

# 泵喷推进器线谱非定常推力预报方法与试验验证\*

何升阳, 武星宇, 魏应三, 靳栓宝, 翟 硕, 程 功

(海军工程大学 舰船综合电力技术国防科技重点实验室, 湖北 武汉 430033)

**摘要:**为预报泵喷推进器转子与周期性前导叶尾流互作用线谱非定常推力,忽略泵喷推进器转子叶片厚度,将泵喷转子简化为环形叶栅,根据片条理论,在半径 $r$ 处截取泵喷转子分段,忽略流场参数沿分段径向的变化,从而可将该环形叶栅分段视为平面叶栅,在平面叶栅与简谐波互作用的基础上考虑周期性进流,推导得到前导叶分段与转子分段互作用线谱非定常激振力,转子分段周向积分得到非定常推力线谱预报公式,通过数值和试验方法验证公式的有效性。开展设计参数影响分析,得到当前导叶-转子间距与前导叶弦长的比值大于1时,转子-后导叶间距对转子单个叶片的激振力线谱推力几乎不存在影响。

**关键词:**周期性进流;叶栅响应函数;线谱;非定常推力

中图分类号:V232.4 文献标志码:A 文章编号:1001-2486(2023)03-086-06

## Line spectrum unsteady thrust prediction method and test verification of pump jet

HE Shengyang, WU Xingyu, WEI Yingsan, JIN Shuanbao, ZHAI Shuo, CHENG Gong

(National Key Laboratory of Science and Technology on Vessel Integrated Power System, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

**Abstract:** In order to predict the unsteady thrust of the interaction line spectrum of the pump jet propeller rotor and the periodic leading vane wake, ignored the thickness of the pump jet propeller rotor blades, and simplified the pump jet rotor into an annular cascade. According to the sheet theory, the radius that is the segment of the pump jet rotor was intercepted at  $r$ , and the change of the flow field parameters along the segment radial was ignored. Therefore, the annular cascade segment can be considered as a planar cascade, and the periodic inflow is considered based on the interaction between the planar cascade and the harmonic wave. The unsteady excitation force of the interaction line spectrum between the front guide vane segment and the rotor segment is derived. The unsteady thrust line spectrum prediction formula is obtained through the circumferential integration of the rotor segment. The validity of the formula is verified through numerical and experimental methods. A design parameter impact analysis was conducted, and it was found that when the ratio of the current guide vane rotor spacing to the chord length of the front guide vane is greater than 1, the rotor rear guide vane spacing has almost no impact on the excitation force line spectrum thrust of a single rotor blade.

**Keywords:** periodic inflow; cascade response function; line spectrum; unsteady thrust

在无空化状态下,泵喷推进器的水动力噪声可以分为线谱噪声和宽频噪声两部分。线谱噪声由推进器转子与周期性来流相互作用产生;宽频噪声则由转子/导叶与进流流场的湍流相互作用产生。虽然在整个频带内宽频噪声的数值较大,但是在频谱曲线中宽频噪声在数值上要远小于线谱噪声。为抑制泵喷推进器水动力线谱噪声,有必要开展周期性进流与转子互作用响应研究。

数值计算方法可以处理更为复杂的结构,以往计算螺旋桨推进器辐射噪声常用的数值方法包括直接计算方法和混合计算方法<sup>[1-2]</sup>。通过求解推进器流场非定常 N-S 方程可直接得到其辐射噪

声,该方法优点在于不需要任何假设、条件少、精度高,但缺点是计算资源消耗大、时间消耗长,不利于推进器初期的优化设计<sup>[3]</sup>。基于声类比方程的混合计算方法是目前常用的数值计算方法,最常用的是计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)和边界元方法(boundary element method, BEM)。付健等<sup>[4]</sup>和张明宇等<sup>[5]</sup>通过 CFD 方法计算得到泵喷固壁表面的非定常脉动压力,并将泵喷固壁面分为静止部件和旋转部件,将静止部件上的非定常脉动压力映射到声学边界元网格,完成其远场辐射噪声计算;对于旋转部件,将旋转部件表面的非定常脉动压力等效为旋

