

本文网址: <http://www.ship-research.com/cn/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.04742>

期刊网址: www.ship-research.com

引用格式: 邹全, 刘阳, 韩沛宇. 基于自适应快速非奇异积分终端滑模的 AUV 动基座双闭环对接控制 [J]. 中国舰船研究, 2026, 21(2): 192–204.

ZOU Q, LIU Y, HAN P Y. Double-loop adaptive fast nonsingular integral terminal sliding mode control for dynamic base recovery of AUV[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2026, 21(2): 192–204 (in Chinese).

基于自适应快速非奇异积分终端滑模的 AUV 动基座双闭环对接控制



扫码阅读全文

邹全, 刘阳*, 韩沛宇

哈尔滨工程大学 智能科学与工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001

摘要: [目的] 针对自主水下航行器 (AUV) 在外部扰动和模型不确定性影响下与动态基座对接的控制问题, 提出一种高性能的双闭环控制策略, 以实现快速、稳定的位姿对接。 [方法] 以“白豚 100”对接系统为研究对象, 建立 AUV 运动模型并描述动基座对接问题。基于快速非奇异积分终端滑模 (FNITSM) 面, 设计运动学与动力学双闭环控制器, 采用集中扰动自适应估计方法补偿外部扰动与模型不确定性的影响, 并通过李雅普诺夫理论证明控制器的有限时间收敛特性。最后, 基于“白豚 100”系统特性开展仿真验证。 [结果] 结果表明, 所提双闭环控制方法能在 10 s 内实现 AUV 与动基座的位姿快速收敛, 在 20% 推力饱和限制的时变外扰和 20% 模型不确定性条件下, 仍能有效完成对接控制。稳态均方误差 (MAE) 为: 位置误差 0.142, 0.103, 0.0397 cm, 姿态误差 0.012°, 0.054°; 相对照的非奇异积分终端滑模控制方法 (NITSMC), 位置误差分别降低 75.7%, 87.6% 和 95.3%, 姿态误差分别降低 96.5% 和 62.2%。 [结论] 本文提出的基于自适应快速非奇异积分终端滑模控制方法 (AFNITSMC) 的双闭环控制在应对外部扰动与模型不确定性的动基座对接问题时, 具有优异的控制性能和良好的工程应用前景。

关键词: 自主水下航行器; 对接控制; 动基座对接; 自适应控制系统; 滑模控制; 双闭环控制

中图分类号: U664.82

文献标志码: A

DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.04742

0 引言

随着人类对海洋的深度开发, 自主水下航行器 (AUV) 凭借其自主性和灵活性, 在海洋科研、资源勘探、救助打捞等领域发挥着日益重要的作用^[1]。AUV 与动态基座的对接技术是实现其高效补能和数据传输的关键环节, 直接影响 AUV 的续航能力和任务效率。相比传统固定基座, 动基座对接具有灵活性高、适应性强的优势, 受到研究者的广泛关注。然而, 水下环境的复杂性以及通信受限等技术难题, 使动基座对接的控制研究面临重大挑战^[2]。

国内外学者在动基座对接控制方面已开展了大量探索。PID 控制方法凭借其结构简单、设计

便捷的特性, 在动基座对接控制中得到尝试, 但面对复杂洋流干扰时难以实现精准控制。模型预测控制 (MPC) 凭借其多约束、高精度的特性, 在动基座对接中同样得到了应用。张伟等^[3]将满意控制思想引入到模型预测控制中, 提出多自由度的满意模型预测控制方法。Gong 等^[4]提出基于模型预测控制的新型双闭环控制框架, 以实现无人潜航器 (UUV) 与移动母平台的自主对接。Uchihori 等^[5]采用线性参数变化 (LPV) 形式建模的 MPC 方法设计对接控制系统, 实现了潮汐流扰动下的对接作业。然而, MPC 方法高度依赖模型的精确性, 在面对高模型不确定性时难以保障 AUV 的对接性能, 同时其较高的计算精度要求对 AUV 的计算性能提出了挑战^[6]。滑模变结构

收稿日期: 2025-09-28 修回日期: 2025-12-20 网络首发时间: 2026-02-09 10:57

基金项目: 黑龙江省自然科学基金资助项目 (LH2023F025); 山东省自然科学基金资助项目 (ZR2022QE056); 海南省自然科学基金资助项目 (KYZ20250020)

作者简介: 邹全, 男, 1998 年生, 硕士生。研究方向: 改进滑模控制, 模型预测控制, 水下无人航行器对接控制。

E-mail: zouquan@hrbeu.edu.cn

刘阳, 女, 1988 年生, 博士, 讲师。研究方向: 鲁棒增益调度控制, 模糊控制, 类线性先进控制理论。

E-mail: y_liu@hrbeu.edu.cn

*通信作者: 刘阳

控制由于控制器参数与外部扰动无关, 在存在未知扰动和建模误差的情况下具有强鲁棒性, 凭借其鲁棒性高、滑模面设计自由等特点, 在 AUV 等水下无人系统中得到广泛应用。Qiao 等^[7] 基于积分终端滑模 (ITSM) 与快速积分终端滑模 (FITSM) 提出双闭环终端滑模的控制方法实现了 AUV 有限时间收敛的轨迹跟踪。面对洋流外扰与模型不确定性, 周新力等^[8] 采用非线性干扰观测器 (NDO) 对时变海浪扰动与模型的不确定进行有效估计, 采用反演思路等, 设计反演滑模控制器实现了对 AUV 的深度控制。Yang 等^[9] 引入虚拟目标制导策略, 通过引导 AUV 跟踪期望路径并使用非奇异终端滑模控制器对 AUV 进行对接控制。Zhang 等^[10] 针对 AUV 动基座对接问题, 在快速终端滑模控制的基础上, 设计了一种新的带有预测思想的滑模面。该方法可以用来补偿原执行器由于故障等因素造成的失效。

综上所述, 针对外界时变洋流干扰与模型不确定性条件下的 AUV 动基座对接问题, 本文将结合滑模变结构控制与自适应控制方法, 设计一种具有有限时间收敛特性的双闭环控制策略。首先, 针对动基座对接的高精度与快速性需求, 构建基于快速非奇异积分终端滑模 (FNITSM) 的双闭环控制架构。相较于传统滑模控制或反步法仅能保证渐近稳定, 该方法能实现从运动学回路到动力学回路的全系统有限时间收敛, 有效缩短对接调整时间, 以适应动态对接任务中苛刻的时间窗口限制。其次, 针对复杂水下环境中的非匹配强时变干扰, 设计基于集总不确定性结构的自适应补偿律。与传统干扰观测器^[8,11] 通常需预知干扰变化率或上界不同, 本方法无需干扰上界先验信息即可实现对集总扰动的有效估计与补偿, 能解决动基座尾流场中干扰幅值难以预测的工程难题, 显著增强系统的鲁棒性。最后, 面向工程实际应用, 结合边界层技术改进滑模切换律, 并针对“白豚 100”系统的推进器布局进行推力分配优化。这一改进不仅可有效削弱滑模控制固有的抖动现象, 避免执行器的高频磨损, 还能大幅提高对接过程的平稳性与安全性。

1 预备知识与问题描述

1.1 AUV 动基座对接系统坐标系

本文研究的 AUV 动基座对接问题以哈尔滨工程大学研制的“白豚 100”插柱式对接系统^[12] 为基础。该系统相较于笼网式对接回收^[13] 和水面无人船对接回收^[14], 具有更高的部署灵活性和回收

安全性。“白豚 100”对接系统由 AUV 和回收母船组成, 其中动基座 (即插柱对接装置) 安装于回收母船背部, 构成动态对接目标。由于水下通信受限, AUV 无法实时获取母船的位姿信息。为实现动基座对接, AUV 通过声学信标和光学灯阵获取与母船的相对位姿信息, 并通过对接控制器持续调整自身位置与姿态, 跟踪母船运动, 最终实现 AUV 对接柱与动基座导引插柱的精准锁紧, 完成对接回收。动基座对接需同步考虑 AUV 与母船的动态运动特性, 因此必须详细建立坐标系并描述二者之间的运动关系。

如图 1 所示, 为描述 AUV 动基座对接问题, 首先建立地固惯性坐标系 (东北地, NED) $O_E - \xi\eta\zeta$, 其原点 O_E 为地球表面固定点, ξ 轴正方向指向北方, η 轴正方向指向东方, ζ 轴正方向指向地心。其次, 建立 AUV (下标“1”) 和回收母船 (下标“2”) 的体固坐标系 $B_1 - x_1y_1z_1$ 和 $B_2 - x_2y_2z_2$, 坐标原点分别设于 AUV 浮心和对接插柱锁止处, 以简化对接问题描述。

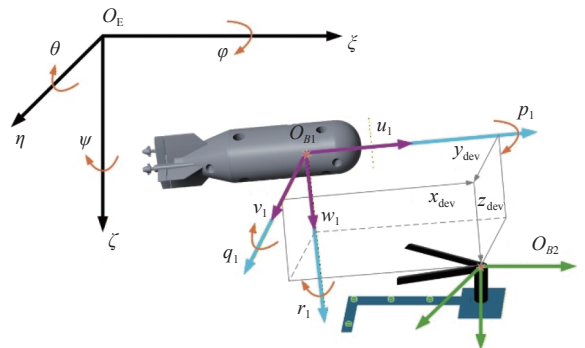


图 1 动基座对接系统坐标系

Fig. 1 Dynamic base docking system coordinate system

通过超短基线 (USBL) 测量 (下标“a”) 的 AUV 相对对接插柱的距离与通过光学传感器测量 (下标“o”) 的位姿误差在坐标系 B_1 下可表示为式 (1), 其中下标 dev 表示 AUV 相对动基座的位姿偏差 (deviation)。

$$\begin{aligned} \eta_{\text{deva}} &= [x_{\text{dev}}, y_{\text{dev}}, z_{\text{dev}}]^T \\ \eta_{\text{devo}} &= [\varphi_{\text{dev}}, \theta_{\text{dev}}, \psi_{\text{dev}}]^T \end{aligned} \quad (1)$$

1.2 AUV 数学模型

针对 AUV 动基座对接问题, 通常假设 AUV 外形具有 3 个对称平面 (断面、切面和截面), 稳心高较高, 运动中横倾角可忽略。本文研究的“白豚 100”插柱式对接系统符合上述设计特性^[15-16]。基于此假设, 本文聚焦于五自由度 (5-DOF) AUV 与动基座的对接问题, 运动学与动力学模型均考虑五自由度。

