第 52 卷 第 3 期：1102-1112 高电压技术 Vol.52, No.3: 1102-1112
2026 年 3 月 31 日 High Voltage Engineering March 31, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250614

±400 kV 直流海缆悬空段涡激振动响应分析算法设计与疲劳寿命评价

和诗翔[1]，胡钰骁[1]，张晓晶[1]，徐　阳[1]，朱智恩[2]，蔡凡一[2]
（1. 电工材料电气绝缘全国重点实验室(西安交通大学)，西安 710049;
2. 国电南瑞科技股份有限公司，南京 211106）

摘　要：高压海底电力电缆在服役过程中，受到洋流长期作用，可能会由于涡激振动产生机械疲劳失效，威胁海底电力输送的运行稳定性。因此研究海缆在不同海洋环境作用下的涡激振动响应，提出海缆疲劳状态评价方法具有重要意义。该文基于如东海上风电场配套的±400 kV 柔性直流输电海缆，采用 MATLAB 利用有限元法分析其在不同海水流速、不同悬空段长度和不同海水温度作用下的涡激振动特性及其振动后的疲劳状态，并将仿真计算得到的海缆悬空段线型与理论计算值对比，其误差为 0.16%，验证了仿真模型准确性。研究发现：随着海水流速的增大，海缆振动幅值先呈现增大趋势，并在激励频率与固有频率相同时达最大值，而后继续增大流速时振动幅值将呈现下降趋势；当海缆悬空段长度小于 30 m 时，悬空段长度的增加将导致振动幅度增大，并在共振时振幅最大，各悬空段长度下的共振振幅变化趋势相同，均在中心位置产生振幅最大值；当海水温度变化时，其对海缆振动幅度的影响在毫米级，可近似认为海水温度不会影响海缆振动幅值。研究分析了海缆铠装层和合金铅套层的疲劳寿命情况。结果表明，即使在共振条件下铠装层不存在疲劳损伤问题，可以认为铠装层不会产生疲劳损伤；而针对合金铅套层，以连云港航线水域的海水流速为例，悬空段长度为 25 m 时，其疲劳寿命约为 65.45 年。
关键词：海底电力电缆；有限元法；涡激振动；海洋环境；疲劳评价

Algorithm Design of Vortex-induced Vibration Response Analysis and Fatigue Life Evaluation for Suspended ±400 kV DC Submarine Cables

HE Shixiang[1], HU Yuxiao[1], ZHANG Xiaojing[1], XU Yang[1], ZHU Zhien[2], CAI Fanyi[2]
(1. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment(Xi'an Jiaotong University), Xi'an 710049, China;
2. Guodian Nari Technology Co.,Ltd., Nanjing 211106, China)

Abstract: High-voltage submarine power cables in service, subject to ocean currents for a long time, may produce mechanical fatigue failure due to vortex vibration, threatening the operational stability of submarine power transmission. Therefore, it is necessary to study the response of vortex vibration of the cable and its fatigue evaluation method in different marine environments. In this paper, based on the ±400 kV flexible DC transmission cable supporting Rudong offshore wind farm, based on MATLAB, the finite element method is used to analyze its eddy-excitation vibration characteristics under different seawater flow rates, different lengths of suspended segments, and different seawater temperatures, as well as its fatigue state evaluation after vibration. And the line shape of the suspended span section of the submarine cable obtained from the simulation is compared with the theoretical calculation value. The error is 0.16%, which verifies the accuracy of the simulation model. It is concluded that, when the seawater flow rate increases, the vibration amplitude of the cable increases, and the amplitude reaches the maximum value when the excitation frequency and the intrinsic frequency are the same, moreover, the vibration amplitude decreases when the flow rate increases again; when the length of the cable overhanging section increases in the range of 0~30 m, the vibration amplitude increases and the amplitude is maximum at the time of resonance. The resonance amplitudes at each overhang length have the same trend, and all produce amplitude maxima at the center; when the seawater temperature changes within the normal range, the impact on the vibration amplitude of the cable is in the millimeter level, and the vibration amplitude is in the millimeter level. It can be approximated that the seawater temperature does not affect the vibration amplitude of the cable. The

基金资助项目：国家重点研发计划(2023YFB2406900)。
Project support by National Key R&D Program of China (2023YFB2406900).

fatigue life of the armor layer and the alloy lead jacket layer of the submarine cable was studied and analyzed. The results show that there is no fatigue damage to the armor layer even under resonance conditions, and it can be assumed that no fatigue damage occurs to the armor layer; for the alloy lead jacket, the fatigue life is about 65.45 years with a seawater flow rate of Lianyungang(a city in China) route and an overhanging section of 25 m.

Key words: submarine power cables; finite element method; vortex-induced vibration; marine environment; fatigue evaluation

0 引言

随着全球碳中和目标的推进，能源体系正从传统化石能源向风能、太阳能等分布式可再生能源转型。海上风电作为高潜力领域，海底电力电缆的技术演进与规模化应用将深刻影响可再生能源的消纳效率与区域协同能力，为“双碳”目标提供底层基础设施保障。海底电力电缆敷设环境多变，包含隧道段、穿管段、滩涂段、海床段、J 型管段，其中滩涂段与海床段力学隐患最为突出，主要的力学破坏形式包括锚害、渔害以及悬空段涡激振动导致的疲劳损伤[1]。

在洋流、潮汐的作用下，海床段海缆可能出现由于海床运动和海水冲刷而发生的海缆裸露甚至悬空情况。海缆运维单位会定期开展海缆路由及埋深监测，根据多波束测量的影像特征、数值特征来检测风机之间、风机与升压站之间及升压站至陆上登陆点之间的海缆路由的掩埋和悬空情况；并结合检测结果分析海缆的位置、掩埋或悬空变化以及演变情况。

2023 年 10 月，华东勘测设计院曾针对江苏如东 H6、H10 海上风电场配套的±400 kV 直流海缆的北线和南线进行了路由及埋深检测。检测结果表明北线和南线大多数处于掩埋状态，北线埋深范围为 0.1~2.0 m，平均埋深 0.86 m。南线埋深范围为 0.3~2.52 m，平均埋深 0.90 m。由于该海缆埋设于较为疏松的粉砂夹粉土层，相比初始埋深 2.5 m 两回线的埋深均有较大下降，并在未来存在裸露或悬空的风险。

当海缆悬空之后，水流流经海缆时，将在海缆两侧产生周期性脱落的漩涡。海缆在这种漩涡的作用下会发生周期性振动，这种振动称为涡激振动。悬空段海缆的长期振动将积累疲劳损伤，一旦损伤程度达到阈值时，可在海缆上产生缺陷，进而引起海缆机械失效，影响电网系统电力输送的稳定性。因此，研究悬空段海缆在水流作用下的涡激振动特性，以及其再在振动过程中的疲劳损伤状态具有重要的理论与工程价值。

