

海上风电机组调谐液柱阻尼器减振性能研究*

王 卫¹, 丁 昊², 乐治济³, 王进廷², 于光明¹, 蔡小莹³,

张泽超¹, 章 健²

(1. 中国长江三峡集团有限公司科学技术研究院 通州, 101199)

(2. 清华大学水利水电工程系 北京, 100084)

(3. 上海勘测设计研究院有限公司 上海, 200434)

摘要 海上风电机组-塔筒-基础整体结构长期遭受风、浪、流、浮冰等循环荷载的耦合作用, 所引发的振动显著影响结构安全与发电效率。为兼顾塔筒内电梯与电缆布置空间, 提出一种 C 型调谐液柱阻尼器(C-shaped tuned liquid column damper, 简称 C-TLCD)。基于有限元与有限体积耦合方法, 建立 C-TLCD-风电机组流固耦合动力模型, 分析 C-TLCD 在风、波浪、浮冰等荷载下的减振性能, 并与环形调谐液柱阻尼器(toroidal-tuned liquid column damper, 简称 T-TLCD)进行对比。结果表明: 二者在相同水深下自振频率基本一致; 考虑塔筒井方位影响时, C-TLCD 控制效率在 $\pm 5\%$ 范围内波动; C-TLCD 的控制效率较高, 可有效控制循环荷载作用下塔筒顶部的位移、速度、加速度共振响应。研究成果为 C-TLCD 的工程实践提供了重要支撑。

关键词 调谐液柱阻尼器; 海上风电; 振动控制; 动力响应; 风浪激励

中图分类号 TB123; TB535; TH113

0 引言

单桩基础具有结构简单、成本低等优点, 是目前海上风电场应用最为广泛的基础型式^[1]。海上风电机组-塔筒-单桩基础为典型柔性结构, 服役期间长期遭受风、浪、流等循环荷载作用, 会导致结构疲劳损伤、运行年限缩短与维护成本增加等问题^[2]。针对风电机组和塔筒结构的振动控制, 学者们提出多种控制策略, 包括应用调谐质量阻尼器(tuned mass damper, 简称 TMD)^[3]、惯容式 TMD^[4]、摆锤式 TMD^[5]、TLCD^[6]、调谐液体阻尼器(tuned liquid damper, 简称 TLD)^[7]等装置。基于传统的 U 型 TLCD, Ding 等^[8]提出了 T-TLCD。T-TLCD 在不同方向上的自振频率保持一致, 可同时实现海上风机塔筒在主风向和侧向的调谐减振^[9-10]。

目前, 新型阻尼器通常未考虑风电机组内部空间的局限性。文献[11-13]均假设机舱内的所有空间可用于布置 TMD。文献[14-15]在设计摆锤式 TMD 时假设塔筒内部无任何其他装置。刘纲等^[16]模拟了使用边长为 2.75 m 的 TLD 对直径为 4.24 m 的塔筒(该圆内接正方形边长为 3.00 m, 该 TLD 几

乎将塔筒内部平面空间占满)进行振动控制的效果。

针对风电机组塔筒内部需要布设电梯井和电缆等设备的空间限制, 本研究提出采用 C-TLCD 用于控制塔筒振动。基于商用软件 ANSYS, 结合有限元方法和有限体积方法, 建立 C-TLCD 与海上风电机组-塔筒-单桩基础整机结构的流固耦合数值模型, 验证所建立的流固耦合数值方法的准确性, 系统分析 C-TLCD 对塔筒结构的减振效果。在数值仿真中, 考虑风、浪、冰荷载等不同激励, 模拟机组在正常、极端工况下的动力响应。虽然本研究中的 C-TLCD 和文献[8]中的 T-TLCD 有一定相似性, 但 C-TLCD 具有非对称的几何外观, 其内液体流动形式更为复杂, 需针对 C-TLCD 的液体自振频率以及多方向减振特性进行研究, 以验证 C-TLCD 在近海风电机组振动控制中的适用性。

1 塔筒与 C-TLCD 系统

图 1 为塔筒与 C-TLCD 系统, 由塔筒、小圆壳、隔板、小底板、大底板和液体组成。其中: 大底板直径为塔筒直径; 小圆壳位于大底板上方, 且与塔筒同

* 中国长江三峡集团有限公司资助项目(WWKY-2020-0671)

收稿日期: 2024-03-12; 修回日期: 2024-05-28

心;小底板位于小圆壳下方,且直径与小圆壳相同;隔板均匀分布于塔筒和小圆壳之间。在某 2 个相邻隔板之间设置通道,通道内可布设电梯井和电缆等机械设备。除该通道外,其余相邻隔板、塔筒、圆壳之间填充阻尼液体。在该减振系统中,也可另设大圆壳盛放液体。图 1 中的 8 个隔板将塔筒(或大圆壳)与小圆壳之间的空间分割成 8 个区域,其中 7 个区域填充液体且底部相互连通,余下 1 个区域作为通道布设电梯等机械设备。在外荷载的激励下,塔筒会在主风向和侧向上摇摆振动,此时 C-TLCD 内的液体会来回振动并产生控制力,从而对结构的振动进行有效抑制并实现能量耗散。