\* 收稿日期:2019-09-09

基金项目:国家杰出青年科学基金资助项目(51825703);国家自然科学基金资助项目(51875573,51877213,51690181)

作者简介:何升阳(1992—),男,重庆人,博士研究生,E-mail:hengyangh@163.com;

武星宇(通信作者),男,湖北恩施人,讲师,博士,E-mail:xingyu\_wu@foxmail.com

转偶极子,以此作为声源输入并求得远场辐射噪声,最后将静止部件与旋转部件的噪声相加得到总的辐射噪声。

采用上述数值法能够较准确地计算得到泵喷线谱噪声,但是相对解析法而言,数值计算方法的建模时间和计算耗时较长,不适合推进器低噪声初始设计。公开的文献报道中关于螺旋桨推进器的水动力噪声受到较大关注,部分学者采用解析的方式对螺旋桨非定常性能进行了探讨<sup>[6-8]</sup>。Howe<sup>[9]</sup>根据试验拟合出预报平板线谱激振力计算经验模型,但是该模型的适用范围有限,且需要输入实测数据。为提升预报精度,Chase<sup>[10]</sup>给出一种压力谱模型,然而该模型也是基于风洞试验得到,并需要试验测试数据作为输入<sup>[11]</sup>。基于片条假设,Von Karman等<sup>[12]</sup>与 Sears<sup>[13]</sup>建立尾涡与叶片表面非定常激振力之间的联系,归纳总结出能预估叶片表面非定常激振力的 Sears 函数。由分布涡推导得到的 Sears 函数适用于机翼、叶片间距较大的直升机螺旋桨,但 Sears 函数及其变化形式未考虑叶片间的相互影响,且单波数域的 Sears 函数不能考虑侧斜、纵倾的影响。泵喷推进器叶片数较大、叶片间距较小<sup>[14]</sup>,且叶片可同时具备安放角、纵倾角和侧斜角,此时 Sears 函数不再适用。

目前,对泵喷推进器非定常激振力解析预报方法的研究鲜有公开报道。但是,泵喷推进器定转子布置形式与空气中的航空涡轮发动机相似,且空气中航空涡轮发动机非定常激振力的解析预报方法研究较为成熟。针对空气中转子与导叶相互作用问题,Nallasamy等<sup>[15]</sup>基于 Gauss 尾流模型,建立了环形叶栅尾流数学模型。Posson等<sup>[16-17]</sup>在 Nallasamy 尾流模型的基础上,进一步推导得到环形导叶叶栅宽带噪声解析预报公式,并通过试验验证了该公式的适用性。

本文将借鉴空气中航空涡轮发动机非定常激振力的解析预报方法,忽略泵喷推进器转子叶片厚度,将该环形转子叶栅分段视为平面叶栅,在平面叶栅与简谐波互作用的基础上考虑周期性进流,推导得到前导叶与转子相互作用非定常推力线谱解析预报公式,通过数值和试验方法验证公式的有效性。最后,开展设计参数影响分析,分析叶片设计参数和进流参数对线谱非定常激振力的影响。

## 1 公式推导

### 1.1 周期性尾流模型

可将环形叶栅分段近似为平面叶栅,忽略分段内流场参数随叶片径向的变化,在图 1 中的转子坐标系 $(x_r, y_r)$ 下其表达式<sup>[15]</sup>为:

$$w_{R0}(x_r, y_r) = w_r e^{-\ln 2 \left( \frac{y_r \cos \alpha_r + x_r \sin \alpha_r}{\cos \alpha_r L} \right)^2} \quad (1)$$

