

横向流下螺旋管束流致振动研究^①

翟延飞^② 丁振宇 唐迪 杨佳欢 包士毅

(浙江工业大学化工机械设计研究所 杭州 310023)

(过程装备及其再制造教育部工程研究中心 杭州 310023)

(浙江工业大学机械工程学院 杭州 310023)

摘要 螺旋管式换热器结构紧凑、热补偿性优良,用于小型模块化核反应堆中,其壳程内的流致振动(FIV)是诱发换热管失效的一个重要原因。针对核电站中的螺旋管式蒸汽发生器内部螺旋管流致振动问题,建立考虑支撑结构约束下的螺旋管有限元模型,采用三阶模态叠加下的计算流体动力学(CFD)/计算结构动力学(CSD)耦合方法,研究了相邻管的振动对目标管振动的影响。研究结果表明,三阶模态叠加耦合方法能更加精确地模拟换热管振动响应,流场中相邻两管的振动对目标管升力方向上的振动有明显的削弱现象。

关键词 螺旋管式蒸汽发生器;流致振动(FIV);模态叠加;计算流体动力学/计算结构动力学(CFD/CSD)耦合

0 引言

螺旋管式蒸汽发生器在核工程领域内常被用于小型模块化核反应堆中^[1],其壳侧流是主要的单相流体,管内是次要侧^[2]。在核电站的运行历史中,每年都有相当数量的蒸汽发生器发生故障,其内部的流致振动(flow induced vibration, FIV)是导致管道破裂的主要原因^[3]。FIV 诱导换热管产生微动磨损和疲劳,致使先前存在的缺陷增长,导致换热管失效,最终影响着换热设备的安全运行,因此必须对换热器中的管道进行完整的 FIV 分析^[4]。

近年来,学者对于直管和 U 形管流致振动行为开展了广泛的研究,而对螺旋管的流致振动研究尚处于起步阶段。文献[4]通过理论计算分析螺旋管在外部横向流和内部多相流作用下,支撑数、螺旋直径和螺距对流弹失稳以及微动磨损的影响。文献[5]对扇形螺旋管束模型进行流体诱发振动数值研究,

但该研究仅使用单向耦合,流体产生的压力载荷被传递到结构,产生的结构位移不会反馈到流体。文献[6]建立螺旋管束实验装置,利用 8° 的 5 层扇形管束界面研究了不同流速下流场内涡度情况。文献[7]建立 24° 的扇形螺旋管束界面装置,研究了不同轴向截面下流向与横向速度场分布情况。目前对于螺旋管的研究集中在简化的扇形管束界面中螺旋管未振动时壳侧流场情况,流致振动方面基本围绕在理论部分进行大致计算评判,很少开展螺旋管束流致振动数值模拟方面的研究。

单一的计算流体力学不足以得到流体和结构之间的响应,比较完备的则是计算流体力学和计算结构力学二者结合,即计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)/计算结构动力学(computational structural dynamics, CSD)耦合方法。该方法响应迅速,计算精度较高,并且在不断发展和完善,已被很多学者证明其计算的可靠性^[8-9]。对于换热管流致振动行为研究,大多只考虑其一阶模态下的振动

^① 国家自然科学基金(52075489)和浙江省公益技术研究计划(LGG20E050017)资助项目。

^② 男,1995年生,硕士生;研究方向:螺旋管流固耦合;联系人,E-mail:13262880125@163.com。
(收稿日期:2021-09-24)

响应,而换热管的振动是多阶模态叠加过程,有必要将换热管多阶模态叠加到耦合计算方法中,更加精确地分析螺旋管束流致振动响应。此外,经研究发现相邻管束间振动相互影响^[10],针对螺旋管开展相邻管对目标管振动影响的研究还很欠缺。因此,本文基于 CFD/CSD 耦合方法研究三阶模态叠加下螺旋管流致振动特性,探究相邻管间耦合振动规律。首先通过求取螺旋管模态向量等参数,结合动网格方法,建立一种基于 CFD/CSD 的三阶模态叠加耦合算法,然后运用该算法和一阶模态作用对比验证,最后研究相邻管的振动对目标管振动的影响。

1 数值研究方法

1.1 CFD 方法

本文中,流体由不可压缩 Navier-Stokes 方程控制:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\rho \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \mu_t) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] - \frac{\partial p}{\partial x_j} \quad (2)$$

式中, t 为时间,s; u 为速度,m/s; p 为压力,Pa; ρ 为流体密度,kg/m³; μ 为动力粘度系数; μ_t 为湍流粘度。

过渡剪切应力输运模型(transition shear stress transport, Transition SST)^[11]湍流模型是圆柱绕流的一种常用模型。由于 Transition SST 湍流模型对压力脉动模拟的适应性与重整化群 $k-\varepsilon$ 模型(renormalization group $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$)、Realizable $k-\omega$ 模型、分离涡模拟相比较好,与实验结果更为相近^[12],因此采用该模型进行湍流建模。

1.2 模态叠加下的 CFD/CSD 耦合方法

三维弹性螺旋管流场计算运用用户自定义函数(user define function, UDF) 获得流体力载荷,并将其加载到单元节点。螺旋管受到流体力产生振动,其运动控制方程为

$$[m] \{\ddot{x}(t)\} + [C] \{\dot{x}(t)\} + [k] \{x(t)\} = \{F_x(t)\} \quad (3)$$

式中, $[m]$ 为螺旋管质量矩阵, kg; $[C]$ 为螺旋管阻尼矩阵, N · s/m; $[k]$ 为螺旋管刚度矩阵, N/m;