目前有关海缆涡激振动的国内外研究进展多集中于利用仿真软件模拟海缆振动过程并分析其振动响应。国际上已有组织针对海缆涡激振动响应规律进行了相关研究。CIGRE 早在 2006 年，针对海底电缆的涡激振动做了理论及实验分析[2]。该报告中，以弦理论为基础，计算了海缆的单自由度固有频率，以激励频率和海缆固有频率的比值为标准，分析海缆在涡激力作用下的振动情况，而后通过实验分析得到了不同水流速度、不同海缆张力下的海缆涡激振动幅值。类似地，CIGRE 还针对湍流对架空线的涡激振动的影响进行了理论分析和仿真建模[3]。在计算中，采用了一种等效振荡器来模拟空气涡激力的作用，且通过风洞实验验证该等效振荡器的合理性。最后在 570 mm^2 架空线上进行了振动验证实验，证明了仿真结果的正确性。PHUOR T 等人用 ABAQUS 软件构建了 212 个自由振荡的海底管道模型[4]，分析了不同悬空长度下的海缆静态位移和涡激振动以及直径、厚度、边界条件对海缆形变和涡激振动的影响。Maziar Raissi 等人利用 4 种耦合深度神经网络[5]，从给定速度场和结构运动数据，反演结构参数和压力场，并重建速度矢量场和结构的动态运动。

国内高校也针对海洋管型结构的涡激振动响应开展了诸多研究。王帅等人使用 CFD 软件分析了 3 种不同表面的柔性管(光滑管、翼型管、纹理管)的涡激振动响应[6]。孙毅进行了海缆自振频率的理论分析[7]，根据已有工程资料，分析了不同跨长，不同边界条件下的自振频率和振型。TAN Haotian 等人使用有限元法分析了 35 kV 三芯内置光纤扭转海缆在悬垂长度为 9.5 m 下的自振频率[8]。祝贺等人分析了海缆振动过程中顺流向和横流向的位移、频率随悬空段长度的变化[9]。除此之外[10]，其还使用理论和仿真分析了海缆涡激振动幅值，并比较了两者之间的误差。葛耀君等人以虎门大桥为例[11]，结合现场实测、实验室验证、仿真模型搭建研究了桥梁在强风作用下的涡激振动。于是乎等人利用

Orcaflex 软件建立了悬空段海缆涡激振动数值分析模型[12]，并开展了考虑海床作用的海缆悬空段涡激振动特性的研究。朱俊杰等人根据重力相似性和弹性相似性设计了 500 kV 充油海底电力电缆的缩放实验室模型[13]，并分析了不同垂度下海缆的涡激振动特性。王金龙等人使用 Shear 7 构建隔水导管动力学模型[14]，总结极限强度分析、稳定性校核和涡激振动疲劳损伤分析方法。乐奇等人使用尾流振子模型对悬垂状态下的海洋脐带缆进行分析[15]，并借助 OrcaFlex 研究了不同海流流速，不同铠装层数对涡激振动的影响。祝贺等人利用 Fluent，建立了弹簧-阻尼涡激模型[9]，基于嵌套网格的切片法对不同参数影响下的悬跨海缆涡激振动响应进行仿真。

目前涉及到海缆悬空段涡激振动仿真的研究中，多采用现有商业有限元软件。但其通常侧重于通用性设计，在特定海洋环境载荷与复杂边界条件耦合作用下的涡激振动响应预测方面，存在与具体工程场景匹配度不足的局限性；并且当前研究理论多从单一的弦理论或梁理论出发，并未综合考虑海缆轴向载荷和结构刚度与非线性阻尼对海缆振动情况的影响。

为了解决以上问题，本文基于有限元法，使用 MATLAB 开发了专用于求解海缆涡激振动微分方程的自定义程序，该程序包含了海缆各层材料的力学性能，将海缆视为欧拉-伯努利梁，综合考虑了海缆的轴向载荷和结构特性以及非线性自激阻尼项，分析了海缆在不同海水流速，海水温度以及不同悬空段长度下的涡激振动特性，最后针对海缆铠装层和合金铅套层在海缆涡激振动过程中的机械损伤进行了疲劳状态评价。

1 海缆悬空段涡激振动分析原理

1.1 海水涡激力计算方法

水流周期性流经细长管状结构时，会在管的周围形成周期性脱落的漩涡，该现象称为卡门涡街现象[16]。周期性漩涡对海缆产生激励作用，scanlan 曾根据实验，将该作用抽象为涡激力的作用[17]，得到如下经验表达式：

$$F_{\mathrm{G}}=q(2D)(Y_1(K)(1-\varepsilon\frac{y^2}{D^2})(\frac{\dot{y}}{v})+Y_2(K)\frac{y}{D}+C_{\mathrm{L}}(K)\sin(\omega_{\mathrm{st}}t+\varphi)) \tag{1}$$

式中：F_{G}为涡激力；y 为结构在垂直流体流速方向上的位移；$q=\rho v^2/2$为流体的动压；ρ 是流体密度；v 为流体速度；D 是特征长度，对于海缆的特征长度即为海缆截面的外径；Y_1 是线性自激阻尼项；ε 是非线性自激阻尼项系数；Y_2是线性自激刚度项；C_{L} 是流体升力的幅值；$\omega_{\mathrm{st}}=2\pi S_{\mathrm{t}}v/D$是斯特劳哈频率，$S_{\mathrm{t}}$是斯特劳哈数。经 scanlan 研究，$Y_2$项很小，可忽略不计，仿真计算中仅分析自激阻尼项和周期力项。

1.2 海缆有限元型函数设置方法

海缆为细长结构，按照 scanlan 的涡激力经验公式方向，其作用方向在垂直方向上，因此在计算中可以忽略海缆在轴向上的振动，其弯曲振动时产生的挠度变化可以表示为时间和海缆长度方向上位置的函数，即$u(x,t)$。

使用有限元法分析海缆振动情况时，需要将其分为若干个细长单元，每个单元上取两端端点的位移和转角作为自由度，以第一个单元为例，则自由度可表示为：$w_1(t)$，$\theta_1(t)$，$w_2(t)$，$\theta_2(t)$。单元上每个点的振动即可采用各自由度振动函数和型函数的乘积表示。型函数的要求为在其他节点处的值为零，在本节点处的值为 1。在仿真中，将海缆视为欧拉-伯努利梁，并在梁两侧加入轴向载荷，同时考虑结构参数和海缆张力对涡激振动响应的影响，则其型函数可以表示为：

$$\begin{cases}N_1=1-3(x^2/l^2)+2(x^3/l^3)\\N_2=x-2(x^2/l)+2(x^3/l^2)\\N_3=3(x^2/l^2)-2(x^3/l^3)\\N_4=-(x^2/l)+x^3/l^2\end{cases} \tag{2}$$

则该微元上某一点的位移可以表示为：

$$u(x,t)=N_1(x)w_1(t)+N_2(x)\theta_1(t)+N_3(x)w_2(t)+N_4(x)\theta_2(t)=\boldsymbol{N}\times\boldsymbol{w}^{\mathrm{T}} \tag{3}$$

式中：$\boldsymbol{N}=[N_1\ N_2\ N_3\ N_4]$，$\boldsymbol{w}=[w_1\ \theta_1\ w_2\ \theta_2]$。

1.3 微元振动微分方程

单自由度振动微分方程的能量形式为：

$$\frac{1}{2}m\dot{u}^2+\int_0^t c\dot{u}\mathrm{d}u+\frac{1}{2}ku^2=\int_0^t f\mathrm{d}u+C \tag{4}$$

使用有限元分析时，微元作为整体振动，则上述方程中的质量项可以转化为：

$$\frac{1}{2}m\dot{u}^2=\frac{1}{2}\int_0^l\rho S\mathrm{d}x(\boldsymbol{N}\times\dot{\boldsymbol{w}}^{\mathrm{T}})(\boldsymbol{N}\times\dot{\boldsymbol{w}}^{\mathrm{T}})=\frac{1}{2}\dot{\boldsymbol{w}}\int_0^l\rho S\boldsymbol{N}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{N}\mathrm{d}x\dot{\boldsymbol{w}}^{\mathrm{T}}=\frac{1}{2}\dot{\boldsymbol{w}}\boldsymbol{m}_{\mathrm{e}}\dot{\boldsymbol{w}}^{\mathrm{T}} \tag{5}$$