建立如下 5-DOF 运动学方程:

$$\dot{\eta}_1 = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1(\eta_1) & \mathbf{0}_{3 \times 2} \\ \mathbf{0}_{2 \times 3} & \mathbf{J}_2(\eta_1) \end{bmatrix} \mathbf{v}_1 \quad (2)$$

式中, $\mathbf{J}_1(\eta_1)$ 与 $\mathbf{J}_2(\eta_1)$ 为雅可比旋转矩阵。运动学方程展开式为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = u_1 \cos \psi_1 \cos \theta_1 - v_1 \sin \psi_1 + w_1 \sin \theta_1 \cos \psi_1 \\ \dot{y}_1 = u_1 \sin \psi_1 \cos \theta_1 + v_1 \cos \psi_1 + w_1 \sin \theta_1 \sin \psi_1 \\ \dot{z}_1 = -u_1 \sin \theta_1 + w_1 \cos \theta_1 \\ \dot{\theta}_1 = q_1 \\ \dot{\psi}_1 = r_1 / \cos \theta_1 \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\eta_1 = [x_1, y_1, z_1, \theta_1, \psi_1]^T \in \mathbf{R}^5$ 为惯性坐标系下 AUV 位置与姿态; $\mathbf{v}_1 = [u_1, v_1, w_1, q_1, r_1]^T \in \mathbf{R}^5$ 为体坐标下 AUV 的线速度与角速度。

考虑 AUV 正常运动中, 通常假设不会出现前后倾覆即俯仰角满足 $|\theta| < \pi/2$, 由此运动学方程中不会存在奇点问题。

考虑如下 5-DOF 动力学方程:

$$\mathbf{M}_1 \dot{\mathbf{v}}_1 + \mathbf{C}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \mathbf{D}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \mathbf{g}_1(\eta_1) = \boldsymbol{\tau}_{v1} + \boldsymbol{\tau}_{d1} \quad (4)$$

式中: $\mathbf{M}_1 \in \mathbf{R}^{5 \times 5}$ 为 AUV 与母船的包含附加质量的惯性矩阵; $\mathbf{C}_1(\mathbf{v}_1) \in \mathbf{R}^{5 \times 5}$ 为科里奥利力与向心力矩阵; $\mathbf{D}_1(\mathbf{v}_1) \in \mathbf{R}^{5 \times 5}$ 为阻尼矩阵; $\mathbf{g}_1(\eta_1) \in \mathbf{R}^5$ 为水静力矩阵; $\boldsymbol{\tau}_{v1} \in \mathbf{R}^5$ 为控制力矩阵; $\boldsymbol{\tau}_{d1} \in \mathbf{R}^5$ 为扰动矩阵。

5-DOF 动力学方程展开式为

$$\begin{cases} \dot{u}_1 = \frac{m_{22}}{m_{11}} v_1 r_1 - \frac{m_{33}}{m_{11}} w_1 q_1 + \frac{d_{11}}{m_{11}} u_1 + \frac{1}{m_{11}} \tau_{u1} \\ \dot{v}_1 = \frac{m_{22}}{m_{11}} u_1 r_1 - \frac{d_{22}}{m_{22}} v_1 + \frac{1}{m_{22}} \tau_{v1} \\ \dot{w}_1 = \frac{m_{11}}{m_{33}} u_1 q_1 - \frac{d_{33}}{m_{33}} w_1 + \frac{1}{m_{33}} \tau_{w1} \\ \dot{q}_1 = \frac{m_{11}}{m_{33}} u_1 q_1 - \frac{d_{33}}{m_{33}} w_1 + \frac{1}{m_{33}} \tau_{q1} \\ \dot{r}_1 = \frac{m_{22}}{m_{11}} v_1 r_1 - w_1 q_1 + \frac{d_{11}}{m_{11}} u_1 + \frac{1}{m_{11}} \tau_{r1} \end{cases} \quad (5)$$

其中:

$$\begin{aligned} m_{11} &= m_1 - X_{\dot{u}_1} \\ m_{22} &= m_1 - Y_{\dot{v}_1} \\ m_{33} &= m_1 - Z_{\dot{w}_1} \\ m_{55} &= I_{y_1} - M_{\dot{q}_1} \\ m_{66} &= I_{z_1} - N_{\dot{r}_1} \\ d_{11} &= X_{u_1} + X_{|u_1|} |u_1| \\ d_{22} &= Y_{v_1} + Y_{|v_1|} |v_1| \\ d_{33} &= Z_{w_1} + Z_{|w_1|} |w_1| \\ d_{55} &= M_{q_1} + M_{|q_1|} |q_1| \\ d_{66} &= N_{r_1} + N_{|r_1|} |r_1| \\ g_{55} &= \rho_1 g V_1 \overline{GM}_{L1} \sin \theta_1 \end{aligned} \quad (6)$$

式中: m_1 为 AUV 质量; I_{y_1}, I_{z_1} 为转动惯量; $X_{\dot{u}_1}, Y_{\dot{v}_1}, Z_{\dot{w}_1}, M_{\dot{q}_1}, N_{\dot{r}_1}$ 分别为纵向、横向、垂向、俯仰、偏航的水动力导数; 同理, $X_{u_1}, Y_{v_1}, Z_{w_1}, M_{q_1}, N_{r_1}$ 与 $X_{|u_1|}, Y_{|v_1|}, Z_{|w_1|}, M_{|q_1|}, N_{|r_1|}$ 为各向一阶阻尼系数与二阶阻尼系数; \overline{GM}_{L1} 为 AUV 的纵向稳心高。

为便于对后续的控制设计仿真验证描述, 本文对物理量符号下标做如下统一约定:

1) 针对运动状态变量(如速度、位姿、控制力等): 下标“1”均表示 AUV 相关参数(如速度 \mathbf{v}_1 、位姿 η_1 、力与力矩 $\boldsymbol{\tau}_{v1}$); 下标“2”均表示回收母船的相关参数(如速度 \mathbf{v}_2 、位姿 η_2 等)。

2) 针对动力学模型系数(如质量、阻尼等): 遵循 SNAME 标准, 采用下标 $i, j \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$ 分别对应纵荡、横荡、垂荡、横摇、纵摇、艏摇六个自由度。(例如 m_{33} 表示垂荡方向的质量参数)。需要说明的是, 母船的运动状态在本文中仅作为 AUV 动基座对接的动态跟踪目标与参考轨迹, 不涉及对其主动控制。

1.3 控制目标

本文针对 AUV 与动态基座的对接控制问题, 设计一种鲁棒性强、收敛速度快的控制器。控制目标是在模型不确定性和未知上界的时变洋流外扰影响下, 驱动 AUV 快速、精准地实现与回收母船上搭载的插柱式动基座的对接, 确保 AUV 对接柱与动基座导引插柱的稳定锁紧, 以完成高效的对接回收。

2 动基座对接控制器设计

本节基于快速非奇异积分终端滑模方法(FNITSM), 设计动力学控制器, 结合自适应律补偿 AUV 模型不确定性和时变外扰的影响, 输出控制力矩使得 AUV 跟踪虚拟速度; 随后设计运动学控制器, 实现 AUV 位姿误差的快速收敛。所提出的动力学与运动学控制器的有限时间稳定性分别得到证明。图 2 为控制器设计的总体框图, 直观展示双闭环控制策略的设计思路, 其中 FNITSMKC 为 FNITSM 运动学控制器, AFNITSMDC 为 FNITSM 动力学控制器, AFNITSMDC 为 FNITSM 动力学控制器, AFNITSMDC 为 FNITSM 动力学控制器。

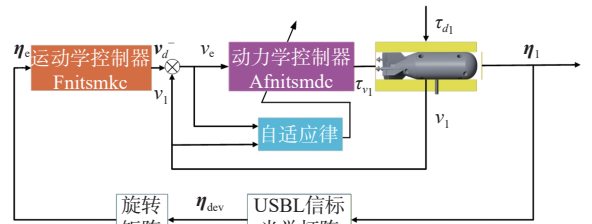


图 2 双闭环控制系统设计框图

Fig. 2 Block diagram of dual-loop control system design

为自适应 FNITSM 动力学控制器。

2.1 自适应 FNITSM 动力学控制器设计

式(3)中给出了 AUV 与对接母船的动力学方程, 为方便控制器设计, 考虑建模误差, 将式(3)中模型矩阵拆解为标称动力学模型矩阵与不确定性模型矩阵。即

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_1 &= \hat{\mathbf{M}}_1 + \Delta\mathbf{M}_1 \\ \mathbf{C}_1(\mathbf{v}_1) &= \hat{\mathbf{C}}_1(\mathbf{v}_1) + \Delta\mathbf{C}_1(\mathbf{v}_1) \\ \mathbf{D}_1(\mathbf{v}_1) &= \hat{\mathbf{D}}_1(\mathbf{v}_1) + \Delta\mathbf{D}_1(\mathbf{v}_1) \\ \mathbf{g}_1(\boldsymbol{\eta}_1) &= \hat{\mathbf{g}}_1(\boldsymbol{\eta}_1) + \Delta\mathbf{g}_1(\boldsymbol{\eta}_1) \end{aligned} \quad (7)$$

则 AUV 的名义动力学方程可以表达为

$$\hat{\mathbf{M}}_1 \dot{\mathbf{v}}_1 + \hat{\mathbf{C}}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \hat{\mathbf{D}}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \hat{\mathbf{g}}_1(\boldsymbol{\eta}_1) = \boldsymbol{\tau}_{v1} + \boldsymbol{\tau}_\sigma \quad (8)$$

将模型不确定性与外界扰动合并可得集总扰动:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_\sigma &= \boldsymbol{\tau}_{d1} - \Delta\mathbf{M}_1 \dot{\mathbf{v}}_1 - \Delta\mathbf{C}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 - \\ &\quad \Delta\mathbf{D}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 - \Delta\mathbf{g}_1(\boldsymbol{\eta}_1) \end{aligned} \quad (9)$$

引理 1 考虑如下具快速收敛特性的 FNITSM^[17]:

$$\begin{aligned} s(t) &= \int_0^t e(\tau) d\tau + \alpha e^{p_1/p_2}(t) + \\ &\quad \beta \left(\int_0^t e(\tau) d\tau \right)^{g_1/g_2} \end{aligned} \quad (10)$$