式中, $w_{R0}(x_r, y_r)$ 为单个叶片尾流场速度梯度分布, $w_r$ 为叶片中心尾迹区轴向速度亏损。

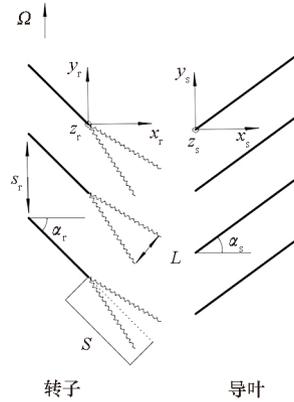


图 1 转子-导叶叶栅示意图

Fig. 1 Schematic of rotor and guide vane cascade

$$w_R(x_r, y_r) = w_r \sum_{l \in \mathbf{Z}} \exp \left[ -\ln 2 \left( \frac{y_r \cos \alpha_r + x_r \sin \alpha_r - l s_r \cos \alpha_r}{\cos(\alpha_r L/2)} \right)^2 \right] \quad (2)$$

式中, $w_R(x_r, y_r)$ 为转子尾流场速度梯度分布,表示的是转子尾流场中某位置的流速与平均流速的差值, $\mathbf{Z}$ 为整数。式(2)在形式上与式(1)相似,只是速度脉动幅值不一样,以 $T = s_r \cos \alpha_r$ 为周期将上式傅里叶级数展开,得:

$$w_R(x_r, y_r) = w_r \sum_{l \in \mathbf{Z}} H(\mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r) \exp \left( \frac{-2\pi i l \mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r}{T} \right) \quad (3)$$

式中, $\mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r = y_r \cos \alpha_r + x_r \sin \alpha_r$ , $H$ 为 $\mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r$ 的函数,可按式(4)计算。

$$H = \frac{\cos \alpha_r L}{2T} \sqrt{\frac{\pi}{\ln 2}} \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \exp \left[ -\pi \left( \frac{2\mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r}{\cos \alpha_r L} \sqrt{\frac{\ln 2}{\pi}} - \frac{\pi i l \cos \alpha_r L}{2T} \sqrt{\frac{\pi}{\ln 2}} \right)^2 - \left( \frac{\pi l \cos \alpha_r L}{2 \sqrt{\ln 2} T} \right)^2 \right] d \left( \frac{2\mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r}{\cos \alpha_r L} \sqrt{\frac{\ln 2}{\pi}} \right) \quad (4)$$

通过公式 $\int_{-\infty}^{+\infty} e^{-\pi x^2} dx = 1$ 积分得到:

$$H = \sqrt{\frac{\pi}{\ln 2}} \frac{\cos \alpha_r L}{2T} e^{-\left( \frac{\pi l \cos \alpha_r L}{\sqrt{\ln 2} 2T} \right)^2} \quad (5)$$

式(5)中的尾迹宽度 $L$ 、叶片中心尾迹区轴向速度亏损 $w_r$ 都与距离 $S$ 有关,因此 $H$ 可改写为 $H'(S)$ 。结合式(4),得到:

$$\begin{cases} w_R(x_r, y_r) = w_r \sum_{l \in \mathbf{Z}} H'(S) \exp \left( \frac{-2\pi i l \mathbf{x}_r \cdot \mathbf{n}_r}{T} \right) \\ H'(S) = \sqrt{\frac{\pi}{\ln 2}} \frac{\cos \alpha_r L}{2T} \exp \left[ -\left( \frac{\pi}{\sqrt{\ln 2}} \frac{l \cos \alpha_r L}{2T} \right)^2 \right] \end{cases} \quad (6)$$

Philbrick 等<sup>[18]</sup> 给出  $w_r$  和  $L$  经验计算公式:

$$\begin{cases} w_r(S) = \frac{1.175(S/c_r) + 1.286}{10.80(S/c_r) + 1.0} W_0 C_d^{\frac{1}{4}} \\ \frac{1}{2}L(S) = \frac{1.636(S/c_r) C_d^{\frac{1}{8}} - 0.0194}{5.576(S/c_r) C_d^{\frac{1}{8}} + 1.0} s_r \end{cases} \quad (7)$$

