

基础局部冲刷对跨海斜拉桥结构动力效应的影响分析

周道成^{1,2,*}, 张博³, 乔东生⁴

- (1. 东北林业大学土木工程学院, 哈尔滨 150040;
2. 哈尔滨工业大学结构工程灾变与控制教育部重点实验室, 哈尔滨 150090;
3. 大连金普新区住房和城乡建设事务服务中心 基建工程部, 大连 116602;
4. 大连理工大学 海岸与海洋工程国家重点实验室, 大连 116024)

摘要:基础冲刷减小了基础对桥梁基础的约束作用, 导致桥梁基础侧向承载力降低。对于跨海大桥, 基础局部冲刷引起桥梁结构的动力效应则更加显著, 从而影响结构的安全性。本文首先计算可能的最大基础局部冲刷深度, 使模拟的基础冲刷工况符合实际工程; 其次采用 m 法来计算地基土体弹簧的刚度值, 建立反应基础土体对桥梁基础约束的弹性约束模型, 进而建立考虑基础冲刷桥梁有限元模型。在此基础上以琼州海峡跨海公铁两用斜拉桥作为例子, 计算分析风、浪作用下的基础冲刷对跨海斜拉桥动力效应的影响, 得到了基础局部冲刷深度对结构动力效应的影响规律。跨海斜拉桥考虑 12m 的最大冲刷深度引起的塔顶位移增加 14.65%, 主要原因是基础冲刷减小了基础土对桥梁基础的约束作用, 导致桥梁基础侧向承载力降低, 因此对于未做地基土处理的斜拉桥跨海桥梁结构, 应加强对基础冲刷的检测与监测或提前对基础土做好预防性维修加固处理, 以保证桥梁结构的安全运营。

关键词:跨海斜拉桥; 风浪荷载; 动力效应; 基础局部冲刷; m 法

DOI:10.48014/ems.20230114001

引用格式:周道成, 张博, 乔东生. 基础局部冲刷对跨海斜拉桥结构动力效应的影响分析[J]. 工程材料与结构, 2023, 2(1): 1-14.

0 引言

桥梁基础局部冲刷是由于水流被结构物阻挡, 从而侵蚀并携走泥沙的自然现象。由于水流带走了基础周围的泥沙, 导致桥梁基础侧向承载力降低, 统计资料表明, 超过半数的桥梁损毁与基础冲刷有关^[1,2], 因此, 基础局部冲刷是桥梁结构的一种重要病害, 严重威胁桥梁结构的安全。特别对于跨海大桥结构, 不仅有海流对海床的冲刷, 而且还有波浪的叠加作用, 基础局部冲刷更加严重^[3], 其对桥梁结构安全危害更加严重^[4]。跨海大桥结构不仅受风荷载的作用, 还受波浪荷载的作用, 同时跨海大

桥跨度大, 水深更深, 基础局部冲刷的跨海大桥结构的这种动力效应将更加显著。因此明确基础冲刷对结构的动力效应影响特征对于桥梁结构安全评估和预防性加固策略具有重要意义。

桥梁基础局部冲刷严重影响结构的安全, 对基础局部冲刷机制掌握和冲刷深度进行预测是分析桥梁基础局部冲刷的基础, 因此国内对基础冲刷进行了大量的研究^[5-8], 建立了基础局部冲刷理论, 分析了基础局部冲刷的影响因素, 并在基础局部冲刷深度中合理考虑主要影响因素, 这些研究经过实际工程检验并形成规范^[9-11]指导实际工程。但这些研究仅考虑流速的作用, 对于跨海桥梁, 不仅受潮流

* 通讯作者 Corresponding author: 周道成, hitzdc@126.com

收稿日期: 2023-01-14; 录用日期: 2023-02-05; 发表日期: 2023-03-28

的作用,还受波浪荷载的作用,因此应考虑波-流联合作用下桥梁基础的局部冲刷。桩基础是海洋工程结构和跨海桥梁结构的主要基础形式,因此这方面的研究主要集中在小尺度结构^[12],尽管大尺度结构的也进行了一系列研究^[13-15],但波流共同作用下不同基础冲刷公式的计算结果差异较大^[16],同时没有统一的、被普遍接受的基础冲刷计算公式^[17]。

地基土体对桥梁基础约束模拟模型是分析基础局部冲刷对跨海桥梁结构动力效应影响关键。地基土体对桥梁基础约束的模拟模型主要有:直接嵌固模型、等效嵌固模型、等效三弹簧模型和基于 m 法的多弹簧模型。直接嵌固模型^[18,19]计算简单,对于地基土比较坚硬时精度高,但是对于较软弱的地基就有一定的分析误差^[20]。等效嵌固模型可考虑地面或最大冲刷线以下一定深度内桩基和土体的作用,在该深度处直接采用嵌固方式^[21]。等效嵌固模型考虑一定深度内桩基和土体的作用时可以较准确的模拟土体对桩基的平动刚度约束,目前还没有统一的理论确定等效嵌固模型的嵌固深度,大部分学者根据单桩水平刚度等效原则来计算,一般取为桩径的 3~5 倍^[22]。等效嵌固模型对转动刚度约束的模拟却不太理想,可考虑基础转动刚度的等效三弹簧模型^[23]得到一定的发展和应用。m 法将桩基模拟为竖向置于土体中的一个弹性地基梁,按照 Winkler 假设来计算该等效梁体在任意位置处所受土体的抵抗力与该点所产生的位移成正比关系来建立模拟弹簧模型,该方法直接根据土体特性确定弹簧刚度,计算简单,同时考虑了整个基础埋深土体的影响,建立的模型合理,因此在实际工程中得到广泛应用^[24-26]。

结构的荷载效应是结构安全评估和结构预防性维修加固决策考虑的重要参数。基础冲刷减小了基础对桥梁基础的约束作用,导致桥梁基础侧向承载力降低,引起桥梁结构的动力效应则更加显著。本文首先计算可能的最大基础局部冲刷深度,使模拟的基础冲刷工况符合实际工程;其次采用 m 法考虑基础与地基土体的相互作用,进而建立考虑基础冲刷桥梁有限元模型。在此基础上以琼州海峡跨海公铁两用斜拉桥作为例,计算分析风、浪作用下的基础冲刷对跨海斜拉桥动力效应的影响特征,得到了基础局部冲刷深度对结构动力效应的影

