

# 涡流发生器控制喷水推进器进水管流动分离的 数值研究\*

黄丛磊<sup>1</sup>, 陈榴<sup>1</sup>, 王宗龙<sup>2</sup>, 戴韧<sup>1</sup>

(1. 上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093;  
2. 中国船舶及海洋工程设计研究院, 上海 200011)

**摘要:** 为抑制某型喷水推进平入口进水管低进速比下管内流动分离, 提升喷射泵来流的品质, 应用涡流发生器 (VG) 流动控制技术, 在进水管内部以及入口前的船底加装涡流发生器。采用雷诺时均模型和 SST  $k-\omega$  湍流模型数值模拟进水管内流场, 从流动分离、涡系分布和整体性能等方面分析了不同位置 VG 对进水管流场特性的影响, 揭示了 VG 抑制进水管流动分离的控制机理。结果表明, VG 产生流向涡驱动主流与斜坡侧边界层低能流体进行动量交换, 增加边界层内的流向动量, 从而抑制进水管斜坡侧的流动分离。流向涡在分离区内会发生方向偏移导致进水管内流场不对称。VG 在进水管内产生的流向涡强度以及自身附加损失都会影响其控制效果。通过优选 VG 安装位置, 进水管出口的不均匀度系数从 0.406 下降至 0.318, 旋流度从  $3.23^\circ$  下降至  $2.14^\circ$ , 出口总压畸变减小, 整体效率得到有效提升。

**关键词:** 喷水推进; 涡流发生器; 流动控制; 流动分离; 流向涡

中图分类号: U664.34 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2022) 07-210029-10

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.210029

## Numerical Study of Flow Separation Control in Waterjet Intake Duct by Vortex Generator

HUANG Cong-lei<sup>1</sup>, CHEN Liu<sup>1</sup>, WANG Zong-long<sup>2</sup>, DAI Ren<sup>1</sup>

(1. School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China;  
2. Marin Design and Research Institute of China, Shanghai 200011, China)

**Abstract:** In order to suppress the flow separation in the submerged intake duct for a waterjet propulsion system at low Inlet Velocity Ratio (IVR) and improve the quality of the flow entering the jet pump, the vortex generator (VG) flow control technology is applied to install vortex generator inside the intake duct and at the bottom of the ship in front of the entrance. Flow's Reynolds-averaged Navier-Stokes equations (RANS) are solved with the SST  $k-\omega$  turbulence model to simulate the flow field inside the intake duct. The effects of vortex generator at different positions on the flow field characteristics of the intake duct are analyzed from the aspects of flow separation, vortex distribution and overall performance. The flow control mechanism of vortex generator suppressing the flow separation is revealed. The results show that the streamwise vortex generated by the vortex generator induce the momentum exchange between the mainstream and the low-energy fluid in the boundary layer on the

\* 收稿日期: 2021-01-14; 修订日期: 2021-03-05。

基金项目: 国家自然科学基金 (52006147); 喷水推进技术重点实验室基金 (6142223190102)。

作者简介: 黄丛磊, 硕士生, 研究领域为船舶喷水推进、流动控制。

通讯作者: 陈榴, 博士, 副教授, 研究领域为叶轮机械气动力学设计及优化。

引用格式: 黄丛磊, 陈榴, 王宗龙, 等. 涡流发生器控制喷水推进器进水管流动分离的数值研究[J]. 推进技术, 2022, 43(7): 210029 (HUANG Cong-lei, CHEN Liu, WANG Zong-long, et al. Numerical Study of Flow Separation Control in Waterjet Intake Duct by Vortex Generator[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(7): 210029.)

ramp side, which increases the streamwise momentum in the boundary layer to suppress the local flow separation on the ramp side. When the streamwise vortex moves through the separation zone, it deflects leading to the asymmetry of the flow field in the intake duct. However, for the intake duct, the strength of the streamwise vortex and the extra loss of the vortex generator will affect the control effect. Through optimizing the installation position of VG, the uniformity coefficient of the intake duct outflow decreases from 0.406 to 0.318, the swirling angle decreases from  $3.23^\circ$  to  $2.14^\circ$  and the total pressure distortion is reduced, and the overall efficiency is improved.

**Key words:** Waterjet propulsion; Vortex Generator; Flow control; Flow separation; Streamwise vortex

## 1 引言

喷水推进利用推进泵喷出水流的反作用力推动船舶前进<sup>[1]</sup>,在水陆两栖车辆、高速船舶等领域具有广阔的应用前景。进水管是喷水推进器的重要组成部分,连接推进泵与船体,承担着输运水流和传递能量的作用。喷水推进器理论上具有推进效率高和变工况范围广等常规螺旋桨不及的优点,但受船体结构布局以及流道造型等因素的影响,进水管内部存在流动分离现象,其非均匀出流会扰动推进泵的内流场<sup>[2]</sup>,影响推进系统的整体性能。工程实践和试验证明,进水管所损失的功率约占主机总功率的7%~9%<sup>[3]</sup>,其与船体之间的相互作用对推进效率的影响甚至可以达到20%以上<sup>[4]</sup>。

喷水推进的进水管内流场是涡旋流动。Buteln<sup>[5]</sup>观察到高航速时,吸入流体受阻于斜坡处的逆压梯度而发生流动分离,在进水管的斜坡处出现大尺度分离涡。常书平等<sup>[6]</sup>对不同进速比(*IVR*)下的进水管流场进行数值模拟,发现 $IVR=0.6\sim 0.8$ 工况时进水管各方面性能较好,而在低 $IVR$ 工况下分离现象严重,性能较差。多年来喷水推进努力通过优化进水管几何参数来提升水力性能<sup>[7]</sup>。丁江明等<sup>[8]</sup>提出进水管造型的参数化方法,为优化设计进水管提供了很好的模型基础,但未能很好地解决低 $IVR$ 下流动分离的问题。张富毅等<sup>[9]</sup>在进水管和叶轮段之间安装辐条段,提升轴流式喷水推进泵的来流品质,抑制叶轮前缘的空化发展。Brandner等<sup>[10]</sup>在喷水推进试验台上加装锯齿形格栅以增厚进流边界层,观察到进水管斜坡侧边界层的分离和喷泵表面流动的畸变显著减小,但流道效率也明显下降。

