

文章编号: 1007-7294(2026)04-0532-15

潜艇动导数风洞模型试验研究

李宏伟¹, 曹朝辉², 吴圣玺¹

(1. 哈尔滨工程大学 船舶工程学院, 哈尔滨 150001; 2. 中车青岛四方机车车辆股份有限公司, 山东 青岛 266109)

摘要: 为了探究利用风洞试验测求潜艇动导数的可行性, 本文以美国泰勒水池提出的 SUBOFF AFF-8 模型为研究对象, 利用中国航空工业集团公司哈尔滨空气动力研究所 FL-10 风洞配备的线振荡设备和角振荡设备, 开展 SUBOFF AFF-8 模型垂直面动导数试验研究工作, 给出了潜艇垂直面动导数风洞模型试验的数据处理方法。潜艇动导数风洞验证性试验结果表明: 与国际公认的水池测量结果相比, 风洞试验测得的水动力系数与泰勒水池的试验值趋势一致, 对于垂直面操稳性预报所使用的水动力系数, 除纵倾力矩的角速度系数外, 误差均在 10% 以内, 说明技术原理与试验方法是可行的。本文为继续深入研究潜艇大攻角动导数风洞试验方法奠定了技术基础。

关键词: 风洞模型试验; SUBOFF AFF-8; 水动力系数; 动导数

中图分类号: U661.1 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2026.04.003

Experimental investigation of submarine hydrodynamic derivatives using wind tunnel model tests

LI Hong-wei¹, CAO Zhao-hui², WU Sheng-xi¹

(1. College of Shipbuilding and Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China; 2. CRRC Qingdao Sifang Locomotive and Rolling Stock Co., Ltd., Qingdao 266109, China)

Abstract: To investigate the feasibility of determining submarine hydrodynamic derivatives through wind tunnel experiments, this study focuses on the SUBOFF AFF-8 model proposed by the David Taylor Model Basin (DTMB). Using the linear and rotary oscillation mechanisms equipped in the FL-10 wind tunnel of Harbin Aerodynamics Research Institute, AVIC, wind tunnel tests were conducted to obtain the hydrodynamic derivatives in the vertical plane of the SUBOFF AFF-8 model. A data processing method for evaluating submarine vertical-plane hydrodynamic derivatives based on wind tunnel testing is proposed. The validation results indicate that the hydrodynamic coefficients obtained from the wind tunnel tests exhibit trends consistent with those from the DTMB measurements. For the hydrodynamic coefficients used in vertical-plane maneuvering and stability predictions, the discrepancies are all within 10% except the pitch moment coefficient with respect to angular velocity. This demonstrates the feasibility of the experimental principle and methodology. The work lays a technical foundation for further studies on wind tunnel test methods for submarine hydrodynamic derivatives at large angles of attack.

Key words: wind tunnel model test; SUBOFF AFF-8; hydrodynamic coefficient; dynamic derivative

收稿日期: 2025-10-30

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目(52071104)

作者简介: 李宏伟(1983-), 男, 博士, 高级实验师, 通讯作者, E-mail: lihongwei@hrbeu.edu.cn。

0 引言

操纵性是水下航行器设计研发中必须要考虑的一个重要性能,现阶段拘束模型试验方法仍然是国内外确定水动力系数最成熟的方法以及工程中解决实际问题的主要手段,测量结果常用来直接指导工程设计或与数值模拟结果进行对比验证。

由相似理论可知:在非定常运动的情况下,流体动力的相似性主要是由粘性力相似和周期性非定常惯性力相似决定的,即雷诺数 Re 和斯特劳哈尔数 St 两者是在非定常试验相似准则放宽条件下的相似准数。对于现阶段的潜艇而言,其水下最大航速普遍在 $20 \sim 35$ kn,在该范围内主船体不会发生空化,因此在研究潜艇操纵性的有关试验中,不将欧拉数作为相似准数。对于常规 $4 \sim 6$ m 级模型,其满足临界雷诺数要求对应的风速一般在 80 m/s 以内,此时空气的可压缩性是可以忽略的。以上就是潜艇水下航行状态的流体动力试验可以在低速风洞中进行的理论基础与现实依据。对于水池试验和风洞试验,由于模型的制造方案、支撑方式、空气与水物理属性的固有差别,两者的试验结果会出现差异。但只要两者在一定程度上接近,工程上即可认为试验数据有效。风洞与水池试验不是简单意义上的重复,而是相互补充、相互校核的。

潜艇水动力系数的拘束模型试验主要包括:斜航试验、旋臂试验、平面运动机构试验。为了研究自由面对潜水器阻力和升力系数的影响,Gala 等^[1]采用斜航试验和数值计算的方法获得小型潜水器在不同漂角和攻角下的水动力系数,所得结果为该小型潜水器的设计研究提供了支撑作用。Zhao 等^[2-3]采用旋臂水池对 SUBOFF 模型进行角速度、角加速度相关系数以及空间耦合系数试验,并与美国泰勒水池试验值进行对比。

斜航试验只能获取有限的线速度系数及舵角系数,旋臂试验只能获取角速度系数,不能满足操纵性预报所需的全部水动力系数的需要。Goodman 和 Gertien^[4]设计了平面运动机构系统(PMM),能方便地求解各项力和力矩的线速度系数、线加速度系数、角速度系数与角加速度系数。Avila 等^[5]利用平面运动机构系统对某开架式潜水器进行了水平面纯横荡与纯艏摇运动试验,获取了对应的水动力系数。Xu 等^[6]通过平面运动机构和循环水槽进行垂直面的纯升沉和纯俯仰运动试验,获得了潜器垂直面的惯性类水动力系数。Lin 等^[7]建立了单平面 PMM 系统测量水平面非线性水动力系数的试验方法,从转向效率的角度得出 SUBOFF AFF-8 模型倾向于旋转运动而不是侧移运动的结论。

利用风洞开展潜艇水动力性能研究的优势是明显的,其具有无水密问题、可重复性好、便于拆附体、定常试验可以扣除水池试验中无法解决的支杆干扰、效益高等若干技术优势,所以风洞试验作为一种快速、经济和准确地研究潜艇、鱼雷等水动力特性的方法,在世界范围内已得到广泛应用。2002 年起,低速风洞试验已成为我国《潜艇操纵性水动力模型试验方法》(CB/Z 268—2018)^[8]中定常试验的推荐方法。

国内外学者对潜艇模型的风洞定常测力、测压试验进行了广泛的研究。Khan 等^[9]在风洞中研究了 SUBOFF 模型的稳态操纵力和力矩。Wang 等^[10]针对 SUBOFF 裸艇体模型讨论了压力系数在船体上的分布以及马赫数对压力系数峰值的影响。Park 等^[11]建立了适用于大攻角机动的潜艇准稳态动力学模型,并分别在拖曳水池和风洞中针对静态大攻角状态开展了对比试验。Huang 等^[12]测量了 DTRC Model 5471 模型在风洞中不同风速下的艇体表面压力。Chen 等^[13]在中国船舶科学研究中心(CSSRC)的低速风洞中利用立体粒子图像测速(SPIV)系统获取了 SUBOFF 模型的三维速度场。张璇等^[14]通过低噪声风洞试验,开展了 SUBOFF 原始围壳模型和带填角围壳模型的湍流脉动压力特性的对比研究,为水下航行体马蹄涡的流动控制提供参考。

公开资料显示,目前潜艇水动力系数的风洞试验还大多局限于定常试验的测量与应用。值得一提的是,飞机大迎角动导数风洞试验已开展多年,试验技术日趋成熟,动导数试验设备的能力高于现阶段的水池平面运动机构,如大型风洞角振荡设备的模型支撑攻角与漂角可达 40° ,具有明显的技术优势。