响规律,为跨海斜拉桥考虑基础冲刷的安全评估和预防性加固决策提供依据。

1 跨海桥梁基础局部冲刷最大冲刷深度计算方法

根据文献[13]波-流作用下大尺度基础冲刷深度为:

$$S_m = h \times \left\{ 0.14 \times \left[\sinh \left(\frac{2\pi h}{L} \right) \right]^{-1.35} + 44.35 \frac{V_c^2}{gh} + 0.1e^{D/L} + \alpha \right\} \quad (1)$$

式中: h 为水深; L 为波浪的波长; V_c 为海流流速; g 为重力加速度; D 为基础的特征尺寸; α 为相对冲刷深度系数,当 $D/L \geq 0.50$ 时, $\alpha = 0$, $D/L < 0.50$ 时, $\alpha = -0.102$ 。

根据文献[14]波-流共同作用下小 KC 数条件下大直径圆柱局部冲深计算公式:

$$S_m = D \times \left[5.768 \times \left(\frac{V_w T}{D} \right)^{1.708} \left(\frac{V_c}{V_c + V_w} \right)^{4.948} \right] \quad (2)$$

式中: T 为波浪的周期; V_w 为波浪水质点运动的近底速度最大值;其余符号同式(1)。

本文将根据上述两种计算方法结合实际工程相关参数确定基础冲刷深度,结合与之类似基础的试验数据综合确定。

2 跨海桥梁基础局部冲刷模拟方法

2.1 基于 m 法的基础与地基土体的相互作用模拟

本文采用桥梁规范^[17]中介绍的 m 法来计算基础-土之间的相互作用,该方法首先将桩长范围内的土体进行分层,主要根据土层分布特性进行分层,每一层土体简化为一个质点,该质点与桩基之间组成独立的理想化参数系统,并用弹簧来模拟各个质点位置与桩基之间的相互作用。考虑实际跨海桥梁最关注其水平位移,本文只考虑基础的水平抗力特性,忽略基础周围竖向摩擦力作用,因此桥梁基础和地基土之间相互作用的模拟提出三个假设:

(1)基础与地基土的相互作用假设为线弹性,

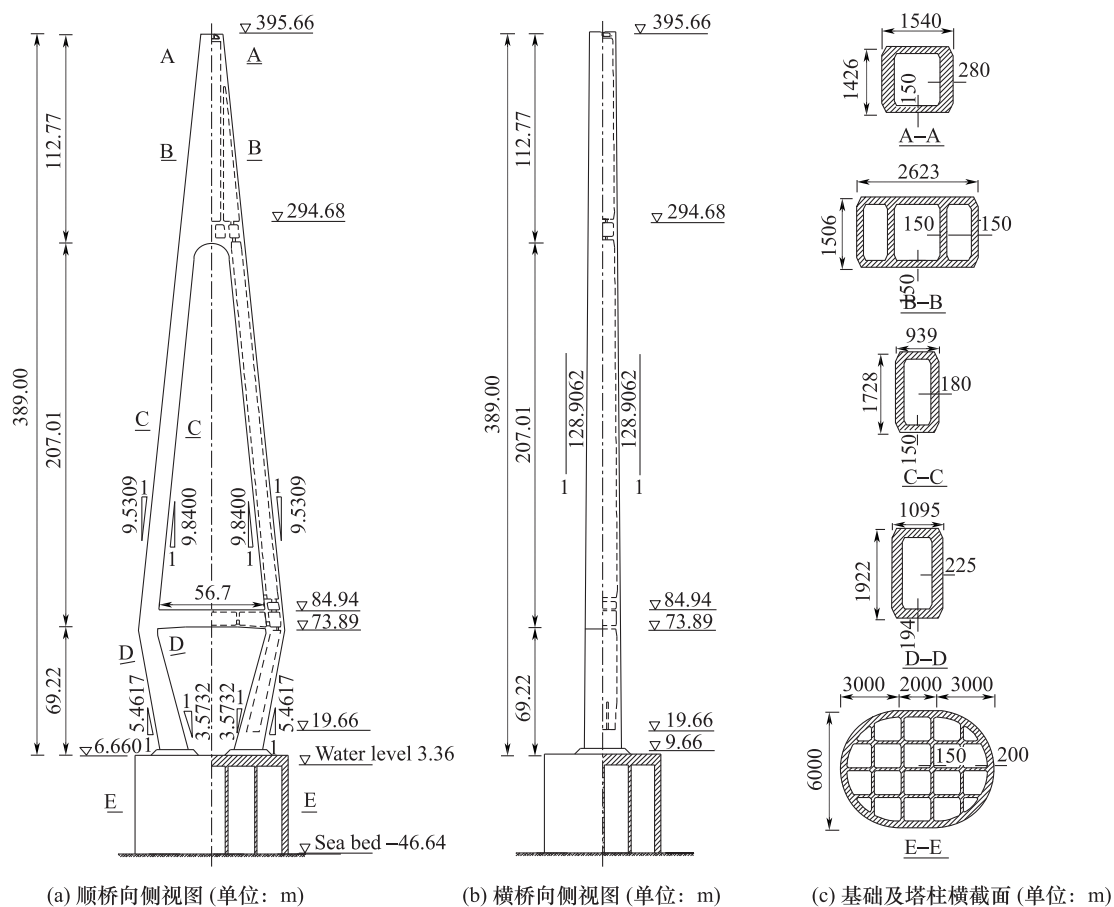


图 2 主塔形式图

Fig. 2 Main tower form diagram

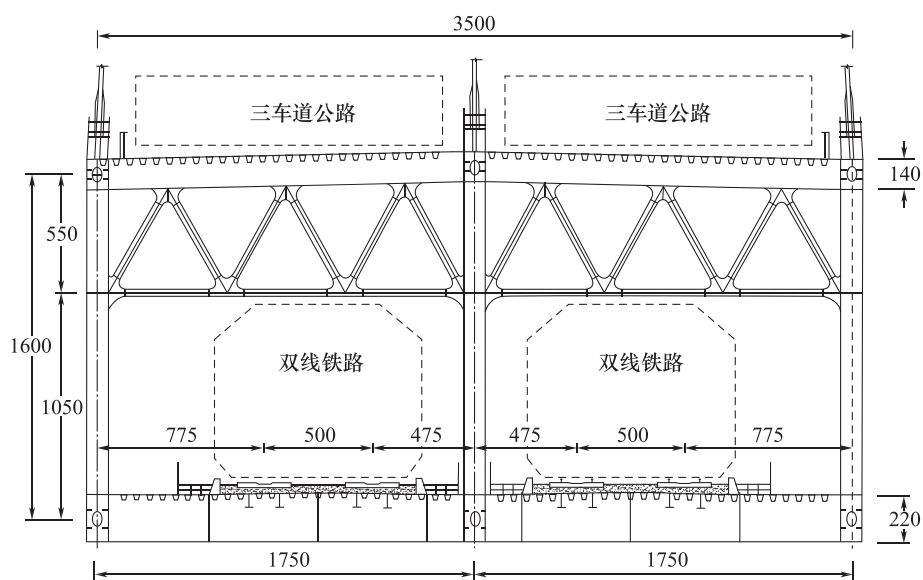


图 3 主梁断面示意图 (单位: cm)

