

基于有限元仿真的Π型管科氏流量计 液氢测量特性研究

王家强¹, 邢兰昌^{1,2}, 陈家辉¹, 左艳彤¹, 邵红³

(1. 中国石油大学(华东)控制科学与工程学院, 山东 青岛 266580;
2. 中国石油大学(华东)智能感知与测控技术山东省工程研究中心, 山东 青岛 266580;
3. 海军航空大学青岛校区, 山东 青岛 266041)

摘要: 针对液氢质量流量的准确测量需求, 基于 COMSOL Multiphysics 平台建立了Π型管科氏流量计的有限元数值模型。以水为工质进行数值仿真, 通过与理论结果对比验证了模型的可靠性; 以液氢为工质, 系统地研究了Π型管科氏流量计的测量特性, 分析了激振频率、检振器位置、激振器长度对相位差及振幅的影响, 探讨了温度变化对测量相位差的影响规律; 研究结果表明: 1) 激振频率方面, 采用湿模态频率作为激振频率可获得更大的振幅, 有利于信号采集和处理, 同时温度变化会通过影响测量管材料特性改变固有频率, 因此需相应地调整激振频率; 2) 检振器位置对相位差影响显著, 远离固定端时相位差逐渐减小, 对于Π型管模型应选择弯管与进出口直管段交界处作为检振器安装位置, 该位置不仅具备较高的检测灵敏度, 还能够为检振器提供具有更高振幅的信号; 3) 激振器长度对流量系数的影响较小, 但与振动幅值正相关, 较长的激振器可获得更高振幅的信号, 需结合实际结构需求权衡设计; 4) 温度变化会引起测量管和液氢物性参数的改变, 其中液氢密度对相位差的影响最为显著, 测量管弹性参数也对相位差有一定影响, 而测量管密度和流体黏度的影响可忽略; 研究成果可为液氢科氏流量计的结构优化、测量精度提升提供理论和模型基础。

关键词: 科氏流量计; 液氢; 有限元模拟; 流固耦合; 测量特性

Study on Measurement Characteristics of a Π-shaped Coriolis Flowmeter for Liquid Hydrogen Based on Finite Element Simulation

WANG Jiaqiang¹, XING Lanchang^{1,2}, CHEN Jiahui¹, ZUO Yantong¹, SHAO Hong³

(1. College of Control Science and Engineering, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China;
2. Shandong Provincial Engineering Research Center of Intelligent Sensing and Measurement and Control
Technology, Qingdao 266580, China;
3. Qingdao Campus of Naval Aeronautical University, Qingdao 266041, China)

Abstract: To meet the demand for accurate measurement of liquid hydrogen mass flow, a finite element numerical model of a Π-shaped Coriolis flowmeter was established using the COMSOL Multiphysics platform. Numerical simulations were conducted with water as the working fluid, and the reliability of the model was verified by comparing the simulation results with theoretical predictions. Liquid hydrogen was used as the working fluid to systematically investigate the measurement characteristics of the Π-shaped Coriolis flowmeter. The effects of excitation frequency, detectorposition, and exciter length on phase difference and amplitude were analyzed, and the influence of temperature variations on the measured phase difference was also explored. The results show that: 1) regarding excitation frequency, using the wet modal frequency as the excitation frequency yields larger amplitudes, which are beneficial for signal acquisition and processing; temperature changes af-

收稿日期:2025-09-01; 修回日期:2025-09-22。

基金项目: 新型油气勘探开发国家科技重大专项(2024ZD140660408); 国家自然科学基金项目(42574162); 山东省自然科学基金项目(ZR2024ME090)。

作者简介: 王家强(2001-), 男, 硕士研究生。

通讯作者: 邢兰昌(1983-), 男, 博士, 副教授。

引用格式: 王家强, 邢兰昌, 陈家辉, 等. 基于有限元仿真的Π型管科氏流量计液氢测量特性研究[J]. 计算机测量与控制, 2025, 33(12): 74-81, 88.

fect the natural frequency by altering the material properties of the measurement tube, thus requiring corresponding adjustments to the excitation frequency; 2) the detector position significantly influences the phase difference—the phase difference gradually decreases as the detector moves away from the fixed end; for the II-shaped tube model, the optimal detector location is at the junction between the bend and the straight inlet/outlet sections, where high detection sensitivity and stronger signals can be achieved; 3) the impact of exciter length on the flow coefficient is minimal, but it is positively correlated with vibration amplitude; longer excitors produce higher amplitude signals, though practical structural requirements must be considered in the design; 4) temperature variations alter both the physical properties of the measuring tube and those of liquid hydrogen; the density of liquid hydrogen has the most significant effect on the phase difference, while the elastic parameters of the measuring tube also play a role; the density of the measuring tube and the viscosity of the fluid have negligible impacts. The findings of this study provide a theoretical and modeling foundation for optimizing the structure and improving the measurement accuracy of Coriolis flowmeters for liquid hydrogen.