王延灵等^[15]利用风洞开展了小展弦比飞翼标模大迎角气动特性及流动机理分析; DONG 等^[16]采用绳索驱动并联机构, 在大攻角下进行非定常动态风洞试验, 开展了大迎角气动特性及流动机理分析。因此, 建立潜艇动导数风洞试验方法, 在深入研究潜艇大攻角与角运动耦合状态、攻角变加速状态下非定常粘性水动力的构型(加速度在大攻角状态时引起的粘性水动力)方面, 具有广阔的应用前景。

对于潜艇总体设计而言, 在初步设计阶段, 垂直面操稳性预报是至关重要的, 其中用于垂直面操稳性预报的水动力系数为 Z'_w 、 Z'_q 、 M'_w 、 M'_q 。本文利用大型风洞线振荡与角振荡运动设备开展 SUBOFF AFF-8 模型的垂直面简谐运动试验研究工作, 给出与操稳性相关动导数试验数据的处理方法, 旨在为该领域后续研究提供技术支撑与方法基础。

1 数学模型

1.1 坐标系

操纵性坐标系采用 ITTC 推荐的美国造船与轮机工程师学会(SNAME)术语公报的体系, 如图 1 所示。坐标系是下列两种右手系: 一个是固定坐标系 $E-\xi\eta\zeta$, 也可称为大地坐标系, 该坐标系固定于地球, 为惯性系, 可表示模型的空间方位; 另一个是随船坐标系 $G-xyz$, 固联于模型, 随模型一起运动, 随船坐标系用于监测模型受到的载荷。各坐标轴均按右手系确定。

固定坐标系 $E-\xi\eta\zeta$ 是坐标系原点 E 固定于水面上或水中某一定点的右手直角坐标系。 $E\zeta$ 轴正向指向地心; $E\xi$ 轴正向为模型的主航向, $E\xi$ 轴和 $E\eta$ 轴均位于水平面内, $E\eta$ 轴正向为按右手法则将 $E\xi$ 轴顺时针旋转 90° 。

随船坐标系 $G-xyz$ 是固定于潜艇上的右手直角坐标系。坐标系原点 G 一般取在全排水量重心。 Gx 轴正方向指向艇首, Gy 轴正方向指向右舷, Gz 轴正方向为按右手法则将 Gy 轴绕 Gx 轴正方向顺时针旋转 90° 。

潜艇在空间位置与姿态, 可用随船坐标系原点在固定坐标系的坐标值 (ξ_0, η_0, ζ_0) 和随船坐标系相对固定坐标系的三个欧拉角 (ψ, θ, φ) 来确定。其中: ψ 为艏向角, θ 为纵倾角, φ 为横倾角。

1.2 相似关系

(1) 风洞简谐运动试验雷诺数 Re 的确定

Re 数是流体力学中表征粘性影响的相似准数, 表示惯性力与粘性力之比。它是一个表征流体的粘性对流动影响的相似准则。

对于潜艇水动力模型试验, 要求模型和实艇的雷诺数相等是不可能实现的, 但必须使模型的雷诺数超过临界雷诺数。《潜艇操纵性》^[17] 中, 对于水池和风洞操纵性试验的动力相似要求是模型长度雷诺数大于 1.0×10^7 , 即

$$Re_L = \frac{U_M L_M}{\nu} \geq 1.0 \times 10^7 \quad (1)$$

式中: Re_L 为基于模型长度的 Re 数, U_M 为模型直航速度, L_M 为模型总长, ν 为水的运动粘性系数。本文中风洞简谐运动试验 $Re_L \approx 1.55 \times 10^7$ 。

(2) 风洞简谐运动试验频率的确定

简谐运动是非定常运动, 流体中表征模型与实体非定常特性的相似准数是斯特劳哈尔数 St 。由 St 的定义可知

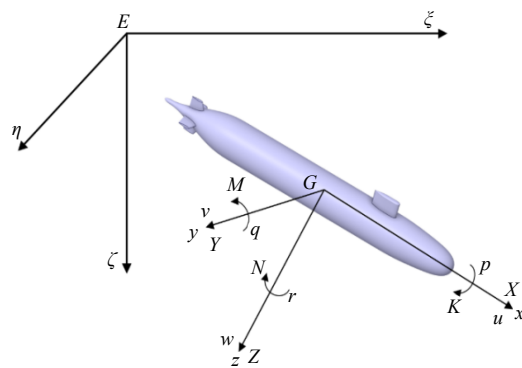


图1 固定坐标系与随船坐标系

Fig.1 Fixed coordinate system and ship-accompanying coordinate system

$$St = \frac{UT}{L} = \frac{U}{fL} \quad (2)$$

式中: U 为流体速度; L 为模型的特征长度, 潜艇试验取模型总长; T 为模型振荡周期, f 为频率(单位赫兹, Hz)。

空气动力学中从斯特劳哈尔数 St 的定义出发, 定义了减缩频率 K 为

$$K = \frac{2\pi fL}{2U} = \frac{\omega L}{2U} \quad (3)$$

可见, 减缩频率更为直观地描述了物体在恒速流体中的振荡程度。因此, 在满足临界 Re 数的前提下, 在空气中保持模型与水中一致的振荡程度, 即要求两者的减缩频率一致。模型在风洞中的振荡频率约为水中试验振荡频率的 12~15 倍, 进一步结合风洞设备的能力, 可以确定风洞简谐运动试验的具体频率范围。

(3) 风洞简谐运动试验振幅的确定

水池小振幅纯升沉试验测量 w 和 $\dot{w}$ 相关的线性水动力系数时, 纯升沉过程中模型的最大攻角为

$$\alpha_{\max} \approx \tan \alpha_{\max} = \frac{a\omega}{U} \quad (4)$$

式(4)中, a 为简谐运动振幅, ω 为角频率, U 为来流速度。依据水池小振幅纯升沉试验常用振幅与振荡频率范围, $\alpha_{\max}$ 通常为 $1^\circ \sim 3^\circ$, 风洞试验应遵循与水中攻角相似的原则, 在确定试验风速与振荡频率后, 在上述攻角范围内选择合适的线位移振幅。

角位移振幅与水中保持一致, 测量线性系数时可在 $1^\circ \sim 4^\circ$ 范围内选取。

2 潜艇动导数风洞模型试验

2.1 试验设备

风洞常用的振荡方式有俯仰、偏航、滚转、升沉及平移 5 种。目前, 能够用于开展 4 m 以上潜艇模型简谐运动试验的振荡设备为大型风洞配备的单自由度振荡设备。以下对本文试验使用的中国航空工业集团公司哈尔滨空气动力研究所 FL-10 风洞和配备的线振荡设备和角振荡设备进行简要介绍。

(1) FL-10 风洞

FL-10 风洞是一座开/闭口可更换试验段单回路连续式风洞, 试验段截面为矩形。本试验使用的闭口试验尺寸为 20 m(长)×8 m(宽)×6 m(高); 闭口试验段最大风速为 110 m/s; 风洞湍流度 $\varepsilon \leq 0.1\%$; 试验动压场 $|\mu_i| \leq 0.3\%$; 局部气流偏角 $\Delta\alpha \leq 0.15^\circ$, $\Delta\beta \leq 0.15^\circ$ 。

(2) 纯升沉振荡设备

设备的基础支撑座安装在风洞下转盘外侧壁面上, 其上安装运动机构。设备主体布置在风洞试验段外侧, 振荡支杆探入风洞试验段, 带动模型进行纯升沉运动。模型运动振幅、频率通过液压缸和伺服阀直接控制, 振幅范围为 0.05~0.35 m, 最大振动频率为 2 Hz, 振幅控制误差优于 1%, 频率控制误差优于 1‰。图 2 给出了纯升沉振荡设备示意图。