涡流发生器(VG)是一种简单的被动流动分离控制装置。Taylot<sup>[11]</sup>提出了用于延缓机翼气流分离的涡流发生器。李嘉宾等<sup>[12]</sup>研究发现,矩形涡流发生器能够有效减弱叶栅内横向二次流,降低流动损失。刘艳明等<sup>[13]</sup>计算分析了涡流发生器的长度和高度组合成多种方案,涡流发生器能够产生较强的流向涡,

在抑制分离的同时应尽可能减小涡流发生器高度和长度,从而减小附加损失。Gibertini等<sup>[14]</sup>通过数值模拟和风洞实验研究了涡流发生器的位置和布局对直升机性能的影响,当涡流发生器位于流动分离区前的机身后坡道上时效果最佳。

近年来,VG用于与喷水推进器进水管十分类似的飞航弹体平面埋入式进气道内,基本解决了亚/跨声速飞行时发动机S形进气道所造成的压气机性能畸变与失稳的问题。Sun等<sup>[15]</sup>在高速风洞中开展了基于涡流发生器的进气道流场控制试验研究,发现涡流发生器促进了主流与边界层低能流体的混合,从而有效抑制S弯进气道壁面的气流分离。何天喜等<sup>[16]</sup>通过数值模拟对比分析了涡流发生器在设计点和非设计点时Bump进气道的性能和流场特征,研究表明设计工况下VG能够有效改善进气道流场品质,不同叶片间距的涡流发生器对总压损失的影响相当。Dymarski等<sup>[17]</sup>将涡流发生器应用于船尾,涡流发生器产生的流向涡增大了近壁面流体能量,推迟了流动分离产生,使得船尾螺旋桨入流沿径分布更加均匀,损失减小,推进效率增大。

综上所述,涡流发生器无需对装置进行改动就可以有效控制流动分离现象,结构简单,是一种性价比很高的流动控制技术,具有广阔的工程应用前景,但目前在喷水推进进水管上还未见报道。本文在某型喷水推进进水管装置上,应用VG控制流动技术。由于进水管嵌入式的设计,涡流发生器可安装于进水管内或船底平面上。在喷水推进装置内设计了多种位置的矩形涡流发生器,通过分析不同方案下进水管水力性能以及内部流场特性,研究涡流发生器位置对进水管整体性能的影响以及控制流动分离的作用机理,确定涡流发生器的最佳位置,为今后的应用提供理论依据。

## 2 流动分析的数值方法

### 2.1 模型参数

本文选用平入口进水管,入水口采用矩形加椭

圆的综合体,进水管出口即叶轮进口为圆形截面,其直径为  $D$ ,进水管总长  $4.6D$ ,流道倾角为  $25^\circ$ ,设计工况下进速比为  $0.7$ 。进速比  $IVR$  定义为进水管出口速度与航速之比。由于进水管的性能与船体结构以及航行条件有关,因此计算域由船底流场控制体,进水管和出口水平管三部分组成,如图 1 所示。刘承江等<sup>[18]</sup>建议入口前控制体长度  $\geq 30D$ ,而宽度和深度在  $3D \sim 5D$  以上,基本没有影响。本文在控制体入口处设置指数形式的边界层速度分布,代替  $25D$  以上的船底边界层的发展,减少计算量。经过多次数值试验,选择船底流场控制体的长、宽和深度分别设计为喷水推进器进水管出口直径  $D$  的 10 倍、6 倍和 4 倍,出口水平管的长度为  $2.5D$ 。

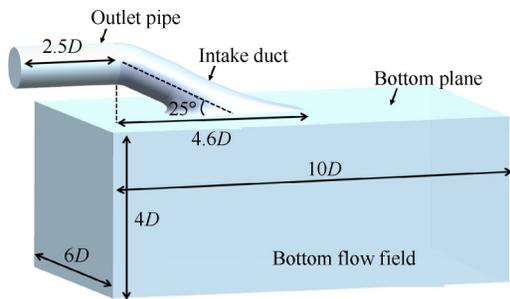


Fig. 1 CFD computation model

本文设计的涡流发生器采用矩形构型,以某一安装位置为例,涡流发生器几何参数以及排列方式如图 2 所示。尚东然等<sup>[19]</sup>建议涡流发生器的长度与高度之比为  $1:3$  时,其效果最佳。Lin<sup>[20]</sup>建议 VG 高度设置为  $0.2 \sim 0.5$  倍边界层厚度,自身阻力较小,抑制分离的效果优于大尺度的涡流发生器。根据 Wiegardt 在高雷诺数的实船上的实验近似修正<sup>[5]</sup>,船底边界层厚度计算式为

$$\delta = 0.27x(Re)^{-1/6} \quad (1)$$

式中  $Re$  为进口雷诺数,  $x$  为进水管入口平面距船首距离,取  $30D$ 。

计算得到船底边界层厚度为  $0.46D$ ,综合考虑 VG 设计的复杂性以及对流动的影响,本文设计的矩

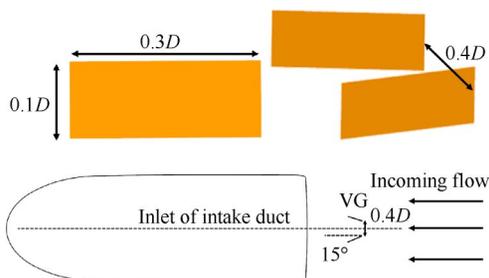


Fig. 2 Geometric parameters and VG arrangement

形涡流发生器的高度为  $0.1D$ ,长度为  $0.3D$ 。在喷水推进进水管流场中一共安装两个涡流发生器,排列方式参考文献[16],叶片之间相距  $0.4D$ ,关于中心线呈反面对称分布,与来流方向的夹角为  $15^\circ$ 。Allan 等<sup>[21]</sup>研究了 VG 叶片有、无厚度的影响,确认无厚度叶片产生的沿流向涡量峰值的轨迹及其大小与全尺寸有限厚度叶片模拟有厚度叶片结果吻合较好。因此为了简化模型以及网格划分,数值模拟中涡流发生器设计为无厚度的片体。