$\{x(t)\}$ 为螺旋管位移列阵, m; $\{F_x(t)\}$ 为方向流体力, N。

为保证数值模拟的合理可靠,根据文献[13]所进行的单柔性圆柱绕流实验,对本文所采用的 CFD/CSD 耦合方法进行验证。为减小边界对流动发展的影响,计算流域设置为 $40D \times 20D$, 其中 D 为圆柱直径。采用 O 型切分的方法建立流场网格,边界层第 1 层网格的高度根据无量纲壁面距离 y^+ 小于 1 来设置,网格模型如图 1 所示。边界条件以流体从左到右流向下流域施加,入口边界设置为均匀来流速度 U ,出口边界的压力设置为 0。

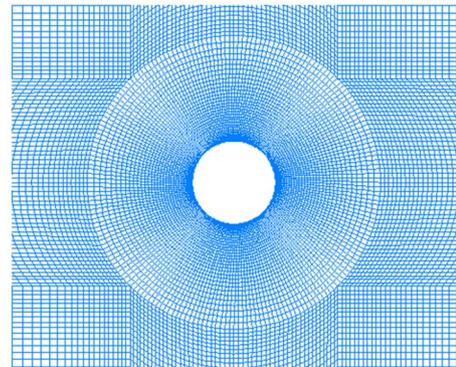
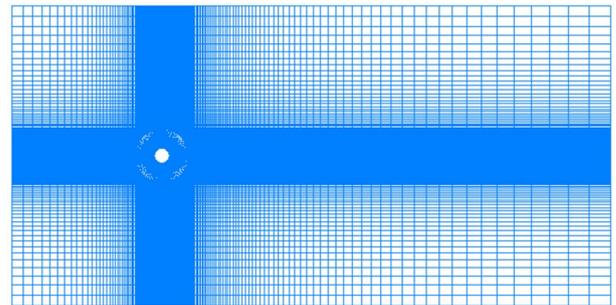


图 1 单管网格模型

按照文献中实验方法,圆柱的固有频率 f_n 被设置为 0.626 25 Hz,假设圆柱只在垂直于流动方向上振动。根据上文所编写的 UDF 以及结合动网格区域的设置实现圆柱运动与流场力之间的耦合,并通过瞬态求解的方法展开不同流速下圆柱的振动响应计算。图 2 比较了通过实验以及本文数值模拟方法得到的不同换算流速 ($U/f_n D$) 下圆柱的最大无量纲振幅 (Y/D)。由计算结果可知本文模拟得到的结果与实验较为吻合,圆柱发生流弹失稳的无量纲临界流速都在 2.5 左右。

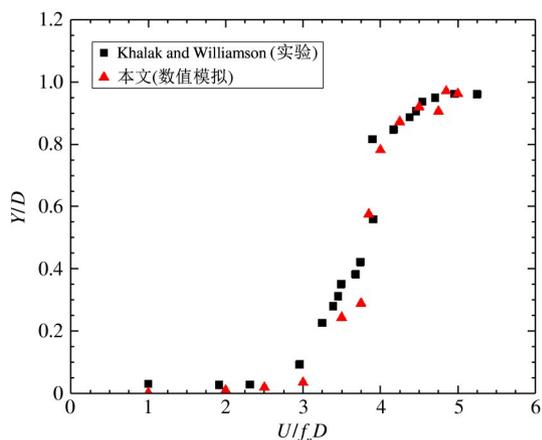


图2 数值模拟与实验结果对比

本文考虑三阶模态叠加下的振动, 首先从有限元软件中获取螺旋管模态矩阵、刚度矩阵、阻尼矩阵和质量矩阵等, 通过解耦将运动控制方程式(3)转换成式(6), 随后将方程式(6)中的前三阶方程写入UDF中, 结合动网格方法预测螺旋管的耦合振动, 具体的技术路线如图3所示。

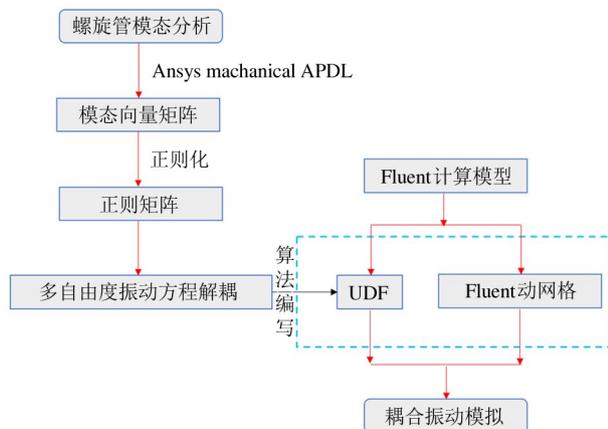


图3 螺旋管流致振动分析技术路线

运动控制方程进行坐标变换 $\{x(t)\} = [N]\{s(t)\}$, 得到式(4)。

$$[m][N]\{\ddot{s}(t)\} + [c][N]\{\dot{s}(t)\} + [k][N]\{s(t)\} = \{F_x(t)\} \quad (4)$$

将式(4)左乘 $[N]^T$, 解耦得到式(5)。

$$[I]\{\ddot{s}(t)\} + 2\xi_n \omega_n \{\dot{s}(t)\} + \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & \\ & \ddots & \\ & & \omega_n^2 \end{bmatrix} \{s(t)\} = \{F_s(t)\} \quad (5)$$

将式(5)展开得到式(6)。

$$\begin{cases} \ddot{s}_1(t) + 2\xi_1 \omega_1 \dot{s}_1(t) + \omega_1^2 s_1(t) = F_{s_1}(t) \\ \ddot{s}_2(t) + 2\xi_2 \omega_2 \dot{s}_2(t) + \omega_2^2 s_2(t) = F_{s_2}(t) \\ \ddot{s}_3(t) + 2\xi_3 \omega_3 \dot{s}_3(t) + \omega_3^2 s_3(t) = F_{s_3}(t) \\ \vdots \\ \ddot{s}_n(t) + 2\xi_n \omega_n \dot{s}_n(t) + \omega_n^2 s_n(t) = F_{s_n}(t) \end{cases} \quad (6)$$