(3) 俯仰振荡设备

设备包括 1 套转盘漂角机构及弧形滑轨攻角机构, 可以实现模型 $-40^\circ \sim 40^\circ$ 范围内漂角及攻角的独立控制。攻角机构上安装俯仰运动设备, 由液压马达驱动, 实现模型绕体轴的俯仰简谐运动, 振幅及频率由液压马达和伺服阀直接控制, 振幅范围为 $1^\circ \sim 40^\circ$, 频率范围为 0~2 Hz。其攻角、漂角的控制精度在 $3'$ 以内, 振幅控制误差优于 1%, 频率控制误差优于 1‰。图 3 给出了俯仰设备的示意图。

由图 3 可以看到, 与水池纯俯仰运动不同的是, 风洞模型的俯仰是通过机构的辅助支杆驱动模型绕原点纵摇实现的, 运动过程中模型的原点对地没有垂向运动, 因此俯仰过程中在模型体坐标系下同时存在线运动和角运动。

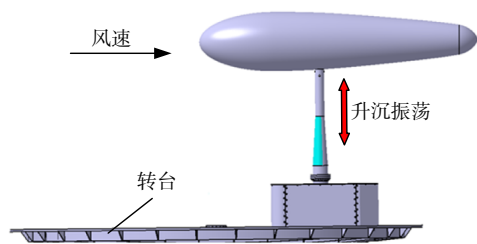


图2 纯升沉振荡设备示意图

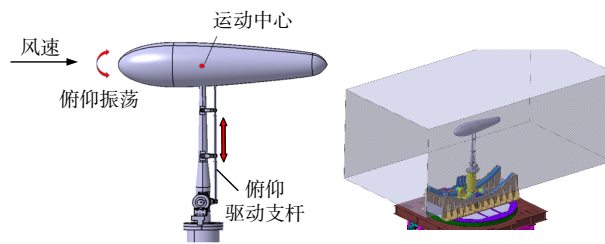


图3 俯仰运动设备示意图

Fig.2 Schematic diagram of the set-up of pure heave oscillation

Fig.3 Schematic diagram of the set-up of pitching motion

2.2 试验原理与方法

模型在振荡设备的驱动下,在某一自由度下做简谐运动时,安装于模型内部的杆式应变天平通过专用的套筒与驱动支杆连接,从而可以测出模型在不同自由度下的响应。测试系统同步采集天平信号与位移信号,通过数据处理得到相关系数。

(1) 纯升沉试验

风洞纯升沉试验时,模型状态为腹撑的正装状态。在线性条件下模型在风场 U 中的运动方程为

$$\begin{cases} m\ddot{w} = \frac{1}{2}\rho L^3 Z'_w \dot{w} + \frac{1}{2}\rho L^2 Z'_w u w + Z_* + mg + Z_D(t) \\ -m x_G \dot{w} = \frac{1}{2}\rho L^4 M'_w \dot{w} + \frac{1}{2}\rho L^3 M'_w u w + M_* - mg x_G + M_D(t) \end{cases} \quad (5)$$

式中: $Z_D(t)$ 、 $M_D(t)$ 分别为模型所受的拘束力和力矩; m 为模型质量(kg); x_G 为模型实际重心纵向位置(m); Z_* 、 M_* 分别为模型的零阶流体力和力矩。

如图4所示,模型正装纯升沉时的运动参数为

$$\begin{cases} \zeta = a \sin \omega t \\ u = U \\ w = a \omega \cos \omega t \\ \dot{w} = -a \omega^2 \sin \omega t \end{cases} \quad (6)$$

将式(6)代入式(5),得到

$$\begin{cases} Z_D(t) = a \omega^2 \left(\frac{1}{2} \rho L^3 Z'_w - m \right) \sin \omega t + a \omega \left(-\frac{1}{2} \rho L^2 Z'_w U \right) \cos \omega t - mg - Z_* \\ M_D(t) = a \omega^2 \left(\frac{1}{2} \rho L^4 M'_w + m x_G \right) \sin \omega t + a \omega \left(-\frac{1}{2} \rho L^3 M'_w U \right) \cos \omega t + mg x_G - M_* \end{cases} \quad (7)$$

与水池试验方法一致,根据同步测量得到的位移分解受力,用下标 in 表示位移同相分量,用下标 out 表示位移正交分量,下标 c 表示常量,则纯升沉运动模型受力时历可按位移曲线的相位分解为

$$\begin{cases} Z_D(t) = Z_{in} \sin \omega t + Z_{out} \cos \omega t + Z_c \\ M_D(t) = M_{in} \sin \omega t + M_{out} \cos \omega t + M_c \end{cases} \quad (8)$$

可见,式(8)与水中纯升沉受力表达式除重力的影响外是一致的,理论上可以按与水中同样的方法进行相位分解处理,从而得到相应的水动力系数。需要指出的是,水下采用杆式天平测力时,天平封装于水密套筒之内,天平在水中的重量很小,且水动力占比成分大,因此忽略天平自身惯性力的影响,直接将天平的输出视为模型对天平的作用力。但是,风洞中采用杆式天平进行振荡试验时天平重量可观,振荡过程中天平的输出不仅包含模型对天平的作用力,而且还含有天平自身的惯性力和系统的机械阻尼。因此,为得到准确的流体动力载荷,风洞试验通常采用吹风时所测得的振荡数据扣除无风振荡数据的方式得到模型的气动载荷。具体做法是:首先在无风的情况下,进行振动试验,对测得的数据进行相位分解,得到天平输出各分力的同相量及正交量,然后在吹风的状态下进行同样的测试,同样求出天平

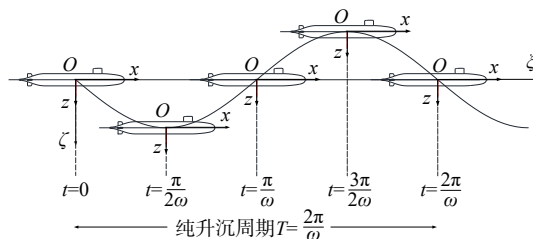


图4 风洞纯升沉运动示意图

Fig.4 Schematic diagram of pure heave motion in wind tunnel

输出各分力的同相量及正交量,对应同相量、正交量相减,就得到了单纯流体动力载荷增量。

对于潜艇这种细长体构型而言,升力面较小,因此现阶段的操纵性预报理论仍然基于布莱恩(Bryan)在1911年提出的“缓慢运动”假设,即认为加速度系数与流速无关,所以水池试验一般采用静水原地纯升沉试验测量加速度系数^[18],必要时采用有航速试验验证“缓慢运动”假设的满足情况或开展非定常粘性力的研究^[19]。

基于“缓慢运动”假设,小攻角状态下采用“吹风扣除无风”的方法处理数据时,模型的流体惯性力也同时被扣除,此时只能得到如下的速度系数

$$Z'_w = -\frac{Z_{out}^{on} - Z_{out}^{off}}{\frac{1}{2}\rho L^2 U a \omega} \quad M'_w = -\frac{M_{out}^{on} - M_{out}^{off}}{\frac{1}{2}\rho L^3 U a \omega} \quad (9)$$

式中:上标 on 代表吹风状态值, off 代表不吹风状态值。

为得到模型的流体惯性力,可采用在真空罐中进行与吹风状态同样的振荡试验,真空罐尺寸与风洞试验段截面尺度大体相同且密封,可用真空泵减压得到1%大气压以下的真空环境。对真空罐中振荡试验测得的数据进行相位分解,得到天平输出各分力的同相量,用吹风(或无风)状态对应同相量减去真空状态的同相量,即得到流体惯性力,这样可得到

$$Z'_w = \frac{Z_{in}^{on(or off)} - Z_{in}^{va}}{\frac{1}{2}\rho L^3} \quad M'_w = \frac{M_{in}^{on(or off)} - M_{in}^{va}}{\frac{1}{2}\rho L^4} \quad (10)$$