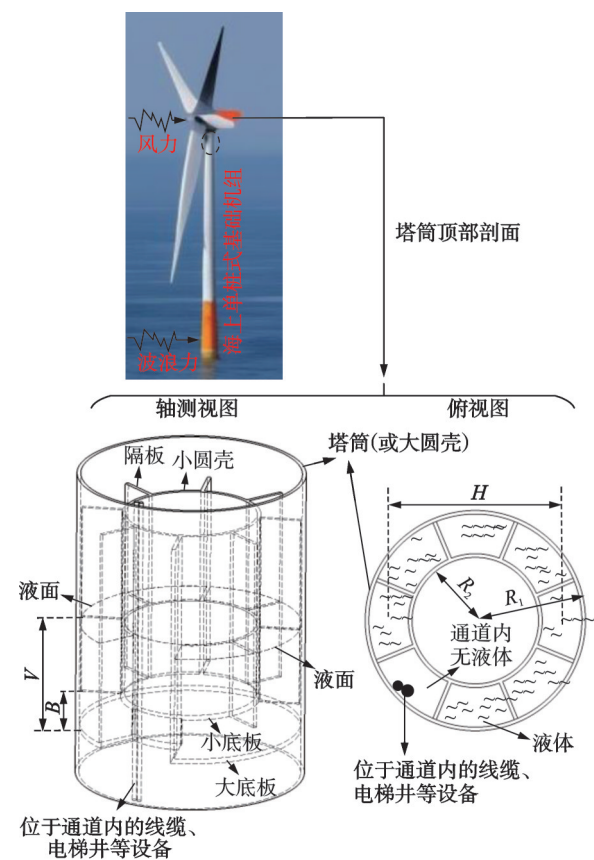


图 1 塔筒与 C-TLCD 系统
Fig.1 Wind tower with a C-TLCD

本研究中的风电机组为我国南部地区海上风电场的 5.5 MW 机组(单桩基础),5.5 MW 风力发电机基本参数见表 1^[10,17]。文献[10]设计并使用 1 个 T-TLCD 装置对机组塔筒进行减振。C-TLCD 与 T-TLCD 的区别仅在于前者比后者少 1 个液柱。鉴于此,本研究基于文献[10]中 T-TLCD 的设计参数,对 C-TLCD 开展数值模拟。其中:大圆壳半径 $R_1=1.81$ m;小圆壳半径 $R_2=1.39$ m;大底板和小底板之间的距离 $B=0.44$ m;隔板数量为 8;水深 $V=1.96$ m。

表 1 5.5 MW 风力发电机基本参数^[10,17]
Tab.1 Main parameters of 5.5 MW wind turbine^[10,17]

参数	数值
切入、额定、切出风速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	3,10.1,25
额定功率/MW	5.5
叶片数量	3
转子直径、轮毂高度/m	158,103
水深/m	30
塔顶、塔底、单桩直径/m	4,7.5,7.5
最小、最大转速/($\text{r}\cdot\text{min}^{-1}$)	4.3,12.0
转子、机舱、塔筒质量/t	197,243,451
单桩基础质量/t	1 504
主风向、侧向的塔筒基频/Hz	0.29,0.29
正常工况中主风向、侧向的整体阻尼比/%	5.5,1.0
极端工况中主风向、侧向的整体阻尼比/%	1.0,1.0

由拉格朗日动力学可推导得到 T-TLCD 的液体自振频率方程^[8]为

$$f_l=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2g}{L_e}} \tag{1}$$

其中: g 为重力加速度; L_e 为 T-TLCD 的有效长度。

L_e 的表达式为

$$L_e=2V+0.853\,6\eta H \tag{2}$$

其中: V 和 H 分别为 TLCD 的液体初始深度和水平段长度; η 为 TLCD 的竖直段与水平段液柱的横截面积比值。

η 的表达式为

$$\eta=A_v/A_H \tag{3}$$

其中: A_v 为竖直段液柱横截面积; A_H 为水平段液柱横截面积。

A_v 、 A_H 的表达式^[8]分别为

$$A_v=\frac{\pi}{8}(R_1^2-R_2^2) \tag{4}$$

$$A_H=2R_1B/3 \tag{5}$$

根据式(1)~(5)以及 T-TLCD 的几何参数,可知 T-TLCD 的液体自振频率为 0.29 Hz(调谐至塔筒基频)。使用 T-TLCD、C-TLCD 时,阻尼器的液柱数量分别为 8、7,相应的液体质量分别为 11.7、10.6 t。T-TLCD 的设计方法可参考文献[10]。

2 分析方法与加载工况

2.1 流固耦合数值模拟方法

本研究采用 ANSYS 计算结构与液体的动力相互作用过程。图 2 为 5.5 MW 风电机组有限元模型,

包括阻尼器(位于塔筒顶端)、塔筒和单桩基础、覆盖层和基岩层。参照文献[18],本研究在数值模型中使用集中质量点(440 t)代替机舱及转子。在建模过程中,塔筒和单桩基础部分使用3 640个壳体单元(Shell-181),阻尼器部分使用4 348个四面体单元(Solid-187),覆盖层和基岩层使用5 991个四面体单元(Solid-185)。其中,单桩基础部分沿 z 轴的负方向贯入至岩石层顶部,即单桩基础的贯入深度为土体层在 z 方向的距离(52 m)。