式中, $\{F_s(t)\}$ 为广义流体作用力, N ; ξ_n 为螺旋管第 n 阶模态阻尼率; ω_n 为螺旋管第 n 阶模态的自然频率, Hz; $[N]$ 为正规化的螺旋管模态矩阵。

1.3 螺旋管模态振型计算

模态计算选取 ANSYS 参数化设计语言 (ANSYS parametric design language, APDL) 中的 modal 模块, 模态提取采用 Block Lanczos 算法, 建模选取 BEAM188 单元。异形垫条作为支撑结构, 对称夹接在螺旋管上, 对其作用简化为约束螺旋管的轴向、径向以及切向位移, 而上下两端通常会布置管板, 本文通过将螺旋管端固定以模拟管板的较强约束, 如图4所示。螺旋管材料选择 Inconel 690, 支撑结构设置为 10, 其他参数如表1所示。计算得到的前 20 阶固有频率以及基阶频率对应的模态振型如图5所示, 由图中可知螺旋管相邻阶频率较为接近, 前几阶频率下螺旋管的主振方向都为轴向。

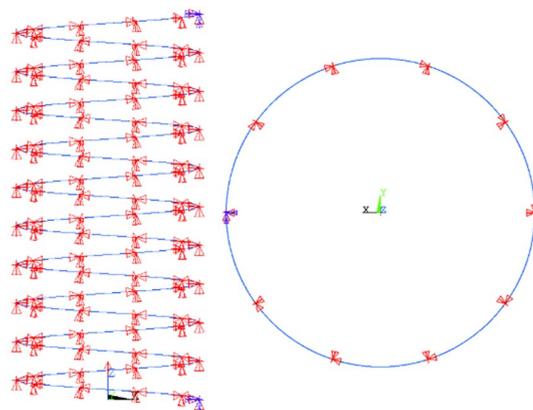
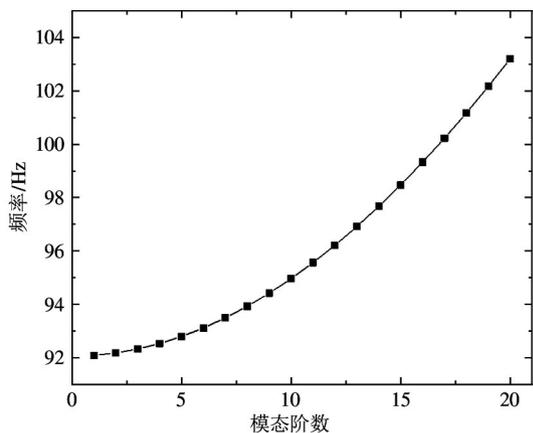


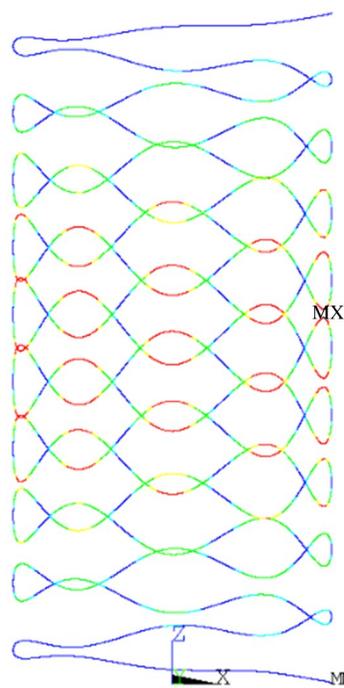
图4 10支撑数下单根螺旋管边界条件设置

表1 螺旋管几何参数

螺旋管	尺寸/mm
外径 D	15.87
壁厚 e	1.875
螺距 P	426.6
螺旋直径 L	2020
螺旋高度 H	4266



(a) 各阶频率



(b) 基阶振型

图5 10支撑数下单根螺旋管各阶频率与基阶振型

通过与吴建邦等人^[14]计算结果的对比,验证本文所采用的螺旋管模态计算方法的适用性,计算几何参数保持一致。吴建邦等人^[14]在建模时选用实体单元,而本文选取 BEAM188 单元。图6分别比较了2种建模方法下得到的0、1、2、4以及8支撑下螺旋管的前20阶固有频率,计算结果吻合,且本文方法效率更高。当进行大规模螺旋管阵模态分析计算时,选用 BEAM188 单元建模,一方面可以保证计算的精度,另一方面能够提升计算的效率。

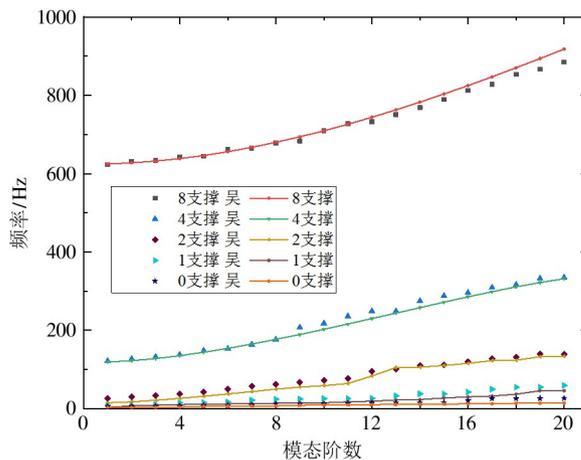
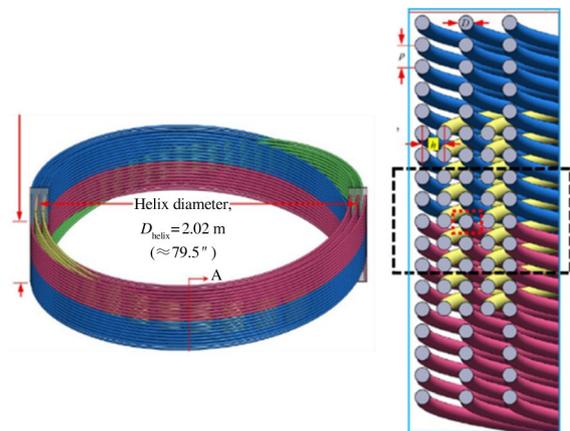