### 2.2 网格划分

整个计算区域分为喷水推进装置进水管和船底流场控制体两个部分,全部采用六面体结构化网格进行划分,如图 3 所示。在划分网格时首先完成原始整体计算域的网格,再根据 VG 坐标和几何参数嵌入 VG 实体。涡流发生器为无厚度的叶片,先将 VG 生成带有附面层的二维结构化网格,并将此面网格与整体网格相关联,设置为体网格即得到三维叶片网格。进水管采用 O 型网格划分并对壁面,船底以及 VG 重点区域进行加密,第一层网格厚度给定  $0.01\text{mm}$ ,增长率为  $1.12$ ,壁面  $y^+$  控制在 1 附近,满足计算要求。

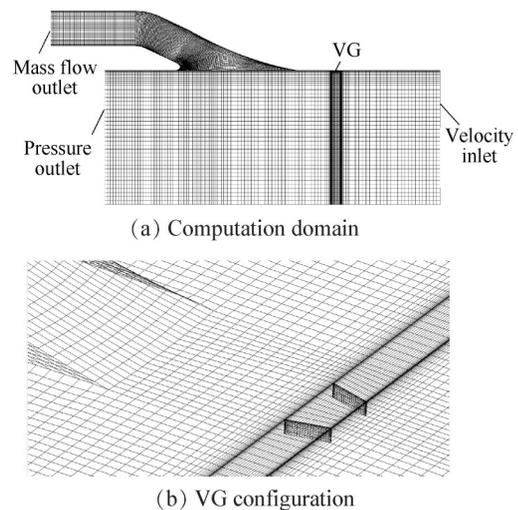


Fig. 3 Meshing

为了验证计算网格无关性,采用 5 套密度不同的结构化网格,计算原始进水管在进速比为  $0.7$  的设计工况下的性能,网格数依次如表 1 所示。通过对比进水管出流面的质量流量  $q_m$  以及效率  $\eta_{\text{duct}}$ ,发现当网格数  $> 430$  万时,计算结果的相对偏差均小于  $1\%$ 。综合考虑计算精度及计算周期因素,本文采用第 4 套网格方案。

### 2.3 数值计算

计算采用 CFD 商业软件 FLUENT,基于定常

Table 1 Verification of grid independence

Number of grids	$q_m/(kg/s)$	$\eta_{duct}/\%$	Relative error/%	
			$q_m$	$\eta_{duct}$
1805351	59.19	92.04	0.25	0.23
2546887	59.24	92.14	0.17	0.12
3639577	59.27	92.18	0.11	0.07
4312643	59.31	92.23	0.05	0.02
10286975	59.34	92.25	-	-

RANS解,流动介质为25°C的水,湍流模型选用SST  $k-\omega$ 模型,压力-速度耦合迭代选取SIMPLEC算法,收敛精度为 $10^{-6}$ 。船体控制体区域上游来流面设为速度入口。由于边界层流的摄入对流场有着一定的影响,船体控制体的入口速度分布可以用平板的二维粘性边界层速度分布来表示<sup>[22]</sup>,即

$$u = \begin{cases} v_\infty \left(\frac{\Delta y}{\delta}\right)^{1/n} & (y \leq \delta) \\ v_\infty & (y > \delta) \end{cases} \quad (2)$$

式中  $u$  为船底的水流速度,  $v_\infty$  为来流速度10m/s,  $y$  为离壁面的距离,  $n$  为指数,取9,  $\delta$  为边界层厚度。

船底控制体下游出口面设为压力出口,出流压力设置为环境压力;进水管出口面设为质量流量出口,质量流量的设定随着进速比的改变而改变,以获得不同工况下进水管的性能;沿来流方向控制体的左右两面设定为外部边界条件来模拟无限大空间,船底控制体底部设为自由滑移壁面,其余壁面设为无滑移壁面。

### 2.4 计算方法验证

为验证研究数值模拟方法的准确性,本文对原始进水管斜坡侧压力进行了实验和模拟的比较。实验在低速风洞中进行,进速比工况为0.5,模型装置如图4所示,包括进水管,出口水平管以及船底流场控制体。进水管实验模型斜坡上共设置了15个测压孔,其实验测量值与进水管斜坡侧静压模拟曲线的对比如图5所示。图5中  $X/D$  为测点距离进水管斜坡侧出口无量纲的距离,压力沿流向逐渐增大,实验值

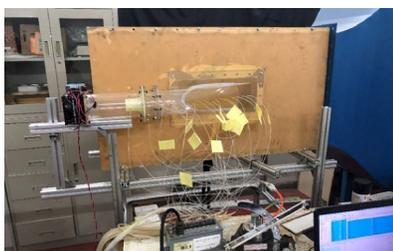


Fig. 4 Experimental model

与模拟值拟合较好,尤其在倾斜直管以及弯管段,实验值与模拟值的误差 $<5\%$ ,本文数值模拟计算结果可信度得到验证。

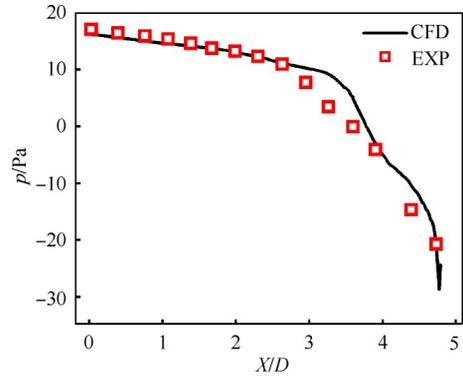


Fig. 5 Comparison of ramp side pressure

### 3 原始流场和方案设计

喷水推进进水管受构型的约束,在一些工况下存在流动分离现象。在逆压梯度下,边界层内流体速度减小及动量越低,则流动分离越容易发生。当进速比较小时,由于进水管内流速较低,受斜坡侧逆压梯度的影响,边界层低能流体发生分离。图6给出了  $IVR=0.5$  时,进水管中间截面上的流线和速度云图。可以看到,原始进水管的斜坡侧下游靠近壁面处发生了显著的流动分离,这一现象从进水管中部开始沿流动方向发展一直延伸至出口,造成了严重的失速,影响了出流品质和进水管效率。