Fig. 3 Schematic diagram of main girder section (Unit: cm)

3.2 桥梁结构有限元模型与验证

3.2.1 桥梁结构有限元模型

本文采用大型通用有限元软件 ANSYS 建立斜拉桥结构进行有限元模型,如图 4 所示。全桥有限元结构包括主梁、主塔、桥墩、桥索、支座,共由 1326 个单元和 881 个节点构成。主梁、桥塔墩、基础采用功能更强的 Bean188 单元进行模拟。主梁进行简化处理,采用等效鱼骨梁进行建模,鱼骨梁

由中间一根顺桥向主梁与 165 根间隔 14m 的刚性鱼刺横梁组成,主梁型式复杂,通过建立悬臂主梁,然后在一端施加作用力,通过材料力学理论公式计算出主梁的等效面积、弯扭刚度,其质量则通过截面面积和单元材料密度设置。斜拉索采用 Link10 单元进行模拟,由于拉索在重力作用下会产生垂度的影响,采用 Ernst 公式计算拉索等效弹性模量^[28]。斜拉桥有限元模型各部分材料属性列入表 1。

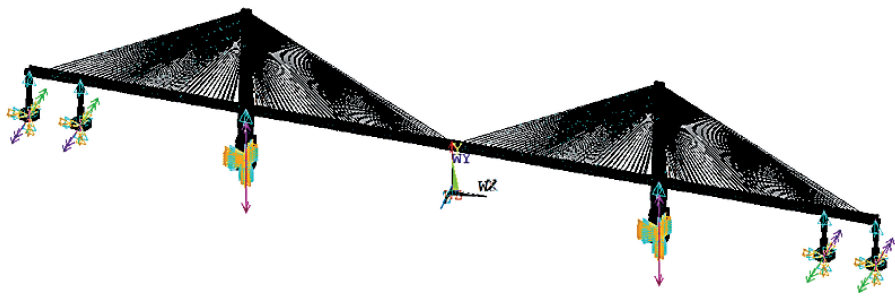


图 4 基础等效弹簧约束的斜拉桥有限元模型

Fig. 4 Finite element model of cable-stayed bridge with base equivalent spring restraint

表 1 斜拉桥各部分材料属性表

Table 1 Table of material properties for each part of cable-stayed bridge

| 结构部位 | 弹性模量 $E(\text{N/m}^2)$ | 泊松比 ν | 密度 (kg/m^3) | 结构部位 | 弹性模量 $E(\text{N/m}^2)$ | 泊松比 ν | 密度 (kg/m^3) |
|------|---------------------------|-----------|---------------------------|--------|---------------------------|-----------|---------------------------|
| 沉井 | 3.00E+10 | 0.2 | 2.5E+03 | 主梁 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.0E+03 |
| 承台 | 3.00E+15 | 0.2 | 2.5E+03 | 鱼刺横梁 | 2.10E+11 | 0.3 | 2.6E+04 |
| 下塔柱 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 | 重力基础下部 | 2.10E+16 | 0.3 | 1.0E+00 |
| 塔横梁 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 | 重力基础上部 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 |
| 中塔柱 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 | 重力墩柱 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 |
| 上塔柱 | 3.55E+15 | 0.2 | 2.1E+03 | 重力墩梁 | 3.55E+10 | 0.2 | 2.5E+03 |

根据土层分布特性并结合计算的方便性,由深到浅将土分为 10 层,每层土的厚度为 4m,顺桥向与横桥向同一层土弹簧取相同 m 值,根据地基勘察资料和式(3)可计算得到每层等效土弹簧对应的刚度值并列入表 2。

表 2 海底地基土层的 m 值与等效弹簧刚度值

Table 2 The m values and Equivalent spring stiffness values of the subsea foundation soil layer

| 节点号 | b (m) | m (kN/m ⁴) | z (m) | h (m) | k (kN/m) |
|-----|---------|--------------------------|---------|---------|------------|
| 2 | 72.9 | 3.00E+04 | 40 | 4 | 3.50E+08 |
| 3 | 72.9 | 3.00E+04 | 36 | 4 | 3.15E+08 |

续表

| 节点号 | b (m) | m (kN/m ⁴) | z (m) | h (m) | k (kN/m) |
|-----|---------|--------------------------|---------|---------|------------|
| 4 | 72.9 | 1.00E+04 | 32 | 4 | 9.33E+07 |
| 5 | 72.9 | 1.00E+04 | 28 | 4 | 8.16E+07 |
| 6 | 72.9 | 9.00E+03 | 24 | 4 | 6.30E+07 |
| 7 | 72.9 | 9.00E+03 | 20 | 4 | 5.25E+07 |
| 8 | 72.9 | 7.00E+03 | 16 | 4 | 3.27E+07 |
| 9 | 72.9 | 7.00E+03 | 12 | 4 | 2.45E+07 |
| 10 | 72.9 | 6.00E+03 | 8 | 4 | 1.40E+07 |
| 11 | 72.9 | 5.00E+03 | 4 | 4 | 5.83E+06 |

3.2.2 桥梁结构有限元模型与验证

为了验证本文建立桥梁有限元模型方法的合理

性,根据本文桥梁结构的单独主塔有限元模型与根据文献[18]的主塔试验结果进行对比分析。为了与文献[18]的物理实验主塔模型的约束条件一致,将塔底约束设置为与物理试验模型约束一致,即在桥塔海床面处设置为固定端。