式中：$\boldsymbol{m}_{\mathrm{e}}$即是该微元上的单位质量矩阵；$\rho$ 是材料

密度；S 是材料的横截面积，计算时需要考虑分层材料的单位长度密度。同时，单位阻尼矩阵 $\boldsymbol{c}_e$、单位刚度矩阵 $\boldsymbol{k}_e$、单位外力列阵 $\boldsymbol{f}_e$ 可以表示如下：

$$\boldsymbol{c}_e = \int_0^l c\boldsymbol{N}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{N}\mathrm{d}x \tag{6}$$

$$\boldsymbol{k}_e = \int_0^l EI\frac{\mathrm{d}^2\boldsymbol{N}^{\mathrm{T}}}{\mathrm{d}x^2}\frac{\mathrm{d}^2\boldsymbol{N}}{\mathrm{d}x^2}+P\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{N}^{\mathrm{T}}}{\mathrm{d}x}\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{N}}{\mathrm{d}x}\mathrm{d}x \tag{7}$$

$$\boldsymbol{f}_e = \int_0^l f(x,t)\boldsymbol{N}^{\mathrm{T}}\mathrm{d}x \tag{8}$$

式中：c 是阻尼系数；EI 是海缆抗弯刚度，E 是弹性模量，I 是海缆截面结构的惯性矩，计算时同样需要考虑分层材料的抗弯刚度计算；P 是海缆两端施加的轴向载荷。

将能量形式的振动微分方程对时间求导并化简后，即可获得如下所示振动方程：

$$\boldsymbol{m}_e\ddot{\boldsymbol{w}} + \boldsymbol{c}_e\dot{\boldsymbol{w}} + \boldsymbol{k}\boldsymbol{w} = \boldsymbol{f}_e \tag{9}$$

2 悬空段海缆涡激振动仿真计算方法

在 MATLAB 中依据上述涡激振动仿真原理将涡激振动仿真计算算法详细设计并实现，在求解方程时将二阶振动微分方程降阶并采用显式步长法计算非线性阻尼项。

2.1 二阶振动微分方程降阶方法

海缆涡激振动方程组为非线性非齐次二阶微分方程组，为了求解该方程组，计算时需要先将方程组降为一阶。在降阶时，需要先扩展因变量向量，将因变量的一阶导数加入因变量向量中，即：

$$\boldsymbol{Y} = [y_1, y_2, \cdots, y_n, \dot{y}_1, \dot{y}_2, \cdots, \dot{y}_n] \tag{10}$$

式中：y 是原位移向量；Y 是扩展后的位移向量，则扩展后的振动方程可以写为：

$$\dot{\boldsymbol{Y}} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{0}_{n\times n} & \boldsymbol{E}_{n\times n} \\ -\boldsymbol{M}^{-1}\boldsymbol{K} & -\boldsymbol{M}^{-1}\boldsymbol{C} \end{bmatrix}\boldsymbol{Y} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{0}_{n\times 1} \\ \boldsymbol{Q} \end{bmatrix} \tag{11}$$

式中：$\boldsymbol{E}_{n\times n}$ 是 n 阶单位矩阵；$\boldsymbol{M}$ 是总体质量矩阵；$\boldsymbol{K}$ 是总体刚度矩阵；$\boldsymbol{C}$ 是总体阻尼矩阵；$\boldsymbol{Q}$ 是输入的外力向量。由此将 y 的二阶微分方程转化为了 $\boldsymbol{Y}$ 的一阶微分方程。

2.2 非线性阻尼项求解方法

涡激力中包含非线性自激阻尼项，即上述微分方程的阻尼项中包含 y^2 项，其对应的单位非线性自激阻尼项矩阵为：

$$C_{\mathrm{NL}}^{\mathrm{e}} = \frac{\rho_m(2D)\varepsilon Y_1(K)}{2VD^2}\int_0^L \boldsymbol{N}(\boldsymbol{N}\times\boldsymbol{w}^{\mathrm{T}})^2\boldsymbol{N}^2\mathrm{d}x \tag{12}$$

式中的非线性阻尼项难以解耦，计算中采用显式时间步长法计算非线性阻尼矩阵值。对于第 i 个时间点的非线性阻尼矩阵，采用第 i–1 个时间点的变量值计算即：

$$C_{\mathrm{NL}}^{\mathrm{e}}\Big|_{t_i} = \frac{\rho_m(2D)\varepsilon Y_1(K)}{2VD^2}\int_0^L \boldsymbol{N}(\boldsymbol{N}\times\boldsymbol{w}^{\mathrm{T}}\Big|_{t_{i-1}})^2\boldsymbol{N}^2\mathrm{d}x \tag{13}$$

使用该方法需要确保计算的稳定性，即采用尽量小的时间步长，仿真中的时间步长采用 0.01 s。

3 悬空段海缆涡激振动仿真计算流程

3.1 研究对象

仿真计算的研究对象为江苏如东海上风电柔性直流输电工程±400 kV 直流海缆，其全段敷设示意图如图 1 所示，容易产生悬空段的位置位于 J 型管与穿管段间的海床段，即图 1 中红色矩形中的部分，海床段海缆的截面结构如图 2 所示。