式中: $e(t) = x(t) - x_d(t)$, 为系统跟踪误差; $\alpha > 0$, $\beta > 0$ 为设计常数; p_1, p_2, g_1, g_2 为正奇整数且满足 $1 < p_1/p_2 < 2$ 与 $g_1/g_2 > p_1/p_2$ 。

当系统状态到达 FNITSM 上时, $s(t) = 0$, 令 $e_1(t) = \int_0^t e(\tau) d\tau$, 则系统跟踪误差 $e(t)$ 将在有限时间内收敛, 且收敛时间为

$$t_s = \int_0^{|e_1(t)|} \frac{\alpha^{p_2/p_1}}{(e_1 + \beta e_1^{g_1/g_2})} de_1 \quad (11)$$

假设 1 仅考虑线性 and 二次阻尼项的 AUV 模型, 在外扰有界的情况下, 集总不确定性满足^[18]

$$\|\boldsymbol{\tau}_\sigma\| \leq \lambda_0 + \lambda_1 \|\mathbf{v}_1\| + \lambda_2 \|\mathbf{v}_1\|^2 \quad (12)$$

式中, λ_0, λ_1 和 λ_2 为未知正常数, 且满足以下条件: λ_0 严格大于 $\boldsymbol{\tau}_\sigma$ 的常数项系数; λ_1 严格大于 $\boldsymbol{\tau}_\sigma$ 中 $\|\mathbf{v}_1\|$ 项系数; λ_2 严格大于 $\boldsymbol{\tau}_\sigma$ 中 $\|\mathbf{v}_1\|^2$ 项系数。

考虑运动学控制器的输出为 \mathbf{v}_d (将在 2.2 运动学控制器设计中给出), 定义速度跟踪误差为

$$\mathbf{v}_e = \mathbf{v}_1 - \mathbf{v}_d \quad (13)$$

针对速度跟踪误差 \mathbf{v}_e 考虑如下的动力学 FNITSM 面:

$$\mathbf{s}_v = \int_0^t \mathbf{v}_e d\tau + \mathbf{K}_3 \mathbf{v}_e^{m_1/m_2} + \mathbf{K}_4 \left(\int_0^t \mathbf{v}_e d\tau \right)^{n_1/n_2} \quad (14)$$

式中: $\mathbf{K}_3 = \text{diag}(k_{31}, \dots, k_{35})$, $\mathbf{K}_4 = \text{diag}(k_{41}, \dots, k_{45})$, 为需要设计的正定常数矩阵; $m_1, m_2, n_1, n_2 > 0$ 为正奇整数, 满足 $1 < m_1/m_2 < 2$, $n_1/n_2 > m_1/m_2$ 。

设计如下自适应快速积分终端滑模控制器:

$$\boldsymbol{\tau}_{v1} = \boldsymbol{\tau}_{eq} + \boldsymbol{\tau}_{sw} \quad (15)$$

式中: $\boldsymbol{\tau}_{eq} = \boldsymbol{\tau}_0 + \boldsymbol{\tau}_1$ 为控制器的等式项; $\boldsymbol{\tau}_{sw}$ 为切换项, 表达式如下:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_0 &= \hat{\mathbf{M}}_1 \dot{\mathbf{v}}_d + \hat{\mathbf{C}}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \hat{\mathbf{D}}_1(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 + \hat{\mathbf{g}}_1(\boldsymbol{\eta}_1) \\ \boldsymbol{\tau}_1 &= -\mathbf{K}_4^* \mathbf{v}_e^{2-m_1/m_2} - \\ &\quad \mathbf{K}_3^* \text{diag} \left(\int_0^t \mathbf{v}_e d\tau \right)^{n_1/n_2-1} \mathbf{v}_e^{2-m_1/m_2} \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_{sw} &= \begin{cases} -\frac{(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})^T}{\|(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})\|^2} \boldsymbol{\Omega}, & \|\mathbf{s}_v\| \neq 0, \|\mathbf{v}_e\| \neq 0 \\ 0, & \text{else} \end{cases} \\ \boldsymbol{\Omega} &= \|\mathbf{s}_v\| \|(\mathbf{A})\| (\hat{\lambda}_0 + \hat{\lambda}_1 \|\mathbf{v}_1\| + \hat{\lambda}_2 \|\mathbf{v}_1\|^2) \end{aligned} \quad (17)$$

其中:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\Lambda} &= \mathbf{K}_3 \text{diag}(\mathbf{v}_e^{m_1/m_2-1}) \hat{\mathbf{M}}^{-1} \\ \mathbf{K}_3^* &= (m_2 n_1 / m_1 n_2) \mathbf{K}_3^{-1} \mathbf{K}_4 \\ \mathbf{K}_4^* &= (m_2 / m_1) \hat{\mathbf{M}} \mathbf{K}_3^{-1} \end{aligned} \quad (18)$$

$\hat{\lambda}_i (i = 0, 1, 2)$ 为 λ_i 的估计值, $\hat{\lambda}_i$ 的自适应更新律 $\dot{\hat{\lambda}}_i$ 如下:

$$\begin{cases} \dot{\hat{\lambda}}_0 = \chi_0 \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \\ \dot{\hat{\lambda}}_1 = \chi_1 \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \|\mathbf{v}_1\| \\ \dot{\hat{\lambda}}_2 = \chi_2 \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \|\mathbf{v}_1\|^2 \end{cases} \quad (19)$$

式中, $\chi_i > 0 (i = 0, 1, 2)$, 为自适应增益常数。

定理 1 针对 AUV 动力学模型(4), 若设计动力学控制器 $\boldsymbol{\tau}_{v1}$ 如式(15)、式(16)与式(17), 则 AUV 的速度误差 \mathbf{v}_e 将在有限时间 $T_1 = t_{r1} + t_{s1}$ 内收敛到零 (r 表示趋近阶段, s 表示滑动阶段)。

定理 1 证明如下:

认为自适应参数 λ_i 与其估计值 $\hat{\lambda}_i$ 存在上限, 则总存在正常数 λ_i^* 使得

$$\begin{cases} \lambda_i^* > \lambda_i \\ \lambda_i^* > \hat{\lambda}_i \end{cases} \quad i = 0, 1, 2 \quad (20)$$

令 $\tilde{\lambda}_i = \hat{\lambda}_i - \lambda_i^* (i = 0, 1, 2)$, 考虑如下李雅普诺夫函数:

$$\mathbf{V}_1 = \frac{1}{2} \mathbf{s}_v^T \mathbf{s}_v + \frac{1}{2} \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i^2 \quad (21)$$

式中, $\varphi_i (i = 0, 1, 2)$ 为正常数, 且满足 $\varphi_i < \chi_i$ 。

对式(21)求导, 可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_1 &= \mathbf{s}_v^T \dot{\mathbf{s}}_v + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i = \\ &\mathbf{s}_v^T \left(\mathbf{v}_e + \frac{m_1}{m_2} \mathbf{K}_3 \text{diag}(\mathbf{v}_e^{m_1/m_2-1}) (\dot{\mathbf{v}} - \dot{\mathbf{v}}_d) + \right. \\ &\left. \frac{n_1}{n_2} \mathbf{K}_4 \text{diag} \left(\left(\int_0^t \mathbf{v}_e d\tau \right)^{n_1/n_2-1} \right) \mathbf{v}_e + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i \right) \end{aligned} \quad (22)$$

将名义动力学方程式(8)与控制律 τ_{v1} 代入, 可得

$$\dot{V}_1 = \mathbf{s}_v^T \left(\frac{m_1}{m_2} \mathbf{A} (\tau_{sw} + \tau_\rho) \right) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i \quad (23)$$

当 $\|\mathbf{s}_v\| \neq 0, \|\mathbf{v}_e\| \neq 0$ 时,

$$\begin{aligned} \dot{V}_1 &= \mathbf{s}_v^T \left(\frac{m_1}{m_2} \mathbf{A} (\tau_{sw} + \tau_\rho) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i = \right. \\ &\left. - \frac{m_1}{m_2} (\mathbf{s}_v^T \mathbf{A}) \frac{(\mathbf{s}_v^T \mathbf{A})^T}{\|\mathbf{s}_v^T \mathbf{A}\|^2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| (\hat{\lambda}_0 + \right. \\ &\left. \hat{\lambda}_1 \|\mathbf{v}_1\| + \hat{\lambda}_2 \|\mathbf{v}_1\|^2) + \tau_\sigma) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i = \right. \\ &\left. - \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| (\hat{\lambda}_0 + \hat{\lambda}_1 \|\mathbf{v}_1\| + \right. \\ &\left. \hat{\lambda}_2 \|\mathbf{v}_1\|^2) + \tau_\sigma) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i \end{aligned} \quad (24)$$

将假设1代入上式, 可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_1 &= \mathbf{s}_v^T \left(\frac{m_1}{m_2} \mathbf{A} (\tau_{sw} + \tau_\rho) \right) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i \leq \\ &\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| (-\hat{\lambda}_0 + \hat{\lambda}_1 \|\mathbf{v}_1\| + \hat{\lambda}_2 \|\mathbf{v}_1\|^2) + \\ &(\lambda_0 + \lambda_1 \|\mathbf{v}_1\| + \lambda_2 \|\mathbf{v}_1\|^2) + \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \tilde{\lambda}_i \dot{\tilde{\lambda}}_i \end{aligned} \quad (25)$$

又因为

$$\dot{\tilde{\lambda}}_i = \hat{\lambda}_i - \dot{\lambda}_i = \hat{\lambda}_i, \quad i = 0, 1, 2 \quad (26)$$

将式(25)与自适应更新律式(19)代入式(24), 可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_1 &\leq \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\lambda_i^* - \hat{\lambda}_i) \|\mathbf{v}_1\|^i - \\ &\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\lambda_i^* - \lambda_i) \|\mathbf{v}_1\|^i + \\ &\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\varphi_i^{-1} \chi_i (\hat{\lambda}_i - \lambda_i^*) \|\mathbf{v}_1\|^i) \leq \\ &- \frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\lambda_i^* - \lambda_i) \|\mathbf{v}_1\|^i - \\ &\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\varphi_i^{-1} \chi_i - 1) (\lambda_i^* - \hat{\lambda}_i) \|\mathbf{v}_1\|^i \end{aligned} \quad (27)$$

为进一步化简, 令

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon}_i &= -\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\lambda_i^* - \lambda_i) \|\mathbf{v}_1\|^i \quad (i = 0, 1, 2) \\ \boldsymbol{\varepsilon}_3 &= -\frac{m_1}{m_2} \|\mathbf{s}_v\| \|\mathbf{A}\| \sum_{i=0}^2 (\varphi_i^{-1} \chi_i - 1) \|\mathbf{v}_1\|^i \end{aligned} \quad (28)$$