式中:上标 va 代表真空罐状态值。

如果受试验条件所限无法进行真空罐试验,可采用无风状态下的低频(0.2~0.3 Hz)、小振幅振荡试验结果,按运动方程回归出模型与天平的整体在测试系统中的表观质量、质心等惯性属性。

以4.356 m长的SUBOFF潜艇标准模型为例,该模型 $Z'_w = -0.014\ 529$,可估算其在空气中无风时以振幅0.2 m,频率1 Hz纯升沉运动时引起的流体惯性力幅值约为5.74 N。可见,空气中潜艇模型的流体惯性力属于小量,低频小振幅条件下的值就更小,因此,在无风低频小振幅升沉状态下可以忽略气动惯性力。

杆式天平的前端与模型连接,后端通过销钉固定于支杆上端的套筒,套筒除与天平和支杆连接外,与模型并不接触。因此,后端为天平的固定端与运动的驱动端,振荡运动时天平与模型的运动一致,因此可将天平的重量计入模型重量,即将模型与天平视为一个惯性构件,这样相当于式(5)中的 m 、 x_G 为计入天平惯性属性后的值。低频小振幅条件下,将天平的输出视为模型与天平的惯性力,从而回归出整体在测量系统中的表观质量与质心坐标。风洞天平同时作为模型与支杆的连接件,其量程需要至少能够承受模型的重量,长4~5 m的动导数模型所用天平的量程仍然较大,而气动载荷相对较小。因此,采用由天平测量数据回归出的表观值,而不用质量、质心的测量值即相当于使用模型、天平等运动构件的惯性属性参数在测试系统中的仪表读数值,有利于提高数据质量。

将回归出的质量、质心数据代入各试验频率下获得的同相量,即可求出加速度系数,此时得到

$$Z'_w = \frac{\frac{Z_{in}^{on(or off)}}{a\omega^2} + m^*}{\frac{1}{2}\rho L^3} \quad M'_w = \frac{\frac{M_{in}^{on(or off)}}{a\omega^2} - m^* x_G^*}{\frac{1}{2}\rho L^4} \quad (11)$$

式中:上标*代表由无风低频小振幅条件下回归出的表观质量与质心坐标。

(2)俯仰试验

如图5所示,风洞中的俯仰模拟了潜艇重心保持等速 U 水平直线运动而纵倾角做简谐振荡的运动。

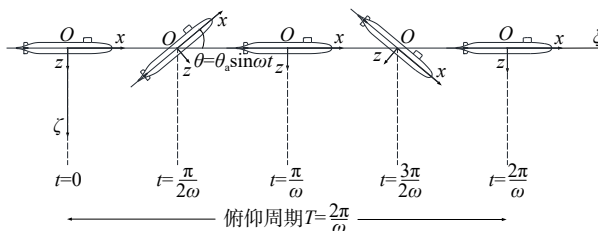


图5 俯仰运动示意图

Fig.5 Schematic diagram of pitching motion

设模型以角振幅 θ_a , 圆频率 ω 做俯仰运动, 则模型的运动参数为

$$\begin{cases} \theta = \theta_a \sin \omega t \\ q = \dot{\theta} = \theta_a \omega \cos \omega t \\ \dot{q} = \ddot{\theta} = -\theta_a \omega^2 \sin \omega t \\ \alpha = \theta = \theta_a \sin \omega t \\ w = U \sin \alpha \approx U \alpha = U \theta_a \sin \omega t \\ \dot{w} \approx U \theta_a \omega \cos \omega t \\ u = U \cos \alpha \approx U \end{cases} \quad (12)$$

小振幅条件下, 模型在俯仰机构驱动下的运动方程为

$$\begin{cases} m(\dot{w} - uq) - mx_G \dot{q} = \frac{1}{2} \rho L^4 Z'_q \dot{q} + \frac{1}{2} \rho L^3 Z'_w \dot{w} + \frac{1}{2} \rho L^3 Z'_q uq + \frac{1}{2} \rho L^2 Z'_w uw + Z_* + mg + Z_D(t) \\ I_y \dot{q} - mx_G(\dot{w} - uq) = \frac{1}{2} \rho L^5 M'_q \dot{q} + \frac{1}{2} \rho L^4 M'_w \dot{w} + \frac{1}{2} \rho L^4 M'_q uq + \frac{1}{2} \rho L^3 M'_w uw + M_* - mgx_G + M_D(t) \end{cases} \quad (13)$$

将式(12)代入式(13), 得到

$$\begin{cases} Z_D(t) = \left[\frac{1}{2} \rho L^4 \left(Z'_q - \frac{U^2 Z'_w}{\omega^2 L^2} \right) + mx_G \right] \theta_a \omega^2 \sin \omega t + \frac{1}{2} \rho L^3 U \left[- (Z'_w + Z'_q) \right] \theta_a \omega \cos \omega t - Z_* - mg \\ M_D(t) = \left[\frac{1}{2} \rho L^5 \left(M'_q - \frac{U^2 M'_w}{\omega^2 L^2} \right) - I_y \right] \theta_a \omega^2 \sin \omega t + \frac{1}{2} \rho L^4 U \left[- (M'_w + M'_q) \right] \theta_a \omega \cos \omega t - M_* + mgx_G \end{cases} \quad (14)$$

同样采用“吹风扣除无风”方法(注意到无风状态时只有 q 与 $\dot{q}$ 引起的流体动力), 可以先得到

$$\begin{cases} Z'_w + Z'_q = - \frac{Z_{out}^{on} - Z_{out}^{off}}{\frac{1}{2} \rho L^3 U \theta_a \omega} \\ M'_w + M'_q = - \frac{M_{out}^{on} - M_{out}^{off}}{\frac{1}{2} \rho L^4 U \theta_a \omega} \end{cases} \quad (15)$$

可见, 通过吹风与无风试验得到的是组合系数, 要得到单纯的纵倾角速度系数, 需要扣除纯升沉试验测得的 Z_w 和 M_w 。

为得到纵倾角加速度系数, 既可以采用无风试验的同相量扣除真空罐试验的同相量方法, 也可以采用无风试验扣除系统惯性属性的方法。俯仰试验与升沉试验共用一套天平和套筒, 由无风低频小振幅升沉回归出的 m^* 和 x_G^* 可以直接用于俯仰数据的处理, 再补充一项无风低频小振幅俯仰试验, 即可回归出系统表观惯性矩 I_y^* 。将回归得到的惯性属性代入无风试验得到的同相量, 可以得到

$$Z'_q = \frac{\frac{Z_{in}^{off}}{\theta_a \omega^2} - m^* x_G^*}{\frac{1}{2} \rho L^4} \quad M'_q = \frac{\frac{M_{in}^{off}}{\theta_a \omega^2} + I_y^*}{\frac{1}{2} \rho L^5} \quad (16)$$

3 SUBOFF AFF-8 潜艇模型验证性试验

本文以 SUBOFF AFF-8 模型风洞纯升沉和俯仰试验为例, 介绍潜艇风洞简谐运动试验水动力系数测量结果和与水池试验结果的对比情况。

风洞 SUBOFF AFF-8 模型简谐运动驱动设备为 2.1 节所介绍的纯升沉与俯仰设备, 未进行真空罐试验, 试验过程中风洞的气温为 8 °C, 对应空气的密度为 1.256 kg/m³, 结合设备实际状态确定的具体情况如表 1 所示。图 6 给出了模型在不同机构的安装情况与运动过程的影像截图。