海缆型号 DC-HYJQ41-F-400 kV 1×1600+4×24B1，每层的外径和标称厚度以及杨氏模量见表 1。其中

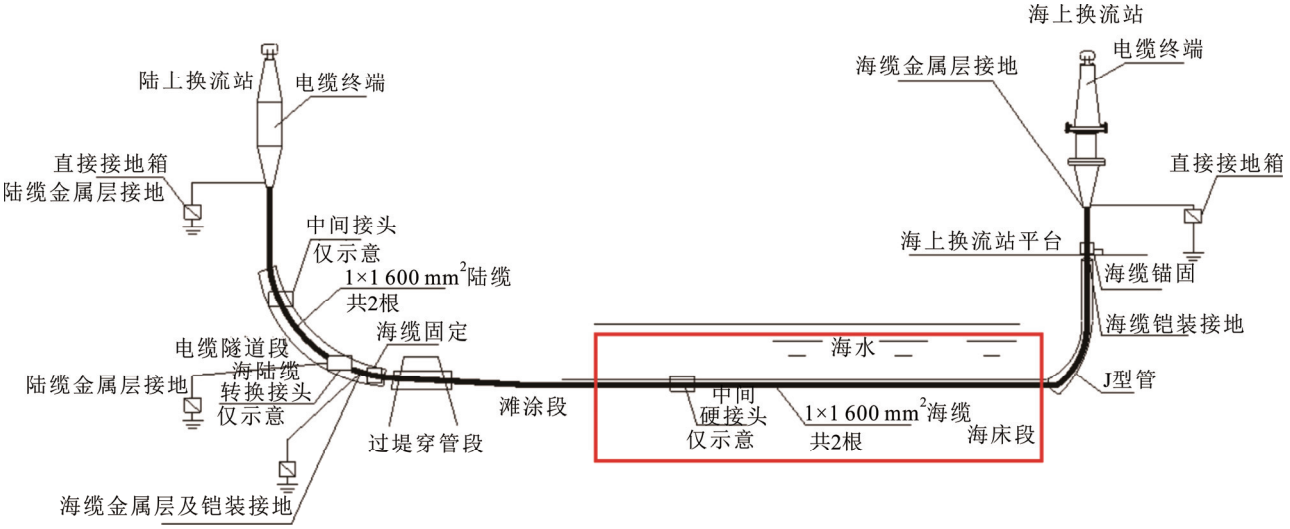


图 1 ±400 kV 海缆敷设示意图

Fig.1 Schematic diagram of ±400 kV submarine cable laying

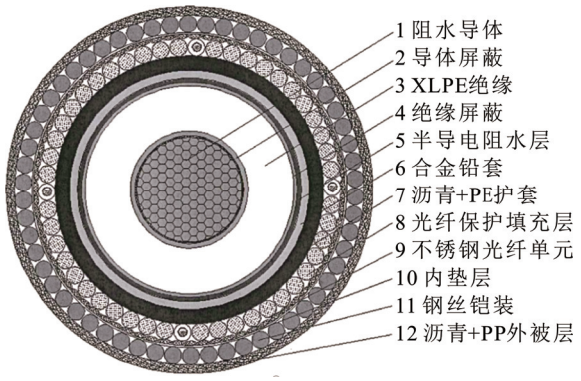


图 2 ±400 kV 直流海缆结构示意图

Fig.2 Structure of ±400 kV submarine cable

表 1 ±400 kV 直流海缆结构参数

Table 1 Structure parameters of ±400 kV submarine cable

序号	规格结构	标称厚度/mm	近似外径/mm	杨氏模量/GPa
1	阻水导体		47.6	108.0
2	导体屏蔽	2.0	52.7	1.3
3	XLPE 绝缘	26.0	104.7	0.3
4	绝缘屏蔽	1.5	107.7	1.3
5	半导电阻水层	2×1.0	111.7	2.79
6	合金铅套	4.1	120	9.78
7	沥青+PE	4.0	128	0.96
8	光纤保护填充层	5.5	139	0.67
9	不锈钢光纤单元	5.0		
10	内垫层	1.5	142	1.45
11	钢丝铠装	5.0	152	205.0
12	沥青+PP 外被层	4.0	160	1.55

不锈钢光纤单元位于光纤保护填充层内，且数量较少，因此该层只考虑光纤保护填充层的力学性能。

计算得到海缆整体抗弯刚度为 1.36×10^6 N·m^2。将海缆沿着轴向均分为 100 个微元，如图 3 所示。海缆总长度为 L，则每个微元的长度为 $L/100$。

3.2 海缆初始悬空形态

求解微分方程时，需要确认微分方程的初始条件。在仿真中，需要将海缆初始悬空形态作为海缆形状的初始条件输入。

海缆在产生悬空时会由于弯曲形变的作用自然产生下垂，可以将悬空时的海缆简化为两端固定梁分析，如图 4 所示。其形变后的线型可以通过计算海缆各处弯矩 M 得到。

以 A 点为原点 x=0，向右为正方向，悬空段长度为 L，则 B 点位置为 x=L。A 点处的弯矩为 M_A，反力为 F_A，B 点处的弯矩为 M_B，反力为 F_B，海缆各截面上的弯矩为 $M(x)$，剪力为 $F_s(x)$。作用在海缆

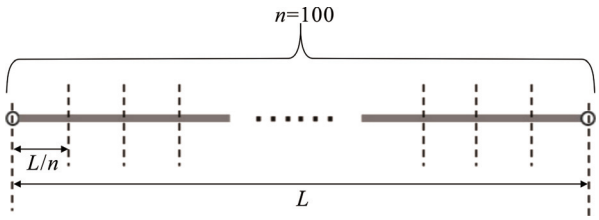


图 3 海缆有限元单元划分

Fig.3 Finite element cell division for submarine cables

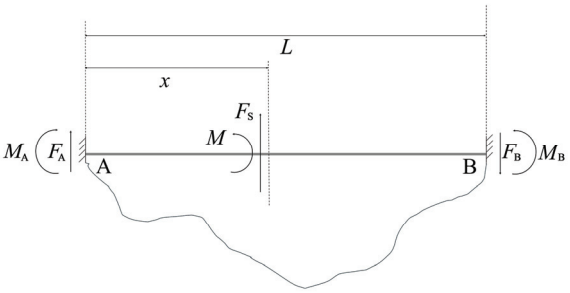


图 4 悬空段海缆示意图

Fig.4 Schematic diagram of a suspended span section of a submarine cable

上的载荷为均匀分布的重力载荷，载荷大小 q=ρg，其中 ρ 是海缆单位长度的密度，g 是重力加速度。

首先列出海缆的垂直力平衡方程和弯矩平衡方程：

$$\begin{cases} F_A + F_B = qL \\ M_A - M_B + F_B L = q\int_0^L x\mathrm{d}x \end{cases} \tag{14}$$

假设海缆两端固定，此时海缆上的约束条件数大于平衡方程数，属于静不定梁，需结合变形协调条件求解。此时两端点处的海缆其挠度 ω=0，转角 θ=0，则可得到海缆两端的边界条件为：$\omega(0)=0,\ \ \theta(0)=0,\ \ \omega(L)=0,\ \ \theta(L)=0$。

计算海缆上的弯矩分布，结果如下：

$$M = M_A + F_A x + \frac{1}{2}qx^2 \tag{15}$$

将上述平衡方程和固定支撑的边界条件代入弯矩分布，可以得到 A 点的弯矩与反力为：

$$\begin{cases} F_A = -\dfrac{1}{2}qL \\ M_A = \dfrac{1}{12}qL^2 \end{cases} \tag{16}$$

海缆各处弯矩值与海缆线型曲率有数值关系，其关系如下：

$$k = \frac{M}{EI} \tag{17}$$

式中：k 为曲率。当弯曲形变较小时，可以近似令

线型曲线的二阶导数为曲率，计算可得近似线型曲线为：

$$y=\frac{\rho g}{EI}\left(\frac{x^4}{24}-L\frac{x^3}{12}+L^2\frac{x^2}{24}\right) \tag{18}$$

该简化线型函数仅适合悬空段在 30 m 及以下时使用，当悬空段增加时，海缆产生的弯曲形变会增大，导致上述曲率方程中的一阶导数项无法忽略。此时应根据简化前的曲率方程求解静止状态下的海缆悬空段线型。

3.3 海缆涡激振动计算流程图

仿真计算基于 MATLAB 软件，仿真计算流程图如图 5 所示。输入结构和环境参数后，构建涡激振动微分方程，对其进行求解，获取各节点的位移数据，并根据型函数计算出海缆轴向各位置的位移。输出的结果为 $m\times n$ 的矩阵 $Y_{m\times n}$，其中 m 为海缆轴向片段的数量，n 为时间片段的数量，Y_{ij} 代表第 i 个轴向片段在第 j 个时间片段时的垂直位移。根据结果矩阵 $Y_{m\times n}$，对其进行数据处理，即可输出海缆振动幅值、频率，以及海缆各层应变的时变特性，进而获得海缆疲劳状态变化。

