases from 1.53 m to 9.11 m compared with the upstream condition. Shorter umbilical cables amplify the longitudinal motion response; when the umbilical cable length decreases from 5 m to 2 m, the longitudinal response increases by 31.97%. Conversely, excessively small wave periods reduce the longitudinal response due to rigid impacts between the multi-segment hinged rigid rods. Changes in umbilical cable density, however, exert only a minor influence on the longitudinal motion response. [**Conclusion**] The findings of this study provide theoretical support for the structural optimization and motion control strategies of wave gliders.

Key words: wave glider; multi-rigid-body; longitudinal motion characteristic; dynamic models; sensitivity analysis; structural optimization; motion control