所以 \dot{V}_1 可进一步化简, 得

$$\dot{V}_1 \leq -\boldsymbol{\varepsilon}_4 \|\mathbf{s}_v\| - \sum_{i=0}^2 \varphi_i^{-1} \boldsymbol{\varepsilon}_i (\lambda_i^* - \hat{\lambda}_i) \leq -\boldsymbol{\varepsilon}_0 V_2^{1/2} \quad (29)$$

式中, $\boldsymbol{\varepsilon}_0 > 0$, 表达式为

$\boldsymbol{\varepsilon}_0 = \min(\sqrt{2}\boldsymbol{\varepsilon}_3, \sqrt{2\varphi_0}\boldsymbol{\varepsilon}_0, \sqrt{2\varphi_1}\boldsymbol{\varepsilon}_1, \sqrt{2\varphi_2}\boldsymbol{\varepsilon}_2)$, 根据文献[19]提出的有限时间收敛定理, 式(14)所提出的 FNITSM 将在有限时间内收敛到零即 $\mathbf{s}_v = 0$, 且收敛时间为

$$t_{r1} \leq \frac{2V_1^{1/2}|_{t=0}}{\boldsymbol{\varepsilon}_0} \quad (30)$$

当 $\|\mathbf{s}_v\| \neq 0, \mathbf{v}_e = 0$ 时, 由式(13), 可得

$$\dot{\mathbf{v}}_e = \dot{\mathbf{v}} - \dot{\mathbf{v}}_d \quad (31)$$

将名义动力学方程(8)与 $\mathbf{v}_e = 0$ 代入, 可得

$$\dot{\mathbf{v}}_e = \dot{\mathbf{v}} - \dot{\mathbf{v}}_d =$$

$$\hat{\mathbf{M}}^{-1} (\tau_{v1} + \tau_\sigma - \hat{\mathbf{C}}(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 -$$

$$\hat{\mathbf{D}}(\mathbf{v}_1) \mathbf{v}_1 - \hat{\mathbf{g}}(\boldsymbol{\eta}_1)) - \dot{\mathbf{v}}_d = \hat{\mathbf{M}}^{-1} \tau_\rho \quad (32)$$

由上式, 可得 $\dot{\mathbf{v}}_e \neq 0$, 所以 $\mathbf{v}_e = 0$ 不会阻碍 FNITSM $\mathbf{s}_v = 0$ 的可达性。同理, 根据引理1, 系统状态到达 FNITSM 后, AUV 速度误差 \mathbf{v}_e 将在有限时间收敛至0, 记收敛时间为 t_{s1} 。

以上, 动力学控制器中 \mathbf{v}_e 将在有限时间内收敛到零, 总时间为 $T_1 = t_{r1} + t_{s1}$ 。

不同于传统非线性干扰观测器^[8, 11](nonlinear disturbance observer)通常需要假设干扰变化率有界且已知上界, 本文提出的自适应律仅利用模型不确定性的结构特征(如假设1所示)。这意味着控制器无需预先获取具体的海流干扰幅值上限即可通过参数自适应调节实现对集总扰动的有效补偿, 更适用于海况多变的动基座对接场景。

2.2 FNITSM 运动学控制器设计

运动学控制器的输入为 AUV 与回收母船在地固惯性坐标系下的相对位姿误差:

$$\boldsymbol{\eta}_e = \boldsymbol{\eta}_1 - \boldsymbol{\eta}_2 \quad (33)$$

由于水下通信限制, AUV 无法实时获取母船位姿 $\boldsymbol{\eta}_2$, 只能通过声光设备获取体坐标系下的相对位姿误差 $\boldsymbol{\eta}_{dev}$, 需通过旋转矩阵转换为地固惯

性坐标系下的位置误差, 而姿态角在两坐标系下相同, 无需转换。所以有

$$\boldsymbol{\eta}_e = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1(\boldsymbol{\eta}_1)\boldsymbol{\eta}_{\text{deva}} \\ \boldsymbol{\eta}_{\text{devo}} \end{bmatrix} \quad (34)$$

针对 AUV 与母船的相对位姿误差 $\boldsymbol{\eta}_e \in \mathbf{R}^5$ 考虑如下的运动学 FNITSM:

$$\dot{\boldsymbol{s}}_\eta = \int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau + \mathbf{K}_1 \boldsymbol{\eta}_e^{q_1/q_2} + \mathbf{K}_2 \left(\int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau \right)^{\gamma_1/\gamma_2} \quad (35)$$

$\mathbf{K}_1 = \text{diag}(k_{11}, \dots, k_{15})$, $\mathbf{K}_2 = \text{diag}(k_{21}, \dots, k_{25})$ 为需要设计的正定常数矩阵, $q_1, q_2, \gamma_1, \gamma_2 > 0$ 且为正奇整数, 满足 $1 < q_1/q_2 < 2, \gamma_1/\gamma_2 > q_1/q_2$ 。

设计如下的运动学 FNITSM 控制器:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_d &= \mathbf{J}^{-1}(\dot{\boldsymbol{\eta}}_2 - \mathbf{K}_2^* \boldsymbol{\eta}_e^{2-q_1/q_2} + \boldsymbol{\Gamma} \mathbf{v}_{\text{sw}} - \\ &\quad \mathbf{K}_1^* \text{diag} \left(\int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau \right)^{\gamma_1/\gamma_2-1} \boldsymbol{\eta}_e^{2-q_1/q_2}) \end{aligned} \quad (36)$$

式中: $\mathbf{K}_1^* = (q_2 \gamma_1 / q_1 \gamma_2) \mathbf{K}_1^{-1} \mathbf{K}_2$, $\mathbf{K}_2^* = (q_2 / q_1) \mathbf{K}_1^{-1}$ 。 $\boldsymbol{\Gamma} \in \mathbf{R}^{5 \times 5}$ 为定常且正定的矩阵。式(36)出现了母船位姿曲线的微分 $\dot{\boldsymbol{\eta}}_2$, $\dot{\boldsymbol{\eta}}_2$ 具体的计算公式参见文献 [12]。

$$\mathbf{v}_{\text{sw}} = \begin{cases} -\frac{\boldsymbol{\kappa}^T}{\|\boldsymbol{\kappa}\|^2} \|s_\eta\|, & \|s_\eta\| \neq 0, \|\boldsymbol{\eta}_e\| \neq 0 \\ 0, & \text{else} \end{cases} \quad (37)$$

式中, $\boldsymbol{\kappa} = s_\eta^T \mathbf{K}_1 \text{diag}(\boldsymbol{\eta}_e^{q_1/q_2-1})$ 。

定理 2 针对 AUV 系统式(11)与式(12), 若设计运动学控制器 \mathbf{v}_d 如式(36)与式(37), 则 AUV 与母船的位姿误差 $\boldsymbol{\eta}_e$ 将在有限时间 $T_2 = t_{r2} + t_{s2}$ 内收敛到零。

定理 2 的证明基于以下前提: AUV 的速度 \mathbf{v}_1 能够在有限时间内跟踪期望速度 \mathbf{v}_d 且无稳态误差, 即

$$\mathbf{v}_1 - \mathbf{v}_d = 0 \quad (38)$$

由定理 1 可知, 本文设计的动力学控制器能使 AUV 速度误差在有限时间内收敛到零, 从而保证式(38)成立。定理 2 的证明具体如下。

考虑如下李雅普诺夫函数:

$$\mathbf{V}_2 = \frac{1}{2} \mathbf{S}_\eta^T \mathbf{S}_\eta \quad (39)$$

对其求导并代入式(35)~式(37), 则有

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{V}}_2 &= \mathbf{S}_\eta^T \dot{\mathbf{S}}_\eta = \mathbf{S}_\eta^T \left(\boldsymbol{\eta}_e + \mathbf{K}_1 \frac{q_1}{q_2} \text{diag}(\boldsymbol{\eta}_e^{q_1/q_2-1}) \dot{\boldsymbol{\eta}}_e + \right. \\ &\quad \left. \mathbf{K}_2 \frac{\gamma_1}{\gamma_2} \text{diag} \left(\left(\int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau \right)^{\gamma_1/\gamma_2-1} \right) \boldsymbol{\eta}_e \right) = \\ &\quad \mathbf{S}_\eta^T \left(\boldsymbol{\eta}_e + \mathbf{K}_1 \frac{q_1}{q_2} \text{diag}(\boldsymbol{\eta}_e^{q_1/q_2-1}) \right) \left(\dot{\boldsymbol{\eta}}_d - \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\quad \left. \mathbf{K}_1^* \text{diag} \left(\int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau \right)^{\gamma_1/\gamma_2-1} \boldsymbol{\eta}_e^{2-q_1/q_2} + \right. \\ &\quad \left. \boldsymbol{\Gamma} \mathbf{v}_{\text{sw}} - \dot{\boldsymbol{\eta}}_d - \mathbf{K}_2^* \boldsymbol{\eta}_e^{2-q_1/q_2} \right) + \\ &\quad \mathbf{K}_2 \frac{\gamma_1}{\gamma_2} \text{diag} \left(\left(\int_0^t \boldsymbol{\eta}_e d\tau \right)^{\gamma_1/\gamma_2-1} \right) \boldsymbol{\eta}_e \right) = \boldsymbol{\Gamma} \frac{q_1}{q_2} \boldsymbol{\kappa} \mathbf{v}_{\text{sw}} \end{aligned} \quad (40)$$

当 $\|s_\eta\| \neq 0$ 时,

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{V}}_2 &= \mathbf{S}_\eta^T \dot{\mathbf{S}}_\eta = -\frac{q_1}{q_2} \boldsymbol{\Gamma} \boldsymbol{\kappa} \frac{\boldsymbol{\kappa}^T}{\|\boldsymbol{\kappa}\|^2} \|s_\eta\| \leq \\ &\quad -\frac{q_1}{q_2} \lambda_{\min}(\boldsymbol{\Gamma}) V_1^{1/2} \end{aligned} \quad (41)$$

根据上式^[9], 式(35)所提出的运动学 FNITSM 将在有限时间内收敛到零, 且收敛时间为

$$t_{r2} \leq \frac{2V_2^{1/2}|_{t=0}}{(q_1/q_2)\lambda_{\min}(\boldsymbol{\Gamma})} \quad (42)$$

