

文章编号: 1000-4882(2014)S2-0205-05

$Re = 10^5$ 时圆锥型 VIV 抑制罩的水动力载荷特性

林黎明, 钟兴福, 吴应湘

(中国科学院力学研究所 流固耦合系统力学重点实验室, 北京 100190)

摘 要

通过数值计算, 模拟了 Re 数为 10^5 时具有圆锥型涡激振动抑制罩、圆形截面的柱形结构的绕流流动; 研究带有圆锥型抑制罩的柱体所受到的水动力载荷 (包括阻力和升力)。所计算的圆锥型抑制罩的几何参数中, 无量纲波长为 4、6 和 8, 而波动强度 (波高与波长之比) 为 0.0125、0.025、0.05、0.1 和 0.2。模拟计算结果表明: 当引入圆锥型抑制罩后, 结构的平均阻力系数随着波动强度增大一般逐渐增大; 脉动升力系数则在无量纲波长为 4 时随波动强度增大逐渐增大, 而在无量纲波长为 6 和 8 时脉动升力系数则先减小而后增大; 涡脱落频率随波动强度增大则是逐渐减小的。

关 键 词: 圆锥型扰动; 涡激振动; 抑制; 水动力载荷

0 引 言

在洋流绕过海洋工程中的钝体结构时, 通常会发生涡激振动 (Vortex-induced vibration, VIV) 的现象。当具有特定速度的流体绕过钝体结构时, 其尾迹中会出现交替脱落的旋涡; 结构由此受到脉动的流体载荷, 从而产生特定的振动。当涡脱落频率和结构固有频率相近或相等时, 就发生共振现象; 同时, 结构振幅和相应的流体载荷都会显著增大。这种共振导致钝体结构出现疲劳损伤甚至工程结构整体破坏, 直接影响人员生命和财产安全, 进而影响石油生产。

为了尽量降低涡激振动对钝体结构的这种破坏作用及延长其使用寿命; 几十年来, 各国学者进行了大量的试验和工程应用研究, 提出了多种 VIV 抑制装置和设计^[1-3]。其中, 大多数的涡激振动抑制装置采用被动控制的方式 (如: 通过对来流、结构绕流流场及尾迹进行干扰), 从而实现有效干扰涡脱落甚至实现抑制。典型的例子如: Owen et al. (2001)^[4]提出了在柱面上螺旋型分布椭球状鼓包, 可以有效降低结构受到的升力载荷 (然而在低质量阻尼比情况下失效); 宋吉宁等 (2009)^[5]提出了在柱体周边设置干扰柱, 其抑制效果则易于受到海洋生物附着的影响。对于具有良好水动力学性能的整流罩^[6], 由于存在来流方向敏感性而应用受到一定限制; 即使安装可旋转装置, 也会造成新的结构动力稳定性问题。目前海洋工程中最常用的螺旋型列板^[7-8]及新近提出的螺旋型凹槽^[9]等, 除了海洋生物附着影响外, 仍然存在诸如安装过程或加工复杂等因素。因此, 研究新型涡激振动抑制装置仍然是目前研究的热点和难点。

近年来, 有学者采用对结构体引入具有三维特征的几何扰动, 干扰结构的绕流流场及尾迹流动, 从而实现控制涡动力的行为, 实现削弱甚至抑制涡脱落及相应的水动力载荷 (如引入波型迎风面^[10]或整柱扭曲变形^[11-12])。然而, 由于这些几何扰动是在流向-展向平面内引入, 仍然具有来流方向敏感性问题; 因而, Lin et al. (2011)^[13]提出了一种基于 Bernoulli 方程和几何扰动干扰流场、且与来流方向无关的新型干扰措施。这种方式的特点是: 几何扰动是在径向-展向平面内引入, 即柱体外置的抑制装置的外径沿展向非均匀变化。在这个设计概念下, 对谐波型和圆锥型扰动柱进行单摆 VIV 实

验^[14-15]。结果表明：引入特定强度的几何扰动，在 VIV 出现的起始流速下，确实能够降低结构振幅。随后的数值模拟^[16,17]表明，在中低 Re 数时，其水动力载荷在特定的参数空间范围内均存在局部极小值现象，因而这种 VIV 抑制措施具有潜在的工程应用价值。

本文研究的主要目的是：针对带有圆锥型抑制罩的柱体，通过对较高 Re 数 (10^5) 的绕流流动进行数值模拟计算，获得该结构受到的水动力载荷（阻力和升力）及涡脱落频率，分析其随圆锥型波动的波长和波动强度的变化特征，从而为后期实验研究提供参考依据。