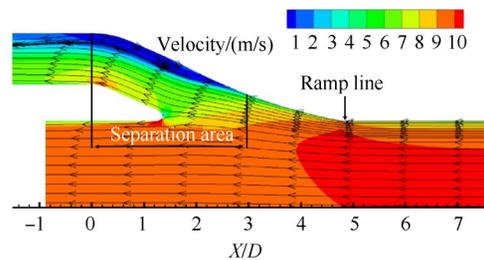


Fig. 6 Velocity distribution and streamlines diagram on the duct midplane

针对图6中斜坡侧流动分离现象,本文拟在进水管流场中布置涡流发生器来抑制分离,提升出流品质,一共设计了五种位置进行计算分析,编号以及位置如图7所示。以斜坡侧入口为基准点,Case 3~5的VG位于船底平面上,距离斜坡侧入口的距离分别为0,1D和2D。Case 1和2的VG位于进水管内斜坡侧上,其中Case 1安装于分离区内。

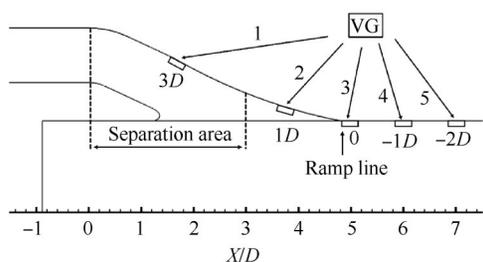


Fig. 7 Installation position diagram of vortex generator

## 4 VG 控制流动分离

### 4.1 进水管内部流场特性

图 8 给出了  $IVR=0.5$  工况下, 每种方案进水管中间截面的流线分布以及速度云图。采用涡流发生器后, 与图 6 中原始进水管相比, 对流场的影响主要集中在斜坡侧, 除了 Case 1 外, 斜坡侧的流动分离现象均得到抑制, 低速区面积均减小。这是由于涡流发生器通过产生流向涡抑制流动分离。在 Case 1 中, 流动的改变并不明显, 因为涡流发生器放置于流动分离区内, 分离已经发生并形成了失速区, 流经叶片的水流速度非常低, 不足以产生涡流对流场产生影响。图 8(c) 的 Case 3 控制效果最为明显, 涡流发生器放置于斜坡侧入口处, 进水管斜坡侧的流动分离以及低速区得到较好的抑制, 流场整体均匀性提升。这是因为相对于 Case 4 和 Case 5, Case 3 中涡流发生器的位置较靠近于分离位置, 流向涡耗散小, 流动控制效果更好。

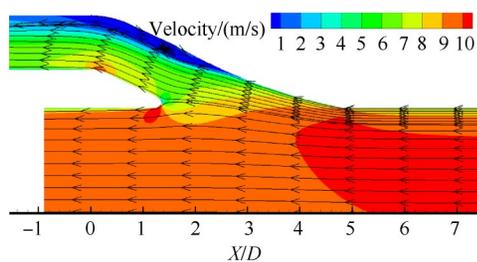
图 9 给出了进水管内  $Q$  准则三维涡系分布。以抑制分离效果最佳的 Case 3 为例, 加入涡流发生器后, 来流经过叶片后会其尾部产生一个流向涡, 流向涡靠近斜坡侧壁面沿流动方向持续发展, 诱导主流与斜坡侧边界层低能流体进行动量交换和平衡, 使边界层内的水流增加流动方向的动量, 从而能阻止大的反压梯度形成的边界层分离, 抑制了边界层低能流体脱离壁面, 改善管内流动。

流向涡在流动过程中并未完全耗散, 控制流动分离的同时会增强出口涡流。同时在原分离区会形成一个新的涡, 流向涡流动方向发生改变, 朝一侧偏移, 将导致进水管内流场不对称。

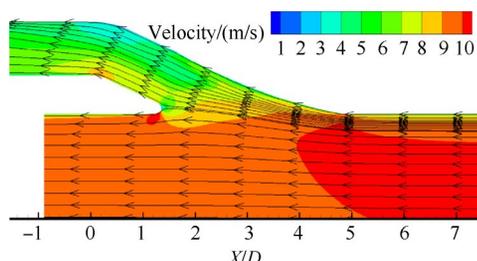
为了更好地分析涡流发生器控制喷水推进进水管流动分离的作用机理以及不同位置涡流发生器作用效果的区别, 图 10 给出了每种位置在进水管中沿流向等间距 6 个截面的轴向涡量图。轴向涡量  $\Omega_x$  的表达式为

$$\Omega_x = \frac{\partial \omega}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \quad (3)$$

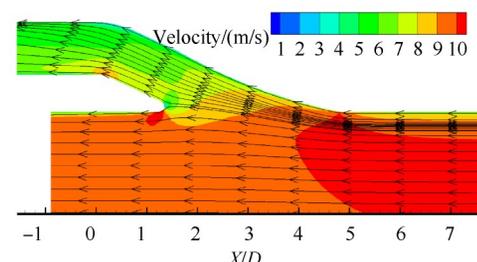
式中  $\omega$  和  $v$  分别表示水流速度矢量在径向和周向上



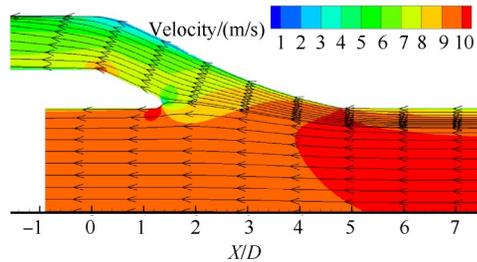
(a) Case 1



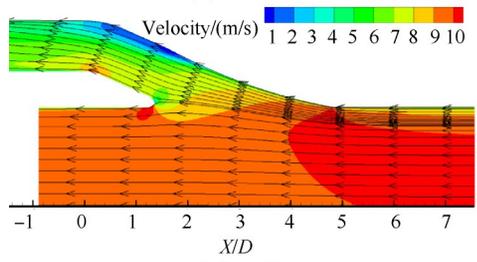
(b) Case 2



(c) Case 3



(d) Case 4



(e) Case 5

Fig. 8 Streamline and velocity nephograms for different VG positions

的速度分量。

从图 10 中可以看到, 涡流发生器尾部一开始产生了两个旋向相反的对称流向涡, 涡核高度与涡流发生器高度相近。流动发展过程中, 流向涡的涡核下降, 涡半径增大并逐渐消散, 且均在进水管的下游发生流向的偏移。通过对比分析可以看出, 进水管内流向涡的强度与涡流发生器的位置有着十分密切