根据引理 1, 系统状态到达 FNITSM 后, AUV 位姿误差 $\boldsymbol{\eta}_e$ 将在有限时间收敛到零, 收敛时间记为 t_{s2} 。

综合定理 1 与定理 2, 在 AUV 与母船的动基座对接过程中, AUV 与母船的位姿误差将在有限时间内收敛到零, 收敛时间为

$$T_s = t_{r1} + t_{s1} + t_{r2} + t_{s2} \quad (43)$$

2.3 双闭环协同有限时间收敛机理分析

根据定理 1 与定理 2, 动力学误差 \mathbf{v}_e 与运动学误差 $\boldsymbol{\eta}_e$ 均在有限时间内收敛。系统从初始状态到完成对接的总收敛时间上界由两环的收敛时间叠加确定, 即

$$T_s = T_1 + T_2 = t_{r1} + t_{s1} + t_{r2} + t_{s2} \quad (44)$$

为研究双闭环系统的耦合收敛特性, 基于前述的李亚普诺夫函数 \mathbf{V}_1 与 \mathbf{V}_2 分析结果, 由式(29)与式(41), 其导数满足如下关系:

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{V}}_1 &\leq -\boldsymbol{\varepsilon}_0 \mathbf{V}_2^{1/2} \\ \dot{\mathbf{V}}_2 &\leq -\frac{q_1}{q_2} \lambda_{\min}(\boldsymbol{\Gamma}) V_1^{1/2} \end{aligned} \quad (45)$$

构建复合李亚普诺夫函数:

$$\mathbf{V}_c = \mathbf{V}_1 + \rho \mathbf{V}_2 \quad (46)$$

对其求导并结合式(45), 可得

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{V}}_c &\leq -\boldsymbol{\varepsilon}_0 \mathbf{V}_2^{1/2} - \rho \frac{q_1}{q_2} \lambda_{\min}(\boldsymbol{\Gamma}) V_1^{1/2} \leq \\ &\quad -\sqrt{2\boldsymbol{\varepsilon}_0 \rho} \frac{q_1}{q_2} \lambda_{\min}(\boldsymbol{\Gamma}) V_c^{1/2} \end{aligned} \quad (47)$$

根据有限时间收敛定理可得系统的总收敛时间的上界为

$$T_s \leq \frac{\sqrt{2}V_c(0)^{1/2}}{\sqrt{2\varepsilon_0\rho\frac{q_1}{q_2}\lambda_{\min}(\mathbf{\Gamma})}} \quad (48)$$

式(48)表明本文提出的双闭环控制方法的协同收敛机制,即收敛时间的上界由外环收敛速度系数即

$$\frac{q_1}{q_2}\lambda_{\min}(\mathbf{\Gamma}) \quad (49)$$

与内环稳定系数 ε_0 共同决定。当两者增大时,系统的总收敛时间缩短,体现了双闭环控制结构在有限时间稳定性上的协同加速特性。

3 动基座对接仿真研究

为验证本文提出的自适应快速非奇异积分终端双闭环滑模控制器的优越性,本文采用“白豚100”对接系统构型进行动基座对接仿真试验。AUV与回收母船水动力系数见表1。

表1 AUV与对接母船水动力系数

Table 1 Hydrodynamic coefficients of AUV and mothership

水动力系数	AUV	回收母船
m/kg	125	500
$I_y, I_z / (\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	8	30
$X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Z_{\dot{w}} / \text{kg}$	-62	-240
$M_{\dot{q}}, N_{\dot{r}} / (\text{kg} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{rad}^{-1})$	-70	-300
$X_u, Y_v, Z_w / (\text{kg} \cdot \text{m})$	30	110
$M_q, N_r / (\text{kg} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{rad}^{-1})$	35	125
$\overline{GM}_L / \text{m}$	0.02	0.04

运动学控制律式((36)~式(37))与动力学控制律(式(39)~式(41))在穿越运动学滑模面与动力学滑模面时,是不连续的。不连续的控制律会导致系统出现抖振现象。为削减抖振现象,对运动学与动力学控制律中的切换项采用边界层方法进行改进,改进后的控制律切换项如下:

$$\mathbf{v}_{\text{sw}} = \begin{cases} -\frac{\mathbf{\kappa}^T}{\|\mathbf{\kappa}\|^2} \|\mathbf{s}_\eta\|, & \mathbf{\kappa} \geq \sigma \\ -\frac{\mathbf{\kappa}^T}{\sigma^2} \|\mathbf{s}_\eta\|, & \mathbf{\kappa} < \sigma \text{ 且 } \|\boldsymbol{\eta}_e\| \neq 0 \\ 0, & \|\boldsymbol{\eta}_e\| = 0 \end{cases}$$

$$\boldsymbol{\tau}_{\text{sw}} = \begin{cases} -\frac{(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})^T}{\|(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})\|^2} \boldsymbol{\Omega}, & \|(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})\| \geq \delta \\ -\frac{(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})^T}{\delta^2} \boldsymbol{\Omega}, & \|(\mathbf{s}_v^T \boldsymbol{\Lambda})\| < \delta, \|\mathbf{v}_e\| \neq 0 \\ 0, & \|\mathbf{v}_e\| = 0 \end{cases}$$

$$\boldsymbol{\Omega} = \|\mathbf{s}_v\| \|(\boldsymbol{\Lambda})\| (\hat{\lambda}_0 + \hat{\lambda}_1 \|\mathbf{v}\| + \hat{\lambda}_2 \|\mathbf{v}\|^2) \quad (50)$$

式中, δ 和 σ 是确定边界层厚度的正常数。

动力学控制器中输出的力与力矩,无法直接作用到AUV上,需要通过推力分配矩阵,将控制力分配到各个推进器上,AUV的推进器布置见图3。

图3中: T_1, T_2 分别为航行器的水平主推进器推进力; T_3 与 T_4 分别为艏部与艉部的垂直槽道推进器推进力; T_5 与 T_6 分别为艏部与艉部的水平槽道推进器推进力; Ld_1 与 Ld_2 分别为艏部与艉部的垂直槽道推进器与AUV重心位置的距离; Ld_3 与 Ld_4 分别为艏部与艉部的水平槽道推进器与AUV重心位置的距离。

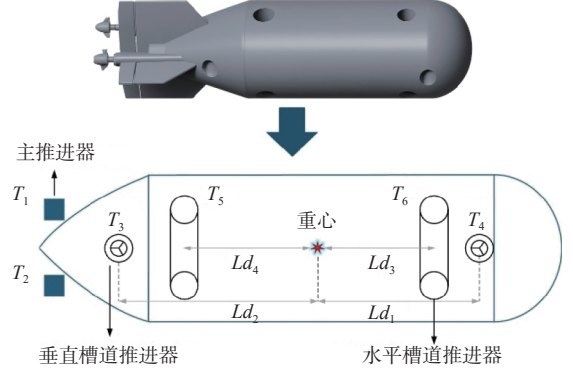


图3 AUV推进器布置图

Fig. 3 Thruster layout of the AUV

推进器的推力与力矩可表示为

$$\begin{cases} \tau_{u_1} = T_1 + T_2 \\ \tau_{v_1} = T_5 + T_6 \\ \tau_{w_1} = T_3 + T_4 \\ \tau_{q_1} = Ld_2 \cdot T_3 - Ld_1 \cdot T_4 \\ \tau_{r_1} = Ld_4 \cdot T_6 - Ld_3 \cdot T_5 \end{cases} \quad (51)$$

进一步,可以得到各个推进器被分配的力与力矩为

$$\begin{cases} T_1 = \frac{1}{2} \tau_{u_1} \\ T_2 = \frac{1}{2} \tau_{u_1} \\ T_3 = \frac{Ld_1 \tau_{w_1} + \tau_{q_1}}{L_1 + L_2} \\ T_4 = \frac{Ld_2 \tau_{w_1} - \tau_{q_1}}{L_1 + L_2} \\ T_5 = \frac{Ld_4 \tau_{r_1} - \tau_{r_1}}{L_3 + L_4} \\ T_6 = \frac{Ld_3 \tau_{r_1} + \tau_{r_1}}{L_3 + L_4} \end{cases} \quad (52)$$

对各个推进器的推力限幅为 ± 150 N。

仿真中,对母船的初始位姿与速度设置为

$$\begin{aligned} x_2(0) &= 0 \text{ m}, & y_2(0) &= 0 \text{ m}, & z_2(0) &= 0 \text{ m} \\ \theta_2(0) &= 0 \text{ rad}, & \psi_2(0) &= 0 \text{ rad} \\ u_2(0) &= 0.5144 \text{ m/s}, & v_2(0) &= 0 \text{ m/s}, & w_2(0) &= 0 \text{ m/s} \\ q_2(0) &= 0 \text{ rad/s}, & r_2(0) &= 0 \text{ rad/s} \end{aligned}$$

仿真开始后, 母船受到恒定的力与力矩向前运动:

$$\tau_2 = [120, 0, -5, 0, 10]^T$$

AUV 的初始位姿与速度设置为

$$\begin{aligned} x_1(0) &= 1 \text{ m}, \quad y_1(0) = 1 \text{ m}, \quad z_1(0) = 1 \text{ m} \\ \theta_1(0) &= \frac{\pi}{6} \text{ rad}, \quad \psi_1(0) = \frac{\pi}{6} \text{ rad}, \\ u_1(0) &= 0 \text{ m/s}, \quad v_1(0) = 0 \text{ m/s}, \quad w_1(0) = 0 \text{ m/s} \\ q_1(0) &= 0 \text{ rad/s}, \quad r_1(0) = 0 \text{ rad/s} \end{aligned}$$

仿真中, 各推进器最大幅值为 $\pm 150 \text{ N}$ 。外界洋流扰动最大幅值设置为推进器饱和值的 20%, 即 $\pm 30 \text{ N}$ 。考虑近壁干扰^[20]的 AUV 时变扰动设置如下:

$$\begin{aligned} \tau_{d_{u_1}} &= 20 \cdot \sin(0.3t + \pi/5) + 10 \\ \tau_{d_{v_1}} &= 20 \cdot \sin(0.3t + \pi/5) + 10 \\ \tau_{d_{w_1}} &= 20 \cdot \sin(0.3t + \pi/5) + 10 \\ \tau_{d_{q_1}} &= 20 \cdot \sin(0.3t + \pi/5) \cdot w_1 + 10 \\ \tau_{d_{r_1}} &= 20 \cdot \sin(0.3t + \pi/5) + 10 \end{aligned} \quad (53)$$