根据桥梁有限元模型计算的桥塔结构的前二阶自振频率和试验测试频率列入表 3,根据表 3 中结果可知两者频率相接近,表明桥梁结构有限元建模方法的正确性。

表 3 桥塔结构前二阶自振频率和试验频率

Table 3 The first second-order self-oscillation frequencies and test frequencies of bridge tower structures

| 阶数 | 结构振型 | 计算自振频率(Hz) | 试验频率(Hz) |
|----|---------|------------|----------|
| 1 | 顺桥向一阶弯曲 | 0.099 | 0.094 |
| 2 | 横桥向一阶弯曲 | 0.179 | 0.189 |

为了验证桥塔结构的有限元模型在波浪荷载作用下的动力效应和试验动力效应的一致性,取试验规则波工况(波高为 9.2m,周期为 9.9s)进行数值计算,桥塔塔顶位移的数值计算结果与实验结果如图 5 所示。对比结果显示本文数值计算结果与文献[1]的试验模型结果吻合度较好,进一步表明桥梁结构有限元建模方法的正确性。

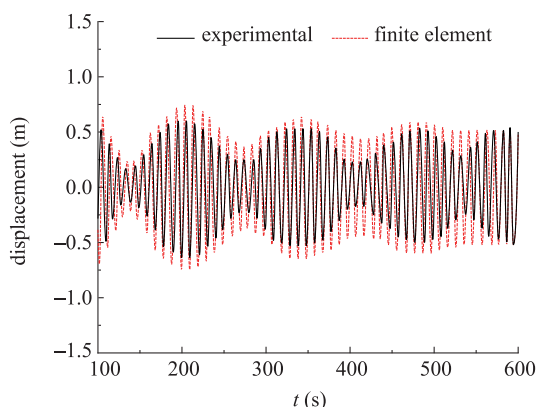


图 5 验证波浪工况历程

Fig. 5 Time course of wave case for verification

3.3 基础冲刷深度计算与冲刷过程模拟

横桥向无桥墩的影响,基础冲刷最严重,因此计算冲刷的基础特征尺寸 $D=60\text{m}$ 。根据琼州海峡的观测资料可知 100 年一遇规则波波高 $H=8.6\text{m}$,周期 $T=9.6\text{s}$,表面最大流速为 1.9m/s ,结合海流的梯

度分布规律^[29],可计算海流的最大平均流速 1.66m/s 。根据式(1)计算的局部冲刷深度为 15.95m ;根据式(2)计算的局部冲刷深度为 1.49m ,其值太小的原因是考虑波浪水质点运动的近底速度影响时由于结构特征尺寸太大,导致 $\left(\frac{V_w T}{D}\right)^{1.708}$ 该修正项太小。结合与本文基础尺寸相当的人工岛(特征尺寸为 60m)冲刷试验结果^[15]:在水深为 5.91m 、波高为 2.4m 及其相应周期为 7.3s 、流速为 0.8m/s 条件局部冲刷深度为 2.5m ,显然式(2)计算结果对于这种特大特征尺寸的基础不合适,仅参考式(1)计算的结果。100 年一遇环境条件一般不可能出现,最可能出现的是平均值,考虑平均值与 100 年一遇特征值的关系一般在 $0.60\sim 0.75$ 之间,因此对局部冲刷深度 15.95m 考虑 25% 的折减,折减后的局部冲刷深度为 11.96m ,因此本文考虑最终的局部冲刷深度为 12m 。

根据 3.2.1 部分建模过程可知,每一层等效弹簧对应地基土层厚度为 4m ,因此基础局部冲刷深度可为分 3 个冲刷阶段,每个阶段冲刷深度为 4m ,最终达到目标冲刷深度 12m ,该冲刷过程模拟如图 6 所示,也即是第一冲刷阶段拆除从上到下第一个 4m 厚土层对应的弹簧,第二冲刷阶段拆除次从上到下第二个 4m 厚土层对应的弹簧,第三冲刷阶段拆除从上到下第三个 4m 厚土层对应的弹簧。

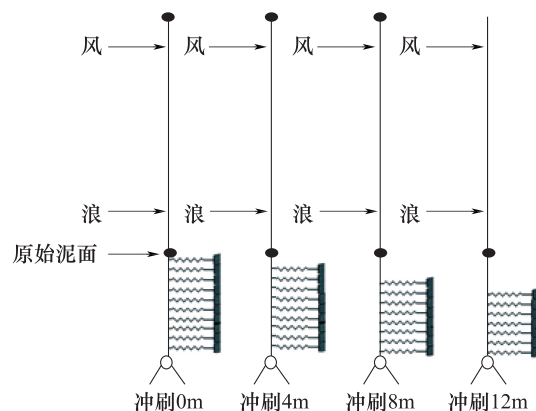


图 6 基础冲刷过程模拟示意图

Fig. 6 Schematic diagram of foundation scouring process

3.4 基础冲刷对跨海斜拉桥动力效应的影响分析

桥塔结构作为斜拉桥主要承重结构,同时是波浪荷载作用的结构,因此本文研究对象包括桥塔和

全桥结构。由于全桥主梁所受风荷载面积较大,为了更加显著地看出全桥的动力效应变化情况,仅分析横桥向风荷载与波浪荷载作用下桥梁的动力效应。在计算冲刷后波浪荷载时,考虑冲刷后桥墩受力面积增大的影响重新计算波浪荷载大小。

3.4.1 基础冲刷对桥塔动力效应的影响分析
分别计算单独浪、单独风及风-浪联合作用下(风浪同向)不同冲刷深度条件桥墩的动力响应,计算结果分别列入表4、表5和表6。

表 4 波浪荷载作用下不同冲刷深度桥塔动力效应
Table 4 Dynamic response of bridge towers with different scour depths under wave loads

| 冲刷深度 (m) | 塔顶位移(m) | | | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|-------------|---------|---------|---------|---------|--------|--------|-----------|--------|---------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 4.08E-1 | 1.68E-1 | 8.74E-1 | 8.61E7 | 4.64E7 | 2.27E8 | 4.31E9 | 1.93E9 | 1.06E10 |
| 4 | 4.43E-1 | 1.78E-1 | 9.45E-1 | 8.63E7 | 4.68E7 | 2.28E8 | 4.53E9 | 2.03E9 | 1.10E10 |
| 8 | 5.39E-1 | 2.13E-1 | 1.13E0 | 8.65E7 | 4.71E7 | 2.31E8 | 5.17E9 | 2.27E9 | 1.22E10 |
| 12 | 7.60E-1 | 3.28E-1 | 1.51E0 | 8.74E7 | 4.81E7 | 2.36E8 | 6.53E9 | 2.91E9 | 1.40E10 |