Keywords: Coriolis flowmeter; liquid hydrogen; finite element simulation; fluid-structure interaction; measurement characteristics

0 引言

随着全球能源需求的不断增长以及对环境保护的日益重视, 探索与开发可替代能源已成为当前能源领域的紧迫任务^[1-2]。氢是一种极具潜力的能量载体, 具备清洁环保、能量密度高、可循环制备等核心优势^[3-5]。液氢相较于气态氢能量密度更高, 相较于固态氢更便于运输, 因此受到广泛关注^[6]。当前, 液氢流量测量面临着两相流工况、精度要求高、极低温环境及防泄漏要求高等挑战^[7-8]。传统的差压式流量计、涡街流量计和超声波流量计等难以完全满足上述复杂工况条件下的测量需求。科里奥利质量流量计(简称科氏流量计)凭借其直接测量质量流量的独特优势, 兼具高精度、低温适配性以及优良的密封性能, 显示出其对液氢流量测量的适用性^[9-11]。此外, 由于液氢的密度远低于常规液体, 提高流量测量的灵敏度至关重要。在测量管总长度相同的条件下, 文献[12]的实验结果表面, II型管结构相较于U型管结构的灵敏度提升53%; 基于文献[13]的理论公式计算可得, U型管结构相较于直管结构的灵敏度提升100%以上, 所以II型管科氏流量计更适用于液氢的高精度测量。

在科氏流量计测量管振动特性理论研究方面, 文献[14]基于Euler-Bernoulli beam模型和一维稳定流动模型, 对科氏流量计测量管的振动微分方程进行理论分析并建立模型, 但忽略了轴向应力、剪切变形等因素的影响。在此基础上, 文献[15]引入激振器和检振器附加质量, 文献[16]继而引入测量管阻尼、轴向力等因素。文献[17]从力学角度构建U型科氏流量计理论模型, 分析了不同约束对其灵敏度的影响。文献[18]基于静态力学分析科氏力动态响应, 采用超静定结构变形比较法求解U型管相位差, 建立了质量流量、相位差与结构关键尺寸的关联。但上述研究未考虑剪切力引起的截面附加变形, 因此不适用于长径比较小的测量

管。文献[19-20]运用Timoshenko Beam模型解决了长径比小的测量管建模问题, 但该模型对复杂弯管结构的求解存在困难。总体而言, 现有理论模型尚存在适用条件的限制: 一方面, 模型对测量管的结构参数、激振器和检振器的安装位置等均有特定要求, 超出限定条件后模型精度会显著下降; 另一方面, 流固耦合(FSI, fluid-structure interaction)特性难以通过现有理论模型实现精准表征。相比之下, 数值建模方法凭借其对复杂结构的适应性及对多物理场进行耦合分析的能力, 可实现对科氏流量计振动特性与流量测量性能的精准分析, 为突破理论建模瓶颈提供了有效技术路径。

在科氏流量计测量管振动特性及流量测量性能数值仿真方面, 文献[21]采用了有限元方法(FEM, finite element method)来求解用于流体输送的Timoshenko Beam运动方程。文献[22]开发了FSI模型, 分别用有限体积法(FVM, finite volume method)和有限元法离散流体域和结构域, 采用带附加压力预测器的交错分区算法实现流固耦合。文献[23]用k- ϵ 湍流模型求解了流体流动的Navier-Stokes方程, 全面考虑流体效应。文献[24]评估了结构简化和k- ω 、k- ϵ 等不同湍流模型对FSI框架计算精度的影响。文献[25]采用了FVM-FEM耦合方法, 结合剪切应力传输湍流模型(SST, shear stress transport)开展仿真研究, 仿真结果与实验结果的偏差仅为0.1%, 证明了SST湍流模型具备较高的计算精度。文献[26]基于Timoshenko Beam模型, 采用三维三节点单元方法开展数值模拟, 仿真结果与实验结果的偏差约为5%, 证明了该方法的有效性与准确性。文献[27]研究了测量管尺寸、检振器与激振器结构的影响, 且在模态分析中考虑了流体的质量。文献[28-29]设计了4种总长度相等的管型, 预测了层流条件下的测量性能, 并确定了最佳激振频率、振动幅值和检振器位置。上述研究多聚焦于常规的管型和工况流体, 针对II型管科氏流量计液氢测量特

性的研究仍存在不足。文献 [30–33] 以液氢为工质, 对直管和 U 型管科氏流量计振动特性和测量性能进行了数值模拟研究, 分析了测量管的不同管段长度及弯管半径对测量灵敏度的影响。以液氢为工质的现有研究工作尚未充分考虑低温工况下液氢与测量管材料的物性参数随温度变化产生的影响。

本文基于 COMSOL Multiphysics 平台建立 II 型管科氏流量计的有限元数值模型。首先以水为工质进行数值仿真, 通过与理论计算结果对比验证数值模型的可靠性; 然后基于该模型开展以液氢为工质的 II 型管科氏流量计测量特性研究, 分析激振频率、检振器位置、激振器长度对测量相位差及振幅的影响, 探讨温度变化对测量管固有频率及测量相位差的影响。

1 科氏流量计测量原理

图 1 为直管型科氏流量计的结构及科氏力产生示意图。该流量计的测量管两端固定, 其中间位置布置有激振器, 由激振器驱动测量管做角速度为 ω 的简谐运动; 两个检振器对称分布于激振器的两侧, 其作用是采集进出口端的振动信号并获取两者的相位差。当测量管内流体不流动时, 两个检振器监测到的进出口的振动信号完全相同。当测量管内流体流动时, 取质量为 Δm 、流速为 v 的流体单元分析: 在检振器 1 处, 管壁对该单元施加科氏力的大小 $\Delta F_c = 2\Delta m\omega v$, 则流体单元对管壁产生等大反向的力, 由右手定则可判定此力方向垂直测量管向下 (见图 1)。同理, 因测量管进出口段角速度方向相反, 在检振器 2 处, 流体单元对管壁施加的科氏力方向垂直测量管向上, 且大小与检振器 1 处相等。在测量管的入口段, 测量管受到与角速度方向相反的科氏力, 振动响应受到抑制, 相位滞后; 在测量管的出口段, 测量管受到与角速度方向相同的科氏力, 振动响应得到增强, 相位超前^[13]。