同时设置模型乘性不确定性为标称动力学模型的 20%^[21]。为验证本文提出的控制器的有效性, 使用 Qiao 等^[22]提出的非奇异积分终端滑模控制方法 (nonsingular integral terminal sliding mode dynamic controller, NITSMC) 作为对照。

值得注意的是, NITSMC 方法的稳定性依赖于对干扰上界的预估, 仿真中将其切换增益根据标称干扰值设定为固定值。而本文方法不依赖干扰上界信息, 通过自适应律在线调节增益。

为便于表示, 本文将提出的自适应快速非奇异积分终端滑模控制方法记为 AFNITSMC (adaptive fast nonsingular integral terminal sliding mode controller)。为确保公平对比, 两种方法采用相同的控制参数, 具体见表 2。

表 2 AUV 控制器参数

Table 2 Hydrodynamic coefficients of AUV

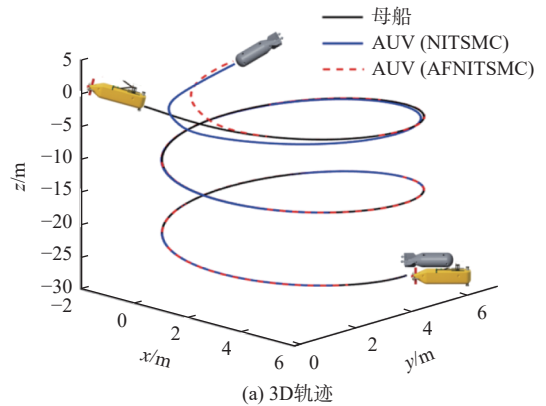
控制方法	控制器参数
自适应快速非奇异积分终端滑模控制器 (AFNITSMC)	$q_1 = 5, q_2 = 3$ $\gamma_1 = 7, \gamma_2 = 3$ $m_1 = 101, m_2 = 99;$ $n_1 = 11, n_2 = 9$ $\chi_i = 0.03 \quad (i = 0, 1, 2)$ $K_2 = \text{diag}(0.12, 0.12, 0.12, 0.1, 0.1)$ $K_2 = \text{diag}(1, 1, 1, 1)$ $K_3 = \text{diag}(0.6, 0.6, 0.6, 0.2, 0.4)$ $K_4 = \text{diag}(0.1, 0.1, 0.1, 0.1)$
非奇异积分终端滑模控制器 (NITSMC)	$q_1 = 5, q_2 = 3$ $\gamma_1 = 7, \gamma_2 = 3$ $\chi_i = 0.03 \quad (i = 0, 1, 2)$ $K_1 = \text{diag}(1.8, 1.8, 1.5, 1.2, 0.3)$ $K_2 = \text{diag}(0.12, 0.12, 0.12, 0.1, 0.1)$ $K_3 = \text{diag}(0.6, 0.6, 0.6, 0.2, 0.4)$ $K_4 = \text{diag}(0.1, 0.1, 0.1, 0.1)$

图 4 为两种方法下 AUV 与对接母船的 3D 轨迹图与位姿跟踪图。图 5 为两种方法下 AUV 与对接母船的位姿误差轨迹图, 与速度误差跟踪图。从图 4 与图 5 可得, AUV 在 AFNITSMC 方法下的轨迹平滑, 收敛速度较 NITSMC 方法收敛速度更快, 且不存在超调量。对于动基座对接, 不存在超调量意味着 AUV 与母船的碰撞风险大幅降低。

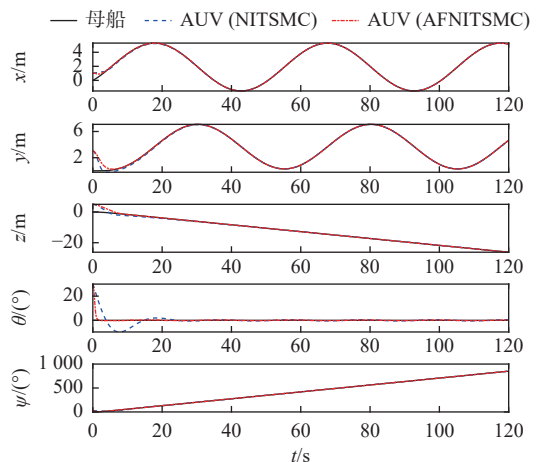
为定量分析与比较控制器性能, 本文采用平均绝对误差 (mean absolute error, MAE) 来衡量比较控制器稳态误差的效果。同时, 以 0.05 m 与 0.5° 分别作为位姿的收敛时间 T_s 判断的容许误差。为了体现控制器的稳态精度, 同样计算了收敛时间 T_s 后的稳态位姿 MAE 值。

$$MAE_k = \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |e_i| \right)_k \quad (k = 1, \dots, 5) \quad (54)$$

这里定义对接收敛判据为: 位置误差 $\leq 0.05 \text{ m}$, 姿态误差 $\leq 0.5^\circ$ 。图 6 为 AUV 位姿收敛时间。在纵向误差上, AFNITSMC 在 4.6 s 时收敛至容许误差内。同样在横向与垂向上, 收敛时间分别为 7 s



(a) 3D 轨迹



(b) 位姿跟踪曲线

图 4 AUV 与对接母船的 3D 轨迹及位姿跟踪图

Fig. 4 3D trajectory and pose tracking diagram of AUV and docking mothership

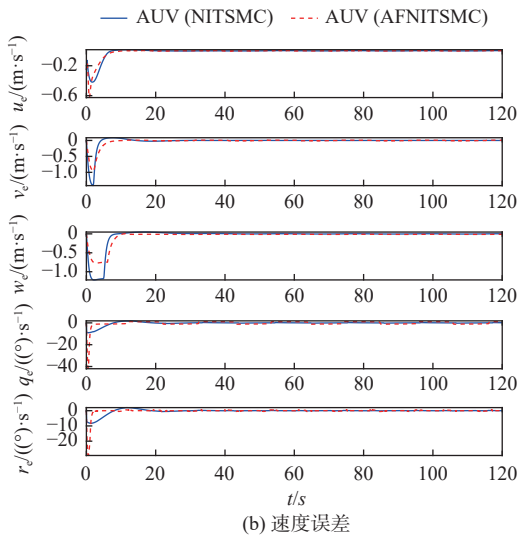
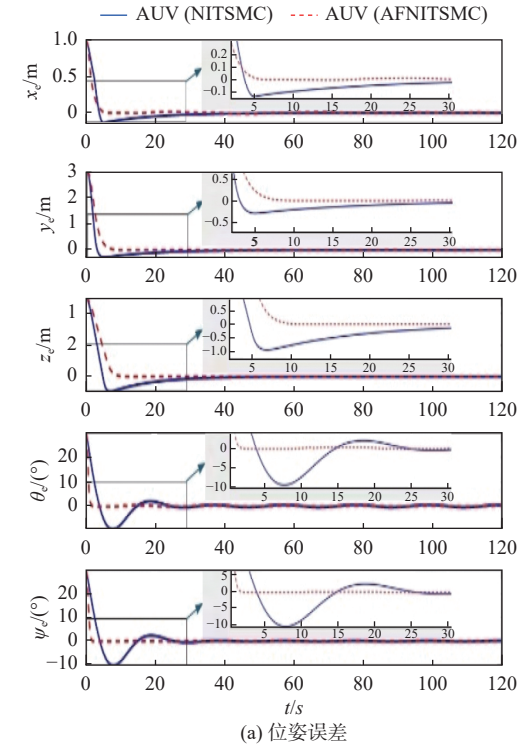


图5 AUV 与对接母船的位姿误差及速度误差图

Fig. 5 Time response of pose error and velocity error of AUV and docking mothership

和 9.39 s。俯仰与偏航收敛时间分别为 1.32 s 和 1.51 s。NITSMC 方法由于其动力学控制器收敛速度较慢,反映到位姿误差上,其纵向、横向、垂向收敛时间分别为 10.45 s, 34.04 s 和 50.71 s;俯仰与偏航收敛时间分别为 21.86 s 和 22.97 s。且缺少自适应律对集中扰动的补偿,位姿与姿态存在震荡。

图 7 为 AUV 总体 MAE 值。在 MAE 值上,AFNITSMC 方法同样展现了其优越性。纵向、横向与垂向的总体 MAE 值为 0.0154, 0.062, 0.17 m 与 0.16°, 0.23°。相较于 NITSMC 方法其 MAE 值为 0.032, 0.102, 0.341 m 与 1.34°, 1.28°。

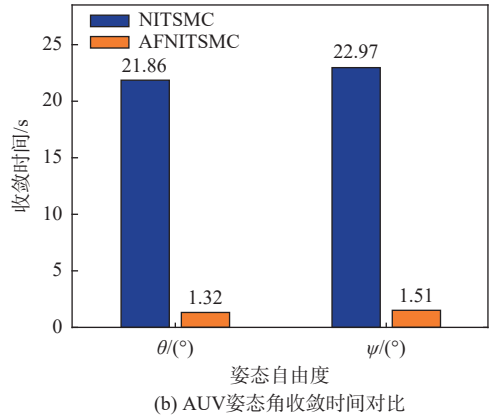
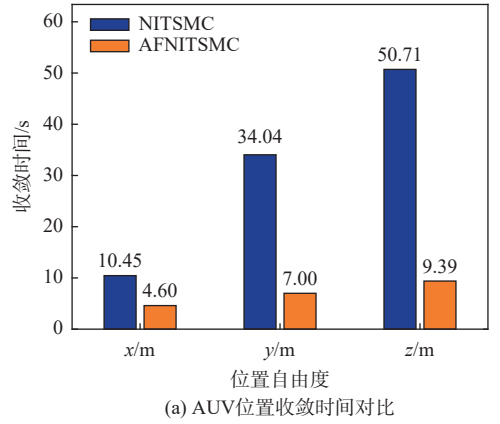