表 5 风荷载作用下不同冲刷深度桥塔动力效应
Table 5 Dynamic response of bridge towers with different scour depths under wind loads

| 冲刷深度 (m) | 塔顶位移(m) | | | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|-------------|---------|---------|--------|---------|--------|--------|-----------|--------|---------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 1.28E0 | 2.22E-1 | 1.84E0 | 3.61E7 | 6.36E6 | 5.18E7 | 1.03E10 | 1.79E9 | 1.43E10 |
| 4 | 1.29E0 | 2.26E-1 | 1.86E0 | 3.64E7 | 6.43E6 | 5.25E7 | 1.04E10 | 1.81E9 | 1.44E10 |
| 8 | 1.30E0 | 2.32E-1 | 1.94E0 | 3.70E7 | 6.49E6 | 5.38E7 | 1.05E10 | 1.82E9 | 1.49E10 |
| 12 | 1.33E0 | 2.34E-1 | 2.04E0 | 3.72E7 | 6.55E6 | 5.79E7 | 1.06E10 | 1.83E9 | 1.56E10 |

表 6 风-浪联合作用下不同冲刷深度桥塔动力效应
Table 6 Dynamic response of bridge towers with different scour depths under wind-waves loads

| 冲刷深度 (m) | 塔顶位移(m) | | | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|-------------|---------|---------|--------|---------|--------|--------|-----------|--------|---------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 1.47E0 | 2.45E-1 | 2.09E0 | 1.14E8 | 4.75E7 | 2.51E8 | 1.27E10 | 2.48E9 | 1.96E10 |
| 4 | 1.49E0 | 2.60E-1 | 2.14E0 | 1.16E8 | 4.82E7 | 2.53E8 | 1.28E10 | 2.58E9 | 2.00E10 |
| 8 | 1.54E0 | 2.85E-1 | 2.22E0 | 1.17E8 | 4.90E7 | 2.58E8 | 1.32E10 | 2.70E9 | 2.03E10 |
| 12 | 1.72E0 | 3.37E1 | 2.42E0 | 1.18E8 | 5.00E7 | 2.61E8 | 1.42E10 | 3.15E9 | 2.08E10 |

不同冲刷深度对桥塔塔顶位移、基底剪力和基底弯矩最大值的影响如图7所示。
根据表4、表5及图7的结果可知:桥塔塔顶位移与基底弯矩具有相同变化规律,说明桥塔结构属于弯曲型结构,塔顶位移主要由弯矩控制;对塔顶位移和基底弯矩的影响,风荷载占主导地位,对基底剪力的影响,波浪荷载占主导地位,主要原因是风荷载作用桥塔的上部,力臂大,波浪作用的基础特征尺寸大,但作用在桥塔的基础部分,力臂小;

风、浪荷载的动力效应相加并不等于风、浪荷载联合作用时桥塔的动力效应,表明风、浪和桥塔相互作用时存在耦合现象,风、浪荷载联合作用时桥塔的动力效应不能按照风、浪荷载的动力效应的简单叠加;此外随着冲刷深度的加深,桥塔的塔顶位移和基底弯矩都逐渐增大,基底剪力的变化不明显,原因是基础冲刷对风荷载没有影响,但力臂增加,基础冲刷对波浪荷载影响不明显,但力臂也增加,因此基底弯矩增大,同时基础冲刷深度增加,侧向

约束变弱,因此塔的塔顶位移比基底弯矩变化更显著。

3.4.2 基础冲刷对全桥动力效应的影响分析

跨中位移在风荷载作用下变化较明显,对行车安全性以及舒适程度有很大影响,因此本部分除了对斜拉桥塔顶位移、基底剪力和基底弯矩进行分

析,还对桥梁跨中位移进行分析。

分别计算单独浪、单独风及风-浪联合作用下(风浪同向)不同冲刷深度条件桥墩的动力效应,动力效应计算结果分别列入表7—12。其中风-浪联合作用下不同冲刷深度全桥动力效应如图8所示。