表 1 风洞 SUBOFF 潜艇标准模型简谐运动试验工况

Tab.1 Simple harmonic motion test conditions of the standard model of SUBOFF submarine in the wind tunnel

工况序号	运动类型	试验风速/ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	线振幅 a 或角振幅 θ_{a}	频率 f/Hz
1	纯升沉	0	$a=0.17\text{ m}$	0.3
2				0.7~1.1, $\Delta f=0.1$
3				
4	俯仰	50	$\theta_{\text{a}}=1^{\circ}$	0.7~1.0, $\Delta f=0.1$
5			$\theta_{\text{a}}=3^{\circ}$	0.2
6				
7		0	$\theta_{\text{a}}=4^{\circ}$	0.7~1.0, $\Delta f=0.1$
8			$\theta_{\text{a}}=1^{\circ}$	
9			$\theta_{\text{a}}=3^{\circ}$	
10			$\theta_{\text{a}}=4^{\circ}$	



图 6 纯升沉和俯仰运动试验
Fig.6 Pure heave and pitching motion test

3.1 纯升沉试验结果

采用最小二乘拟合方法对工况 2、3 的试验数据进行拟合,得到吹风与无风试验时各频率下垂向力、纵倾力矩对应同相量、正交量的相减结果,如表 2 所示。图 7 给出了速度系数随频率变化的柱状图。

表 2 纯升沉吹风试验与无风试验对应同相量及正交量相减结果

Tab.2 Subtraction results of the corresponding in-phase and orthogonal quantities of pure heave blowing and windless tests

频率/ Hz	$Z_{in}^{on}-Z_{in}^{off}/\text{N}$	$Z_{out}^{on}-Z_{out}^{off}/\text{N}$	Z'_w	$M_{in}^{on}-M_{in}^{off}/(\text{N}\cdot\text{m})$	$M_{out}^{on}-M_{out}^{off}/(\text{N}\cdot\text{m})$	M'_w
0.7	-0.60	5.928	-0.013 31	0.18	-20.0405	0.010 327
0.8	-0.80	6.967	-0.013 68	0.04	-22.5154	0.010 152
0.9	-0.80	7.600	-0.013 27	-0.06	-25.7961	0.010 339
1.0	-1.20	8.260	-0.012 98	-0.22	-28.7935	0.010 387
1.1	-0.90	9.460	-0.013 51	-0.23	31.7102	0.010 399

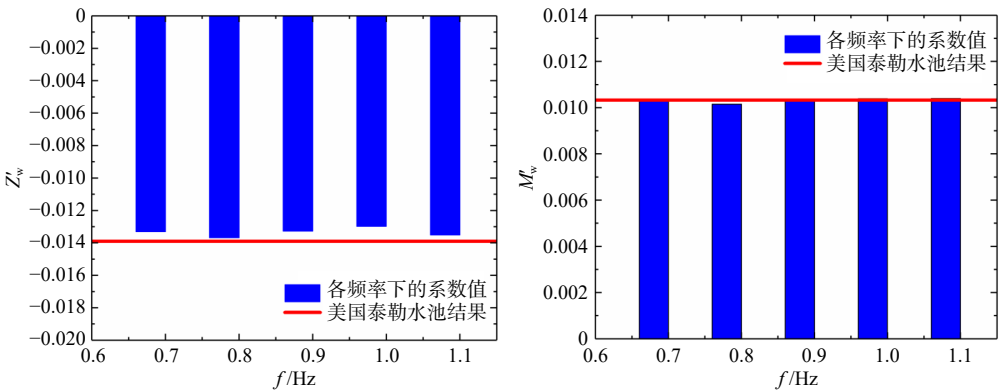


图 7 纯升沉试验粘性水动力系数随频率变化柱状图

Fig.7 Histogram of viscous hydrodynamic coefficient varied with frequency obtained from pure heave test

由表2可知,各频率下,同相量的增量不明显,基本满足“缓慢运动”假设。图7中,水平直线为美国泰勒水池斜航测力试验小攻角范围拟合出的线性系数值,具体数值为: $Z'_w = -0.013\ 910$, $M'_w = 0.010\ 324$ 。由表2和图7可知,风洞纯升沉试验获得的粘性水动力系数值随频率基本无变化,符合线性理论,可以取试验各频率下测得速度系数的平均值作为测定结果,如表3所示。

由工况1数据回归得到模型与天平表观惯性属性为: $m^* = 92.7\ \text{kg}$, $x_G^* = -0.06\ \text{m}$ 。代入试验获得的同相量,得到各频率下的加速度系数,结果如表4所示,加速度系数随频率变化如图8所示。

表4 纯升沉试验不同频率的加速度系数

Tab.4 Acceleration coefficients of different frequencies for pure heave tests

频率/(Hz)	Z'_w (off)	Z'_w (on)	M'_w (off)	M'_w (on)
0.7	-0.009 09	-0.012 60	0.000 432	0.000 674
0.8	-0.010 00	-0.013 59	0.000 237	0.000 278
0.9	-0.011 22	-0.014 10	0.000 013	-0.000 036
1.0	-0.011 65	-0.015 10	-0.000 231	-0.000 376
1.1	-0.011 89	-0.014 02	-0.000 486	-0.000 611

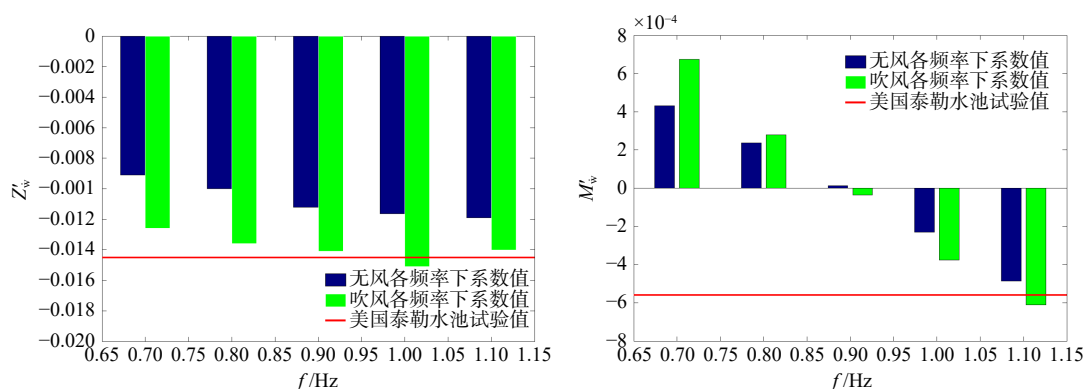


图8 垂直加速度系数随频率变化柱状图

Fig.8 Histogram of vertical acceleration coefficient varied with frequency

吹风情况 and 无风情况加速度系数增量不明显,基本符合“缓慢运动”假设。由表4与图8可知:频率大于0.9 Hz后,由风洞吹风试验求得的加速度系数才比较接近于美国泰勒水池的试验值($Z'_w = -0.014\ 529$, $M'_w = -0.000\ 561$),频率较低时,纵倾力矩的加速度系数甚至出现了反号。如前所述,由于水的密度约为空气密度的800倍,对于细长体构型而言,流体惯性力在空气中是小量,特别是SUBOFF模型的前后不对称性不明显,即使在水池小振幅试验条件下, $\dot{w}$ 产生的纵倾力矩同样也很小,例如振幅40 mm,频率0.08 Hz时,流体惯性力矩的幅值仅约为1.02 N·m。