图6 AUV 位姿收敛时间对比

Fig. 6 Comparison of AUV pose convergence time

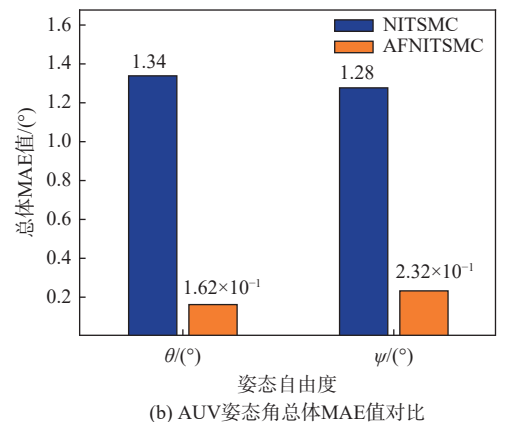
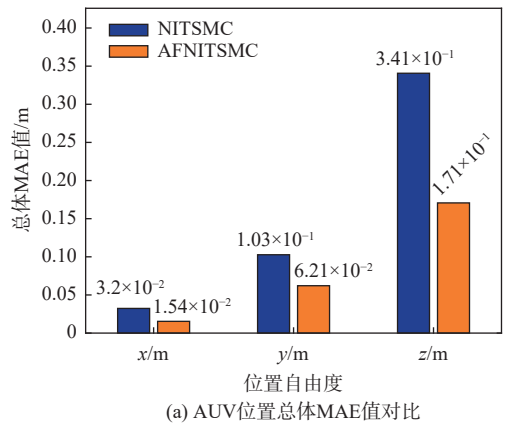


图7 AUV 位姿总体 MAE 值对比

Fig. 7 Comparison of overall MAE for AUV pose errors

图 8 为 AUV 稳态 MAE 值。在稳态误差上, AFNITSMC 方法的稳态 MAE 值为 0.001 42, 0.001 03, 0.000 397 m 与 0.012°, 0.054°。相较于 NITSMC 方

法其稳态 MAE 值为 0.005 85, 0.008 34, 0.008 5 m 与 0.343°, 0.143°。AFNITSMC 在运动学控制器中使用的有限时间收敛方法, 展现出了其优越性。

图 9 为两种方法下 6 个推进器的推力。不同于 NITSMC 方法使用不连续的切换律, 本文使用的 AFNITSMC 方法采用了边界层的思想对切换律重新设计, 大幅削弱抖动。使其更具有实际应用的價值。

4 结 语

本文针对复杂外部扰动及模型不确定性下的 AUV 动基座对接问题, 提出了一种基于自适应 FNITSM 的双闭环控制方法。完成运动学与动力学的 FNITSM 控制器的设计, 并结合自适应律对外界时变干扰与模型不确定性进行在线补偿, 实现了系统在有限时间内的稳定收敛。采用边界层方法对控制律的切换项进行平滑改进, 有效削弱了抖振现象。仿真结果表明, 所设计的控制器在 20% 推力饱和与模型参数不确定性条件下, 仍能实现快速、高精度的对接控制, 验证了其有效性与鲁棒性。

然而, 本研究主要基于理想通信与连续反馈条件开展, 在实际工程应用中, 仍需进一步考虑水下通信延迟与传感器噪声等关键约束因素。水下通信延迟可能导致控制指令滞后, 破坏系统的实时同步性; 而传感器噪声会严重干扰位姿测量精度, 两者均可能降低对接过程的控制性能与成

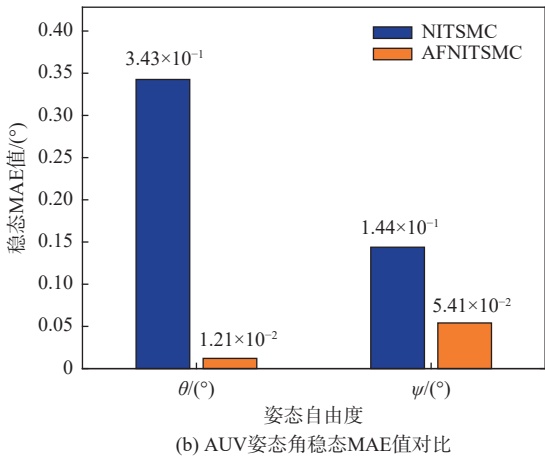
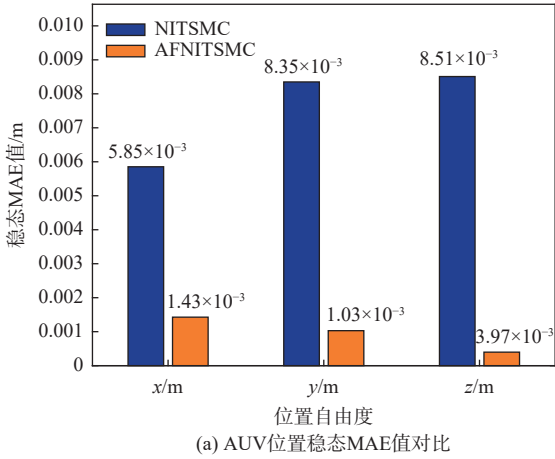
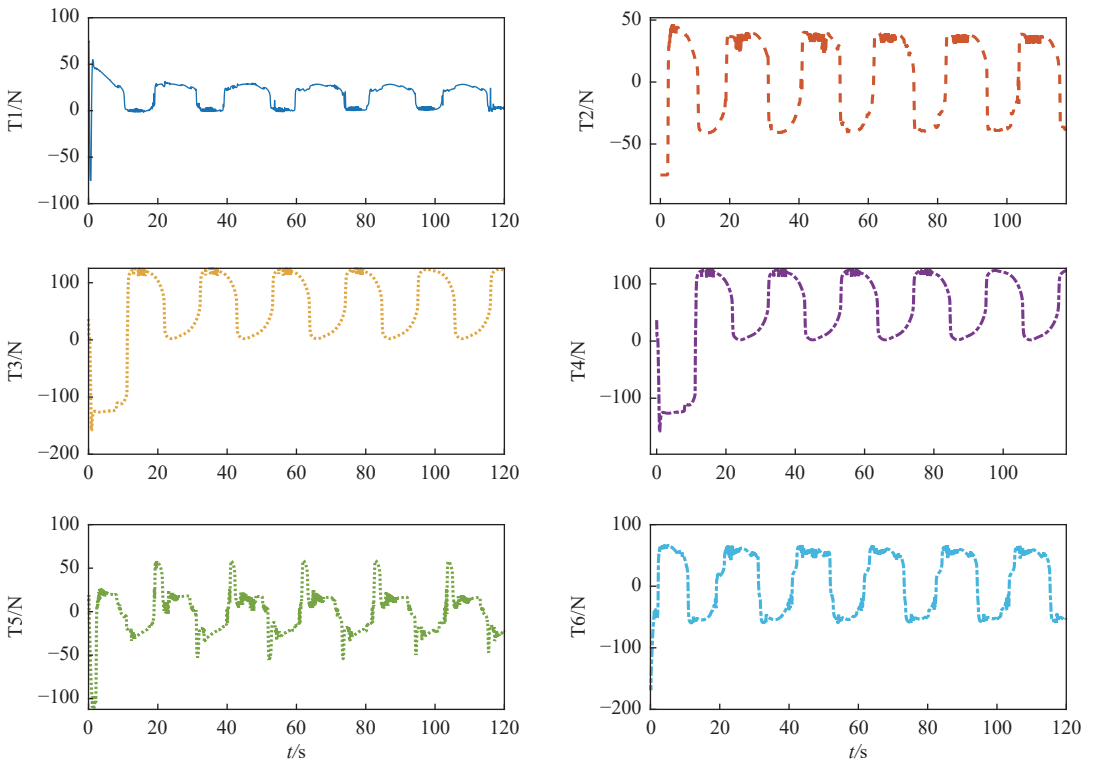
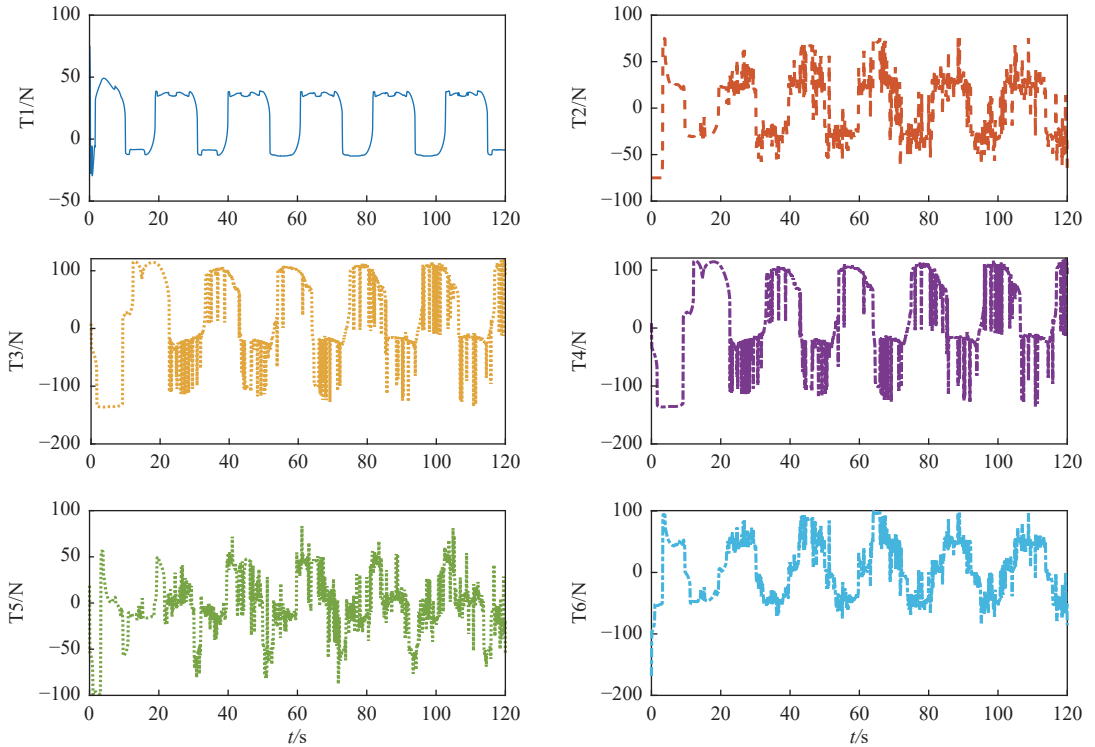


图 8 AUV 位姿稳态 MAE 值对比

Fig. 8 Comparison of steady-state MAE for AUV pose errors



(a) ANFITSMC方法推进器推力



(b) NITSMC方法推进器推力

图9 AUV 推进器推力对比

Fig. 9 Comparison of AUV thruster thrusts

功率^[23-25]。后续研究将围绕半实物仿真验证、动态障碍物环境下的避碰策略以及基于预测控制的性能优化等方面展开,以进一步推动该方法的工程应用。

参考文献:

- [1] 周晶, 司玉林, 林渊, 等. 海底 AUV 关键技术综述 [J]. 海洋学报, 2023, 45(10): 1-12.
ZHOU J, SI Y L, LIN Y, et al. A review of subsea AUV technology[J]. Haiyang Xuebao, 2023, 45(10): 1-12 (in Chinese).
- [2] 孟令帅, 李明烁, 林扬, 等. 自主水下机器人布放回收技术综述 [J]. 无人系统技术, 2024, 7(1): 1-19.
MENG L S, LI M S, LIN Y, et al. Launch and recovery technology of autonomous underwater vehicle[J]. Unmanned Systems Technology, 2024, 7(1): 1-19 (in Chinese).
- [3] 张伟, 伍文华, 滕延斌, 等. 约束条件下基于满意模型预测控制的动基座水下无人航行器对接控制 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2022, 43(1): 108-118.
ZHANG W, WU W H, TENG Y B, et al. Moving base unmanned underwater vehicles docking control based on satisfactory model predictive control with a constrained condition[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2022, 43(1): 108-118 (in Chinese).
- [4] GONG P, ZHANG H, XU F W, et al. MPC-based docking control between UUV and mobile mothership [C]//Proceedings of the 2023 7th CAA International Conference on Vehicular Control and Intelligence. Changsha: IEEE, 2023: 1-5. DOI: 10.1109/CVC159596.2023.10397284.
- [5] UCHIHORI H, CAVANINI L, TASAKI M, et al. Linear parameter-varying model predictive control of AUV for docking scenarios[J]. Applied Sciences, 2021, 11(10): 4368.
- [6] WEI H L, SHI Y. Mpc-based motion planning and control enables smarter and safer autonomous marine vehicles: perspectives and a tutorial survey[J]. IEEE/CAA Journal of Automatica Sinica, 2023, 10(1): 8-24.
- [7] QIAO L, ZHANG W D. Double-loop integral terminal sliding mode tracking control for UUVs with adaptive dynamic compensation of uncertainties and disturbances [J]. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 2019, 44(1): 29-53.
- [8] 周新力, 胡庆玉. 基于非线性干扰观测器的 UUV 反演滑模深度控制 [J]. 数字海洋与水下攻防, 2024, 7(3): 310-317.
ZHOU X L, HU Q Y. Nonlinear disturbance observer based backstepping sliding mode depth control for UUVs[J]. Digital Ocean & Underwater Warfare, 2024, 7(3): 310-317 (in Chinese).
- [9] YANG X F, ZHU X N, LIU W, et al. A hybrid autonomous recovery scheme for AUV based Dubins path and non-singular terminal sliding mode control method [J]. IEEE Access, 2022, 10: 61265-61276.
- [10] ZHANG W, HAN P Y, LIU Y, et al. Design of an improved adaptive slide controller in UUV dynamic base

- recovery[J]. *Ocean Engineering*, 2023, 285: 115266.
- [11] 张伟, 王强, 吴奇阳, 等. 带有扰动观测模型预测控制的水下无人飞行器对接控制[J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2025, 46(4): 634–642.
ZHANG W, WANG Q, WU Q Y, et al. Unmanned underwater vehicle docking control with disturbance observation based on model predictive control[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2025, 46(4): 634–642 (in Chinese).
- [12] ZHANG W, WU W H, TENG Y B, et al. An underwater docking system based on UUV and recovery mother ship: design and experiment[J]. *Ocean Engineering*, 2023, 281: 114767.
- [13] STOKEY R, ALLEN B, AUSTIN T, et al. Enabling technologies for REMUS docking: an integral component of an autonomous ocean-sampling network[J]. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 2001, 26(4): 487–497.
- [14] 张明远, 孟令帅, 李明烁, 等. 倾斜滑道式自主回收AUV装置设计与实现[J]. *舰船科学技术*, 2025, 47(5): 50–55.
ZHANG M Y, MENG L S, LI M S, et al. Design and implementation of inclined slide type autonomous recovery AUV device[J]. *Ship Science and Technology*, 2025, 47(5): 50–55 (in Chinese).
- [15] FOSSEN T I. *Guidance and control of ocean vehicles* [M]. Chichester: Wiley, 1994.
- [16] 唐军, 朱娱乐, 秦艳霞, 等. 基于响应面的立扁型AUV结构优化[J]. *水动力学研究与进展(A辑)*, 2024, 39(5): 777–787.
TANG J, ZHU Y L, QIN Y X, et al. Optimization of vertical flat AUV structure based on response surface methodology[J]. *Chinese Journal of Hydrodynamics*, 2024, 39(5): 777–787 (in Chinese).
- [17] QIAO L, ZHANG W D. Trajectory tracking control of AUVs via adaptive fast nonsingular integral terminal sliding mode control[J]. *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, 2020, 16(2): 1248–1258.
- [18] ZHANG M J, LIU X, YIN B J, et al. Adaptive terminal sliding mode based thruster fault tolerant control for underwater vehicle in time-varying ocean currents[J]. *Journal of the Franklin Institute*, 2015, 352(11): 4935–4961.
- [19] BHAT S P, BERNSTEIN D S. Finite-time stability of homogeneous systems[C]//*Proceedings of the 1997 American Control Conference*. Albuquerque: IEEE, 1997: 2513–2514. DOI: 10.1109/ACC.1997.609245.
- [20] 王智学, 边信黔, 王奎民, 等. 近壁面水动力干扰下的AUV运动控制研究[J]. *船舶工程*, 2006, 28(5): 63–66.
WANG Z X, BIAN X Q, WANG K M, et al. Research on motion control of AUV with hydrodynamic interactions near plane wall[J]. *Ship Engineering*, 2006, 28(5): 63–66 (in Chinese).
- [21] LAPIERRE L, SOETANTO D, PASCOAL A. Nonlinear path following with applications to the control of autonomous underwater vehicles[C]//42nd *IEEE International Conference on Decision and Control*. Maui: IEEE, 2003: 1256–1261. DOI: 10.1109/CDC.2003.1272781.
- [22] QIAO L, ZHANG W D. Adaptive non-singular integral terminal sliding mode tracking control for autonomous underwater vehicles[J]. *IET Control Theory & Applications*, 2017, 11(8): 1293–1306.
- [23] 熊攀, 齐向东, 孙岩林, 等. 多特征融合的AUV末端视觉自主对接技术研究[J/OL]. *中国舰船研究*, 2025, 20: 1–13. (2025-07-29) [2025-09-20]. <https://ship-research.com/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.04381>.
XIONG P, QI X D, SUN Y L, et al. Research on multi-feature fusion-based terminal visual autonomous docking technology for AUV[J/OL]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2025, 20: 1–13. (2025-07-29) [2025-09-20]. <https://ship-research.com/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.04381> (in Chinese).
- [24] 李昊辰, 乔文超, 张航, 等. 子母式AUV多载荷布放机构设计与性能测试[J]. *中国舰船研究*, 2025, 20(3): 92–99.
LI H C, QIAO W C, ZHANG H, et al. Sub-parent AUV with multi-load release capacity: principle, mechanism design and performance testing[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2025, 20(3): 92–99 (in Chinese).
- [25] 付少波, 关夏威, 王嘉, 等. 一种面向AUV动态对接的声学补偿无迹粒子滤波算法[J]. *中国舰船研究*, 2024, 19(5): 208–213.
FU S B, GUAN X W, WANG J, et al. Acoustic compensated unscented particle filter algorithm for AUV dynamic docking[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2024, 19(5): 208–213 (in both Chinese and English).

Double-loop adaptive fast nonsingular integral terminal sliding mode control for dynamic base recovery of AUV

ZOU Quan, LIU Yang^{*}, HAN Peiyu

College of Intelligent Systems Science and Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China

Abstract: [**Objective**] This paper investigates the high-precision control challenges associated with the autonomous recovery of an autonomous underwater vehicle (AUV) by a dynamically moving docking base. During the docking process, the recovery performance is significantly affected by complex underwater environments, including time-varying external ocean currents and inherent model uncertainties. To address these challenges, this study aims to propose a robust double-loop control strategy designed to achieve rapid, stable, and precise pose alignment between the AUV and the moving docking base under constrained conditions.

[**Method**] Using the "White Dolphi 100" docking system as the primary research platform, a 5-DOF motion model is established to formulate the dynamic docking problem. The proposed control architecture consists of an outer kinematic loop for pose error regulation and an inner dynamic loop for velocity tracking, utilizing an adaptive fast nonsingular integral terminal sliding mode control (AFNITSMC) strategy. Specifically, a fast nonsingular integral terminal sliding mode surface is designed to ensure finite-time convergence of the system states while effectively eliminating the singularity issues inherent in conventional terminal sliding mode control methods. To enhance robustness, an adaptive lumped disturbance estimation law is incorporated to online estimate and compensate for uncertainties—such as model parameter mismatches and time-varying ocean currents—without requiring any prior knowledge of the disturbance upper bounds. Furthermore, a boundary layer technique is introduced into the switching term of the control law to mitigate the chattering phenomenon, thereby protecting the mechanical actuators. The stability and finite-time convergence of the overall closed-loop system are rigorously established using the Lyapunov stability theory. [**Results**] Extensive simulation studies were conducted using the hydrodynamic parameters of the "White Dolphin 100" docking system to validate the effectiveness of the proposed control method. The simulation scenarios accounted for 20% thrust saturation limits, time-varying ocean current disturbances, and 20% perturbations in model parameters. The results indicate that the AFNITSMC method achieves rapid pose convergence within 10 seconds, with specific convergence times of 4.6, 7.0 and 9.39 s in the longitudinal, lateral, and vertical directions, respectively. This performance significantly surpasses that of the baseline nonsingular integral terminal sliding mode control (NITSMC), which required much longer intervals to stabilize. Regarding steady-state accuracy, the mean absolute errors (MAE) for position were measured at 0.142, 0.103, and 0.0397 cm, while the attitude errors were 0.012° and 0.054°. Compared to the NITSMC method, the proposed method reduced position errors by 75.7%, 87.6%, and 95.3%, and attitude errors by 96.5% and 62.2%, demonstrating its superior tracking precision and robustness. [**Conclusion**] The proposed AFNITSMC exhibits excellent control performance and promising engineering application prospects in addressing the dynamic base docking problem under external disturbances and model uncertainties.

Key words: autonomous underwater vehicles; docking control; dynamic base recovery; adaptive control systems; sliding mode control; double-loop control