1 数学模型及计算方法

带有圆锥型涡激振动抑制罩、具有圆型截面的柱体结构绕流如图 1 所示，其中， x 向是与来流方向一致， z 向是柱体展向或轴向， y 向是与来流方向垂直的横向， D 为直圆柱直径， W 为圆锥型式扰动波的波高， λ 为展向波长。这种扰动波的波峰为柱体结构直径最大处（即 $D+2W$ ），而波谷则为柱体直径最小处（即 D ）。

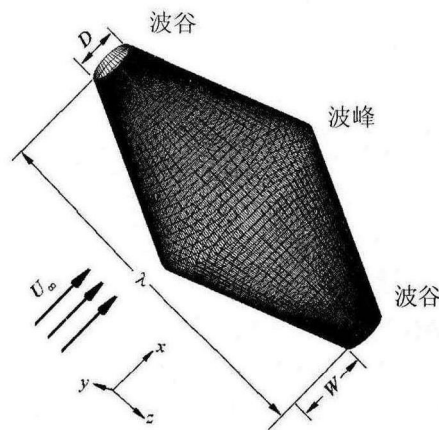


图 1 圆锥型柱体绕流示意图

考虑不可压缩流体的绕流问题，无量纲化的质量连续性方程和动量守恒方程分别写为

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \mathbf{u} &= 0 \\ \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} &= -\nabla p + \frac{1}{Re} \nabla^2 \mathbf{u} \end{aligned} \quad (1)$$

其中， $\mathbf{u} = (u, v, w)$ 为速度矢量， t 为无量纲时间， p 为静态压力， ∇ 为梯度算子， Re 为 Reynolds 数，定义为 $U_\infty D / \nu$ ，其中 U_∞ 为无穷远处自由来流的速度， ν 为流体的运动粘性系数。

采用 Fluent 软件进行数值模拟，其中计算湍流的方法应用大涡模拟。边界条件分别为：计算域入口为自由来流速度，横向侧边界为自由滑移边界条件，计算域出口为简单无反射边界条件，展向模拟无限长柱体而采用周期性边界条件，柱体表面为无滑移边界条件。为了减小计算域对柱体绕流计算结果的影响，设置上游的来流入口距离柱体中心 $10D$ ，而下游流动出口距离为 $30D$ ， y 向两侧为 $10D$ ，展向长度选取一个完整波型的波长进行计算。网格在柱面及尾迹中心平面附近划分较密，远离这一区域则变疏。

对于计算方法的校验：在中低 Re 时，以直圆柱绕流进行模拟计算得到的水动力学参数，如 Strouhal 数 (St ，无量纲涡脱落频率，定义为 fU_∞/D ，其中 f 为涡脱落频率)、平均阻力系数 (C_{D_M}) 及脉动升力系数 (C_{L_RMS})，并与前人实验及数值模拟计算的对比可以参考文献[17]；而在当前 Re 下计算获得的结果对比如表 1 所示，结果表明计算结果和实验值吻合得较好。

表 1 本文计算的 St , $C_{D,M}$ 及 $C_{L,RMS}$ 与前人实验结果对比

$Re=10^5$	St			$C_{D,M}$			$C_{L,RMS}$		
	$\lambda=4$	$\lambda=6$	$\lambda=8$	$\lambda=4$	$\lambda=6$	$\lambda=8$	$\lambda=4$	$\lambda=6$	$\lambda=8$
本文计算	0.186	0.188	0.184	1.028	1.039	1.083	0.488	0.449	0.535
实验 ^[1]	0.18~0.2			1.16			0.4~0.65		

2 数值计算及结果分析

在本文计算中,对于带有圆锥型 VIV 抑制罩的圆柱体,分别选取了两组不同的无量纲扰动波长 λ/D 和波动强度 W/λ , 其中 $\lambda/D=4, 6$ 和 8 , 而 $W/\lambda=0.0125, 0.025, 0.05, 0.1$ 和 0.2 。

首先,分析结构受到平均阻力的变化情况,见图 2 所示。一般而言,在 λ/D 为 4 和 8 时,随波动强度逐渐增大,阻力都是逐渐增大的。然而, $\lambda/D=6$ 时,阻力先逐渐增大;当 W/λ 大于 0.025 时,阻力开始减小;在 $W/\lambda=0.05$ 时,阻力达到局部极小值(此时,该局部极小值对应的结构所受的阻力略小于不带圆锥型抑制罩时的直圆柱,其减阻率为 5%);随后,又再次逐渐增大。