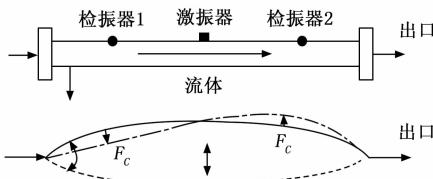


图 1 直管型科氏流量计的结构及科氏力产生示意图

设测量管长度为 $2L$, 检振器与激振器之间的距离为 l , Q_m 为质量流量, 则由科氏力产生扭矩的大小为:

$$T = 2F_c \cdot l = 4\omega l Q_m \quad (1)$$

定义测量管扭转振动系统的等效扭转刚度系数为 K_s , 从力学角度分析, 由于测量管在该扭矩作用下产生的扭转角 θ 很小, 可以认为测量管处于弹性形变范围内, 扭矩和扭转角满足线性关系:

$$T = K_s \theta \quad (2)$$

在科氏力的作用下, 进出口检测点的位移超前量和滞后量相同, Δx 为检测点相对于各自平衡位置的位移差:

$$\Delta x = l \sin \theta \quad (3)$$

由于 θ 很小, $\sin \theta \approx \theta$, 因此有:

$$\Delta x = l \theta = \frac{1}{2} (L - l) \omega \Delta t \quad (4)$$

由式 (1)、(2)、(4) 可得:

$$Q_m = \frac{K_s}{8l^2} \cdot \frac{L - l}{L} \Delta t \quad (5)$$

由式 (4) 可知, 在测量管结构和检振器位置不变的条件下:

$$Q_m \propto \Delta t \quad (6)$$

相位差 $\Delta\varphi$ 和时滞 Δt 之间为线性关系, 从而也可得出:

$$Q_m \propto \Delta\varphi \quad (7)$$

2 数值模型的建立及验证

基于有限元建模方法, 利用 COMSOL Multiphysics 平台对 II 型管科氏流量计进行建模。数值建模的流程如图 2 所示, 该流程涵盖前处理、计算求解与后处理 3 个环节。前处理需完成参数设置、几何建模、材料选择、物理场设置、边界条件施加及网格划分等步骤。完成前处理后, 进入计算求解环节: 研究 1 获取流体域的速度分布、压力分布等数据; 研究 2 计算测量管的共振频率, 该频率作为研究 3 的激振频率; 研究 3 计算结构振动下的流固耦合响应。计算求解结束后则进入后处理环节, 首先提取被测点的计算结果, 然后进一步处理得到相位差与振幅。

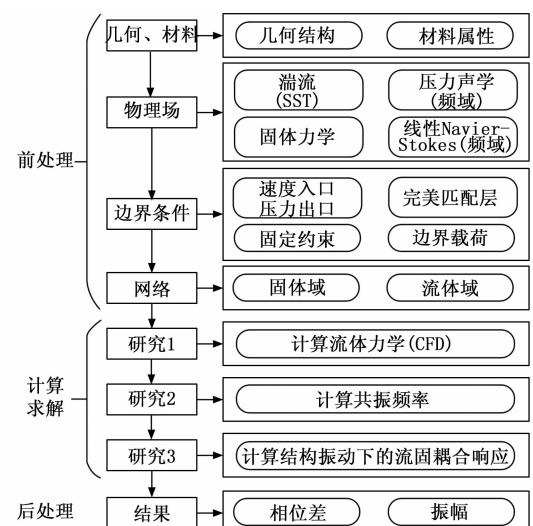


图 2 数值建模流程

2.1 几何结构

依据文献 [12, 33] 中科氏流量计测量管的总长度、内径和外径数据, 建立本文数值模型的几何结构。

II 型管科氏流量计的结构如图 3 所示。此外, 文献 [12] 的研究结果表明 L_1 段和 L_2 段长度相等时流量计的测量灵敏度最优。基于此, 将管型结构参数设计为: L_1 取 360 mm、 L_2 取 360 mm、弯曲半径 R 为 120 mm、管内半径为 24 mm、管壁厚度为 1.25 mm。为避免边界处对仿真结果的干扰, 在进出口区域处向外延伸 15 mm。

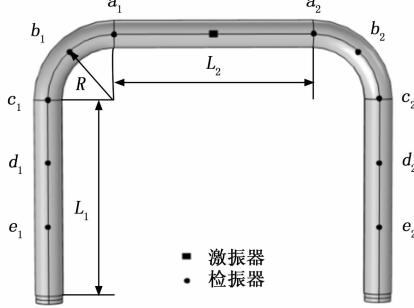


图 3 II 型管科氏流量计结构示意图

2.2 材料属性

考虑到科氏流量计测量管对材料耐腐蚀性、力学稳定性及加工性能的要求, 选用制造科氏流量计时应用广泛的 316 不锈钢作为测量管的基材。316 不锈钢的物性参数 (如密度、弹性模量、泊松比等) 会随温度变化而变化。COMSOL Multiphysics 材料库已提供 316 不锈钢的上述参数随温度变化的函数表达式。