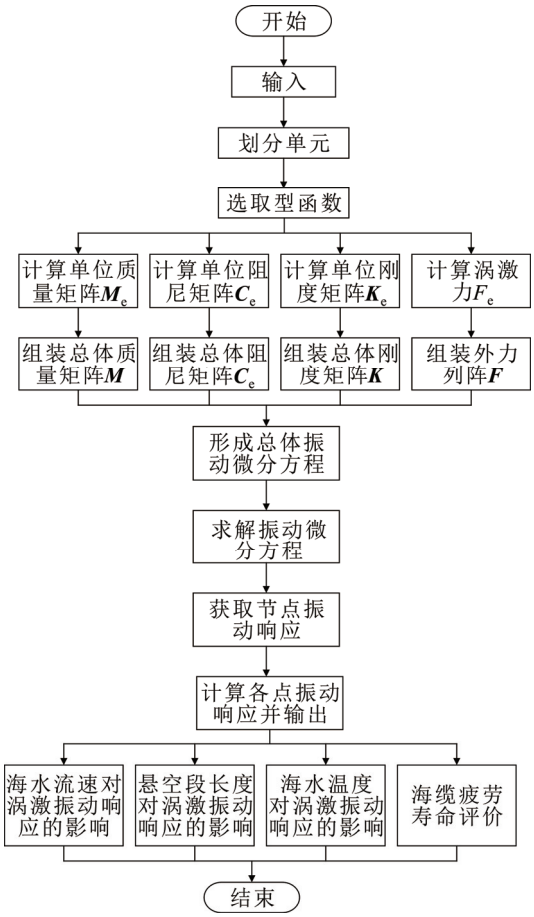


图 5 算法流程图

Fig.5 Algorithm flowchart

3.4 模型准确性静态验证

将仿真中周期性激励项撤去，只施加重力，分析模型输出结果与 3.2 节中理论计算间的差距，结果如图 6 所示。可以看出，两条曲线几乎重合，在 x=15 m 处的相对误差为 0.16%，证明了仿真模型的准确性。

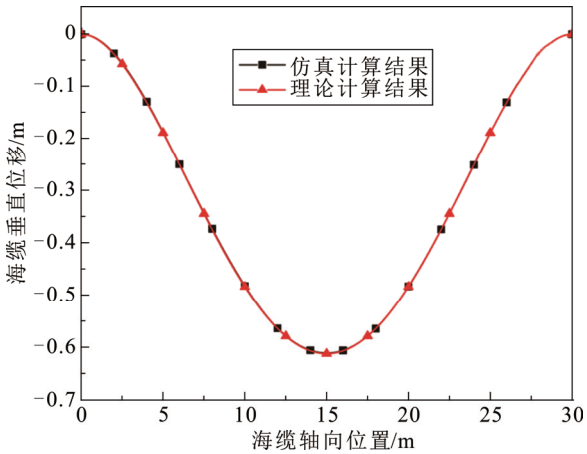


图 6 静态悬链线的有限元仿真曲线与理论计算曲线

Fig.6 Finite element simulation curves and theoretical calculation curves of static suspension chain lines

4 海洋环境对海缆涡激振动的影响分析

本章基于所提出的±400 kV 直流海缆涡激振动仿真模型，分析水流速度、悬空段长度及海水温度作用下的海缆涡激振动响应，评估复杂海洋环境对其影响程度。

4.1 不同水流速度下海缆涡激振动响应

当海水速度增加时，涡激力频率和幅值均有所增大。在仿真中设定悬空段长度为 30 m，微元数量为 100，海水温度为 5 ℃，盐度为 35‰，环境气压为标准大气压，轴向载荷设置为 10 000 N，分析海水流速从 0 m/s 到 3 m/s 以 0.3 m/s 的步长变化时，海缆不同位置涡激振动幅值的变化，结果见图 7。

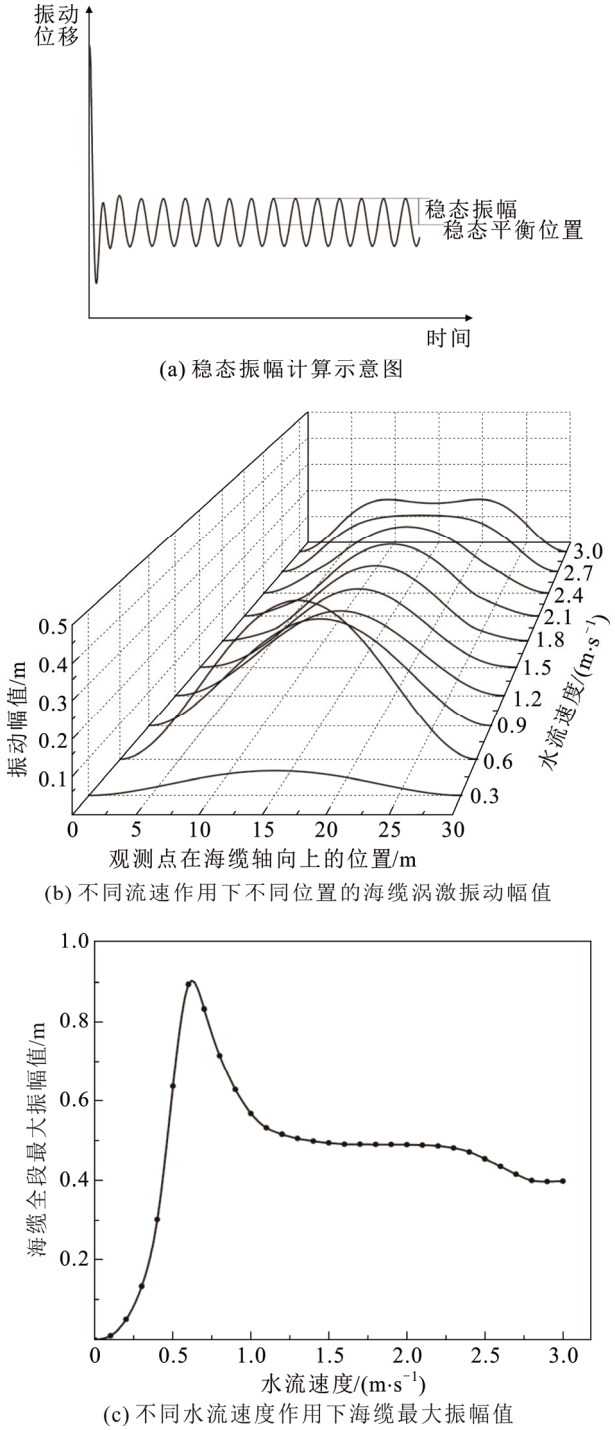
由图 7(b)可知，流速固定时，海缆不同位置的振幅均呈现出两端小，中间大的趋势，且当流速为 2.7 m/s 和 3.0 m/s 时，由于非线性阻尼项的存在，振幅较大时所对应的阻尼更大，因此振幅在海缆腹部出现明显的平台段。

以水流流速作为变量，分析流速变化时，海缆全段最大振幅值，其结果如图 7(c)所示。当流速位于 0 m/s 到 0.6 m/s 时，振幅峰值增大，并在 0.6 m/s

处达最大值，为 0.894 m/s；当流速位于 0.6 m/s 到 1.5 m/s,最大振幅下降，1.5 m/s 时最大振幅仅为 0.494 m；流速在 1.5 m/s 到 2.2 m/s 之间振幅无明显变化；流速位于 2.2 m/s 到 3.0 m/s 时，振幅再次呈下降趋势，并在速度为 3.0 m/s 时振幅为 0.398 m。

4.2 不同悬空段长度下海缆涡激振动响应

在仿真中设定海水流速为 1.0 m/s，微元数量为 100，海水温度为 5 ℃，盐度为 35‰，环境气压为标准大气压，轴向载荷设置为 10 000 N，分析悬空段长度从 10 m 到 30 m 以 5 m 的步长变化时，海缆不同位置涡激振动幅值的变化，其结果如图 8 所示。