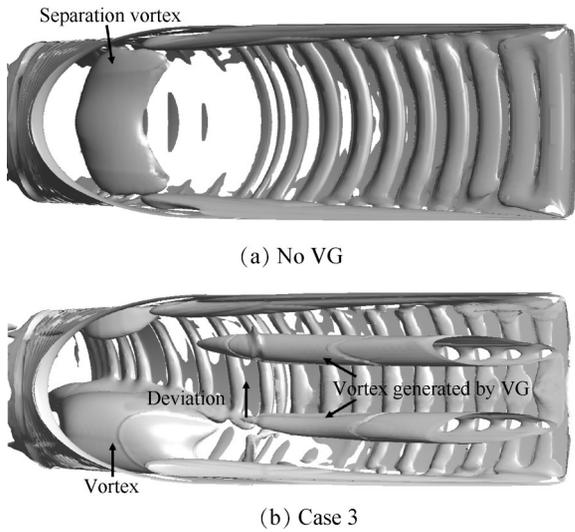


Fig. 9 Three dimensional vortex system based on  $Q$ -criterion

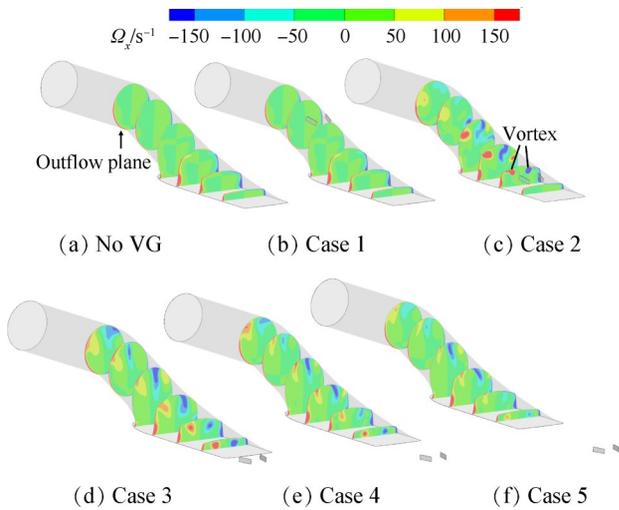


Fig. 10 Vorticity distributions along the duct flow direction

的关系。Case 1 中,由于涡流发生器位于失速区内,未产生明显的流向涡,如图 10(b)所示。Case 2 中,涡流发生器置于分离区前的斜坡侧上,在进水管内产生的流向涡最强,作用范围集中在进水管中部,在分离区内受涡系影响发生偏移最为明显。但由于在  $IVR=0.5$  的工况下,进水管内的流速较低,流向涡发展至进水管出口时涡量被削弱,如图 10(c)所示。从 Case 3~5 中可以看到,船底上涡流发生器的位置距离喷水推进进水管入水口越远,进水管内流向涡强度越弱,出口截面涡量越小。这是因为船底到入水口的距离加剧了流向涡的耗散。在图 10(d)中,Case 3 流向涡的涡量和作用范围很大,较好地抑制了斜坡侧分离,但流向涡发展至出口处仍未消散,对于出口流场的均匀性来说并非益处。在图 10(f)中,涡流发生器的位置距离进水管入口较远,流向涡在进入进

水管前就被很大的耗散,导致 Case 5 对斜坡侧低速区的改善没达到理想要求。Case 4 中涡流发生器的位置处于 Case 3 和 Case 5 之间,其产生的流向涡强度以及抑制分离的效果均较为合适。

图 11 为各方案在进水管斜坡侧以及出口环向静压系数的分布曲线,静压系数定义为

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho v_\infty^2} \quad (4)$$

式中  $p$  为进水管壁面压力,  $p_\infty$  表示参考压力即控制体入口的平均压力,  $\rho$  为流体密度。

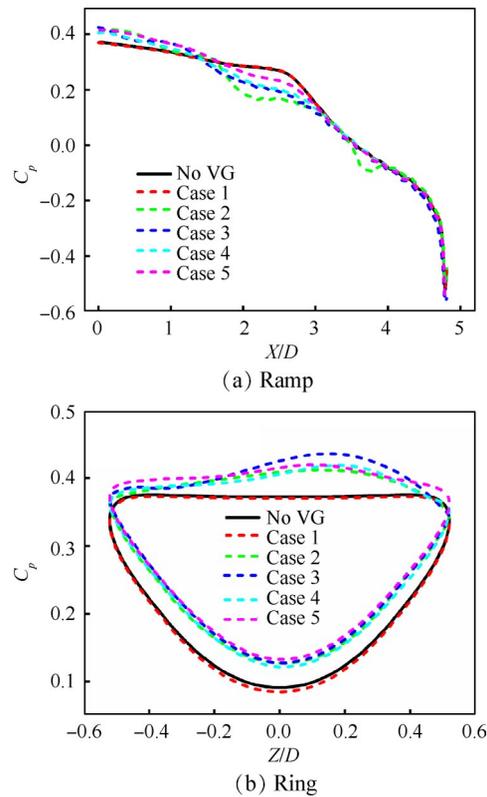


Fig. 11 Wall pressure distribution of intake duct

从图 11(a)可以看到,加入涡流发生器后,相较于原始进水管,除了 Case 1 无变化外,其他方案的静压系数曲线均在  $X/D=0.0\sim 3.0$  的分离区内出现先低后高的趋势。这一现象与进水管内流向涡的强度有关。在分离区前段  $X/D=1.5\sim 3.0$  区间内,流向涡的强度较强,与斜坡侧的分离涡相互作用,导致静压系数下降。涡流发生器放置的位置离分离区越远,  $X/D=1.5\sim 3.0$  区间内静压系数下降的幅度则会越小。Case 2~5 的下降幅度依次减小,表明流道内 Case 2 的流向涡强度最强,Case 5 最弱,这与前文涡量分析结果一致。同时在 Case 2 涡流发生器放置的位置 ( $X/D=3.8$ )