而对于脉动升力系数的变化,如图 3 所示。当 λ/D 为 4 时,引入抑制罩后的柱体脉动升力随着波动强度增大(一般是逐渐增大的),且均大于直圆柱时的情况。而当 λ/D 为 6 和 8 时,圆锥柱的升力开始随着波动强度增大而逐渐减小,且显著小于直圆柱的;因此,同样存在局部极小值的情况(其中, λ/D 为 6 时脉动升力系数减小率达到 39%,而 λ/D 为 8 时达到 64%)。而当波动强度大于 0.05 或 0.1 时,则升力又逐渐增大的。

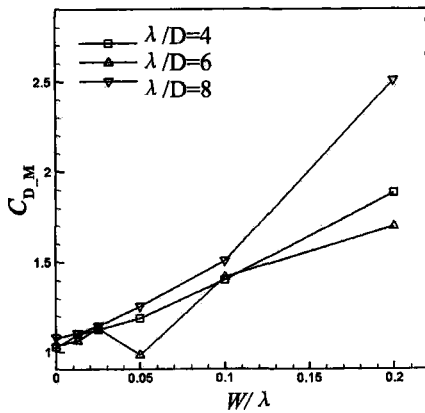


图 2 不同波长下圆锥型柱体的 $C_{D,M}$ 随 W/λ 的变化

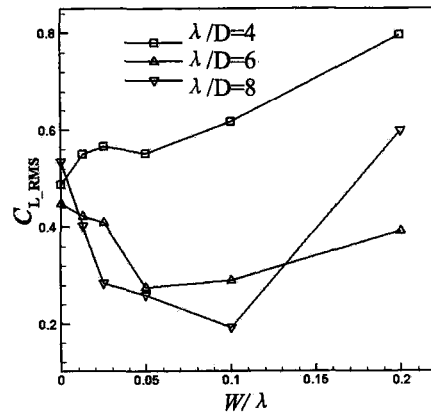


图 3 不同波长下圆锥型柱体的 $C_{L,RMS}$ 随 W/λ 的变化

最后,再来分析引入圆锥型抑制罩后,导致结构尾迹中无量纲涡脱落频率 St 的变化(如图 4 所示)。随着波动强度的逐渐增大,无论哪个波长情况下,涡脱落频率都是逐渐减小的,且几乎都小于直圆柱时的涡脱落频率。这就意味着通过引入这种抑制罩后,可通过错开原先的共振频率(或者降低了结构发生共振时的频率倍数或共振模态),从而实现削弱结构的疲劳破坏。

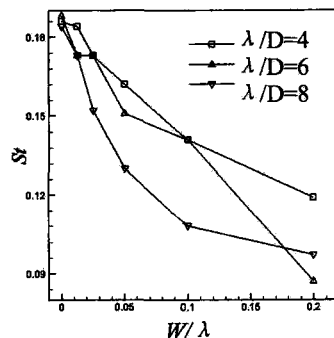


图 4 不同波长下圆锥型柱体的 St 随 W/λ 的变化

3 结 论

本文通过数值模拟, 获得了 Re 数为 10^5 时, 带有圆锥型 VIV 抑制罩的圆柱体水动力载荷随波长和波动强度的变化规律。结果表明:

(1) 引入圆锥型扰动后, 平均阻力一般均比直圆柱大, 且随着扰动强度增大而增大; 而当 λ/D 为 6 和扰动强度为 0.05 时, 出现了阻力达到局部极小值的情况, 且比直圆柱的阻力还小。

(2) 引入圆锥型抑制罩后, 相比直圆柱时, 脉动升力在 λ/D 为 4 时均大于直圆柱时的情况; 而当 λ/D 为 6 和 8 时, 随着波动强度增大, 升力先是逐渐减小, 而后增大。

(3) 引入圆锥型抑制罩后, 随着波动强度的增大, 尾迹中的涡脱落频率逐渐减小, 且都小于直圆柱时的情况。

(4) 综合目前获得的研究结果, 建议选择 $\lambda/D=6$ 和 $W/\lambda=0.05$ 时的圆锥型抑制罩, 可以实现阻力几乎未增加的情况下, 升力显著下降。