液氢的物性参数 (如密度、黏度等) 也会随温度变化而变化。其中, 液氢密度随温度变化的函数表达式可直接从 COMSOL Multiphysics 材料库中调用; 而液氢黏度随温度变化的函数表达式, 则通过查询 NIST Chemistry WebBook (2025 版) 获取权威数据, 经指数拟合处理后导入仿真模型, 决定系数 $R^2=0.994$, 具体拟合函数如下所示:

$$\mu(T) = 10.921 \times 10^{-5} \cdot e^{-0.104T} \quad (8)$$

式中, μ 为动力黏度, T 为温度。

2.3 控制方程及边界条件

2.3.1 流体力学

为实现对湍流场的准确数值求解, 选用业界广泛应用且验证有效的 SST 湍流模型。该模型通过引入混合函数实现多子模型的自适应切换: 在近壁区域采用 $k-\omega$ 模型, 以捕捉壁面附近的流动梯度与黏性效应; 在远场区域则平滑过渡至 $k-\epsilon$ 模型, 兼顾远场湍流的扩散特性与计算效率, 最终实现对湍流场流动参数的准确计算。

式 (9) 为流体动量守恒方程, 该方程左侧项代表单位体积流体微团所产生的惯性力, 右侧项为系统的力平衡项, 涵盖压力、黏性力及体积力三类作用力, 三者共同构成流体微团动量变化的平衡关系。假设流体呈不可压缩特性, 式 (10) 为其连续性方程。式 (11) 为黏性应力张量表达式, 用于描述流体内部的黏性应力特

性, 反映黏性作用和速度变形导致流体微团产生的内应力:

$$\rho(\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = \nabla \cdot [-\rho \mathbf{I} + \mathbf{K}] + \mathbf{F} \quad (9)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (10)$$

$$\mathbf{K} = (\mu + \mu_T)(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \quad (11)$$

式中, \mathbf{u} 为速度矢量, ρ 为流体密度, ρ 为压力, \mathbf{I} 为单位矩阵, \mathbf{K} 为黏性应力张量, \mathbf{F} 为体积力矢量, μ 为动力黏度, μ_T 为湍流黏度。

边界条件设置如下: 因测量管管径确定, 速度与体积流量呈线性关系, 故入口采用速度入口; 出口为与大气压连通的压力出口, 并增设抑制回流条件以保障计算稳定收敛; 壁面采用无滑移条件, 即流体在壁面处与壁面速度相同, 符合实际流动中流体黏附于壁面的物理规律。

2.3.2 固体力学

COMSOL Multiphysics 中的固体力学物理场是分析固体结构在各类载荷下应力、应变、位移及振动特性的核心模块。式 (12) 为固体域力平衡方程, 描述单位体积力与应力场散度的平衡关系, 其本质是通过力的平衡条件反映固体内部应力分布与外加载荷的关联。固体力学物理场内置弹性材料本构方程, 用于描述弹性材料应力与应变的本构关系:

$$0 = \nabla \cdot \mathbf{S} + \mathbf{F}_v \quad (12)$$

式中, \mathbf{S} 为应力张量, \mathbf{F}_v 为体积力。

边界条件设置如下: 测量管进出口位置设置为固定约束边界, 以限制该区域的结构位移, 符合实际结构的安装约束状态; 在激振器作用位置, 设置边界载荷, 施加大小相等、方向相反的简谐激振力。

2.3.3 流体-结构耦合

科氏流量计工作的过程中, 流体与测量管相互作用引发流体-结构耦合振动问题。测量管振动幅度远小于其几何尺寸, 这种微小振动会引起测量管内部流场速度和压力的高频微小波动。此类波动将进一步激发压力波 (或声波), 以该波为载体在流体-固体界面完成能量传递。因此, 可将科氏流量计的流体-结构耦合振动问题等效地转化为频域下的流体-结构耦合分析问题。

COMSOL Multiphysics 采用声-结构耦合方法处理上述流体-结构耦合振动问题, 其多物理场求解框架如下: 声场计算采用线性化 Navier-Stokes 方程, 以捕捉压力波 (或声波) 的传播特性; 流场计算则采用雷诺平均 Navier-Stokes 方程, 实现对湍流流场的求解。在此框架下, 通过多物理场耦合机制, 将流场信息映射至声场, 进而在频域下构建并求解流体-结构耦合模型, 无需额外进行复杂的域间物理量转换, 显著简化了建模流程。在这个框架下, 所使用的方程如下:

$$i\omega\rho_t + \nabla \cdot (\rho_t \mathbf{u}_0 + \rho_0 \mathbf{u}_t) = M \quad (13)$$

$$\rho_0 [i\omega \mathbf{u}_t + (\mathbf{u}_t \cdot \nabla) \mathbf{u}_0 + (\mathbf{u}_0 \cdot \nabla) \mathbf{u}_t] + \rho_t (\mathbf{u}_0 \cdot \nabla) \mathbf{u}_0 = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{F} - \mathbf{u}_0 M \quad (14)$$