可以观察到压力突变,这是因为涡流发生器自身会产生附加流动损失,损失的产生会导致进水管水力性能的下降。在分离区的后段  $X/D=0\sim 1.5$  区间内可以观察到,随着流动分离得到抑制以及流向涡的消散,斜坡侧  $X/D=1.5\sim 3.0$  处静压系数的下降并没有影响进水管出口压力的上升。

图 11(b)为进水管出口 ( $X/D=0.0$ ) 壁面环向静压系数分布,可以看到原始进水管的出口壁面环向压力呈对称分布,底部压力较低。加入涡流发生器后,受涡流的影响出口流场不对称,起到抑制分离效果的方案均能够提升整体环向压力,其中 Case 3 的提升幅度最大,说明对斜坡侧分离的控制效果最好。Case 1 对于斜坡侧以及出口周向静压系数几乎没有影响,与原始曲线重合,表明这种方案作用效果较差,没有有效改善斜坡侧流动分离区的流场,这点与前文流线分析结果一致。

#### 4.2 进水管出口流场特性

为保证喷水推进泵工作的平稳和高效,要求叶轮前截面处的流场尽可能均匀。图 12 给出了各方案进水管出口截面的速度云图。从图 12(b)中可以看到,放置于分离区内的涡流发生器没有改善出口流场,反而加宽了截面顶部低速区的面积,带来了负面效果。Case 2~5 中,斜坡侧流动分离被抑制,原来出口截面顶部的低速区消失,但是 VG 流向涡产生了新的低速区。出口流场的低速区得到了较好改善,如图 12(c)~(f)所示,受涡系分布的影响,新低速区主要集中在截面的右侧。由于涡流发生器自身的阻碍作用,会产生流动损失,出口截面底部高速区的面积相较于原始进水管减小。

旋流是一种典型的横向分离流动,它的产生与

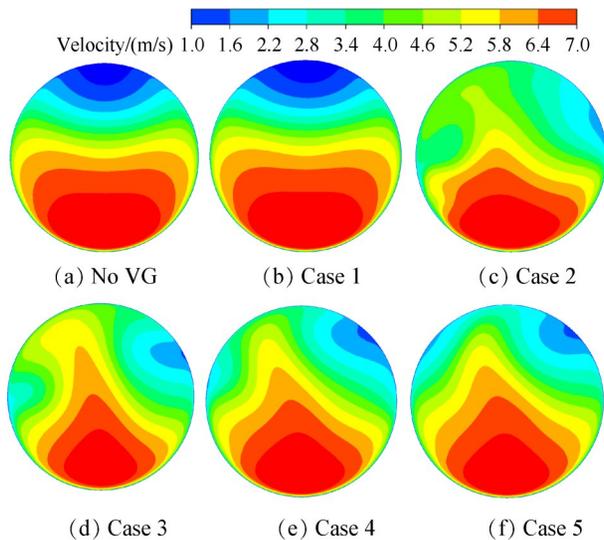


Fig. 12 Velocity distribution of outflow plane

进水管内部的分离涡和二次流动有关。图 13 给出了各方案出口截面的旋流角分布。旋流角  $\alpha$  定义为截面上周向速度  $v_t$  与轴向速度  $v_a$  的夹角。

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{v_t}{v_a} \right) \quad (5)$$

原始进水管出口截面顶部存在一对方向相反的旋流角。加入涡流发生器后,由于进水管内流向涡方向转移,旋流角的对称性发生改变,负方向旋流起主导作用。对比图 13 中的 Case 3, Case 4 和 Case 5 可以发现,置于船底的涡流发生器放置的位置越远,出口截面上的大旋流角区域越小,这点与前面涡量的分析一致。

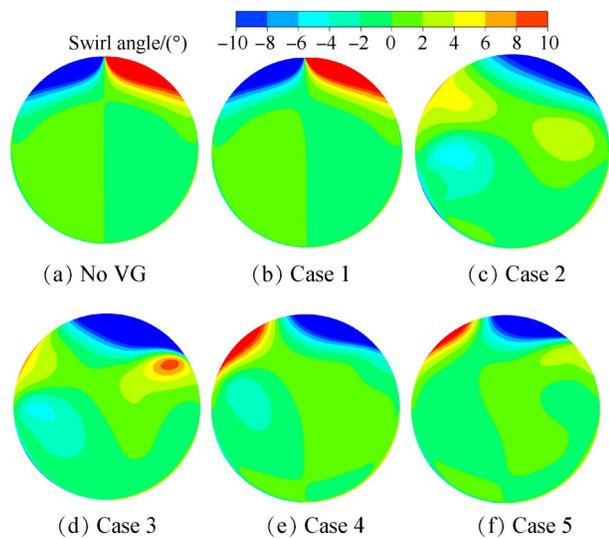


Fig. 13 Distribution of swirl angle in outflow plane

进水管的效率  $\eta_{duct}$  和出流不均匀度系数  $\xi$  是评判进水管总体性能的重要指标。进水管效率用来衡量进水管对来流能量的利用程度。不均匀度系数用来衡量进水管截面流场速度分布的均匀性。 $\xi$  越大,意味着所对应的截面流场越不均匀。两个指标的公式分别为

$$\eta_{duct} = \frac{E_{out}}{E_{in}} \quad (6)$$

$$\xi = \frac{1}{Q} \int_{dA} |v_a - \bar{v}| dA \quad (7)$$

式中  $E_{out}$  为出流面即进水管出口的总能量,  $E_{in}$  为流道进口捕获区域即进流面的总能量,根据第 24 届 ITTC 喷水推进专家委员会会议<sup>[23]</sup>的建议,进流面通常采用半椭圆截面的捕获区域,位于进水管入口前  $1D$  剖面处,如图 14 所示,同时保证流过进口捕获区域与出流面的流量相等,满足质量守恒。 $Q$  为流道截面积