试验结果表明:低频时的气动试验难以测准非主项的惯性力系数。从数据的合理性角度来看,现阶段取1.0 Hz以上测量值的平均值作为风洞的测定结果,如表5所示。

表5 纯升沉试验加速度系数测定结果

Tab.5 Determination results of acceleration coefficient of pure heave test

水动力系数	Z'_w (off)	Z'_w (on)	M'_w (off)	M'_w (on)
风洞测求结果	-0.011 77	-0.014 56	-0.000 359	-0.000 494
泰勒水池试验结果		-0.014 529		-0.000 561
误差	19.0%	0.2%	36.0%	11.9%

3.2 俯仰试验结果

采用最小二乘拟合方法对工况 5~10 试验数据进行拟合, 得到吹风与无风试验各频率下垂向力、纵倾力矩对应正交量的相减结果, 如表 6~8 所示。图 9 给出了组合系数随频率的变化。

表 6 俯仰吹风与无风试验对应正交量相减结果 ($\theta_a=1^\circ$)

Tab.6 Subtraction results of orthogonal quantities corresponding to the blowing test and the windless test in pitching motion ($\theta_a=1^\circ$)

频率/Hz	θ_a/rad	$Z_{\text{out}}^{\text{on}} - Z_{\text{out}}^{\text{off}}/\text{N}$	$Z'_w + Z'_q$	$M_{\text{out}}^{\text{on}} - M_{\text{out}}^{\text{off}} / (\text{N}\cdot\text{m})$	$M'_w + M'_q$
0.7	0.019 52	4.9350	-0.022 15	3.0086	-0.003 010
0.8	0.019 49	5.7280	-0.022 53	3.5595	-0.003 210
0.9	0.019 01	6.4873	-0.023 25	4.1869	-0.003 450
1.0	0.018 58	6.7422	-0.022 25	4.1881	-0.003 173

表 7 俯仰吹风与无风试验对应正交量相减结果 ($\theta_a=3^\circ$)

Tab.7 Subtraction results of orthogonal quantities corresponding to the blowing test and the windless test in pitching motion ($\theta_a=3^\circ$)

频率/Hz	θ_a/rad	$Z_{\text{out}}^{\text{on}} - Z_{\text{out}}^{\text{off}}/\text{N}$	$Z'_w + Z'_q$	$M_{\text{out}}^{\text{on}} - M_{\text{out}}^{\text{off}} / (\text{N}\cdot\text{m})$	$M'_w + M'_q$
0.7	0.055 08	13.9979	-0.022 26	8.6497	-0.003 158
0.8	0.054 94	16.0989	-0.022 46	10.0381	-0.003 215
0.9	0.054 76	18.0445	-0.022 45	11.3191	-0.003 233
1.0	0.054 64	20.1359	-0.022 60	13.0595	-0.003 365

表 8 俯仰吹风与无风试验对应正交量相减结果 ($\theta_a=4^\circ$)

Tab.8 Subtraction results of orthogonal quantities corresponding to the blowing test and the windless test in pitching motion ($\theta_a=4^\circ$)

频率/Hz	θ_a/rad	$Z_{\text{out}}^{\text{on}} - Z_{\text{out}}^{\text{off}}/\text{N}$	$Z'_w + Z'_q$	$M_{\text{out}}^{\text{on}} - M_{\text{out}}^{\text{off}} / (\text{N}\cdot\text{m})$	$M'_w + M'_q$
0.7	0.071 88	18.5689	-0.022 63	11.6389	-0.003 256
0.8	0.071 98	21.0235	-0.022 39	13.0657	-0.003 194
0.9	0.071 38	23.4640	-0.022 40	14.8329	-0.003 250
1.0	0.070 38	25.6633	-0.022 36	16.6110	-0.003 323

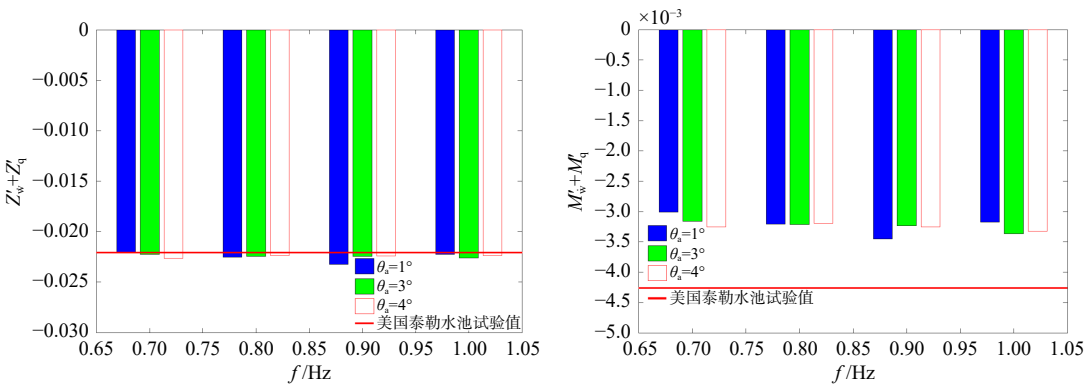


图 9 不同角振幅下组合系数随频率变化柱状图

Fig.9 Histogram of the combination coefficient varied with frequency for different angular amplitudes

由表 6~8 和图 9 可以看到, 线性俯仰条件下, 垂向力和纵倾力矩的组合系数随频率变化无明显改变。频率 0.7 Hz 以上时, θ_a 设定值为 3° 和 4° 时的数据更为稳定。与泰勒水池平面运动机构单项试验分

别测定的加速度系数与角速度系数的加和值相比,垂向力组合系数与水池试验相关系数加和值的误差较小,均在 3% 以内。

- 纵倾力矩组合系数的误差较大,试验频率范围内在 20%~30% 之间,分析其主要原因如下:
- (a) 现阶段试验的频率较低,按减缩频率一致换算时,模型在空气中以 1 Hz 振荡时约相当于其在水中以 0.08 Hz 振荡,而泰勒水池纯俯仰试验所用的频率约为 0.35 Hz,从强迫激励的角度来看,两者有明显的差距,激励较小时也会带来一定的测量误差;
- (b) 目前大型模型的动导数试验还无法扣除支杆影响,风洞垂直面测力试验时,支杆对纵倾力矩的影响较大。

为得到角速度系数,需要从俯仰试验获取的组合系数中扣除相关的加速度系数。扣除表 4 中吹风状态的加速度系数,得到各频率下角速度系数后取平均值作为风洞试验的测定结果,如表 9 所示。

表 9 纵倾角速度系数的测定结果
Tab.9 Measurement results of trim velocity coefficient

水动力系数	Z'_q			M'_q		
	$\theta_a=1^\circ$	$\theta_a=3^\circ$	$\theta_a=4^\circ$	$\theta_a=1^\circ$	$\theta_a=3^\circ$	$\theta_a=4^\circ$
风洞测定结果	-0.007 989	-0.007 883	-0.007 885	-0.002 745	-0.002 750	-0.002 761
泰勒水池试验结果		-0.007 545			-0.003 702	
误差	5.9%	4.5%	4.5%	25.9%	25.7%	25.4%

由工况 5 原地小幅低频俯仰试验回归的表观惯性矩 $I_y^* = 77.17 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$, 将其与之前获得的表观质量、质心数据代入无风俯仰试验获得的同相量,得到各频率下加速度系数,结果如表 10 所示,加速度系数随频率变化如图 10 所示。

表 10 无风俯仰试验各频率的加速度系数
Tab.10 Acceleration coefficients for each frequency of the windless pitch test