参 考 文 献

- [1] SARPKEYA T, ISAACSON M. Mechanics of wave forces on offshore structures[M]. New York, U.S.: Published by Van Nostrand Reinhold Company, 1981.
- [2] KUMAR R A, SOHN C H, GOWDA B H L. Passive control of vortex-induced vibrations: an overview[J]. Recent Patents on Mechanical Eng, 2008(1): 1-11.
- [3] 吴浩, 孙大鹏. 深海立管涡激振动被动抑制措施的研究[J]. 中国海洋平台, 2009, 24(4): 1-8.
- [4] OWEN J C, BEARMAN P W, SZEWCZYK A A. Passive control of VIV with drag reduction[J]. Fluids Struct. 2001, 15: 597-605.
- [5] 宋吉宁, 等. 三根附属控制杆对海洋立管涡激振动抑制作用实验研究[J]. 海洋工程, 2009, 27(3): 23-29.
- [6] LEE L, ALLEN D W. The dynamic stability of short fairings. Offshore Tech[C]// Conf. Houston, Texas, USA, 2-5 May 2005, OTC 17125.
- [7] TRIM A D, BRAATEN H, LIE H, TOGNARELLI M A. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers [J]. Fluids Struct. 2005, 21: 335-361.
- [8] KORKISCHKO I, MENEGHINI[J]. R. Experimental investigation of flow-induced vibration on isolated and tandem circular cylinders fitted with strakes[J]. Fluids Struct. 2010, 26: 611-625.
- [9] HUANG S. VIV suppression of a two-degree-of-freedom circular cylinder and drag reduction of a fixed circular cylinder by the use of helical grooves[J]. Fluids Struct, 2011, 27:1124-1133.
- [10] BEARMAN P W, OWEN J C. Reduction of bluff-body drag and suppression of vortex shedding by the introduction of wavy separation lines[J]. Fluids Struct, 1998(12): 123-130.
- [11] OWEN J C, SZEWCZYK A A, BEARMAN P W. Suppressing Kármán vortex shedding by use of sinuous circular cylinders[R]. Bulletin of the American Physical Society, 1999, 44: 124.
- [12] LIN L M, LING G C, WU Y X. Mechanism responsible for the complete suppression of Karman vortex in flows past a wavy square-section cylinder[J]. Chin Phys Lett, 2010, 27(3).
- [13] LIN L M, ZHONG X F, WU Y X. Experimental investigation of a new device in suppressing vortex-induced vibrations of a circular cylinder[C]// Proc. 21st Int. Offshore and Polar Eng. Conf., ISOPE, Maui, 2011: 1283-1288.
- [14] ZHONG X F, LIN L M, WU Y X. New Method in Suppressing Vortex-Induced Vibration of Marine Riser[C]// Applied Mechanics and Materials. 2012, 226-228: 9-12.

- [15] ZHONG X F, LIN L M, WU Y X. The VIV detection based on Poincare surface of sections[C]//The International Workshop on Physics and Mathematics, 2012: 2752-2755.
- [16] 林黎明, 钟兴福, 吴应湘. 低 Re 数下具有几何扰动的圆柱水动力载荷特性研究[J]. 中国造船, 2012, 53(S2): 205-210.
- [17] 林黎明, 钟兴福, 吴应湘. 中低 Re 数下圆锥型 VIV 抑制罩的水动力载荷分析[J]. 中国造船, 2013, 54(S2): 186-191.

Features of Hydrodynamic Load on Conic Shroud in suppressing VIV at $Re=10^5$

LIN Liming, ZHONG Xingfu, WU Yingxiang
(Institute of Mechanics, CAS, LMFS, Beijing 100190, China)

Abstract

Flow field past a circular-section cylinder with a conic shroud for vortex-induced vortex (VIV) is numerically simulated at Reynolds number of 10^5 . Hydrodynamic loads, including drag and lift forces, are investigated. Non-dimensional wavelengths are 4, 6 and 8, and wave steepness (the ratio of the wave height to the wavelength) are 0.0125, 0.025, 0.05, 0.1 and 0.2. The simulation results show that (1) the introduction of conic shroud leads to the increase of mean drag coefficient versus the increase of wave steepness; (2) RMS lift coefficient increases at the wavelength of 4, but firstly reduces and then increases at the wavelengths of 6 and 8; (3) vortex-shedding frequency decreases gradually with the increase of wave steepness.

Key words: conic disturbance; vortex-induced vibration; suppression; hydrodynamic load

作者简介

林黎明 男, 1977 年生, 助理研究员。从事流体力学专业研究。

钟兴福 男, 1967 年生, 副研究员。主要从事多相流体力学应用及海洋工程。

吴应湘 男, 1956 年生, 研究员。主要从事多相流及海洋工程相关力学问题研究,