式中, ρ_t 为总的密度扰动, \mathbf{u}_t 为总的速度扰动矢量, ρ_0 为背景密度, \mathbf{u}_0 为背景速度矢量, $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力扰动张量, M 为质量源项。

2.4 网格划分与优选

采用自由四边形网格对整个计算区域进行离散处理, 针对固体域与流体域分别进行扫掠网格划分。扫掠网格技术适用于几何形态规则且拉伸方向一致的计算域, 具有网格结构高度规整、数值计算效率高的显著优势, 适配本文中 II 型管的几何特征, 满足流场与结构场耦合分析的网格质量要求。

从湍流流场的结构特性来看, 其沿壁面法线方向大致可划分为黏性亚层、缓冲层及完全湍流区 3 个特征区域^[34], 因此网格划分需重点考虑边界层的精细化表征。基于此, 对流体域与固体域的边界层网格进行加密处理: 设置边界层网格层数为 6, 网格拉伸因子为 1.2, 并采用角部优化与平滑过渡处理手段, 避免网格畸变, 确保边界层区域的网格分辨率足以捕捉近壁面流动与结构应力的梯度变化。图 4 和图 5 分别呈现了计算区域的轴向及横截面的网格划分结果, 直观展示了网格的分布均匀性与边界层处理效果。

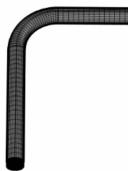


图 4 轴向网格划分

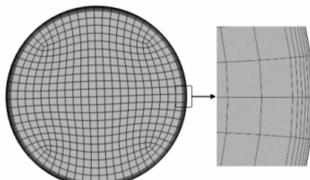


图 5 横截面网格划分

网格的数量与求解时间以及数值解的准确度密切相关。网格划分越精细则得到的解越精确, 但需要的内存更大, 求解的时间更长^[35-36]。网格划分过于粗糙则会导致网格之间尺寸过渡不平稳, 进而导致数值计算的结果不准确、甚至模型无法求解运算, 所以需要对网格数量进行优选。

图 6 为科氏流量计测量管固有频率随网格单元数量的变化曲线。图 7 为相同流量条件下时滞随网格单元数量的变化规律。分析可知: 网格数量低于 19 728 时, 固有频率随网格单元数增加持续上升; 当网格单元数超过 19 728, 固有频率趋于稳定。而时滞需在网格数量高

于 41 520 时才进入稳定状态, 此时网格单元数量变化对模型解的影响可忽略。同时, 针对图 3 中 a_1 、 b_1 、 c_1 、 d_1 、 e_1 等 5 个特征点, 探究管壁面应力及流速随网格数量变化规律。当网格数量超过 31 488 时管壁面应力趋于稳定 (变化率 $\leq 3\%$), 网格数量超过 41 520 时流速趋于稳定 (变化率 $\leq 1\%$)。综上, 选定网格数量为 63 696, 其对应最大单元尺寸为管直径的 1/16, 最小单元尺寸为管直径的 1/24。

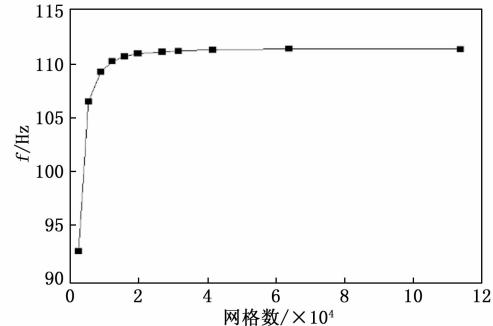


图 6 固有频率随网格单元数量的变化曲线

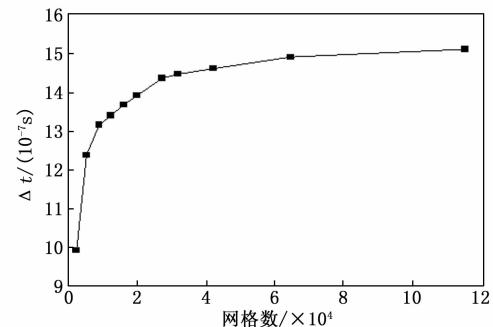


图 7 时滞随网格单元数量的变化曲线

2.5 模型验证

为验证模型的可靠性, 选取直管科氏流量计作为研究对象, 开展数值模型的验证工作。该流量计的结构如图 8 所示。

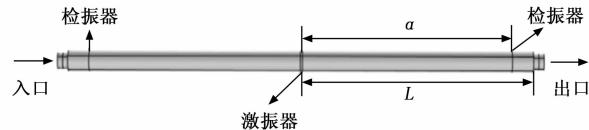


图 8 直管科氏流量计几何模型

以下为直管科氏流量计输出流量值的理论^[13]计算公式:

$$Q_m = \frac{3\pi E(r_o^4 - r_i^4)}{L^3 f(n)} \cdot \Delta t \quad (15)$$

$$f(n) = n + n^2 - 2n^3 \quad (16)$$

$$n = \frac{l}{L} \quad (17)$$

式中, Q_m 为质量流量, E 为杨氏模量, r_o 为测量管外半径, r_i 为测量管内半径。

本文建立直管科氏流量计数值模型, 以水为被测介质进行模型验证。在几何模型中, 测量管的几何和物性参数为: 管长 ($2L$) 220 mm, 外半径 (r_o) 4.75 mm, 内半径 (r_i) 3.75 mm, 弹性模量 (E) 200 GPa, 检振器和激振器的距离 (l) 100 mm。