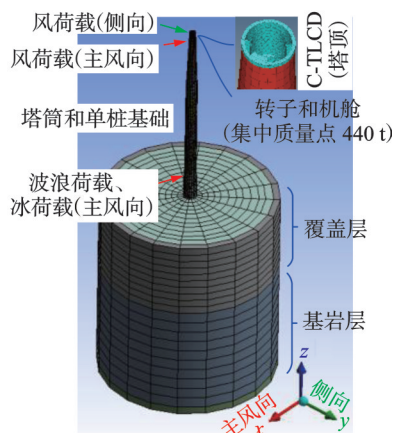


图2 5.5 MW 风电机组有限元模型

Fig.2 Finite element model of 5.5 MW wind turbine

为减轻边界效应的影响,在有限元模型中,覆盖层和基岩层的模型直径为单桩基础直径的13倍(97.5 m),沿 z 方向的总深度为单桩基础贯入直径的2.5倍(130 m)^[19]。塔筒和单桩基础部分的材料为结构钢,其杨氏模量为 2×10^{11} Pa、泊松比为0.3、密度为 $7\,850\text{ kg/m}^3$ 。假设阻尼器实体单元的杨氏模量、泊松比与塔筒和单桩基础保持一致。在本研究中,仅考虑阻尼器内液体质量对系统动力响应的影响,暂不考虑阻尼器容器质量的影响,因此阻尼器实体单元的密度设为0。

根据工程现场的地勘报告,土体的密度、杨氏模量与泊松比分别假设为 $2\,000\text{ kg/m}^3$ 、 $2 \times 10^7\text{ Pa}$ 与0.3,岩石的相应数据分别假设为 $2\,080\text{ kg/m}^3$ 、 $1.5 \times 10^9\text{ Pa}$ 与0.26。根据文献[20],土体和岩石层的最外侧、最底部单元设置为黏弹性人工边界单元,用于模拟半无限空间波动问题。假设单桩基础壳单元与其内部、外部的土体实体单元固接,不产生相对滑动。有限元模态分析结果表明,该系统在主风向和侧向的一阶模态质量均为600 t,一阶自振频率均为0.29 Hz。因此,C-TLCD液体质量为结构一阶模态质量的1.77%。

图3为C-TLCD(单元数量为43 056)的计算模型。从 x 方向(主风向)依次对各方位的液柱进行编号(1~8)。其中,需去除某液柱作为布设电缆等机械设备的通道。从图3可观察到去除2号液柱的结果,2号液柱位于主风向和侧向的角平分线上。在Fluent模块中,C-TLCD内的液体流动采用 $k-\epsilon$ 湍流模型进行数值求解,采用流体体积法确定自由液面位置^[9]。阻尼器内的液体为纯净水,气体为空气。在后文中,将研究去除不同方位的液柱所得到的C-TLCD控制效率。

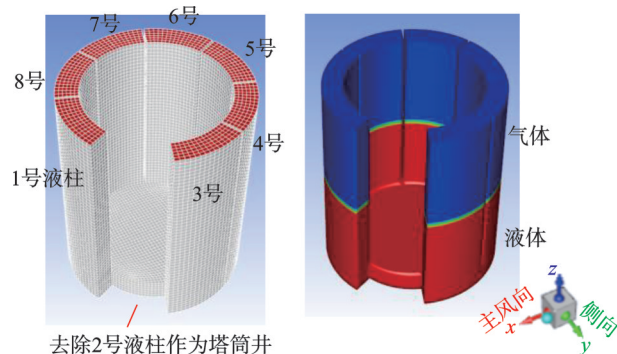


图3 C-TLCD的计算模型

Fig.3 Computational models of C-TLCD

2.2 数值模拟方法准确性验证

在进行风电结构与TLCD系统的大规模流固耦合计算前,使用清华大学水利试验室的小比尺T-TLCD模型进行实时耦联动力试验(real-time hybrid simulation, 简称RTHS),验证流固耦合数值模型的准确性。在RTHS中,以小比尺的T-TLCD模型(大圆壳半径 $R_1=0.155\text{ m}$ 、小圆壳半径 $R_2=0.130\text{ m}$ 、大底板和小底板之间的距离 $B=0.026\text{ m}$ 、隔板数量为8、水深 $V=0.143\text{ m}$)作为物理子结构在振动台上进行试验,1个单自由度的受控结构(质量为300 kg、阻尼比为1%、自振频率为1 Hz)作为数值子结构在计算机中进行实时动力计算。

图4为流固耦合数值模型的有效性验证。采用峰值加速度为 0.7 m/s^2 的地震加速度时程Kobe和Taft作为外界激励。图4(c)对比了数值模型与RTHS试验在T-TLCD控制下所确定的结构位移响应时程,可以看出数值仿真结果与试验结果的吻合较好。因此,ANSYS中所建立的数值模型可用于求解TLCD类型的液体阻尼器与结构的相互作用过程。