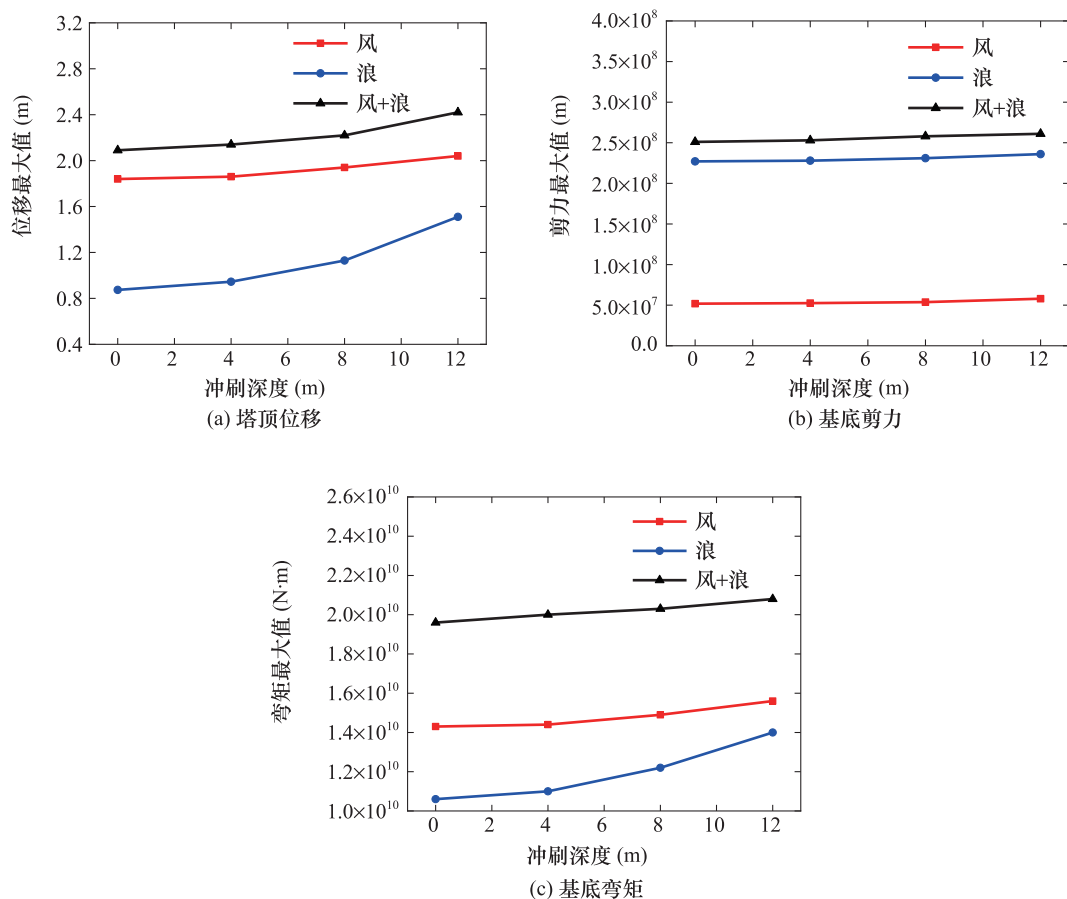


图7 不同冲刷深度对桥塔动力效应的影响

Fig. 7 Effect of different scouring depths on the dynamic response of bridge towers

表7 波浪荷载作用下不同冲刷深度荷载效应

Table 7 Load effect of different scour depths under wave loads

| 冲刷深度(m) | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|---------|----------|----------|----------|-----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 6.04E+07 | 3.02E+07 | 1.27E+08 | 2.37E+09 | 1.11E+09 | 4.87E+09 |
| 4 | 6.08E+07 | 3.03E+07 | 1.28E+08 | 2.49E+09 | 1.22E+09 | 5.55E+09 |
| 8 | 6.19E+07 | 3.04E+07 | 1.29E+08 | 2.70E+09 | 1.47E+09 | 6.53E+09 |
| 12 | 6.29E+07 | 3.14E+07 | 1.31E+08 | 2.83E+09 | 1.60E+09 | 6.81E+09 |

表 8 波浪荷载作用下不同冲刷深度动力响应

Table 8 Dynamic response of different scour depths under wave loads

| 冲刷深度(m) | 塔顶位移(m) | | | 跨中位移(m) | | |
|---------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 5.21E-02 | 2.36E-02 | 1.03E-01 | 1.91E-02 | 1.12E-02 | 4.80E-02 |
| 4 | 6.02E-02 | 2.90E-02 | 1.36E-01 | 2.04E-02 | 1.13E-02 | 4.98E-02 |
| 8 | 6.94E-02 | 4.04E-02 | 1.75E-01 | 2.39E-02 | 1.33E-02 | 6.16E-02 |
| 12 | 8.06E-02 | 5.10E-02 | 2.08E-01 | 3.09E-02 | 1.78E-02 | 7.81E-02 |

表 9 风荷载作用下不同冲刷深度动力响应

Table 9 Dynamic response of different scour depths under wind loads

| 冲刷深度(m) | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|---------|----------|----------|----------|-----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 6.20E+07 | 8.03E+06 | 8.49E+07 | 1.22E+10 | 1.38E+09 | 1.63E+10 |
| 4 | 6.29E+07 | 8.52E+06 | 8.52E+07 | 1.23E+10 | 1.57E+09 | 1.64E+10 |
| 8 | 6.44E+07 | 8.84E+07 | 8.57E+07 | 1.24E+10 | 1.68E+09 | 1.65E+10 |
| 12 | 6.49E+07 | 9.38E+07 | 8.71E+07 | 1.25E+10 | 1.69E+09 | 1.68E+10 |

表 10 风荷载作用下不同冲刷深度动力响应

Table 10 Dynamic response of different scour depths under wind loads

| 冲刷深度 (m) | 塔顶位移(m) | | | 跨中位移(m) | | |
|-------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 3.75E-01 | 4.32E-02 | 4.95E-01 | 8.14E+00 | 1.15E+00 | 9.89E+00 |
| 4 | 3.79E-01 | 4.66E-02 | 4.97E-01 | 8.15E+00 | 1.16E+00 | 9.91E+00 |
| 8 | 3.90E-01 | 5.11E-02 | 5.24E-01 | 8.27E+00 | 1.22E+00 | 9.94E+01 |
| 12 | 4.17E-01 | 5.43E-02 | 5.64E-01 | 8.43E+00 | 1.24E+00 | 1.09E+01 |

表 11 风、浪作用下不同冲刷深度荷载效应

Table 11 Load effects of different scour depths under the action of wind and waves

| 冲刷深度(m) | 基底剪力(N) | | | 基底弯矩(N·m) | | |
|---------|----------|----------|----------|-----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 1.14E+08 | 2.82E+07 | 1.73E+08 | 1.37E+10 | 1.80E+09 | 1.77E+10 |
| 4 | 1.15E+08 | 2.94E+07 | 1.76E+08 | 1.38E+10 | 1.85E+09 | 1.78E+10 |
| 8 | 1.16E+08 | 3.15E+07 | 1.78E+08 | 1.39E+10 | 1.94E+09 | 1.81E+10 |
| 12 | 1.17E+08 | 3.16E+07 | 1.79E+08 | 1.41E+10 | 2.16E+09 | 1.82E+10 |

表 12 风、浪作用下不同冲刷深度动力响应

Table 12 Dynamic response of different scour depths under the action of wind and waves

| 冲刷深度(m) | 塔顶位移(m) | | | 跨中位移(m) | | |
|---------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 平均值 | 均方差 | 最大值 | 平均值 | 均方差 | 最大值 |
| 0 | 3.96E-01 | 5.52E-02 | 5.29E-01 | 8.14E+00 | 1.16E+00 | 9.89E+00 |
| 4 | 4.07E-01 | 5.72E-02 | 5.42E-01 | 8.15E+00 | 1.17E+00 | 9.92E+00 |
| 8 | 4.39E-01 | 6.36E-02 | 5.53E-01 | 8.27E+00 | 1.30E+00 | 9.95E+00 |
| 12 | 4.54E-01 | 7.00E-02 | 5.99E-01 | 8.43E+00 | 1.31E+00 | 1.09E+01 |