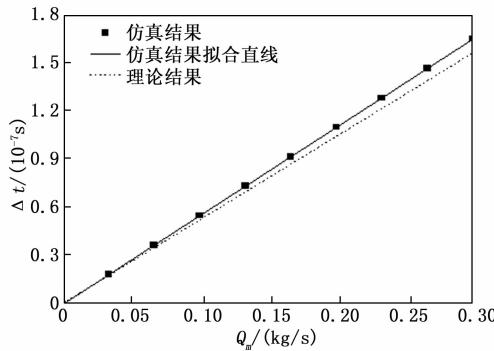


图 9 仿真结果与理论计算结果对比图

如图 9 所示, 仿真结果与理论计算时滞结果的最大偏差为 5.54%。经分析, 该偏差主要来源于理论公式: 1) 理论公式仅考虑测量管的横向位移, 未计人轴向位移对流动与振动耦合效应的影响; 2) 理论公式未考虑流体特性。从偏差量级来看, 5.54% 处于较低水平, 且偏差来源可通过理论模型的简化条件得到合理解释, 验证了模型的可靠性与准确性。

3 II 型管科氏流量计液氢测量结果分析

3.1 激振频率

根据是否考虑流体附加质量及流体阻尼的影响, 可将测量管结构模态划分为干模态与湿模态两类, 湿模态考虑了流体与管壁相互作用产生的附加质量及阻尼效应。干模态和湿模态的固有振型相同, 但固有频率不同。

图 10 展示了以水和液氢为工质的测量管干模态频率和湿模态频率。其中, 不同工质的附加质量测量均基于特定温度条件: 以水为工质时的温度为 298.15 K, 其产生的附加质量为 1.98 kg; 以液氢为工质时温度为 20 K, 其产生的附加质量为 0.14 kg。对比干模态与湿模态固有频率可知, 湿模态下测量管各阶固有频率均低于干模态。以 1 阶固有频率为例进行分析: 以液氢为工质, 湿模态下固有频率较干模态降低约 2.34%; 以水为工质, 湿模态下固有频率较干模态降低约 32.06%。

分别以干模态、湿模态(以液氢为工质)固有频率对测量管进行激振, 获得了两种激振频率所对应的最大振幅分别为 0.0121 mm(干模态)与 0.2762 mm(湿模态)。可见, 谐振频率对测量管振幅的影响显著。振幅越大则越有利于振动信号的采集和处理, 本文选用湿模态固有频率作为激振频率。

3.2 检振器位置

以液氢为工质, 选取激振器长度为 30 mm, 图 11

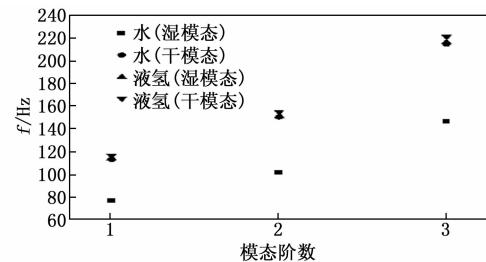


图 10 以水和液氢为工质对应的结构干模态和湿模态对比

展示了 II 型管上不同检振器位置的相位差变化, 各检振器的具体布置位置可参考图 3。式 (18) 为科氏流量计流量系数 K_c 的计算公式, 流量系数越大代表检测灵敏度越高:

$$K_c = \frac{\Delta\varphi}{Q_m} \quad (18)$$

分析图 11 可知, 在相同流量工况下, 检振器与固定端距离越大, 对应相位差整体呈减小趋势。检振器位于 (a_1, a_2) 位置时, 流量系数最小, 为 $1.98 \times 10^3 \text{ rad} \cdot \text{s/kg}$; 位于 (e_1, e_2) 位置时, 流量系数最大, 为 $4.39 \times 10^3 \text{ rad} \cdot \text{s/kg}$ 。检振器位置由 (a_1, a_2) 到 (e_1, e_2) , 流量系数升高约 $2.41 \times 10^3 \text{ rad} \cdot \text{s/kg}$, 以 (a_1, a_2) 为基准增幅为 121.72%。

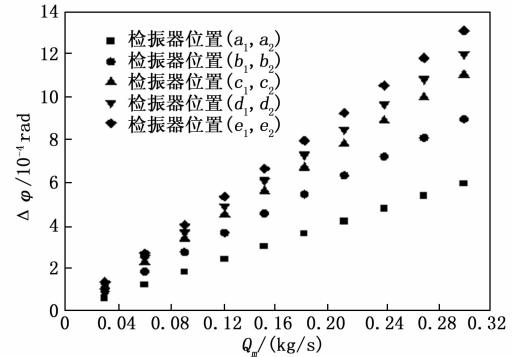


图 11 不同检振器位置的相位差变化

质量流量设定为 0.3 kg/s 时, 不同检振器位置的振幅变化如表 1 所示。由表中数据可知, 检振器越靠近激振器, 振幅值越大, 反映出激振能量沿管存在明显的衰减特性。检振器位置由 (a_1, a_2) 到 (e_1, e_2) , 振幅降低约 0.2257 mm, 以 (a_1, a_2) 为基准降幅为 91.49%。