其中:  $W_0$  为转子尾流平均速度;  $c_r$  为转子叶片弦长;  $C_d$  为转子叶片阻尼系数, 根据经验可得式(8)<sup>[18]</sup>。

$$\begin{cases} C_d = \frac{\lambda \cos^3 \alpha_m}{\kappa_r \cos^2 \alpha_1} \\ \alpha_m = \arctan\left(\frac{\tan \alpha_1 + \tan \alpha_2}{2}\right) \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $\kappa_r$  为叶栅稠度,  $\alpha_1$  为进口相对气流角,  $\alpha_2$  为出口相对气流角,  $\lambda$  为压力损失系数。

考虑转子与导叶坐标变换, 在  $y_r$  方向上有:

$$y_s = y_r + \Omega t \quad (9)$$

周期性转子尾流垂直与导叶叶栅的速度分量为:

$$\begin{aligned} w_R(x_r, y_r) \cdot \mathbf{n}_{rs} &= w_r \sin(\alpha_s + \alpha_r) \cdot \\ \sum_{l \in Z} F'(S) \exp\left[i\left(\frac{lB_r}{r} \tan \alpha_r x_s + \frac{lB_r}{r} y_s - lB_r \Omega t\right)\right] \end{aligned} \quad (10)$$

式中,  $B_r$  为转子叶片数,  $\mathbf{n}_{rs}$  为转子尾流与导叶垂向方向向量。

## 1.2 线谱非定常激振力

平面叶栅与湍流相互作用非定常升力表达式如式(11)所示<sup>[19]</sup>。

$$F_L = w_0 A(\mathbf{K}) \quad (11)$$

式中,  $A(\mathbf{K})$  为单位幅值湍流与激振力之间的传递函数, 该函数通过叶栅响应函数来表达。采用平面叶栅模型的叶栅响应函数<sup>[19]</sup>有:

$$A = A_c = 2i\pi\omega\rho_0 D_0(0) \quad (12)$$

式中,  $D_0(0)$  为单位幅值简谐波作用下的叶栅响应函数。

对于具有前导叶的泵喷推进器而言, 转子进流平均流受前导叶尾流影响, 从转子坐标系来看, 前导叶尾流为周期性进流, 其周向周期为  $\frac{2\pi}{B_Q}$ ,  $B_Q$  为前导叶叶片数。结合上一节转子尾流的表达式, 式(11)可改写为:

$$\begin{aligned} F_L &= w_r \sin(\alpha_s + \alpha_r) \sum_{l \in Z} F'(S) \\ &\exp\left(\frac{i l B_r}{r} y_s - i l B_r \Omega t A(\mathbf{K})\right) \end{aligned} \quad (13)$$

因此, 转子将出现线谱激振力。根据式(13)得到转子线谱激振力为:

$$\begin{aligned} F_{RQ} &= \int_{r_h}^{r_l} w_Q \sin(\alpha_{sQ} + \alpha_r) \sum_{l \in Z} F'(S) \cdot \\ &\exp[i l B_Q \theta_r - i l B_Q \Omega t A(\mathbf{K}) dr] \end{aligned} \quad (14)$$

式中,  $F_{RQ}$  为泵喷转子在前导叶叶频率处激振力幅值,  $w_Q$  为前导叶叶片尾流中心速度亏损,  $\alpha_{sQ}$  为前导叶安放角。

## 2 公式验证

### 2.1 试验结果对比

某型泵喷推进器结构如图 2 所示, 该推进器具有前导叶和转子, 其中  $U$  为转子平均入流速度, 前导叶叶片数为 12, 转子叶片数为 9。与公式计算相关的推进器参数见表 1, 其中与长度相关的参数通过导管半径进行了无因次处理<sup>[20]</sup>。

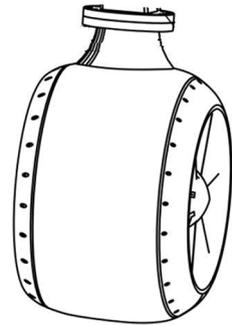


图 2 泵喷推进器结构示意图

Fig. 2 Schematic of pump jet structure

表 1 泵喷推进器主要参数

Tab. 1 Main parameters of the pump jet

参数	值
导管半径	1
轮毂半径	0.32
前导叶与转子间距	0.13
转子叶中弦长	0.35
转子叶稍安放角/(°)	60
转子叶根安放角/(°)	28
前导叶叶中安放角/(°)	8