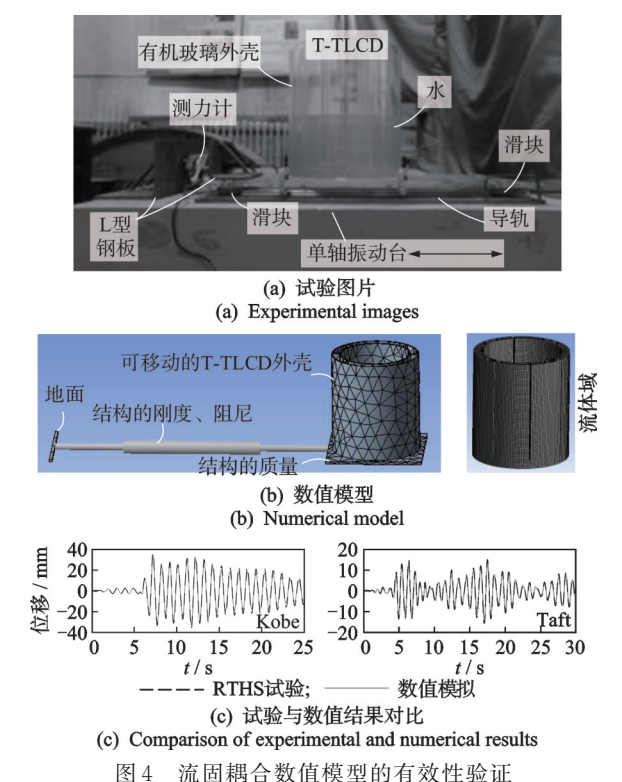


图 4 流固耦合数值模型的有效性验证

Fig.4 Verification of the effectiveness of the fluid-structure coupled numerical model

2.3 加载工况

风、浪、冰荷载的时程通过 FAST 软件程序^[21]的 AeroDyn、HydroDyn、IceDyn 子模块提前生成。在有限元模型中(图 2),风、浪(或冰)荷载分别施加于塔顶以及单桩基础处。由于不同水深处波浪荷载的大小有所区别,在 HydroDyn 中分别计算水深 0~10 m、10~20 m 及 20~30 m 的波浪荷载,并分别施加到对应的单桩基础壳单元上。浮冰荷载则施加于平均水位线高程处的单桩基础壳单元。

本研究考虑 6 种组合工况,风、浪与风、浮冰联合加载工况如分别表 2 所示、表 3。其中:工况 1~4 为考虑风、浪联合作用的工况;工况 1、2 为正常运行工况(风机发电);工况 3、4 分别为 1 年一遇和 50 年一遇的极端工况(风机停机);工况 5~6 为考虑风、浮冰联合作用的工况。各工况中的风、浪参数根据

表 2 风、浪联合加载工况					
Tab.2 Combined wind and wave loading conditions					
工况	平均风速/ (m·s ⁻¹)	显著波 高/m	波峰周 期/s	桨距角/ (°)	运行 状态
1	10.1	1.3	5.6	0	正常
2	25	2.0	7.1	19	正常
3	40	7.0	14.0	90	停机
4	50	10.1	17.1	90	停机

表 3 风、浮冰联合加载工况					
Tab.3 Combined wind and ice loading conditions					
工况	平均风速/ (m·s ⁻¹)	冰厚/ m	冰速/ (m·s ⁻¹)	桨距角/ (°)	运行 状态
5	40	0.02	0.29	90	停机
6	50	0.02	0.29	90	停机

5.5 MW 机组所在风电场的正常运行工况与极端工况下的计算边界条件确定。基于指数律计算风速廓线沿高程的变化,稳定度参数取为 0.2^[22]。风场的湍流强度假设为风机设计标准中的 B 级^[22]。在计算风荷载的过程中,考虑了叶片转动和桨距角的影响。波浪荷载的时程基于 Jonswap 波浪谱计算,且假定浪流方向和入流风方向保持一致。

冰荷载的时程由文献[23]所提出的冰-结构相互作用模型计算获得。在工况 5、6 中,将工况 3、4 中的波浪荷载替换为浮冰荷载,以模拟极端工况中的冰激励振动。在 IceDyn 子模块中计算冰荷载时程时,假设冰厚为 0.02 m,冰的抗压脆性破坏强度为 5×10⁶ Pa,各冰齿之间的间距为 1 m,浮冰移动速度为 0.29 m/s。在该冰荷载参数下,冰荷载的激励频率集中于 0.29 Hz 处,可激发风电机组的共振响应。

由于冰荷载激励情况下塔筒结构发生了共振,属于极端工况,因此假设工况 5、6 中风机处于停机状态。浮冰荷载的作用方向与入流风方向平行。根据表 1,在工况 1、2 中,结构在主风向和侧向的阻尼比分别设置为 5.5% 和 1.0%;在工况 3~6 中,结构各方向阻尼比均设置为 1.0%。各计算工况的时步为 0.01 s,总时长为 110 s。

3 结果分析

3.1 C-TLCD 液体自振频率

在计算结构与阻尼器的相互作用之前,对 C-TLCD 的自振频率进行识别,以确保阻尼器被精确调谐,同时与 T-TLCD(未去除任何液柱)的自振频率进行对比。在 Fluent 中,对图 3 中阻尼器计算模型进行自由衰减振动模拟,对得到的时程结果进行快速傅里叶变换,即可得到自振频率。

图 5 为 T-TLCD 与 C-TLCD 的液体自振频率,展示了水深 V=1.96 m 时 C-TLCD(以 6~8 号液柱为例)与 T-TLCD(以 1、2 号液柱为例)的自振频率,纵坐标为归一化的傅里叶幅值(无量纲)。由于 C-TLCD 去除了某一液柱,其内部液体运动为复杂的三维流动,因此各液柱的频率稍有区别。总体而言,在去除某一液柱后,C-TLCD 的频率并未发生显