频率/Hz	Z'_q			M'_q		
	$\theta_a=1^\circ$	$\theta_a=3^\circ$	$\theta_a=4^\circ$	$\theta_a=1^\circ$	$\theta_a=3^\circ$	$\theta_a=4^\circ$
0.7	0.001 226	0.000 922	0.000 156	-0.000 306	-0.000 320	-0.000 407
0.8	-0.002 116	-0.000 104	-0.000 386	-0.000 307	-0.000 484	-0.000 488
0.9	-0.001 105	-0.000 290	-0.000 755	-0.000 477	-0.000 493	-0.000 737
1.0	-0.000 668	-0.000 560	-0.000 804	-0.000 656	-0.000 869	-0.000 992

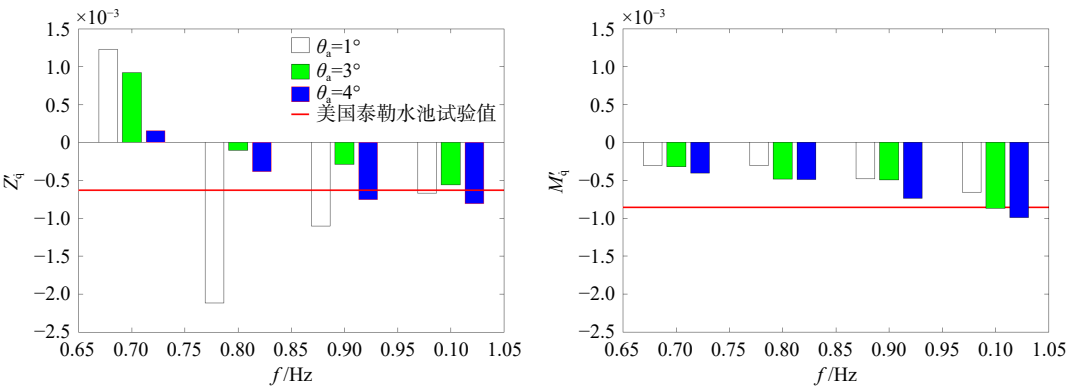


图 10 纵倾角加速度随频率变化柱状图
Fig.10 Histogram of trim acceleration varied with frequency

由表 10 和图 10 可以看到,各频率下 M'_q 相对比较稳定,符号也与水中值相符合。 Z'_q 出现了类似纯升沉试验 M'_w 的现象,频率 0.7 Hz 时各角振幅下,均出现了与水中值符号相反的现象,随频率增大,呈逐

渐接近于水中值的趋势。角振幅越小,数据波动较大,说明激励较小时,数据容易受到系统误差的影响。角振幅 4° 时, Z'_q 值在频率 0.8 Hz 以上时相对稳定。因此,现阶段可取角振幅 4° , 频率 0.9~1.0 Hz 测量值的平均值作为风洞的测定结果,如表 11 所示。

表 11 角加速度系数测定结果

Tab.11 Measurement results of angular acceleration coefficient

水动力系数	Z'_q	M'_q
风洞测定结果	-0.000 780	-0.000 739
泰勒水池试验结果	-0.000 633	-0.000 860
误差	23.2%	14.1%

4 测量与数据处理不确定度的估计分析

本文参照 ITTC(2014)提出的不确定度评估准则,对试验的不确定度进行了估计分析,风洞试验涉及流场不均匀性、机构的运动控制和测力天平的动态响应等多方面因素。对于本文试验而言,应主要考虑杆式应变天平校准误差、振荡机构振幅控制误差、表观惯性属性回归误差以及水动力正交分解拟合等几个方面引起的综合不确定度。

本试验中,动导数的测量过程可分为以下几个环节:首先,根据设定的理想激励参数驱动模型产生简谐运动,实际运动参数的状态值是经传感器测量、采集卡信号转换后对实测值进行拟合得到的;同时,通过天平测量获得载荷数据,该过程包含可估计的测量误差;最后,通过数据拟合得到水动力系数,各环节误差共同构成试验结果的不确定度来源,其中采集卡信号转换过程误差较小可忽略不计。

根据误差传播定律,合成标准不确定度 m_Z 的计算公式为

$$m_Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} m_i \right)^2} \quad (17)$$

其中, $Z = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$, x_i 为各输入量(如振幅、频率、天平输出), m_i 为输入量的相对标准不确定度, $\frac{\partial f}{\partial x_i}$ 为偏导数。

由误差传播定律,结合式(9)和式(11)可知,纯升沉运动中,粘性类水动力系数的误差基本构型为 Z_{out}^{on} 与 Z_{out}^{off} 的加法形式,再与 a 构成商函数形式;惯性类水动力系数的误差基本构型为 Z_m 与 a 的商再与回归后的表观质量 m^* 相加的复合函数形式。俯仰运动同理,可由误差传播定律结合式(15)和式(16)得到。

加法函数误差传播公式为

$$m_Z = \sqrt{\sum_{i=1}^n m_i^2} \quad (18)$$

商函数误差传播公式为

$$\frac{m_Z}{Z} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{m_i}{x_i} \right)^2} \quad (19)$$

本文中涉及的水动力系数均采用 MATLAB 进行最小二乘非线性拟合获取。由拟合系数的置信区间可进行不确定度分析。在系数拟合结果中,每个系数的拟合结果均给出了在 95% 置信水平下的上下限值。根据误差分析理论,拟合参数的相对标准不确定度 m_i 可由置信区间宽度除以覆盖因子 $2k$ 得到,即

$$m_i = \frac{p_{upper} - p_{lower}}{2k \cdot u_i} \quad (20)$$

其中, $k=2$ 对应 95% 置信水平 t 分布覆盖因子, p_{upper} 为置信区间上限, p_{lower} 为置信区间下限, u_i 为系数拟合的估计值。

由无风低频小振幅试验(工况 1)处理可知, 天平回归的 m^* 拟合相对标准不确定度为 1%, x_0^* 拟合相对标准不确定度为 3%, 由原地低频小幅俯仰试验(工况 5)处理可知, 天平回归的 I_y^* 拟合相对标准不确定度为 5%。

本文对于 Z_{in} 和 Z_{out} 的不确定度估计采用线性简化方法, 其中 Z_{in} 是正交分解拟合和测量不确定度同时存在的耦合构型, 按加法形式处理拟合不确定度和天平测量不确定度引起的耦合不确定度。

本试验采用 5 m 级飞行器模型测力与动导数试验专用的六分量杆式应变天平(18-DN6-96A), 天平的静态校准性能指标如表 12 所示。

表 12 18-DN6-96A 天平静态校准性能指标

Tab.12 Balance 18-DN6-96A static calibration performance parameters

测力单元	侧向力/N	轴向力/N	垂向力/N	俯仰力矩/(N·m)	滚转力矩/(N·m)	俯仰力矩/(N·m)
设计载荷	±15 000	±2500	±2000	±600	±2000	±1600
扩展不确定度 ($k=2$) (%F. S.)	0.29	0.29	0.33	0.32	0.29	0.31

拟合不确定度分析以工况 2 和工况 3 的数据处理过程为例进行说明。

由图 11 所示, 将纯升沉试验无风和吹风 1.0 Hz 条件下垂向力 Z 的波函数按照式(8)进行拟合, 得到对应的“in”项与“out”项。无风条件下垂向力 Z 拟合得到的系数(置信边界为 95%): $a=-626.2$; $b=-24.62$; $c=-890.4$; $R^2=0.425$ 。 Z_{in} 相对标准不确定度为 0.003 473; Z_{out} 相对标准不确定度为 0.088 952。吹风条件下垂向力 Z 拟合得到的系数(置信边界为 95%): $a=-627.46$; $b=-16.36$; $c=-889.34$; $R^2=0.9369$ 。 Z_{in} 相对标准不确定度为 0.003 665; Z_{out} 相对标准不确定度为 0.082 430。其中 a 为 in 项, b 为 out 项, c 为常数项。根据式(17)~(20), 最终得到纯升沉 1.0 Hz 下粘性力项综合不确定度为 11.2%, 惯性力项综合不确定度为 1.04%。