表 1 不同检振器位置条件下测量管振幅的变化

检振器位置	振幅/mm
(a_1, a_2)	0.2467
(b_1, b_2)	0.2091
(c_1, c_2)	0.1443
(d_1, d_2)	0.0727
(e_1, e_2)	0.0210

综合上述结果分析, 检振器应当布置于 (c_1, c_2) 位

置。从性能特性来看,当检振器布置于该位置时,不仅具备较高的检测灵敏度,还能够为检振器提供更清晰、稳定的振动信号,降低信号采集和处理的难度,更符合流量精准测量的实际需求。

3.3 激振器长度

以液氢为工质,选取(c_1, c_2)为检振器位置,图12展示了不同激振器长度的相位差变化,本文选取10、30、60、90、120 mm共5种激振器长度进行数值仿真研究。由图12可知,激振器长度对流量系数的影响程度较小。其中,当激振器长度为10 mm时,流量系数最小,为 3.87×10^3 rad·s/kg;激振器长度为120 mm时,流量系数最大,为 3.89×10^3 rad·s/kg。激振器长度由10 mm增加到120 mm,流量系数仅增加 2×10^5 rad·s/kg,以10 mm为基准增幅为0.51%。

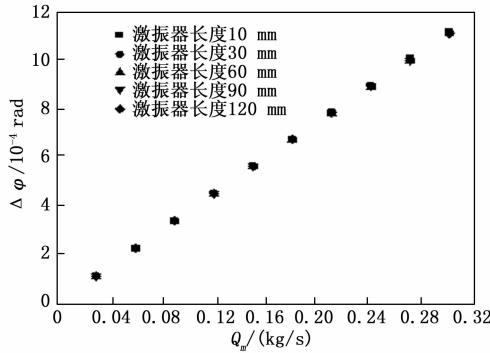


图12 不同激振器长度的相位差变化

质量流量设定为0.3 kg/s时,不同激振器长度的振幅变化如表2所示。由表3可知激振器长度越长,其检振点处振动幅值越大。激振器长度由10 mm增加到120 mm,振幅增加约0.0171 mm,以10 mm为基准增幅为12.56%。

表2 不同激振器长度条件下测量管振幅的变化

激振器长度/mm	振动幅值/mm
10	0.1361
30	0.1443
60	0.1482
90	0.1517
120	0.1532

综合上述分析结果,增加激振器长度能够为检振器提供更清晰、稳定的振动信号,降低信号采集和处理的难度,但对测量灵敏度的影响相对较小。针对不同的应用场景(如航天、化工、石油等行业),激振器长度的选择需要综合权衡安装空间、系统重量、环境适应性等因素。

3.4 温度因素

温度变化会引起测量管和液氢物性参数的变化,进而影响测量管的固有频率。因此,需根据温度变化同步

调整激振频率,以确保激振频率始终与测量管固有频率相等。

在常压条件下,液氢的温度范围为13~21 K,因此本文选取14~20 K作为温度区间,重点探究温度对科氏流量计相位差的影响规律。以2 m/s为入口流速,分别研究温度变化所导致的II型管弹性参数(杨氏模量、泊松比)、II型管密度、液氢密度及液氢黏度的变化对相位差的影响。

1) II型弹性参数的影响:相较于14 K的基准值,温度升至20 K时,杨氏模量增加约0.35 GPa(增幅0.17%),泊松比降低约 1.33×10^{-4} (降幅0.05%)。弹性参数变化引起测量管固有频率升高0.09 Hz,相位差减小约 1.01×10^{-6} rad(降幅0.92%)。相较于14 K的基准值,温度升至293.15 K时,II型管的杨氏模量下降约11.48 GPa(降幅5.55%),泊松比增加约 1.25×10^{-2} (增幅4.42%)。弹性参数变化引起测量管固有频率降低3.58 Hz,相位差增加约 3.25×10^{-5} rad(增幅3.03%)。

2) II型管密度的影响:相较于14 K的基准值,温度升至20 K时,密度减小约 0.11 kg/m^3 (降幅极小,未达显著水平)。该密度变化对测量管固有频率的影响极小,仅使其升高0.01 Hz,相位差增加约 2.01×10^{-7} rad(增幅0.18%)。相较于14 K的基准值,温度升至293.15 K时,密度减小约 73.28 kg/m^3 (降幅0.91%)。密度变化导致测量管固有频率升高0.48 Hz,相位差增加约 5.12×10^{-6} rad(增幅0.47%)。

3) 液氢密度的影响:相较于14 K的基准值,温度升至20 K时,液氢密度减小约 6.05 kg/m^3 (降幅7.86%)。密度降低引起测量管固有频率升高0.34 Hz,相位差减小约 8.33×10^{-5} rad(降幅7.19%)。

4) 液氢黏度的影响:相较于14 K的基准值,温度升至20 K时,液氢黏度减小约 $1.17 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ (降幅45.69%)。其变化对测量管固有频率几乎无影响,相位差减小约 1.02×10^{-7} rad(降幅0.11%)。

综合上述分析结果,温度变化会引起测量管和液氢物性参数的改变,然后对科氏流量计测量相位差产生影响。其中液氢密度下降是导致相位差减小的主要因素(降幅7.19%);II型管杨氏模量增大和泊松比减小引起相位差的小幅降低(降幅0.92%),但作用远小于液氢密度;II型管自身密度变化和液氢黏度变化对相位差的影响很弱,可忽略不计。综上所述,液氢密度是主导相位差温度变化特性的关键参数,在实际工程应用中应重点考虑并予以修正。