著改变。因此,本研究中 C-TLCD 的水深确定为 $V=1.96\text{ m}$,与 T-TLCD 相同。

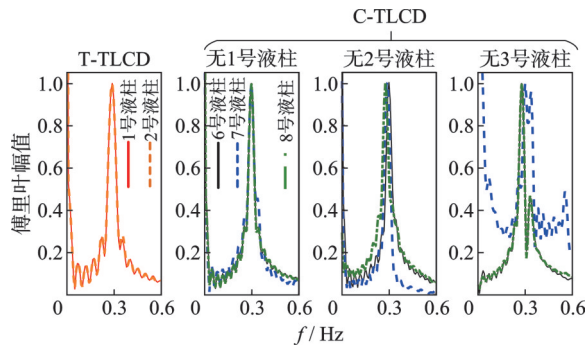


图5 T-TLCD与C-TLCD的液体自振频率

Fig.5 Liquid natural frequencies of T-TLCD and C-TLCD

3.2 C-TLCD结构减振性能

首先,以无2号液柱的C-TLCD为例,分析C-TLCD在各工况中的控制性能。其次,统计去除液柱的所在方位对C-TLCD性能的影响规律。

图6为工况1~6的结构位移时程。其中,

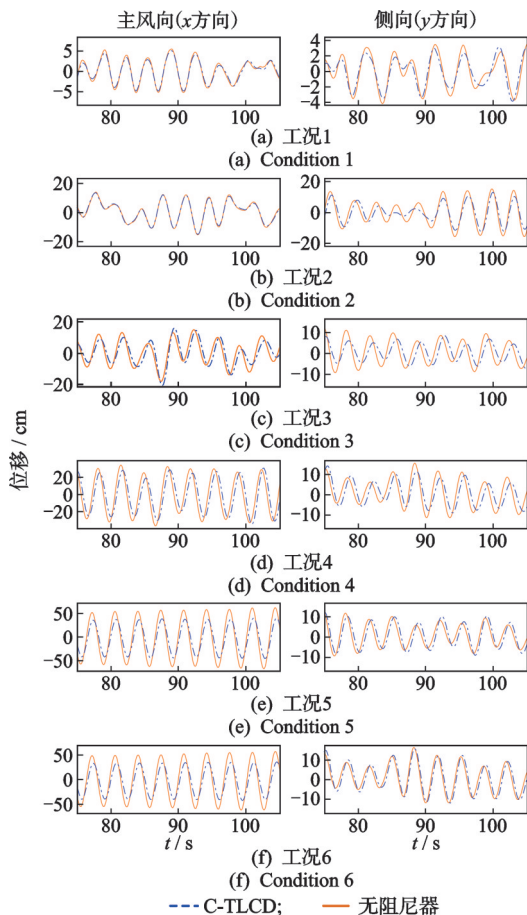


图6 工况1~6的结构位移时程

Fig.6 Displacement response of wind turbine structure under loading conditions 1—6

C-TLCD无2号液柱。为清晰展现结构位移时程的区别,图中选取70~110 s的时间窗口进行展示。可以看出,在工况1、2中的主风向上,安装阻尼器后的结构动力响应衰减并不明显,这是由于受气动阻尼的影响,主风向上结构自身的整体阻尼比较大(5.5%)。在工况1、2中的侧向上,安装阻尼器后的结构动力响应明显降低。在工况3、4中,风电机处于停机状态,各风向的结构整体阻尼比均较小,此时安装C-TLCD后的结构在主风向和侧向的振幅均明显减小。在工况5、6中,风机同样处于停机状态,主风向的浮冰动荷载引起结构产生显著的简谐共振响应,且该响应可被C-TLCD有效抑制。由于冰荷载的作用方向与侧向垂直,因此侧向的结构振幅相对较小(侧向振幅仅有主风向振幅的20%),C-TLCD的减振效果也并不明显。

图7为工况1~6的结构位移响应频谱。可见,C-TLCD显著降低了各工况中主风向和侧向的共振峰值,说明C-TLCD对风电结构的双方向共振响应具有明显的抑制作用。图8为工况2、3、5和6的结构位置轨迹的外轮廓图,在极坐标中展示了塔筒顶

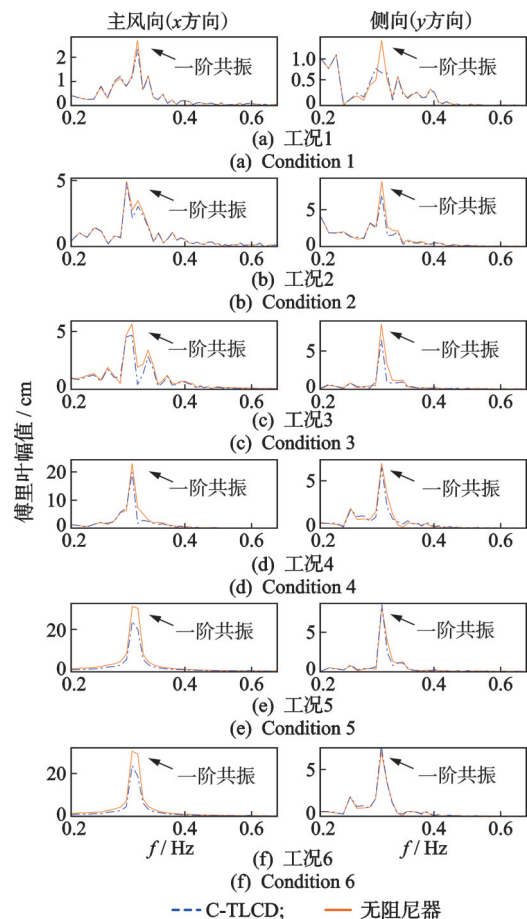


图7 工况1~6的结构位移响应频谱

Fig.7 Fourier spectra of displacement response of wind turbine structure under loading conditions 1—6