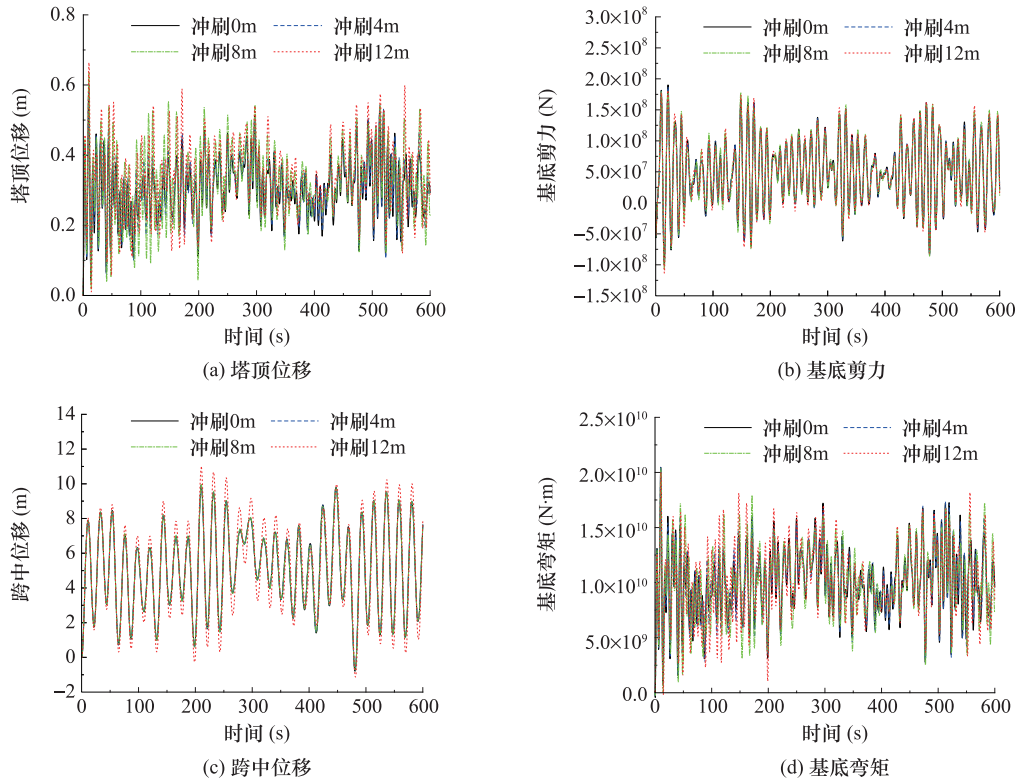


图 8 风-浪联合作用下不同冲刷深度全桥动力效应时程

Fig. 8 Dynamic effects for full-bridge with different scour depths under combined action of wind and wave

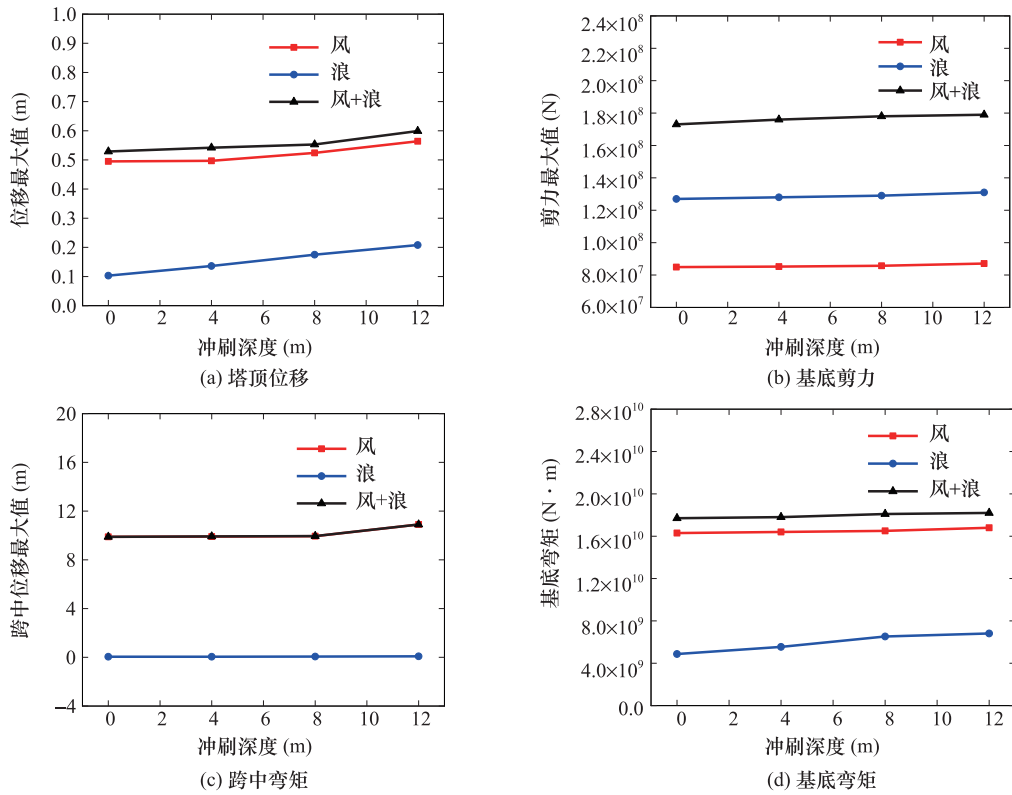


图 9 不同冲刷深度全桥结构动力效应

Fig. 9 Dynamic effects for full-bridge structures with different scour depths

根据表7~表12及图9的结果可知:随着冲刷深度的增大,塔顶位移、跨中位移、基底剪力和基底弯矩响应都在增大,其原因是冲刷深度增加,海床土体对基础的侧向约束降低,波浪与基础相互作用面积增加,波浪荷载增加,同时风荷载和波浪荷载的力臂增加,其变化规律与单独桥塔变化规律一致;但跨中位移主要由风荷载影响,波浪荷载对其几乎没有影响,主要是波浪荷载引起的桥塔位移很小,跨中位移主要通过桥塔和斜拉索来传达,斜拉索又属于柔性结构,因此波浪荷载引起的桥塔位移太小不足以引起跨中位移的变化。

根据表4~表12及图7和图9的结果可知:全桥风荷载产生基底剪力占比明显比桥塔中占比提高,主要是斜拉索和主梁贡献了大量风荷载占比;全桥风荷载产生弯矩占比明显比桥塔中占比提高,一是斜拉索和主梁贡献了风荷载占比,二是斜拉索和主梁离海底表面距离很大;风荷载引起的全桥塔顶位移产生弯矩占比明显比桥塔中占比提高,主要原因是桥梁属于弯曲型结构,塔顶位移受弯矩影响,而全桥风荷载产生弯矩占比明显比桥塔中占比提高,主要是斜拉索和主梁贡献了大量风荷载占比。