通过循环水槽试验测试上述泵喷推进器推力, 试验时来流速度为 3 kn (1 kn = 1.852 km/h), 试验结果如图 3 所示。推进器主要线谱非定常推力表现为前导叶叶频 (即叶轮转频乘以前导叶叶片数), 表明推进器非定常推力主要来源于转子与前导叶尾流的相互作用。

图 4 给出泵喷推进器 1 阶前导叶线谱非定常推力试验值与解析值对比, 在 200 r/min, 300 r/min

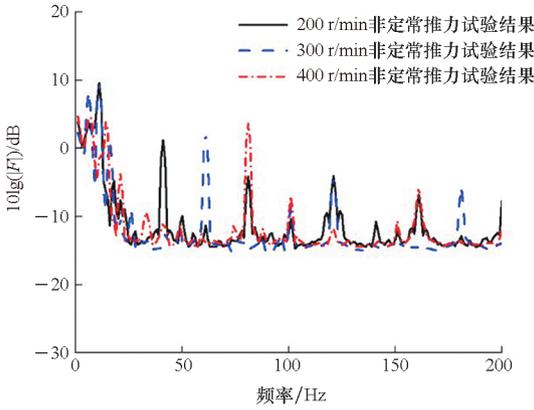


图3 不同工况下泵喷推进器非定常推力试验值

Fig. 3 Test result of the unsteady thrust of the pump jet under different condition

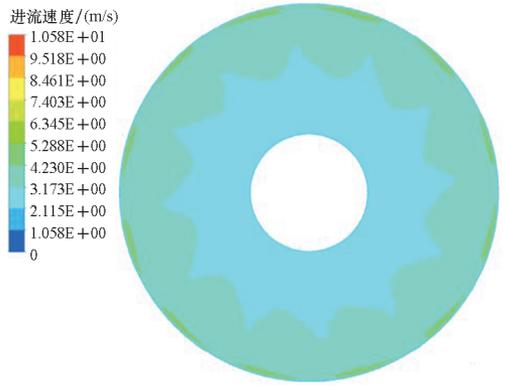


图6 300 r/min 进流速度云图

Fig. 6 Cloud diagram of the inlet velocity with rotor rotation speed being 300 r/min

和400 r/min 工况下,解析计算得到的泵喷非定常推力与试验结果相近,误差在5 dB 以内。

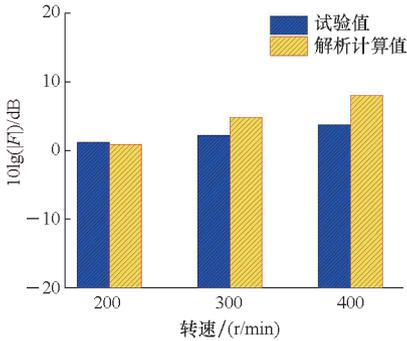


图4 1阶线谱非定常推力试验值与解析值对比

Fig. 4 The 1st line spectrum unsteady thrust comparison between test value and analytical value

### 2.2 数值结果对比

系泊工况下,由于转子的抽吸作用,无轴泵喷将产生轴向进流,图5和图6给出转速200 r/min和300 r/min 工况下,无轴泵喷前导叶的进流速度云图。

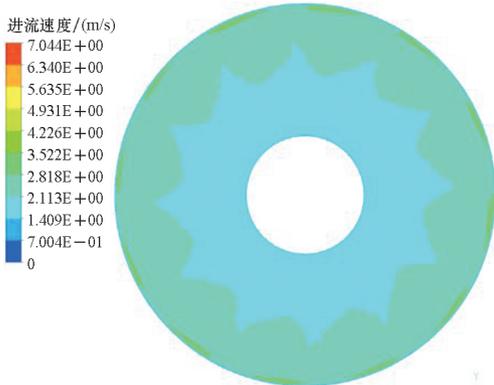


图5 200 r/min 进流速度云图

Fig. 5 Cloud diagram of the inlet velocity with rotor rotation speed being 200 r/min