(a) 稳态振幅计算示意图

(b) 不同流速作用下不同位置的海缆涡激振动幅值

(c) 不同水流速度作用下海缆最大振幅值

图 7 不同水流速度下的涡激振动响应

Fig.7 Vortex-excited vibration response at different water velocities

由结果可知，当悬空段长度为 10 m 和 15 m 时，其振动幅值很小，不会超过 0.1 m；当悬空段长度增加时，振幅上升，并在悬空段长度为 25 m 时振幅最大，最大值为 0.708 m；当振幅再上升至 30 m 时，振幅略有减小。其原因在于海水流速在 1 m/s 时，海水激励频率与 25 m 悬空段长度的固有频率接近。当轴向分析不同悬空段长度时海缆结构的前五阶固有频率，其结果如表 2 所示。

根据结果可知，悬空段长度增加时，其前 5 阶固有频率均会下降，当水流速度在 0~3 m/s 时变化时，激励频率的变化范围在 0~23.56 rad/s，因此，在悬空段长度在 0~30 m 之间时可以认为悬空段越长，海缆振动幅值越大。

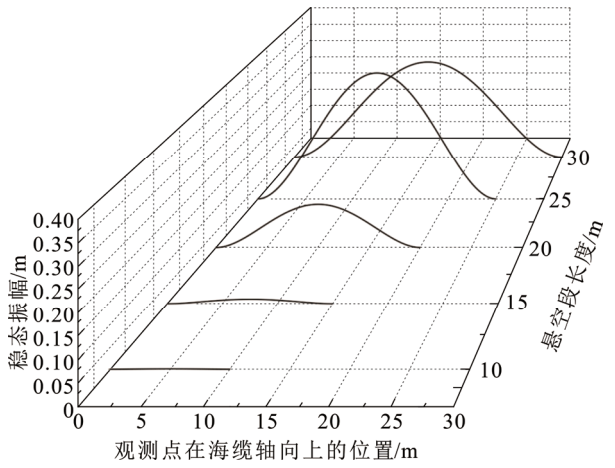


图 8 不同悬空段长度下不同位置的海缆涡激振动幅值

Fig.8 Amplitude of vortex-excited vibration of seacable cables at different locations with different lengths of overhanging segments

表 2 不同悬空段长度下的结构固有频率

Table 2 Structural intrinsic frequency for different lengths of overhanging segments

固有频率阶数	固有频率/(rad·s⁻¹)				
	L=10 m	*L*=15 m	*L*=20 m	*L*=25 m	*L*=30 m
1 阶	41.885 9	18.821 1	10.746	7.006	4.972
2 阶	224.887	100.258	56.638	36.447	25.477
3 阶	554.559	246.805	139.091	89.234	62.151
4 阶	1 030.70	458.439	258.145	165.437	115.076
5 阶	1 653.35	735.178	413.816	265.070	184.271

分别分析悬空段长度为 10、15、20、25、30 m 时的共振振幅，结果如图 9 所示。

图中各悬空段长度下共振的海缆振幅分布趋势类似，均是在海缆中心位置出现振幅最大值，并且振幅最大值随悬空段长度上升而增大。悬空段为 10 m 时共振振幅最小，为 0.387 m；当悬空段长度为 30 m 时共振振幅最大，为 0.894 m。

4.3 不同海水温度下海缆涡激振动响应

海水密度同时受到温度、压强、盐度 3 个因素的影响，在仿真中，海水密度变化时将会影响流动海水对海缆产生的涡激力幅值。海水密度计算式有多种，本实验中采用 UNESCO 在 1980 年提出的海洋状态方程计算其密度[18]为：

$$\rho(S,t,0)=\rho_w+(8.2\times10^{-1}-4.1\times10^{-3}t+7.6\times10^{-5}t^2-8.3\times10^{-7}t^3+5.4\times10^{-9}t^4)S+(-5.7\times10^{-3}+1.0\times10^{-4}t-1.7\times10^{-6}t^2)S^{3/2}+4.8\times10^{-4}S^2 \quad (19)$$

式中：S 为盐度；t 为温度，气压中 0 代表此时气压为标准大气压，气压变化值为 0。

如表 3 所示是 4 种环境下的海水密度值。表中盐度 S 的单位为‰，其含义为海水中固体的质量与海水质量的比值；t 为温度，℃；p 为气压，10^4 Pa，约为一个大气压强；ρ 为海水密度，g/cm^3。V 是每千克海水所占的体积，单位为 10^{-3} m^3/kg。

在仿真中设定海水流速为 1 m/s，微元数量为 100，悬空段长度为 30 m，盐度为 35‰，环境气压为标准大气压，分析海水温度分别为 5、10、15 ℃时海缆中心位置的涡激振动响应，其纵坐标是海缆相对其悬空平衡位置的位移，其结果如图 10 所示。

结果表示，当海水温度分别为 5、10、15 ℃时，中心点的振动形态几乎相同，稳态振幅分别为 0.568、0.567、0.566 m。因此，当海水温度在正常情况下变化时，海缆涡激振动稳态振幅会随着海水温度升高略有降低，但下降值相比稳态振幅可以忽略不计，可近似认为海水温度对于海缆涡激振动响应无影响。

5 涡激振动作用下海缆疲劳状态评价

涡激力是一种大小和方向会随时间变化的应力，这类应力称为交变应力。当海缆在交变的涡激力作用下，即使应力小于材料的强度极限，也会在长时间作用下产生失效，该种失效称为疲劳失效。由于海缆各层材料所受交变应力与海缆振幅直接相关，各悬空段海缆的稳态振幅均在共振时达到最大，

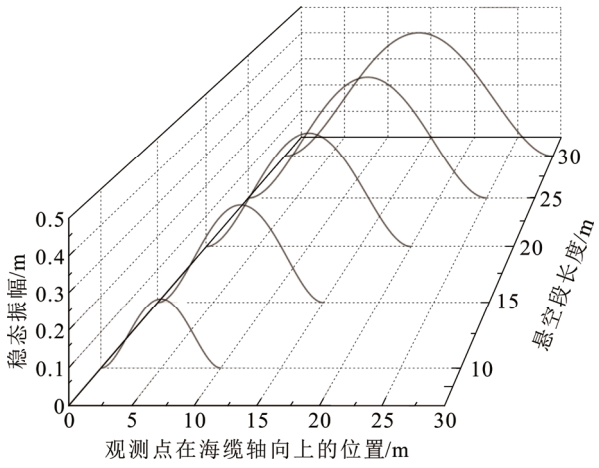


图 9 不同悬空段长度共振时海缆各位置的振幅分布

Fig.9 Amplitude distributions at each position of the submarine cable at resonance for different lengths of overhanging segments

表 3 不同海水盐度、温度、气压下的海水密度

Table 3 Density of seawater at different seawater salinities, temperatures, and air pressures

S/‰	t/℃	p/(10^4 Pa)	$\rho(S,t,p)$/(g·cm^{-3})	$V(S,t,p)$/(10^{-3}m^3·kg^{-1})
0	5	0	999.67	1.000
		1	1 044.128	0.957
	25	0	997.048	1.003
		1	1 037.902	0.963
35	5	0	1 027.675	0.973
		1	1 069.489	0.935
	25	0	1 023.343	0.977
		1	1 062.538	0.941