部运动轨迹的外轮廓。其中:0°为主风向;90°为侧向;无阻尼器与安装C-TLCD的极半径之差可反映C-TLCD的结构振幅控制性能。由于安装C-TLCD后,塔筒顶部运动轨迹的外轮廓有所减小,因此C-TLCD可同时减小塔筒顶部在主风向和侧向上的位移幅值。

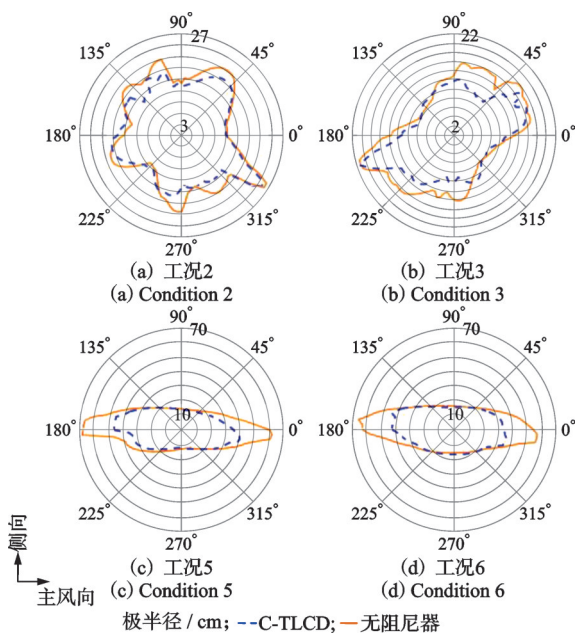


图8 工况2、3、5和6的结构位置轨迹的外轮廓图

Fig.8 Outer contour of structural location trajectory under loading conditions 2,3,5 and 6

为定量分析C-TLCD的减振效果,定义指标 I 为

$$I = 1 - \sigma(x_c) / \sigma(x_u) \quad (6)$$

其中: x_c 和 x_u 分别为安装和未安装阻尼器的结构的位移响应; $\sigma(x)$ 为 x 的标准差值。

表4为工况1~6的阻尼器减振效果,展示了工况1~6中C-TLCD对塔筒顶部的位移、速度和加速度响应的降低效果。总体而言,C-TLCD对主风向和侧向的结构响应均有较好的减振效果。在正常的工况1中,主风向和侧向的减振效率分别约为6%和9%;在正常的工况2中,则分别为6%和16%;在极端风浪的工况3、4中,则高达15%和27%、15%和11%;在极端的风和浮冰工况5、6中,发生显著共振的主风向结构振动均约有29%的衰减。

图9为工况2、6下阻尼器对结构的作用力时程。液体对结构产生的作用力由2部分构成,即液体随着结构运动产生的惯性力,以及液体在相对结构运动过程中产生的振荡力^[9]。在正常的工况2下,阻尼器对结构的作用力幅值可达5 000 N;在极端的工况6下,作用力幅值达10 000 N以上。需要注意的是,图9中的作用力时程为主风向和侧向激励共同作用的结果。若使用T-TLCD(8个液柱均

表4 工况1~6的阻尼器减振效果

Tab.4 Control effects of dampers under loading conditions 1—6

工况	主风向减振效果/%			侧向减振效果/%		
	位移	速度	加速度	位移	速度	加速度
1	5.2	6.2	5.8	6.9	8.8	9.0
2	4.2	6.7	6.3	14.3	16.4	17.0
3	12.9	15.2	15.4	25.8	27.7	26.9
4	14.2	15.3	15.4	8.5	10.3	10.4
5	28.5	28.7	28.5	2.6	3.1	3.7
6	28.5	28.7	28.6	-5.5	-5.3	-3.8

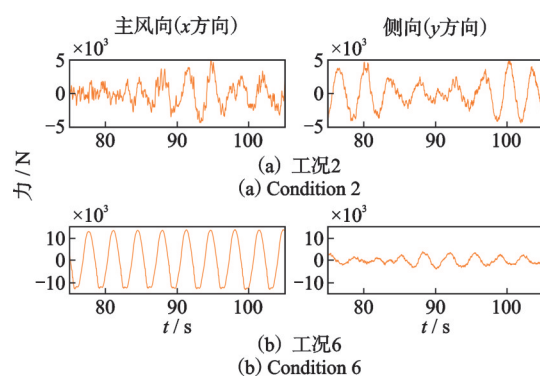


图9 工况2、6下阻尼器对结构的作用力时程

Fig.9 Control force of dampers on the wind turbine structure under loading conditions 2 and 6

保留的对称结构)进行振动控制,在仅受到主风向激励时,由于液柱分布的对称性,其内部液体只会在主风向产生对结构的作用力,而在侧向的作用力为0^[24]。相比之下,当C-TLCD仅受到主风向的激励时,会同时在主风向和侧向2个方向对结构产生作用力。这是因为去除2号液柱后,即使仅在单方向的外激励下,C-TLCD内部的液体流动也是三维的(同时有主风向、侧向和竖直向的运动)。由于液柱的不对称性,液体在主风向(x 方向)上运动时会不可避免地伴随着侧向(y 方向)的运动,因此通常情况下C-TLCD的液体流动模式更为复杂。