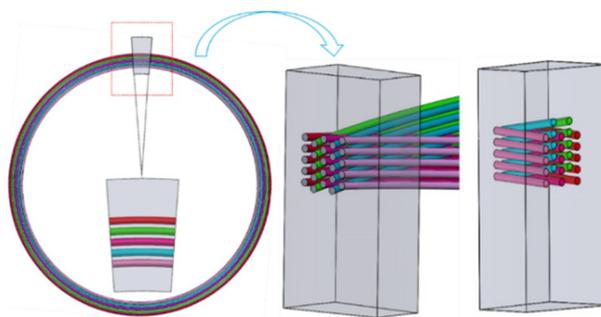
图6 不同支撑数下单根螺旋管固有频率结果对比^[14]

2 计算域及模型

本文计算主要基于如图7(a)所示的文献[6]设计的5层螺旋管束结构,兼顾计算效率与精度,沿螺旋管周向截取整体模型的一个扇形区域,如图7(b)所示。此设计主要包括3层逆时针螺旋管层和2层顺时针螺旋管层,在径向交替排列。逆时针螺旋



(a) 5层管阵模型



(b) 扇形区域截取

图7 5层管阵模型及扇形区域截取^[15]

管层螺距为 426.6 mm, 顺时针螺旋管层螺距为 995.3 mm, 层与层之间距离为 23.62 mm, 中间螺旋管层螺旋直径为 2020 mm。

由于换热器壳程流动具有相似性, 为了降低计算成本, 将壳程流动域简化并限制在一个小区域内。文献[16]使用 5 排管模拟了三维螺旋管束的流量分布情况。文献[17]研究了一系列管阵, 通过计算结果和实验数据的比较, 发现在横向上包括 3 排或更多排管时, 能达到可接受的一致性水平。基于上述分析, 本文研究的管束选取图 7(a) 中虚线框内的 5×5 管阵, 管阵中的黑色框内 C3 管设为目标振动管, 其余设为相邻管, C3 管壁附近设置动网格区域, 流体冲击 C3 管可产生相应的运动, 确定计算模型以及网格划分模型如图 8 所示。工作介质为水, 密度为 998.2 kg/m^3 , 动力粘度为 $1.003 \times 10^{-3} \text{ kg/m} \cdot \text{s}$ 。采用速度入口和压力出口边界条件, 其他外界边界条件设为对称和无滑移壁面。

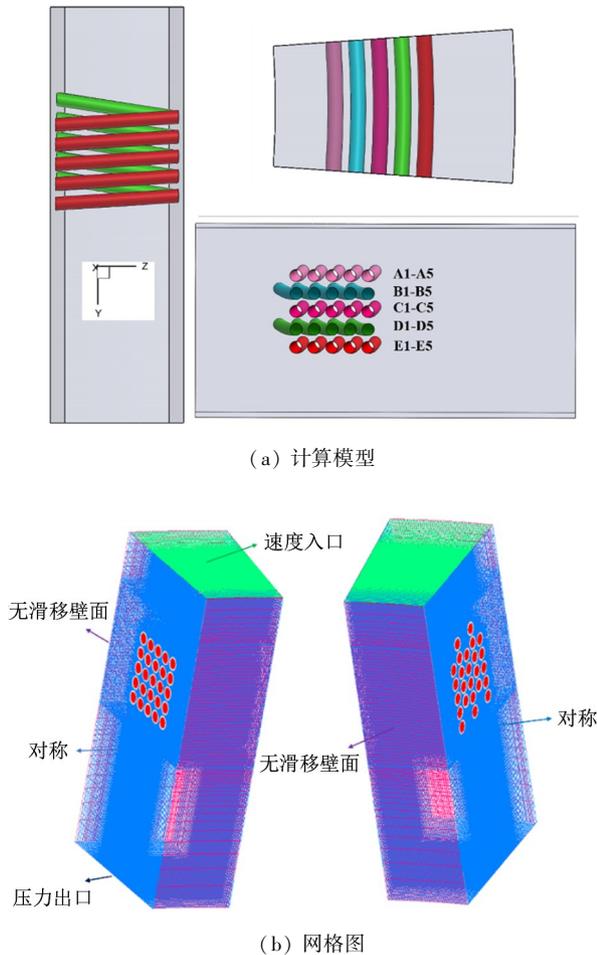


图 8 螺旋管阵计算模型及网格划分

3 螺旋管阵流致振动行为研究

3.1 网格无关性验证

本文首先开展了网格无关性验证, 将计算网格进行 600、660、700、720、760、800 万网格数划分, 并对比入口流速为 0.2 m/s 时目标管 C3 所受的均方根阻力系数随网格数量的变化关系, 计算结果如图 9 所示。由图中可知当网格数量超过 720 万时, 计算结果几乎不受网络疏密程度影响。因此, 兼顾计算成本和精度, 选取 720 万规格的网格来进行本文的研究。