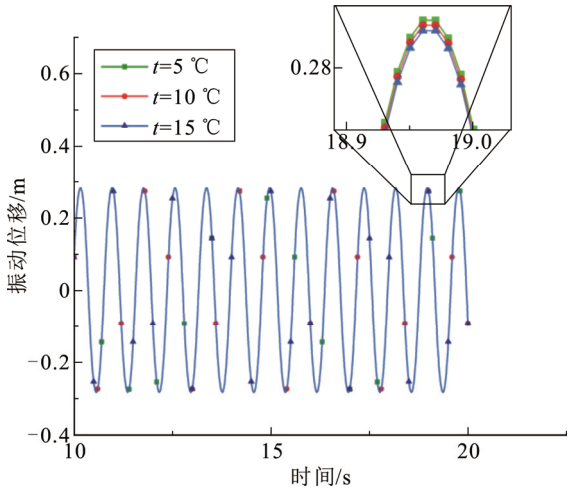


图 10 不同海水温度下海缆涡激振动响应

Fig.10 Vortex-excited vibration response of sea cables under dif-ferent sea temperatures

且激励频率远离共振频率时振幅下降较快。因此，本章研究海缆疲劳状态时优先考虑各悬空段海缆共

振下的疲劳损伤，若共振条件下无疲劳损伤问题，则认为海缆运行过程中无疲劳损伤问题，若存在疲劳损伤问题则分析正常工况下的疲劳寿命。

在工程上，分析材料的疲劳寿命，常采用应力-寿命曲线。Kazuhiro Miyachi 等人[19]曾以 10 mm 直径镀锌钢丝为实验对象，分析其疲劳寿命，实验数据如图 11 所示。其纵坐标 S 为交变应力的最大应力，横坐标 N 为寿命次数。

根据上章结果，取悬空段长度为 30 m，海水流速为 0.6 m/s 的共振情况为例，分析其疲劳寿命变化。该情况下海缆铠装层所受交变应力 S 计算方法为：

$$S = E\varepsilon = Er\frac{y''}{\left(1+(y')^2\right)^{\frac{3}{2}}} \approx Ery'' \tag{20}$$

式中：E 为铠装层弹性模量；r 为铠装层半径；y'' 是海缆线型的二阶导数。海缆振动形变相比海缆长度较小，可在计算曲率时将一阶导数视为 0。因此曲率的值可以使用模量、半径、海缆线型的二阶导数的乘积表示。当悬空段长度为 30 m，海水流速为 0.6 m/s 时，最大曲率为 8.24×10^{-3}，对应的铠装层最大应力为 131.84 MPa，低于疲劳极限 252.83 MPa，可近似认为铠装层不存在疲劳失效问题。

接下来分析合金铅套的疲劳失效情况，铅合金的疲劳寿命拟合曲线为：

$$\lg N = 2.39(\lg S')^2 + 11.04\lg S' + 16.72 \tag{21}$$

式中：N 代表失效时需要经历的交变应力次数，即寿命；S' 代表交变应力作用下铅套的最大应变。其曲线如图 12 所示[20]。采用线性疲劳累计理论，则一年内的疲劳损伤值计算方法如下：

$$D = \frac{n}{N} \tag{22}$$

$$n = 365\times24\times3\,600\times f \tag{23}$$

式中：n 为一天内交变应力的周期数；N 为该交变应力作用下的寿命次数；f 为交变应力作用频率。

以连云港航线在 2024 年 1 月 1 日到 2025 年 1 月 1 日的水文数据为例，最大潮流速度为 0.76 m/s，最小潮流速度为 0.14 m/s。如图 13 所示，是该航线 2025 年 2 月 1 日到 2 月 7 日的潮流流速分布。

将各月内所有日期的流速取平均值，以该平均值计算该月内涡激振动的疲劳损伤值，得到各月的疲劳损伤累计值如表 4 所示。将 12 个月的疲劳损伤值进行加和得到一年内的涡激振动疲劳损伤值，为 0.015 2，这代表着在该环境条件下，海缆经过 65.45 年后有产生较大疲劳损伤的风险。

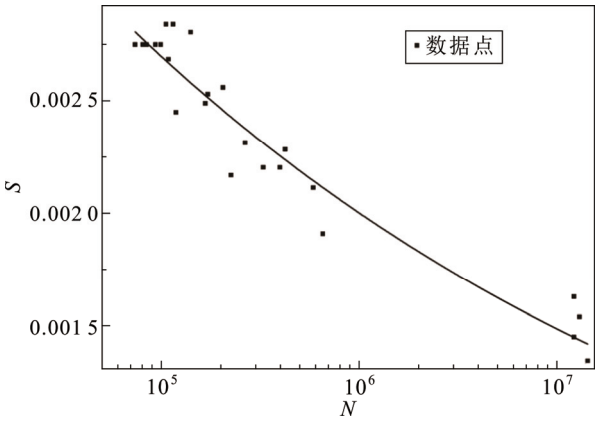


图 11 钢材的应力-寿命曲线[19]

Fig.11 Stress-life curves for steel[19]

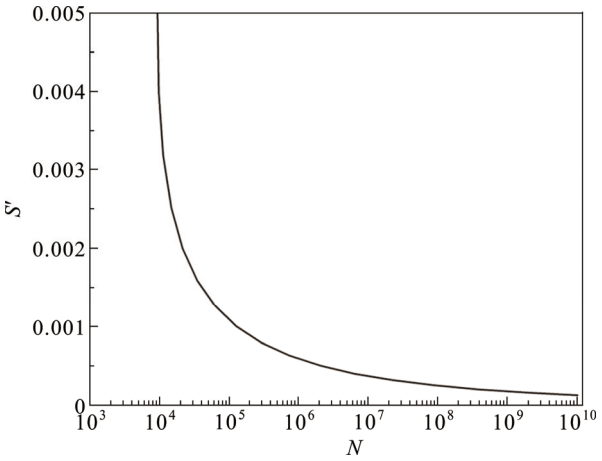


图 12 铅合金的应力-寿命曲线[20]

Fig.12 Stress-life curves for lead alloys[20]

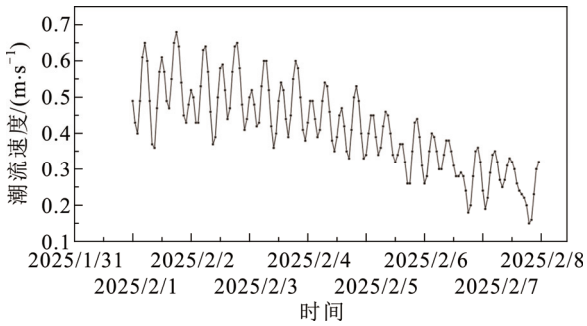


图 13 连云港航线 2025 年 2 月 1 日—2 月 7 日潮流流速变化

Fig.13 Tidal current velocity changes of Lianyungang route during February 1-February 7, 2025

取最大流速 0.76 m/s，此时水流激励角频率为 5.97 rad/s，当悬空段长度为 27.21 m 时，其一阶共振频率刚好为 5.97 rad/s，考虑到海洋环境和气象条件的多变性，可认为当悬空段长度低于 25 m 时，海缆一阶共振频率较高，在正常海洋环境中不容易

表 4 各月份海缆疲劳损伤累计值

Table 4 Fatigue damage cumulative value of submarine cable by every month

月份	疲劳损伤累计值	月份	疲劳损伤累计值	月份	疲劳损伤累计值
1 月	2.63×10^{-6}	5 月	5.73×10^{-3}	9 月	1.63×10^{-6}
2 月	6.52×10^{-5}	6 月	1.58×10^{-6}	10 月	1.53×10^{-5}
3 月	4.20×10^{-3}	7 月	3.62×10^{-7}	11 月	2.68×10^{-5}
4 月	5.17×10^{-3}	8 月	5.91×10^{-6}	12 月	5.84×10^{-5}