此外,C-TLCD不再具备任意水平方向的对称性,非对称轴方向激励所导致的液体流动会对正交方向产生作用力,因而主风向的激励荷载特性会对侧向的减振效果产生一定影响。在工况5、6中,主风向上存在着引起结构、液体共振响应的浮冰激励。在该激励作用下,在主风向上处于共振状态的液体影响了侧向上液体的流动状态,这可能是导致工况5、6中C-TLCD在侧向上的控制效率不显著的原因。

3.3 塔筒井方位的影响

在上述分析中,均假设C-TLCD中所去除的液

柱为2号液柱(即塔筒井位于所去除的2号液柱处,与主风向之间的夹角为45°)。在实际工程中,风激励的方向未知,主风向与塔筒井之间的夹角也难以提前预测。在图3所示的阻尼器中,若去除的液柱为1号液柱,则主风向与去除的液柱之间的夹角为0°;若去除的液柱为3号液柱,则主风向与去除的液柱之间的夹角为90°。

以工况1~4中的结构加速度响应为例,表5为去除液柱的方位对加速度控制效率的影响。需要说明的是,针对结构的加速度、速度或位移响应,C-TLCD中去除的液柱方位对控制效率的影响规律均一致。为简洁起见,文中仅列出结构加速度响应的结果。可以看出,去除不同方位的液柱后,C-TLCD的控制效率在一定范围内波动。据此可知,当风激励方向变化时,C-TLCD的控制效果也会相应发生变化,变化幅度约为±5%。无论是去除1号、2号,还是3号液柱,C-TLCD的振动控制效果均较为显著。去除1号液柱的C-TLCD在工况1~4中的主风向上的平均控制效率为11.4%,而去除2号、3号液柱的相应效率为10.7%、11.0%。在侧向上,各工况中去除1号、2号和3号液柱的C-TLCD的平均控制效率分别为18.2%、15.8%和16.2%。可见,去除1号液柱的C-TLCD的性能稍优于去除2号或3号液柱。在工程设计时,建议去除1号液柱,即主风向与去除的液柱之间的夹角为0°。

表5 去除液柱的方位对加速度控制效率的影响
Tab.5 Effect of the orientation of the removed liquid column on the acceleration control efficiency

工况	主风向控制效率/%			侧向控制效率/%		
	去除 1号	去除 2号	去除 3号	去除 1号	去除 2号	去除 3号
1	8.8	5.8	5.1	12.1	9.0	11.2
2	5.6	6.3	6.2	18.5	17.0	17.8
3	17.1	15.4	16.1	23.8	26.9	19.8
4	14.2	15.4	16.4	18.2	10.4	15.9

通过上述分析可知,C-TLCD可改善风、浪、冰荷载下单桩式风机的动力响应,且为塔筒内部的电梯井、电缆等机械设备预留通道,具有较高的工程应用价值。

4 结 论

1) 结合实际风电塔筒内部结构特征,提出了C-TLCD用于塔筒减振,建立了C-TLCD-风机塔筒的流固耦合动力分析模型,通过试验验证了流固耦合数值模型的准确性;在相同水深下,C-TLCD和

T-TLCD的自振频率基本一致,在结构初步设计阶段,C-TLCD可按T-TLCD的方法进行设计。

2) 以去除2号液柱的C-TLCD为例,当C-TLCD的液体质量为风电结构一阶模态质量的1.77%时:在风机运行工况中,C-TLCD在主风向、侧向的控制效率分别约为6%、7%~17%;在风浪极端工况(风机停止运行)中,C-TLCD在主风向、侧向的控制效率分别约为15%、10%~25%;在风、浮冰极端工况(风机停止运行)中,C-TLCD在主风向的控制效率高达29%,在侧向则几乎无控制效果;在主风向(浮冰荷载的激励方向)上,结构的振动响应更为显著,振幅约为侧向的5倍。因此,在风、浮冰极端工况中,相比起侧向,应重点关注C-TLCD在主风向上的控制效果。

3) 考虑塔筒井方向的影响时,C-TLCD的控制效率可能在一定范围内波动(变化幅度约为±5%)。因此,当风激励方向变化时,C-TLCD的控制效果也会随之变化。尽管如此,无论塔筒井位于哪个方位,C-TLCD的振动控制效果均较为显著。

参 考 文 献

[1] LI H, GUEDES SOARES C, HUANG H Z. Reliability analysis of a floating offshore wind turbine using bayesian networks[J]. Ocean Engineering, 2020, 217: 107827.