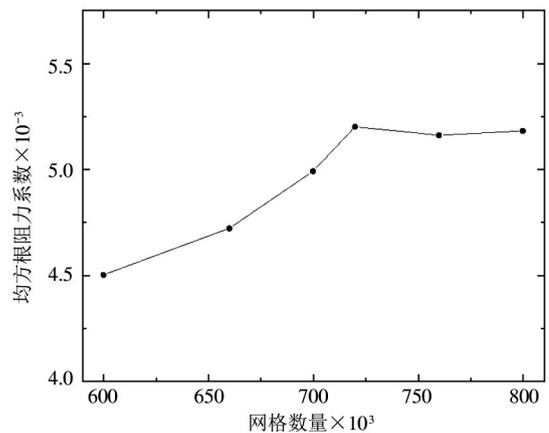


图 9 网格无关性验证

3.2 模态阶数对振动响应的影响

流致振动耦合分析中, 通常采用一阶模态建立换热管的振动方程^[18-19], 而忽略了高阶模态对振动的影响。采用本文 1.2 节建立的考虑多阶模态的分析方法, 并建立如图 10 所示的计算模型, 开展了模态阶数对换热管振动响应的影响研究。表 2 对比分析了考虑一阶模态以及三阶模态时的振动响应差异, 相较于一阶模态, 三阶模态叠加下螺旋管振动位移有相应的降低趋势, 其中径向均方根位移降幅约 2.5%, 轴向均方根位移降幅约 1.9%。图 11 比较了上述 2 种方法作用下的目标管 C3 振动响应, 振动响应趋势基本保持一致, 这也进一步表明了上述叠加方法的正确性。在 0.06 s 之前, 2 种方法下轴向振动响应曲线相位保持一致, 但三阶模态作用下的振动幅值要略小于一阶模态作用情况; 在 0.06 s

之后,二者逐渐产生相位差,三阶模态叠加作用下振动响应曲线逐渐超前一阶模态作用情况,振动幅值逐渐相近。二者计算时长相接近,但采用三阶模态分析径向和轴向振幅分别减小 2.5% 和 1.9%,模拟换热管振动响应时更加精确。

此外,从振动位移响应曲线中观测到,2 个方向的振动中最初轴向振动占主导,在经过 0.45 s 后,轴向振动逐渐变微弱,大幅度振动逐渐转为径向方向。因此,将轴向振动对应的阻力系数进一步分析,采用三阶模态叠加法以后,最大振幅值由 0.0181 降至 0.0173,降幅约 4.4%。将 2 种方法作用下的阻力系数使用快速傅里叶变换 (fast Fourier transform, FFT) 分析,频域中的值如图 12 所示。结果显示,在

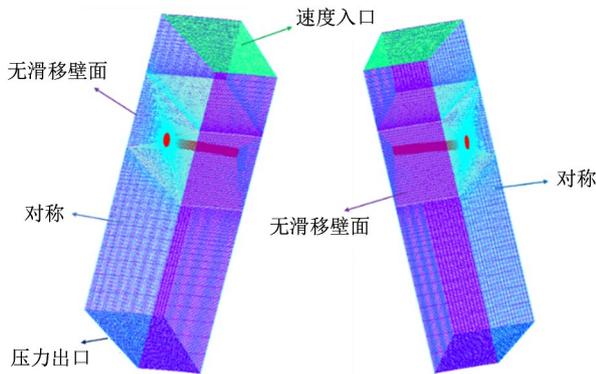


图 10 单根螺旋管计算模型网格划分

表 2 一阶和三阶模态叠加作用下 C3 振动响应结果

阶数	径向均方根位移/mm	轴向均方根位移/mm
三阶	1.357×10^{-4}	3.181×10^{-3}
一阶	1.392×10^{-4}	3.122×10^{-3}

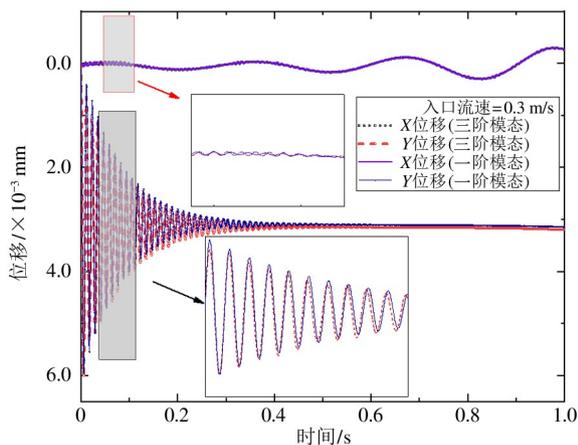


图 11 C3 振动响应

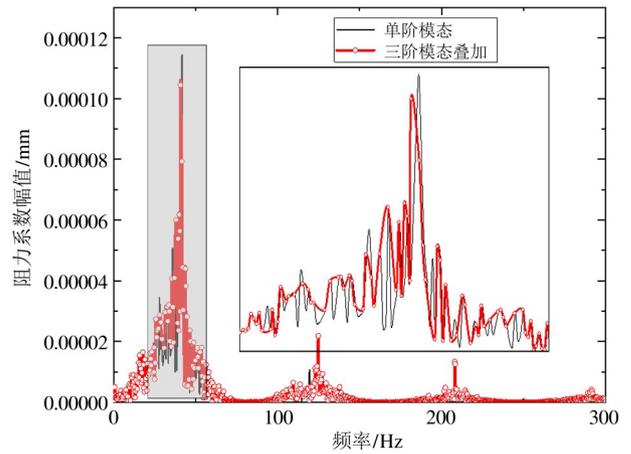
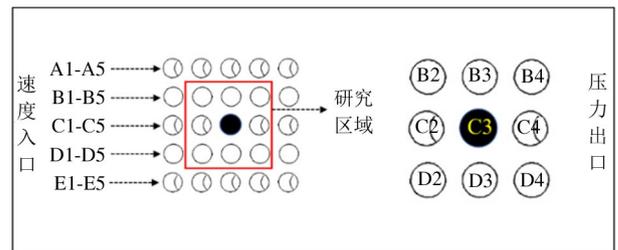