式(11)中的  $A(K)$  也可通过 Sears 函数来表达,其与叶栅响应函数的差别在于,Sears 函数未考虑叶片间的相互作用。

图7给出转子转速200 r/min 下,推进器转子单个叶片的激振力前导叶叶频与倍叶频处线谱数值与解析结果对比图,转子进流为前导叶叶片尾流。由图可得,在前2阶前导叶叶频处,解析预报得到的转子激振力与数值计算结果相差在4 dB 左右。

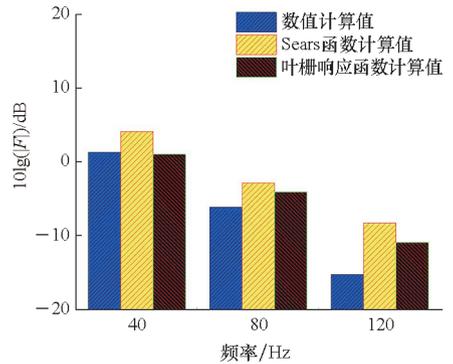


图7 泵喷200 r/min 工况下转子前导叶线谱激振力对比

Fig. 7 Line spectrum of the unsteady force amplitude comparison of the shaftless pump jet with rotor rotation speed being 200 r/min

图8给出转子转速300 r/min 下,推进器转子单个叶片的激振力前导叶叶频与倍叶频处线谱数值与解析结果对比图。由图可得,在前3阶前导叶叶频处,解析预报得到的转子激振力与数值计算结果相近,差值小于4 dB。

### 3 分析和讨论

图9(a)~(d)分别对比了转子叶片弦长、侧斜角、纵倾角和前导叶-转子间距对前导叶叶频处转子线谱激振力的影响。

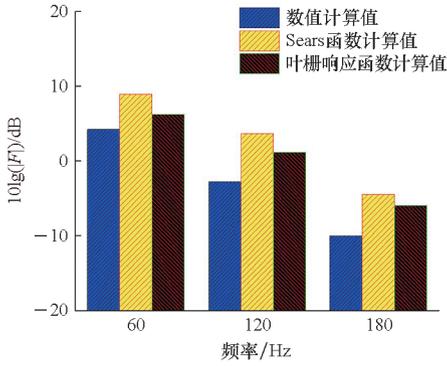
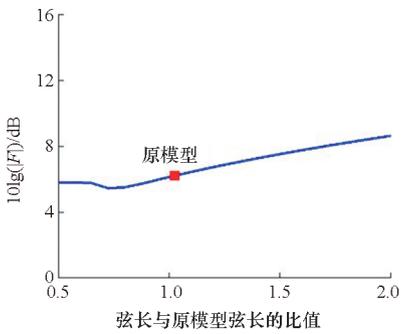


图 8 泵喷 300 r/min 工况下转子前导叶线谱激振力对比  
 Fig. 8 Line spectrum of the unsteady force amplitude comparison of the shaftless pump jet with rotor rotation speed being 300 r/min

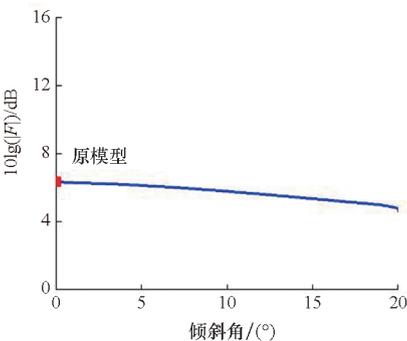
图 9(a) 中弦长  $c_1 = 1.0c$  为原模型弦长, 由图可得, 弦长越短, 在前导叶叶频处的转子的线谱激振力越小, 弦长  $c_1 = 2.0c$  比弦长  $c_1 = 0.5c$  的激振力约大 4 dB。