[2] 周凌, 赵前程, 朱岸锋, 等. 基于FISSA-DBN模型的风电机组运行状态监测[J]. 振动、测试与诊断, 2023, 43(1): 80-87.
ZHOU Ling, ZHAO Qiancheng, ZHU Anfeng, et al. Wind turbine operation status monitoring based on FIS-SA-DBN model[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2023, 43(1): 80-87.(in Chinese)

[3] 杨永春, 李响亮, 刘坤宁, 等. TMD在海上风电塔架中的减振效果研究[J]. 船舶工程, 2014, 36(增刊1): 235-238.
YANG Yongchun, LI Xiangliang, LIU Kunning, et al. Research on TMD's vibration reduction effect in offshore wind tower[J]. Ship Engineering, 2014, 36(S1): 235-238.(in Chinese)

[4] 曾伟杰, 张颖, 邓燕飞, 等. 基于双惯容调谐质量系统的半潜式海上风力机振动控制[J]. 上海交通大学学报, 2024, 58(7): 983-994.
ZENG Weijie, ZHANG Ying, DENG Yanfei, et al. Vibration control of semi-submersible offshore wind turbines using inerter-based absorbers[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2024, 58(7): 983-994. (in Chinese)

[5] SUN C, JAHANGIRI V. Bi-directional vibration control of offshore wind turbines using a 3D pendulum

- tuned mass damper[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2018, 105: 338-360.
- [6] ZHANG Z, BASU B, NIELSEN S. Tuned liquid column dampers for mitigation of edgewise vibrations in rotating wind turbine blades[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2015, 22(3): 500-517.
- [7] ZHANG Z L, NIELSEN S R K, BASU B, et al. Performance evaluation of full-scale tuned liquid dampers (TLDs) for vibration control of large wind turbines using real-time hybrid testing[J]. *Engineering Structures*, 2016, 126: 417-431.
- [8] DING H, WANG J, LU L, et al. A toroidal tuned liquid column damper for multidirectional ground motion-induced vibration control[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2020, 27(8): e2558.
- [9] DING H, CHEN Y N, WANG J T, et al. Numerical analysis of passive toroidal tuned liquid column dampers for the vibration control of monopile wind turbines using FVM and FEM[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 247: 110637.
- [10] DING H, WANG W, LIU J F, et al. On the size effects of toroidal tuned liquid column dampers for mitigating wind- and wave-induced vibrations of monopile wind turbines[J]. *Ocean Engineering*, 2023, 273: 113988.
- [11] HE J, JIN X, XIE S Y, et al. Multi-body dynamics modeling and TMD optimization based on the improved AFSA for floating wind turbines[J]. *Renewable Energy*, 2019, 141: 305-321.
- [12] VILLOSLADA D, SANTOS M, TOMÁS-RODRÍGUEZ M. TMD stroke limiting influence on barge-type floating wind turbines[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 248: 110781.
- [13] FENG Z Q, HUANG Y H, HUA X G, et al. Vibration-resistant performance study of a novel floating wind turbine with double-rope mooring system and stroke-limited TMD[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2023, 11(1): 58.
- [14] CHAPAIN S, ALY A M. Vibration attenuation in wind turbines: a proposed robust pendulum pounding TMD[J]. *Engineering Structures*, 2021, 233: 111891.
- [15] JAHANGIRI V, SUN C, KONG F. Study on a 3D pounding pendulum TMD for mitigating bi-directional vibration of offshore wind turbines[J]. *Engineering Structures*, 2021, 241: 112383.
- [16] 刘纲, 王晖, 冀卫东, 等. 风机塔架调谐液体阻尼器多向致振控制方法研究[J]. *工程力学*, 2025, 42(7): 165-172.
- LIU Gang, WANG Hui, JI Weidong, et al. Research on multi-direction vibration control method of tuned liquid damper for wind turbine towers[J]. *Engineering Mechanics*, 2025, 42(7): 165-172.(in Chinese)
- [17] XIANG Z Q, WANG J T, WANG W, et al. Vibration-based health monitoring of the offshore wind turbine tower using machine learning with Bayesian optimisation[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 292: 116513.
- [18] COLWELL S, BASU B. Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control[J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(2): 358-368.
- [19] MA H W, YANG J, CHEN L Z. Numerical analysis of the long-term performance of offshore wind turbines supported by monopiles[J]. *Ocean Engineering*, 2017, 136: 94-105.
- [20] 谷音, 刘晶波, 杜义欣. 三维一致粘弹性人工边界及等效粘弹性边界单元[J]. *工程力学*, 2007, 24(12): 31-37.
- GU Yin, LIU Jingbo, DU Yixin. 3D consistent viscous-spring artificial boundary and viscous-spring boundary element[J]. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(12): 31-37.(in Chinese)
- [21] JONKMAN B, JONKMAN J. FAST v8.16.00a-bjj [R/OL]. National Renewable Energy Laboratory, USA, (2016-07-26) [2024-01-28]. https://openfast.readthedocs.io/en/main/_downloads/5f2ddf006568adc9b88d8118dc3f1732/FAST8_README.pdf.
- [22] International Electrotechnical Commission. Wind energy generation systems-part 1: design requirements: IEC 61400-1: 2019[S]. International Standard IEC, 2005.
- [23] MATLOCK H, DAWKINS W, PANAK J. Analytical model for ice-structure interaction[J]. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 1971, 4: 1083-1092.
- [24] DING H, ALTAY O, WANG J T, et al. On the bidirectional decoupling characteristics of toroidal tuned liquid column dampers[J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2023, 27(14): 4051-4072.



第一作者简介:王卫,男,1992年1月生,博士、高级工程师。主要研究方向为海上风电机组支撑结构性能评估与胶结抛石防冲刷技术研究。曾发表《Gridded cemented riprap for scour protection around monopile in the marine environment》(《Ocean Engineering》2023, Vol. 272)等论文。

E-mail: wangwei16@tsinghua.org.cn

通信作者简介:王进廷,男,1973年11月生,博士、教授。主要研究方向为土木结构减振、实时耦联动力试验、多种介质动力相互作用理论与数值方法研究。

E-mail: wangjt@tsinghua.edu.cn