图 12 目标管 C3 阻力系数 C_D 频域

2 种方法作用下,频谱图上最高峰对应的频率值都在 39 Hz 左右,但在三阶模态叠加作用下的最高峰值为 0.00012,对应的单阶模态作用下的最高峰值为 0.0001。并且,在三阶模态叠加作用下,螺旋管的振动响应曲线中未观测到断裂以及突变现象,响应变化趋势也较为合理,而且该方法考虑到了螺旋管振动时多阶模态叠加的效应,计算更加精确,所以选用三阶模态叠加算法来开展本文的研究工作。

3.3 相邻管振动对目标管振动的影响

本文进一步研究了运行工况下(入口流速为 0.3 m/s)相邻管振动时对目标管振动的影响。仍选用第 2 节管阵计算模型,振动管束位置分布如图 13 所示,主要以管束 C3 为目标管,在其周围进行第 2 根柔性管的布置,包括 C2-C3、C4-C3、B3-C3、D3-C3、C1-C3 等 5 种工况。



(a) C3

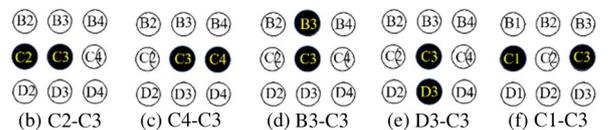


图 13 振动管分布

对不同管束振动方案中目标研究管束 C3 进行了升阻力监测,得到升阻力系数沿时间的分布,结合管阵中仅单根柔性管 C3 振动时的升阻力进行综合对比。图 14 展示了不同工况下目标管 C3 的均方根升阻力系数。相较于管阵中单根管 C3 自激振动的均方根升阻力系数发生了不同的变化,从图中可以看出,阻力系数在 5 种工况下变化较小,C4-C3 工况对应的轴向均方根位移变化为 1.2%。虽然该工况下对应的均方根升力系数变化为 24%,但此时径向均方根位移变化仅为 0.7%,如图 15 所示。因此,均方根升阻力系数变化大小并不能全部表征螺旋管的振动位移响应变化大小。工况 C2-C3 的变化较大,C2 的振动明显地减弱了 C3 的升力波动、增强了 C3 的阻力波动,造成该工况下对应的径向振动位移减小 31.5%,而轴向均方根位移增大 3.6%。对于 B3-C3 工况,B3 的振动削弱了 C3 管的升力波动,增强了 C3 管的阻力波动,致使径向均方根位移减小 8.9%,轴向均方根位移增大 1.4%。D3-C3 工况对 C3 管的升力波动削弱最大,D3 管的振动致使 C3 管径向均方根位移减小 48.8%,小幅削弱了 C3 管的阻力波动,致使其轴向均方根位移减小 0.4%。分析后可以得出,同一层管阵中,上游管 C1 与目标管紧邻的下游管 C4 振动时,对目标管的振动响应影响较小;与目标管紧邻的上游管 C2 振动时,大幅度削弱目标管升力方向上的振动,小幅度增强目标管阻力方向上的振动。在不同层的管阵中,与目标管紧邻的内层管 B3 振动时,对目标管 C3 的振动响应影响较小;而与目标管紧邻的外层管 D3 振动时,大

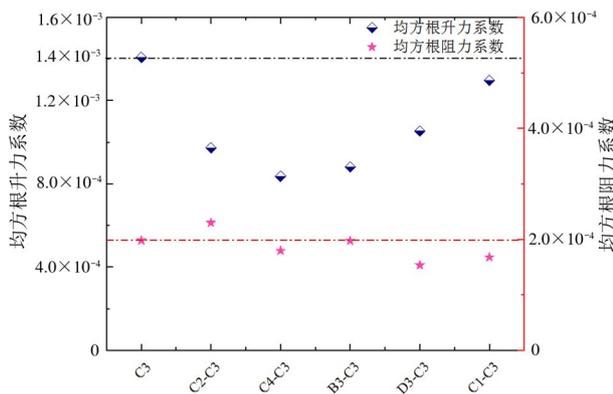


图 14 目标管 C3 升阻力系数在时域中的对比

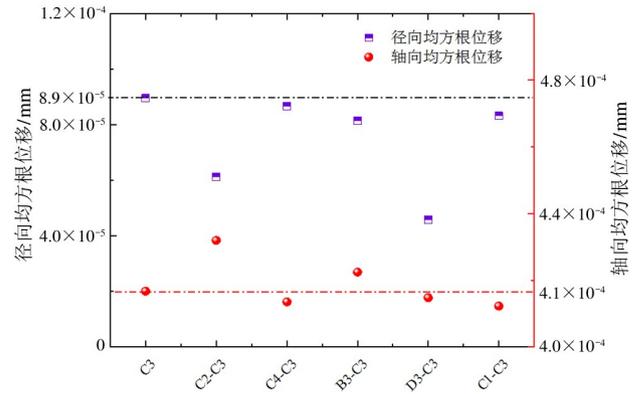
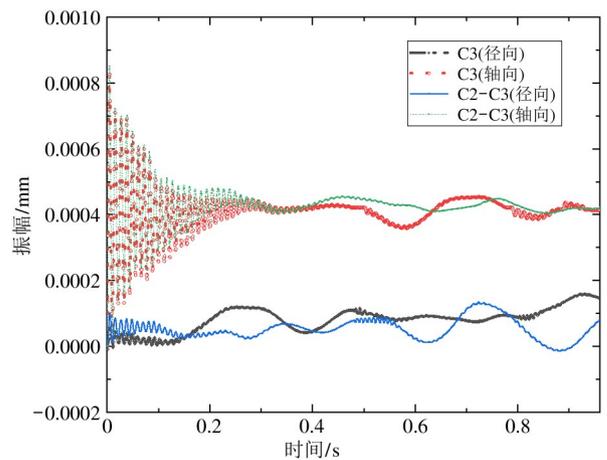