4 结束语

本文基于COMSOL Multiphysics平台建立了II型

管科氏流量计的有限元数值模型, 以水为工质开展了模型验证。在此基础上, 针对液氢工质探究了 II 型管科氏流量计的测量特性, 得出以下结论: 1) 激振频率方面, 采用湿模态频率作为激振频率可获得更大的振幅, 有利于信号采集和处理, 同时温度变化会通过影响测量管材料特性改变固有频率, 因此需相应地调整激振频率; 2) 检振器位置对相位差影响显著, 远离固定端时相位差逐渐减小, 对于 II 型管模型应选择弯管与进出口直管段交界处作为检振器安装位置, 该位置不仅具备较高的检测灵敏度, 还能够为检振器提供具有更高振幅的信号; 3) 激振器长度对流量系数的影响较小, 但与振动幅值正相关, 较长的激振器可获得更高振幅的信号; 4) 温度变化会引起测量管和液氢物性参数的改变, 其中液氢密度对相位差的影响最为显著, 测量管弹性参数也对相位差有一定影响, 而测量管密度和流体黏度的影响可忽略。

参考文献:

[1] JING R, WU X T, WENG T W, et al. Uncovering the technical potential of coal-to-nuclear (C2N) power generation on a global scale [J]. *Nexus*, 2025, 2 (3): 100084.

[2] 胡鞍钢. 中国实现 2030 年前碳达峰目标及主要途径 [J]. *北京工业大学学报 (社会科学版)*, 2021, 21 (3): 1 - 15.

[3] 邹才能, 李建明, 张茜, 等. 氢能工业现状、技术进展、挑战及前景 [J]. *天然气工业*, 2022, 42 (4): 1 - 20.

[4] 雷超, 李韬. 碳中和背景下氢能利用关键技术及发展现状 [J]. *发电技术*, 2021, 42 (2): 207 - 217.

[5] 张振扬, 解辉. 液氢的制、储、运技术现状及分析 [J]. *可再生能源*, 2023, 41 (3): 298 - 305.

[6] MUHAMMAD A. Liquidhydrogen: a review on liquefaction, storage, transportation, and safety [J]. *Energies*, 2021, 14 (18): 5917.

[7] TIAN Y, LIU J Q, HAN F, et al. Improved hydrogen consumption detection method with flow meter of fuel cell vehicle [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2022, 86: 102186.

[8] RESTELLI F, SPATOLISANO E, PELLEGRINI L A, et al. Liquefied hydrogen value chain: a detailed techno-economic evaluation for its application in the industrial and mobility sectors [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 52 (B): 454 - 466.

[9] WANG T, BAKER R. Coriolisflowmeters: a review of developments over the past 20 years, and an assessment of the state of the art and likely future directions [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2014, 40: 99 - 123.

[10] BAKER R C. Coriolisflowmeters: industrial practice and published information [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 1994, 5 (4): 229 - 246.

[11] SHANMUGAVALLI M, UMAPATHY M, UMA G. Smart Coriolis mass flowmeter [J]. *Measurement*, 2010, 43 (4): 549 - 555.

[12] PEI X X, YU L Y, LI X, et al. Measuring tube structure optimization of Coriolis mass flowmeter with liquid hydrogen [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2024, 97: 102574.

[13] 余激滟. 低温科里奥利质量流量计数值分析与实验研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2024.

[14] SULTAN G, HEMP J. Modelling of the coriolis mass flowmeter [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1989, 132: 473 - 489.

[15] SULTAN G. Single straight-tube coriolis mass flowmeter [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 1992, 3 (4): 241 - 246.

[16] KUTIN J, BAJSICI. An analytical estimation of the coriolis meter's characteristics based on modal superposition [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2002, 12: 345.

[17] 范本隽, 周一届. U 型科里奥利质量流量计的力学分析与灵敏度计算 [J]. *食品与生物技术学报*, 1998, 17 (4): 81 - 85.

[18] 罗凡, 廖俊必, 赵普俊, 等. U 形管科里奥利质量流量计的灵敏度研究 [J]. *仪器仪表学报*, 2012, 33 (2): 255 - 262.

[19] 纪爱敏. 科里奥利质量流量计的建模研究与仿真分析 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2001.

[20] 全猛. 科氏质量流量计理论与应用研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2003.

[21] STACK C, CIARNETT, AVLAS G, et al. A finite element for the vibration analysis of a fluid-conveying timoshenko beam [C] //Proceedings of the 34th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, La Jolla, CA, USA, 1993: 1 - 10.

[22] BOBOVNIK G, KUTIN J, BAJSIC I. Estimation of velocity profile effects in the shell-type coriolis flowmeter using CFD simulations [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2005, 16 (6): 365 - 373.

[23] MOLE N, BOBOVNIK G, KUTIN J, et al. An improved three-dimensional coupled fluid-structure model for coriolis flowmeters [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2008, 24 (4): 559 - 575.

[24] SHAVRINA E, NGUYEN V T, YAN Z, et al. Fluid-solid interaction simulation methodology for coriolis flowmeter operation analysis [J]. *Sensors*, 2021, 21: 8105.

(下转第 88 页)