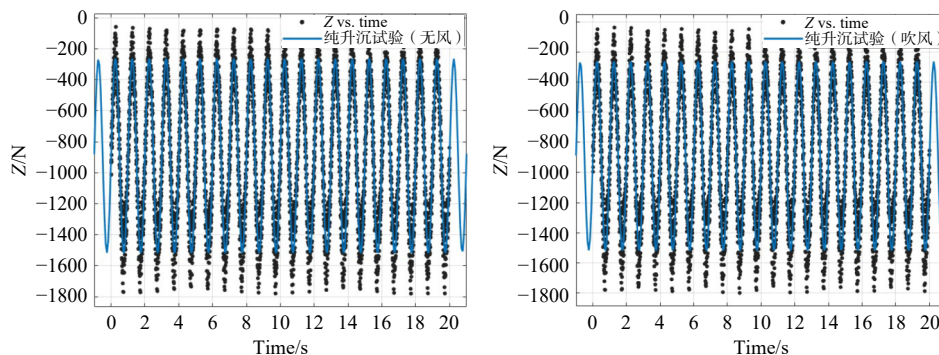


图 11 纯升沉试验无风和吹风 1.0 Hz 条件下垂向力 Z 的波函数拟合

Fig.11 Wave function fitting of vertical force Z under no-wind and blowing conditions at 1.0 Hz in pure heave tests

按照上述过程, 对全部试验工况进行处理, 可以得到各频率下水动力系数测定结果的综合不确定度的平均值: 纯升沉试验粘性力项为 8.6%, 粘性力矩项为 1.47%, 惯性力项为 1.1%, 惯性力矩项为 30.01%; 俯仰试验粘性力项为 12.3%, 粘性力矩项为 3.4%, 惯性力项为 30.03%, 惯性力矩项为 5.1%。其中粘性项的处理结果符合风洞试验中对高精度测量结果的一般要求, 然而因纯升沉的惯性力矩项和俯仰的惯性力项的有量纲测定值为小量, 故综合不确定度较大。

5 结 语

潜艇动导数风洞验证性试验结果表明: 风洞与水池的测定结果趋势一致, 与国际公认的结果相比,

除用于垂直面操稳性预报的水动力系数的误差 M_q 外,其余均在10%以内,与不同试验装置、同类试验水平的水池试验误差水平基本一致,说明本文的技术原理与试验方法是可行的。

需要指出的是,水池试验也同样面临一个问题:当模型不满足精细设计和调试要求时,惯性属性难以扣准,从而导致非主项加速度系数测量不准。目前,基于势流理论的面元法在计算附加质量方面的精度已能满足工程的需要,加速度系数通常直接采用面元法的计算值。在这个意义下,用俯仰试验测定得到的组合系数直接扣除面元法的计算值,得到的角速度系数在工程上也不会引起显著的误差。

参 考 文 献:

- [1] Gala F L, Dubbioso G, Ortolani F, et al. Preliminary evaluation of control and manoeuvring qualities for the AUTODROP-UUV vehicle[J]. IFAC Proceedings Volumes, 2012, 45(27): 132–137.
- [2] Zhao B, Yun Y, Hu F, et al. Hydrodynamic coefficients of the DARPA SUBOFF AFF-8 in rotating arm maneuver: Part I: Test technology and validation[J]. Ocean Engineering, 2022, 266: 113148.
- [3] Zhao B, Yun Y, Hu F, et al. Hydrodynamic coefficients of the DARPA SUBOFF AFF-8 in rotating arm maneuver: Part II: Test results and discussion[J]. Ocean Engineering, 2023, 268: 113466.
- [4] Goodman A, Gertier M. planar Motion Mechanism and System: U. S. Patent, No. 3052120[P]. 1962.9.
- [5] Avila J P J, Adamowski J C. Experimental evaluation of the hydrodynamic coefficients of a ROV through Morison's equation[J]. Ocean Engineering, 2011, 38(17): 2162–2170.
- [6] Xu F, Zou Z J, Yin J C, et al. Identification modeling of underwater vehicles' nonlinear dynamics based on support vector machines[J]. Ocean Engineering, 2013, 67: 68–76.
- [7] Lin Y H, Tseng S H, Chen Y H. The experimental study on maneuvering derivatives of a submerged body SUBOFF by implementing the planar motion mechanism tests[J]. Ocean Engineering, 2018, 170: 120–135.
- [8] 国防科学技术工业委员会. 潜艇操纵性水动力模型试验方法: CB/Z 268–2018[S]. 2018.
Commission of Science, Technology and Industry for National Defense. Experimental method for hydrodynamic model of submarine maneuverability: CB/Z 268–2018[S]. 2018. (in Chinese)
- [9] Khan M K, Korulla M, Nagarajan V, et al. Measurements of steady manoeuvring forces and moments over an axisymmetric body with appendages in a wind tunnel[J]. Ship Technology Research, 2023, 2296740: 2–10.
- [10] Wang Y, Liu Y, Zhou Z T, et al. Finite-wing-analogy formula for compressibility correction to pressure coefficient of an underwater vehicle model at low Mach number[J]. Physics of Fluids, 2023, 35: 016111.
- [11] Park J, Kim N, Shin Y. Experimental study on hydrodynamic coefficients for high-incidence-angle maneuver of a submarine[J]. International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, 2017, 9(1): 100–113.
- [12] Huang T T, Liu H L, Groves N C, et al. Measurements of flows over an axisymmetric body with various appendages in a wind tunnel: the DARPA SUBOFF experimental program[C]//Proceeding of 19th Symposium on Naval Hydrodynamics, Seoul Korea, 1992.
- [13] Chen M, Zhang N, Li Z, et al. Stereo particle image velocimetry measurement of the flow around SUBOFF submarine under yaw conditions[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2024, 12(9): 1576–1576.
- [14] 张璇, 张楠, 陈默, 等. 填角对 SUBOFF 围壳脉动压力抑制效果的风洞试验研究[J]. 中国造船, 2025, 66(2): 53–61.
Zhang X, Zhang N, Chen M, et al. Wind tunnel experimental investigation of SUBOFF sail fillets suppression effect on wall pressure fluctuations[J]. Shipbuilding of China, 2025, 66(2): 53–61. (in Chinese)
- [15] 王延灵, 沈彦杰, 卜忱, 等. 小展弦比飞翼布局大迎角气动特性研究[J]. 气动研究与试验, 2023, 1(3): 64–69.
Wang Y L, Shen Y J, Bu C, et al. Research on high angle of attack aerodynamic characteristics of low aspect ratio flying wing[J]. Aerodynamic Research & Experiment, 2023, 1(3): 64–69. (in Chinese)
- [16] Dong W, Wang X, Han D, et al. Unsteady aerodynamic modeling and analysis of aircraft model in multi-DOF coupling maneuvers at high angles of attack with attention mechanism[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2025, 38(6): 103444.
- [17] 施生达, 王京齐, 吕帮俊, 等. 潜艇操纵性[M]. 北京: 国防工业出版社, 2021: 38–312.

-
- Shi S D, Wang J Q, Lv B J, et al. Submarine's Maneuverability[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2021: 38-312. (in Chinese)
- [18] Roddy R F . Investigation of the stability and control characteristics of several configurations of the DARPA Suboff model (DTRC Model 5470) from captive-model experiments[R]. David Taylor Research Center, 1990.
- [19] Doyle R, Jeans T L, Holloway A G L. Predicting the transient hydrodynamic loads on submarine hulls in unsteady maneuvers[D]. Fredericton: University of New Brunswick, 2020.