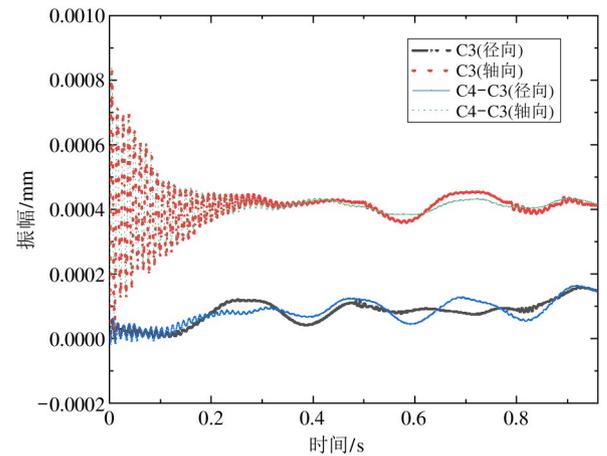
图 15 目标管 C3 轴向和径向均方根位移对比

幅削弱目标管升力方向上的振动,小幅削弱目标管阻力方向上的振动。

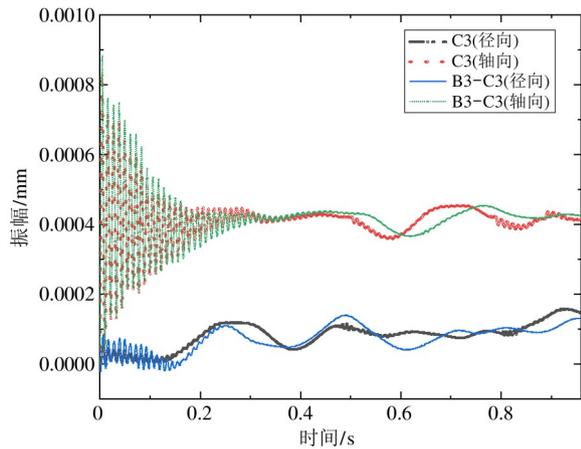
振动管束位移响应是管束失效破坏的重要参数。图 16 比较了工况 C2-C3、C4-C3、B3-C3、D3-C3、C1-C3 与单柔性螺旋管 C3 振动位移响应情况。螺



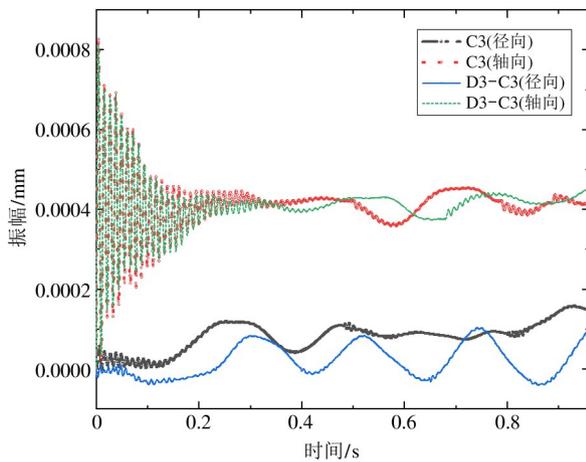
(a) C2-C3



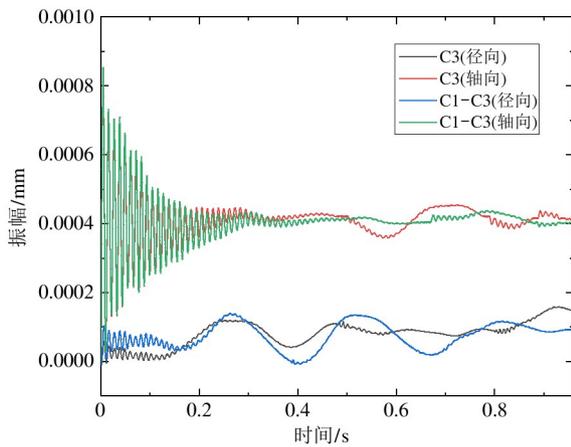
(b) C4-C3



(c) B3-C3



(d) D3-C3



(e) C1-C3

图 16 不同工况下目标管 C3 轴向和径向位移响应

旋管的振动约在 0.4 s 之后趋于稳定,选取 0.4 ~ 0.9 s 之间的各工况位移信号进行快速傅里叶变换,如图 17 所示,工况 C2C3、B3C3 轴向位移信号峰值相较于工况 C3 分别大 2.6% 和 1.2%,其余工况轴

向位移信号峰值均低于工况 C3;各工况径向位移信号峰值均低于工况 C3,尤其对于工况 D3C3,其径向位移信号峰值比工况 C3 小 50.6%。振动位移幅值符合升阻力以及位移变化,外层管 D3 振动时对目标管 C3 的波动影响最大。

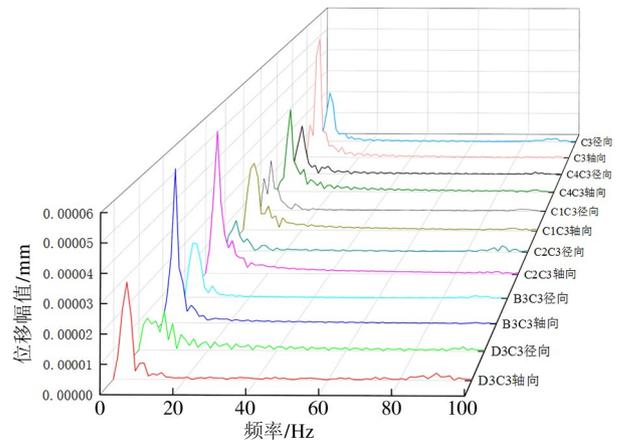


图 17 不同工况下目标管 C3 轴向和径向位移频谱

4 结论

本文提出一种基于 CFD/CSD 的三阶模态叠加耦合方法,并运用该方法进行三维螺旋管阵流致振动研究。通过对螺旋管的模态以及流致振动响应分析,得到如下结论。

(1)螺旋管模态计算选用 BEAM188 单元,采用该单元得到的计算结果与实体单元吻合。当进行大规模螺旋管阵模态分析计算时,可选用 BEAM188 单元建模,在保证计算精度的同时,能够提高计算效率。