图 9(b)、图 9(c) 中转子线谱激振力随侧斜角和纵倾角的变化趋势相近, 随着侧斜角或纵倾角增加, 转子在前导叶叶频处的激振力降低。当侧斜角和纵倾角达到  $20^\circ$  时, 后导叶线谱激振力相比于原模型降低 1~2 dB。

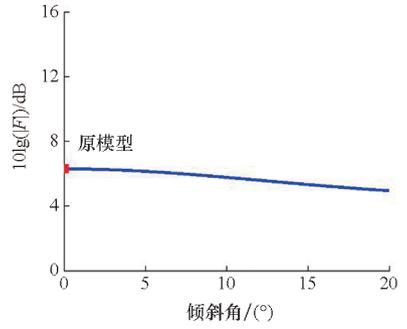
图 9(d) 中横坐标为前导叶 - 转子间距与前导叶弦长的比值。当前导叶 - 转子间距与前导叶



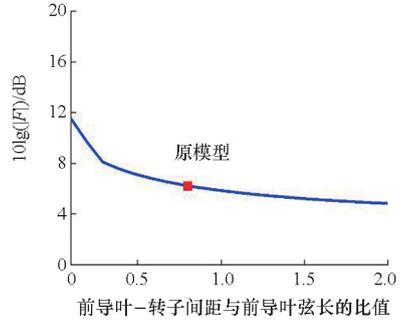
(a) 弦长  
 (a) Chord length



(b) 侧斜角  
 (b) Lean angle



(c) 纵倾角  
 (c) Pitch angle



(d) 前导叶 - 转子间距  
 (d) Front guide vane-rotor spacing

图 9 转子单个叶片的激振力线谱随转子叶片参数变化

Fig. 9 Unsteady force line spectrum of a rotor blade changes with blade parameters in leading blade frequency

弦长的比值大于 1 时, 转子 - 后导叶间距对后导叶线谱激振力几乎不存在影响。这是因为当叶片间距小于上游叶片 1 倍的弦长时, 叶片间距增大, 叶片中心速度亏损迅速减小; 当叶片间距大于上游叶片 1 倍的弦长时, 随着叶片间距的增大, 叶片中心速度亏损变化不大。

### 4 结论

本文将空气中叶栅响应函数和流场处理方式推广应用于泵喷推进器非定常推力的理论预估, 并在此基础上分析叶片参数对泵喷推进器非定常推力的影响, 建立了泵喷推进器非定常推力的理论预报方法。通过与泵喷数值计算结果和试验结果对比, 验证了本文公式的适用性, 并在此基础上进一步分析叶片和进流参数对泵喷转子线谱激振力的影响。综合本章研究, 得到如下几点结论:

1) 通过与泵喷数值模型计算结果和试验结果对比, 得到本文泵喷宽频和线谱激振力解析预报模型, 能够较准确地预报泵喷宽频和线谱激振力。且适用于螺旋桨的 Sears 函数和适用于叶栅的叶栅响应函数没有本质的区别, 但叶栅响应函

数能够考虑叶片数、纵倾和侧斜的影响。

2) 转子的线谱激振力对叶片参数更为敏感,侧斜和纵倾设计均能抑制转子的线谱激振力;转子和前导叶间距较小时对转子线谱激振力有较大的影响,当叶片间距达到上游叶片1倍弦长时,增加叶片间距对转子线谱激振力的影响逐渐减弱。