产生共振现象，可以认为此时海缆不存在疲劳损伤风险。当悬空段长度高于 25 m 时，海缆有可能在正常海洋环境下产生共振现象，进而累计疲劳损伤，需尽快针对悬空段进行抛石施工以保护海缆。

6 结论

1）海水流速从 0~3 m/s 之间增大时，悬空段海缆涡激振动幅值有上升趋势，当悬空段固有频率与涡激力公式计算得到的激励频率相同时振动幅度达到最大值。当悬空段长度为 30 m，水流速度 0.6 m/s 时海缆产生共振现象。

2）悬空段长度从 0~30 m 之间增大时，悬空段海缆振幅有上升趋势，海缆前 5 阶固有频率均会减小。各悬空段长度下共振的海缆振幅分布趋势类似，均是在海缆中心位置出现振幅最大值，并且振幅最大值随悬空段长度上升而增大。

3）在海水流速为 0.6 m/s，悬空段长度为 30 m 的共振情况时，最大应力水平未达到钢丝铠装层的疲劳极限，可近似认为铠装不存在疲劳失效问题。以典型潮流数据计算发现，当悬空段长度小于 25 m 时，可认为海缆在正常海洋环境下不存在疲劳损伤风险，当悬空段长度大于 25 m 时，海缆存在共振和疲劳损伤的可能性。以连云港航线 2024 年 1 月 1 日到 2025 年 1 月 1 日的水文数据为例，分析了悬空段长度为 30 m 时海缆的疲劳寿命，约为 65.45 年。

参考文献 References

[1] CHRISTIAN J, CONVENOR, BART M, et al. Third-party damage to underground and submarine cables[R]. Paris, France: CIGRE, 2009.

[2] BALOG G E, BJØRLØW-LARSEN K, ERICSSON A, et al. Vortex induced vibration on submarine cables[R]. Paris, France: CIGRE, 2006.

[3] DIANA G, BELLOLI M, MANENTI M A, et al. Impact of turbulence on vortex induced vibrations and fatigue of conductors: modelling and real span experimentation[R]. Paris, France: CIGRE, 2010.

[4] PHUOR T, TRAPPER P A, GANZ A. An analytical expression for the fundamental frequency of a long free-spanning submarine pipeline[J]. Mathematics, 2023, 11(21): 4481.

[5] RAISSI M, WANG Z C, TRIANTAFYLLOU M S, et al. Deep learning of vortex-induced vibrations[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2019, 861: 119-137.

[6] 王 帅，陈正寿，杜炳鑫，等. 柔性管异形表面结构对其涡激振动影响的数值研究[J]. 船舶力学，2024，28(3)：450-464.
WANG Shuai, CHEN Zhengshou, DU Bingxin, et al. Numerical study about effect of special-shaped surfaces on vortex-induced vibration of flexible pipes[J]. Journal of Ship Mechanics, 2024, 28(3): 450-464.

[7] 孙 毅. 海底缆跨自振频率和模态的理论与试验研究[D]. 大连：大连理工大学，2019.
SUN Yi. Theoretical and experimental study on the natural frequency and mode of submarine cable[D]. Dalian, China: Dalian University of Technology, 2019.

[8] TAN H T, HAO Y P, ZHANG P, et al. Torsional optical fiber stress analysis and vortex-induced vibration study of three-core submarine cable[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2023, 11(8): 1589.

[9] 祝 贺，陈文龙，曹煜锋，等. 基于嵌套网格方法的悬跨海缆涡激振动特性仿真[J]. 高电压技术，2023，49(12)：4960-4970.
ZHU He, CHEN Wenlong, CAO Yufeng, et al. Vortex-induced vibration characteristic simulation of suspended submarine cable based on nested grid method[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(12): 4960-4970.

[10] ZHU H, HAN Z B, HOU L Q, et al. Simulation analysis of flow field and vortex-induced vibration characteristics of submarine cable under single/parallel-laying mode[J]. Structures, 2024, 61: 105999.

[11] GE Y J, ZHAO L, CAO J X, et al. Case study of vortex-induced vibration and mitigation mechanism for a long-span suspension bridge[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2022, 220: 104866.

[12] 于是乎，冯 宾，范亚洲，等. 悬跨海底电缆涡激振动响应数值分析[J]. 高电压技术，2024，50(9)：4101-4109.
YU Shihu, FENG Bin, FAN Yazhou, et al. Numerical analysis of vortex-induced vibration response of suspended span submarine cable[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(9): 4101-4109.

[13] ZHU J J, REN B, DONG P, et al. Vortex-induced vibrations of a free spanning submarine power cable[J]. Ocean Engineering, 2023, 272: 113792.

[14] 王金龙，盛磊祥. 浅水隔水导管动态响应及涡激振动疲劳损伤[J]. 中国海洋平台，2024，39(1)：33-37，73.
WANG Jinlong, SHENG Leixiang. Dynamic response and vortex induced vibration fatigue damage of shallow water conductor[J]. China Offshore Platform, 2024, 39(1): 33-37, 73.

[15] 乐 奇，郭一柱，王 刚，等. 悬链线型海洋脐带缆涡激振动响应分析[J]. 应用科技，2022，49(6)：78-85.
LE Qi, GUO Yizhu, WANG Gang, et al. VIV response analysis of marine umbilical cables with catenary-type global configuration[J]. Applied Science and Technology, 2022, 49(6): 78-85.

[16] 周光坰，严宗毅，许世雄，等. 流体力学[M]. 2 版. 北京：高等教育出版社，2000：219.

ZHOU Guangjiong, YAN Zongyi, XU Shixiong, et al. Fluid mechanics[M]. 2nd ed. Beijing, China: Higher Education Press, 2000: 219.

[17] BILLAH K Y, SCANLAN R H. Resonance, Tacoma Narrows bridge failure, and undergraduate physics textbooks[J]. American Journal of Physics, 1991, 59(2): 118-124.

[18] TREVOR J, FEISTEL R, DANIEL G, et al. The international thermodynamic equation of seawater-2010: a scientific summary for policy makers[R].[S. l.]: United Nations Educational, Scientific and Cultural Organization, 2011.

[19] MIYACHI K, CHRYSSANTHOPOULOS M, NAKAMURA S. Experimental assessment of the fatigue strength of corroded bridge wires using non-contact mapping techniques[J]. Corrosion Science, 2021, 178: 109047.

[20] 朱俊杰，陈卫东，任　冰，等. 悬跨海底电缆涡激振动特性及疲劳损伤分析[J]. 海洋工程，2023，41(5)：116-127.
ZHU Junjie, CHEN Weidong, REN Bing, et al. Analysis of vortex-induced vibrations and fatigue damage of a free spanning submarine power cable[J]. The Ocean Engineering, 2023, 41(5): 116-127.



和诗翔
2002—，男，硕士
主要从事海底电力电缆服役过程中的机械特性和力学破坏分析
E-mail: shixiang_he@stu.xjtu.edu.cn

HE Shixiang



徐　阳(通信作者)
1969—，男，博士，教授，博导
长期从事电气绝缘测试技术、电力电缆、电力变压器代替绝缘液、旋转电机绝缘评估等方面的研究工作
E-mail: xuyang@xjtu.edu.cn

XU Yang
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2025-04-28　在线出版日期　2025-09-11　　编辑　曹昭君