(2)采用一阶模态和三阶模态进行流致振动分析,结果显示二者振动响应总体趋势保持一致,但是采用三阶模态分析径向与轴向振幅相对减小了 2.5% 和 1.9%,螺旋管流致振动分析中需要考虑模态影响。

(3)相邻管的振动减弱了目标管的升力波动,对目标管径向振动有明显的削弱作用,而与目标管紧邻的外层管振动时,对目标螺旋管振动影响最大。

参考文献

[1] WEIKL M, BRAUN K, WEISS J. Coil-wound heat exchangers for molten salt applications[J]. Energy Proce-

- dia, 2014, 49: 1054-1060.
- [2] REYES J N. NuScale plant safety in response to extreme events[J]. Nuclear Technology, 2012, 178(2): 153-163.
- [3] CONNORS JR H. Fluid elastic vibration of tube arrays excited by cross flow[J]. Proceedings of ASME Winter Annual Meet, 1970, 4: 93-107.
- [4] JO J C, JHUNG M J. Flow-induced vibration and fretting-wear predictions of steam generator helical tubes[J]. Nuclear Engineering and Design, 2008, 238(4): 890-903.
- [5] YUAN H, SOLBERG J, MERZARI E, et al. Flow-induced vibration analysis of a helical coil steam generator experiment using large eddy simulation[J]. Nuclear Engineering and Design, 2017, 322: 547-562.
- [6] LEE S, DELGADO M, LEE S J, et al. Experimental investigation of the isothermal flow field across slant 5-tube bundles in helically coiled steam generator geometry using PIV[J]. Nuclear Engineering and Design, 2018, 338: 261-268.
- [7] DELGADO M, HASSAN Y A, ANAND N K. Experimental flow visualization study using particle image velocimetry in a helical coil steam generator with changing lateral pitch geometry [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, 133: 756-768.
- [8] 周迪, 陆志良, 郭同庆, 等. 基于 CFD/CSD 耦合的叶轮机叶片失速颤振计算[J]. 航空学报, 2015, 36(4): 1076-1085.
- [9] WANG H, ZHAI Q, ZHANG J. Numerical study of flow-induced vibration of a flexible plate behind a circular cylinder[J]. Ocean Engineering, 2018, 163: 419-430.
- [10] 包士毅, 朱海, 唐迪, 等. 单相流体横向作用下传热管束间耦合振动数值模拟研究[J]. 核动力工程, 2020, 243(6): 120-124.
- [11] ABRAMOV A G, LEVCHENYA A M, SMIRNOV E M, et al. Numerical simulation of liquid metal turbulent heat transfer from an inline tube bundle in cross-flow[J]. St. Petersburg Polytechnical University Journal: Physics and Mathematics, 2015, 1(4): 356-363.
- [12] TANG D, BAO S, XU M, et al. On the number of tubes required to study oscillating vortices and frequency spectrums of tube arrays in cross flow[J]. Annals of Nuclear Energy, 2019, 124: 198-210.
- [13] KHALAK A, WILLIAMSON C. Dynamics of a hydroelastic cylinder with very low mass and damping[J]. Journal of Fluids and Structures, 1996, 10(5): 455-472.
- [14] 吴建邦, 郑明光, 王明路, 等. 螺旋管式换热器的流致振动研究[J]. 原子能科学技术, 2020, 54(2): 250-256.
- [15] LEE S J, HASSAN Y A. Numerical investigation of helical coil tube bundle in turbulent cross flow using large eddy simulation[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2020, 82: 108529.
- [16] DUAN R Q, JIANG S Y. Numerical investigation of gas flow distribution and thermal mixing in helically coiled tube bundle[J]. Journal of Nuclear Science and Technology, 2008, 45(7): 704-711.
- [17] TANG D, BAO S, LV B, et al. Investigation of shedding patterns and its influences on lift performances of a cylinder bundle in cross flow[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2019, 33(6): 2651-2663.
- [18] NI W C A X Z, XU F F, ZHANG W, et al. Numerical investigation of bifurcation characteristics under perturbations in vortex induced vibration of cylinder with two degrees of freedom [J]. Ocean Engineering, 2019, 188: 106318.
- [19] TANG D, BAO S, LUO L, et al. A CFD/CSD coupled method with high order and its applications in flow induced vibrations of tube arrays in cross flow[J]. Annals of Nuclear Energy, 2019, 130: 347-356.

Research on the vibration of helical tube bundles under transverse flow

ZHAI Yanfei, DING Zhenyu, TANG Di, YANG Jiahuan, BAO Shiyi

(Institute of Process Equipment and Control Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023)
(Engineering Research Center of Process Equipment and Re-Manufacturing of Ministry of Education, Hangzhou 310023)

(College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023)

Abstract

Due to its compact structure and excellent thermal compensation, helical tube heat exchangers have been used in small modular nuclear reactor. The flow induced vibration (FIV) in the shell side is an important reason for the failure of the heat exchange tube. Aiming at flow-induced vibration of helical tube bundles from the helical coil steam generator in nuclear power plant, a finite element model of helical tube is established to consider the constraint of support structure. The computational fluid dynamics/computational structural dynamics (CFD/CSD) coupling method based on superposition of three modes is used to study the influence of adjacent tubes on the vibration of target tubes. The results show that the three-order modes superposition coupling method can simulate the vibration response of the heat exchange tube more accurately, and the vibration of adjacent two tubes in the flow field has obvious weakening effect on the vibration of the target tube in the lift direction.

Key words: helical tube steam generator, flow induced vibration (FIV), mode superposition, computational fluid dynamics/computational structural dynamics (CFD/CSD) coupling