综上所述,本文给出的泵喷推进器非定常线谱激振力模型可信。通过该模型可开展泵喷推进器转子的非定常性能预报与定性的参数研究,为下一步研究泵喷推进器辐射噪声打下基础。

## 参考文献 (References)

- [1] LIDTKE A K, LLOYD T, LAFEVER F H, et al. Predicting cavitating propeller noise in off-design conditions using scale-resolving CFD simulations [J]. *Ocean Engineering*, 2022, 254: 111176.
- [2] ROMANI G, GRANDE E, AVALLONE F, et al. Low-reynolds number propeller noise prediction using the Lattice-Boltzmann/very large eddy simulation method [C]// *Proceedings of 1st Delft International Conference on Urban Air-Mobility*, 2021.
- [3] LIU Z K, LI J W, JIANG Y G, et al. Investigation of submarine propeller vibration noise pollutions on the tracking and pointing system by spectrum transformation [J]. *Journal of Environmental Protection and Ecology*, 2021, 22(1): 154-163.
- [4] 付建, 宋振海, 王永生, 等. 泵喷推进器水动力噪声的数值预报 [J]. *船舶力学*, 2016, 20(5): 613-619.  
FU J, SONG Z H, WANG Y S, et al. Numerical predicting of hydroacoustics of pumpjet propulsor [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2016, 20(5): 613-619. (in Chinese)
- [5] 张明宇, 林瑞霖, 王永生, 等. 潜艇无轴泵喷推进器水下辐射噪声数值预报及分析 [J]. *船舶力学*, 2018, 22(11): 1323-1332.  
ZHANG M Y, LIN R L, WANG Y S, et al. Numerical prediction and analysis of underwater radiated noise of no-shaft pumpjet [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2018, 22(11): 1323-1332. (in Chinese)
- [6] BROWN K, FLEMING J, LANGFORD M, et al. Reduced-order prediction of unsteady propeller loading and noise from pylon wake ingestion [J]. *AIAA Journal*, 2021, 59: 3304-3316.
- [7] ZHOU Q, JOSEPH P F. Frequency-domain method for rotor self-noise prediction [J]. *AIAA Journal*, 2006, 44(6): 1197-1206.
- [8] SUN S, HU Z Q, WANG C, et al. Numerical prediction of scale effect on propeller bearing force of a four-screw ship [J]. *Ocean Engineering*, 2021, 229: 108974.
- [9] HOWE M S. A review of the theory of trailing edge noise [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1978, 61(3): 437-465.
- [10] CHASE D M. A model wavevector-frequency spectrum of turbulent-boundary-layer wall pressure [J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1979, 65(Suppl 1): S90.
- [11] CIAPPI E, MAGIONESI F, DE ROSA S, et al. Hydrodynamic and hydroelastic analyses of a plate excited by the turbulent boundary layer [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2009, 25(2): 321-342.
- [12] VON KARMAN T, SEARS W R. Airfoil theory for non-uniform motion [J]. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 1938, 5(10): 379-390.
- [13] SEARS W R. Some aspects of non-stationary airfoil theory and its practical application [J]. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 1941, 8(3): 104-108.
- [14] SHEN Y, HU P F, JIN S B, et al. Design of novel shaftless pump-jet propulsor for multi-purpose long-range and high-speed autonomous underwater vehicle [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2016, 52(7): 1-4.
- [15] NALLASAMY M, ENVIA E. Computation of rotor wake turbulence noise [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2005, 282(3/4/5): 649-678.
- [16] POSSON H L. Fonctions de réponse de grille d'aubes et effet d'écran pour le bruit à large bande des soufflantes [D]. Lyon: École Centrale de Lyon, 2008.  
POSSON H L. Cascade response function and broadband noise of aeroengine [D]. Lyon: Ecole Centrale de Lyon, 2008. (in French)
- [17] POSSON H, MOREAU S, ROGER M. Broadband noise prediction of fan outlet guide vane using a cascade response function [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2011, 330(25): 6153-6183.
- [18] PHILBRICK D, TOPOL D. Development of a fan noise design system. I—design system and source modeling [C]// *Proceedings of 15th Aeroacoustics Conference*, 1993.
- [19] GLEGG S A L. The response of a swept blade row to a three-dimensional gust [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1999, 227(1): 29-64.
- [20] 武星宇, 王东, 魏应三, 等. 泵喷宽带非定常激振力预报与参数分析 [J]. *国防科技大学学报*, 2023, 45(1): 193-199.  
WU X Y, WANG D, WEI Y S, et al. Prediction and parameter analysis of unsteady broadband thrust for pump jet [J]. *Journal of National University of Defense Technology*, 2023, 45(1): 193-199. (in Chinese)