流量,  $v_a$  为进水流道截面上轴向速度,  $\bar{v}$  为截面上的平均轴向速度。

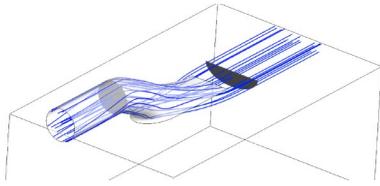


Fig. 14 Schematic diagram of inflow and outflow plane of the intake duct

图 15, 16 分别为各方案的进水管效率和出口流速不均匀度曲线。从图 15 中可以看出, Case 2 的效率为 83.11%, 低于原始效率 84.01%。因为涡流发生器置于进水管内, 自身产生附加流动损失对出口动能造成较大影响, 导致进水管整体效率下降。当涡流发生器置于船底时, 进水管的效率均高于原始值, 其中 Case 5 的效率最高, 为 86.03%。从图 16 中可以看出, 起到流动控制抑制分离作用的方案均能降低进水管出口的不均匀度系数, 提升流速的均匀性, 其中 Case 3 的效果最佳, 将出流不均匀度系数从 0.406 下降到 0.295。当涡流发生器放置的位置距离较远时, 其提升出流均匀性的效果有所下

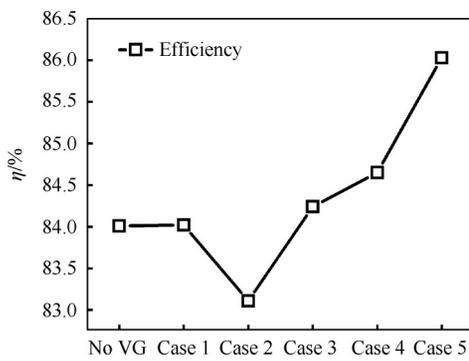


Fig. 15 Efficiency curve

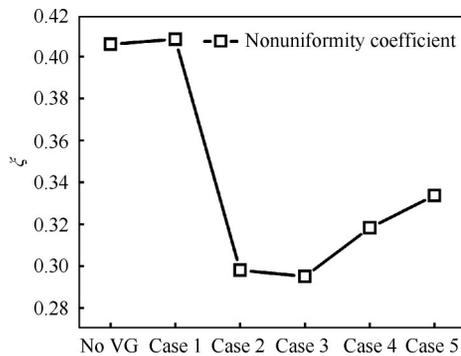


Fig. 16 Nonuniformity coefficient curve

降, Case 4 和 Case 5 的不均匀度系数分别为 0.318 和 0.334。

进水管出流的畸变特性也是影响进水管性能的重要因素。参考 SAE 畸变的评价体系<sup>[24]</sup>, 本文引入旋流度  $\theta$  以及总压畸变指数  $DC60$  分别来表征进水管出流的畸变特性。旋流度  $\theta$  表征流向的畸变程度, 总压畸变指数  $DC60$  是评价进水管与喷水推进器兼容性重要指数, 出流面  $DC60$  增大会造成喷水推进器的性能恶化。两个指标的定义式分别

$$\theta = \frac{1}{Q} \int dA v_a \left| \tan^{-1} \left( \frac{v_t}{v_a} \right) \right| dA \quad (8)$$

$$DC60 = \frac{\bar{p}_1 - \bar{p}_{1,60}}{0.5\rho\bar{v}^2} \quad (9)$$

式中  $\bar{p}_1$  表示截面平均压力,  $\bar{p}_{1,60}$  为截面上相邻  $60^\circ$  扇形面上平均总压的最小值。

图 17, 图 18 分别为各方案的出口旋流度和总压畸变指数曲线。从图 17 中可以看到,  $IVR=0.5$  的工况下原始进水管出口截面的旋流度为  $2.66^\circ$ , 除了 Case 3 外, 加入涡流发生器均能削弱出口的旋流。涡流发生器通过产生流向涡, 削弱原来的分离涡, 促进能量交换达到抑制分离的效果, 但如果流向涡太强则会带来负面效果。在 Case 3 中, 由前文分析可知, 进水管出口截面存在较大的未消散的涡量和大面积大旋流角区域。因此 Case 3 带来的旋流畸变较大, 其出口旋流度为  $3.23^\circ$ , 大于原始进水管, 出流流向的均匀性较差。当涡流发生器放置的较远时, 流向涡在进入进水管前就被很大的耗散, 能够较好地降低出口旋流度。Case 4 和 Case 5 的出口旋流度分别为  $2.14^\circ$  和  $1.74^\circ$ , 相对于原始进水管流向均匀性提升了 19.5% 和 34.5%。从图 18 中可以看出, Case 2~5 均能够降低出口的总压畸变, 其变化趋势与图 14 一致, Case 3 的畸变程度最大, Case 5 控制出口畸变的效果最好。

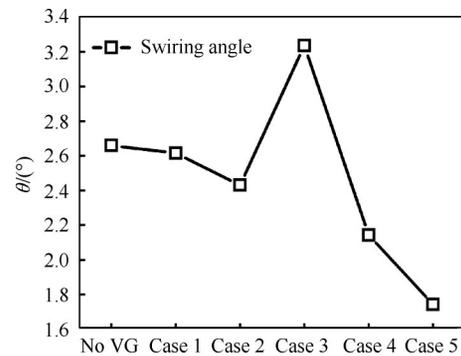


Fig. 17 Swirling angles curve

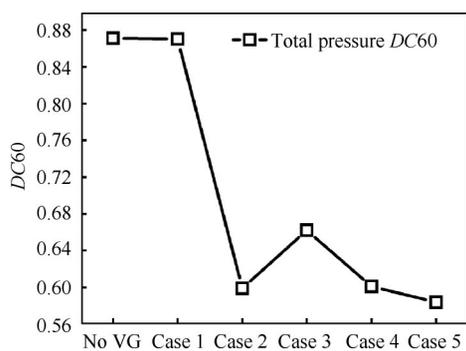


Fig. 18 Total pressure DC60 curve

## 5 结论

本文数值分析了进水管不同位置涡流发生器的水力作用,得到以下结论:

(1)不同位置的涡流发生器控制效果差别较大。当涡流发生器安装于分离区内时,无法起到流动控制的效果。安装在喷水推进进水管分离区前的涡流发生器能够抑制低进速比下进水管斜坡侧流动分离。涡流发生器产生的流向涡靠近斜坡侧壁面,沿流动方向持续发展,驱动主流与斜坡侧边界层低能流体进行动量交换和平衡,使边界层内的水流增加流动方向的动量,从而能阻止边界层低能流体脱离壁面,改善管内流动。

(2)在斜坡侧分离区内受涡系的影响,涡流发生器的流向涡在进水管内发生流向偏移,导致进水管内流场不对称。流动过程中流向涡的涡核下降,涡半径增大并逐渐消散。

(3)加入涡流发生器的目的是抑制斜坡侧分离,改善进水管的水力性能。权衡出口截面涡量,各性能指标以及控制效果,可认为在Case 4是本文最佳设计方案。在此方案中,斜坡侧的低速区基本消除,同时进水管的不均匀度系数、效率、旋流度以及总压畸变指数相较于原始进水管均得到较好的提升,说明了此流动控制手段的有效性。

**致谢:**感谢国家自然科学基金、喷水推进技术重点实验室基金的资助。

## 参考文献

[ 1 ] 王立祥. 喷水推进及喷水推进泵[J]. 通用机械, 2007(10): 12-15.  
 [ 2 ] Cao P, Wang Y, Kang C, et al. Investigation of the Role of Non-Uniform Suction Flow in the Performance of Water-Jet Pump[J]. *Ocean Engineering*, 2017(140): 258-269.  
 [ 3 ] Verbeek R, Bulten N W H. Recent Development in Wa-

terjet Design[C]. *Amsterdam: Proceedings of RINA Waterjet Propulsion Conference*, 1998.

- [ 4 ] Tervisga V. The Effect of Waterjet-Hull Interaction on Thrust and Propulsion Efficiency[C]. *Trondheim: Proceedings of International Conference on Fast Sea Transportation Conference*, 1991.  
 [ 5 ] Bulten N W H. Numerical Analysis of Waterjet Propulsion System [D]. *Eindhoven: Technical University of Eindhoven*, 2006.  
 [ 6 ] 常书平, 王永生, 庞之洋, 等. 进速比对喷水推进器进水流道性能影响研究[J]. *武汉理工大学学报(交通科学与工程版)*, 2010, 34(4): 721-729.  
 [ 7 ] Huang R F, Dai Y X, Luo X W, et al. Multi-Objective Optimization of the Flush-Type Intake Duct for a Waterjet Propulsion System [J]. *Ocean Engineering*, 2019, 187(s1).  
 [ 8 ] 丁江明, 王永生. 喷水推进器进水流道参数化设计与应用[J]. *上海交通大学学报*, 2010, 44(10): 1423-1428.  
 [ 9 ] 张富毅, 陈泰然, 刘影, 等. 辐条法提高轴流式喷水推进器水力性能的数值计算研究[C]. 保定: 中国工程热物理学会热机气动热力学学术会议, 2020.  
 [ 10 ] Brandner P A, Walker G J. An Experimental Investigation into the Performance of a Flush Waterjet Inlet [J]. *Journal of Ship Research*, 2007, 51(1): 1-21.  
 [ 11 ] Taylor H D. Summary Report on Vortex Generators [R]. *USA: United Aircraft Corporation, R-05280-9*, 1950.  
 [ 12 ] 李嘉宾, 杨巨涛, 伊卫林, 等. 叶栅通道端区横向二次流的涡流发生器控制技术研究[C]. 北京: 中国工程热物理学会热机气动热力学学术会议, 2016.  
 [ 13 ] 刘艳明, 汪亮, 尚东然, 等. 基于端壁涡流发生器的压气机叶栅角区分离控制研究[J]. *推进技术*, 2019, 40(6): 1285-1292. (LIU Yan-ming, WANG Li-ang, SHANG Dong-ran, et al. Investigation of Corner Separation Control for Compressor Cascade Based on End-wall Vortex Generator[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(6): 1285-1292.)  
 [ 14 ] Gibertinia G, Boniface J C, Zanottia A, et al. Helicopter Drag Reduction by Vortex Generators [J]. *Aerospace Science & Technology*, 2015, 47: 324-339.  
 [ 15 ] Sun S, Guo R W. Serpentine Inlet Performance Enhancement Using Vortex Generator Based Flow Control [J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2006, 19(1): 10-17.  
 [ 16 ] 何天喜, 王强. 涡流发生器对Bump进气道性能影响数值研究[J]. *航空动力学报*, 2018, 33(10): 2476-2482.  
 [ 17 ] Dymarski P, Kraskowski M, Numerical and Experimen-

- tal Investigation of the Possibility of Forming the Wake Flow of Large Ships by Using the Vortex Generators [C]. *Hamburg: Second International Symposium on Marine Propulsors*, 2011.
- [18] 刘承江, 王永生, 张志宏, 等. 喷水推进器数值模拟所需流场控制体的研究[J]. *水动力学研究与进展: A集*, 2008, 23(5): 592-595.
- [19] 尚东然, 刘艳明, 季路成, 等. 斜坡型涡流发生器控制叶栅角区分离的数值模拟[J]. *空气动力学报*, 2020, 38(6): 1083-1092.
- [20] Lin J C. Review of Research on Low-Profile Vortex Generators to Control Boundary-Layer Separation [J]. *Progress in Aerospace sciences*, 2002, 38(4): 389-420.
- [21] Allan B G, Yao C S, Lin J C. Simulation of Embedded Streamwise Vortices on a Flat Plate[R]. *NASA/CR 2002-211654*.
- [22] 毛筱菲, 汤苏林. 边界层对喷水推进器进水管内流场影响[J]. *水动力学研究与进展, A辑*, 2005, 20(4): 479-485.
- [23] The Specialist Committee on Validation of Waterjet Test Procedures. Waterjet Propulsive Performance Prediction-waterjet Inlet Duct, Pump Loop and Waterjet System Tests and Extrapolation [C]. *Edinburgh: Proceedings of the 24th ITTC*, 2005.
- [24] Society of Automotive Engineers. A Methodology for Assessing Inlet Swirl Distortion[R]. *AIR 2007-5686*.

(编辑:史亚红)