随着冲刷深度增加,海床土体对基础的侧向约束降低,同时波浪与基础相互作用面积增加,引起波浪荷载增加,并引起风荷载和波浪荷载的弯矩增加。本文考虑12m的最大冲刷深度引起的塔顶位移增加14.65%,而对应的基底剪力和基底弯矩仅分别增加2.63%和2.17%,可推断其主要原因是基础冲刷减小了基础土对桥梁基础的约束作用,导致桥梁基础侧向承载力降低。因此对于未做地基土处理的斜拉桥跨海桥梁结构,应加强对基础冲刷的检测与检测或提前对基础做好预防性维修加固处理,以保证桥梁结构的安全运营。

4 结论

本文对风、浪作用下不同基础局部冲刷深度对跨海斜拉桥的动力效应进行深入的分析,得到以下结论:

(1)桥塔与全桥在考虑基础局部冲刷影响时,随着冲刷深度的增加,塔顶位移、跨中位移、基底剪力和弯矩都出现增大趋势,主要原因在于基础发生

冲刷时,造成桥梁结构基础侧向约束减弱,同时增加了风和波浪荷载的力臂,对于波浪还增加了波浪与基础的相互作用面积,波浪力增加,因此桥梁结构的动力效应增加。

(2)基础冲刷尽管对风荷载几乎没有影响,但是风荷载是塔顶位移、跨中位移主要影响荷载;基础冲刷对波浪荷载影响大,但是波浪荷载对塔顶位移影响小,对跨中位移影响可以忽略。对于风敏感性结构也应注重基础冲刷对桥梁结构安全性的影响。

(3)跨海斜拉桥考虑12m的最大冲刷深度引起的塔顶位移增加14.65%,因此对于未做地基土处理的斜拉桥跨海桥梁结构,应加强对基础冲刷的检测与监测或提前对基础做好预防性维修加固处理,以保证桥梁结构的安全运营。

致射:感谢结构工程灾变与控制教育部重点实验室开发基金的资助。

利益冲突:作者声明无利益冲突。

参考文献(References)

- [1] Wardhana K, Hadipriono F C. Analysis of recent bridge failures in the United States[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2003, 17(3): 144-150.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0887-3828\(2003\)17:3\(144\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0887-3828(2003)17:3(144))
- [2] 易仁彦, 周瑞峰, 黄茜. 近15年国内桥梁坍塌事故的原因和风险分析[J]. 交通科技, 2015, 272(5): 61-64.
<https://doi.org/10.3963/j.issn.1671-7570.2015.05.020>
- [3] Sumer B M, Fredsoe J. Scour around a pile in combined waves and current[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2001, 127(5): 403-411.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2001\)127:5\(403\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2001)127:5(403))
- [4] 木林隆, 李偲. 砂性土-黏性土中冲刷对沉井加桩基础水平承载力影响试验研究[J]. 路基工程, 2018, 197(2): 102-106.
<https://doi.org/10.13379/j.issn.1003-8825.2018.02.22>
- [5] 韩海骞, 熊绍隆, 孙志林. 潮流作用下桥墩局部冲刷深度计算公式的建立与验证[J]. 泥沙研究, 2016(01): 9-13.
<https://doi.org/10.16239/j.cnki.0468-155x.2016.01.002>
- [6] 周玉利, 王亚玲. 桥墩局部冲刷深度的预测[J]. 西安公路交通大学学报, 1999, 19(4): 48-50.
<https://doi.org/10.19721/j.cnki.1671-8879.1999.04.014>

- [7] Melville B W, Chiew Y M, Time scale for local scour at bridge piers[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1999, 125(1): 59-65.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(1999\)125:1\(59\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1999)125:1(59))
- [8] 董年虎, 段文忠. 国内外非粘性土桥墩局部冲刷计算方法综述[J]. 郑州工业大学学报, 1997, (2): 94-99.
- [9] 中华人民共和国行业标准. 铁路工程水文设计规范(TB 10017-99)[S]. 北京: 中国铁道出版社, 1999.
- [10] 中华人民共和国行业标准. 公路工程水文勘测设计规范(JTG C30-2002) [S]. 北京: 人民交通出版社, 2002.
- [11] Richardson E V, Davis S R. Evaluating Scour at Bridges; 4th edition[M]. Washington D. C. : Federal Highway Administration, 2001.
- [12] B. Mutlu, Sumer, Richard J. S Whitehouse, Alf Torum, Scour around coastal structures: a summary of recent research[J]. Coastal Engineering, 2001, 44: 153-190.
[https://doi.org/10.1016/S0378-3839\(01\)00024-1](https://doi.org/10.1016/S0378-3839(01)00024-1)
- [13] 李林普, 张日向. 波流作用下大直径圆柱体基底周围最大冲刷深度预测[J]. 大连理工大学学报, 2003, 43(5): 676-680.
- [14] 程永舟, 姜松, 吕行, 等. 波流共同作用下大直径圆柱局部冲刷试验研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2021, 29(3): 606-616.
<https://doi.org/10.16058/j.issn.1005-0930.2021.03.007>
- [15] 秦崇仁, 肖波, 高学平. 波浪水流共同作用下人工岛周围局部冲刷的研究[J]. 海洋学报, 1994, 16(3): 130-138.
- [16] 袁春光, 王义刚, 杨华, 等. 波、流及其共同作用下桩墩局部冲刷问题试验研究现状[J]. 海洋通报, 2019, 38(2): 121-140.
<https://doi.org/10.11840/j.issn.1001-6392.2019.02.001>
- [17] 王勇强, 靳朝晖, 张颖, 等. 海上风电风机基础冲刷研究进展[J]. 武汉理工大学学报(工学版), 2020, 53(s): 237-244.
- [18] Wei C X, Zhou D C, Ou J P. Experimental study of the hydrodynamic responses of a bridge tower to waves and wave currents[J]. J. Waterway, Port, Coastal, Ocean Eng., 2017, 143(3): 04017002.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)WW.1943-5460.0000381](https://doi.org/10.1061/(ASCE)WW.1943-5460.0000381)
- [19] Bai X D, Guo A X, Liu H, et al. Experimental investigation on a freestanding bridge tower under wind and wave loads[J]. Structural Engineering and Mechanics, 2016, 57(5): 951-968.
<https://doi.org/10.12989/sem.2016.57.5.951>
- [20] 毕常芸, 徐倩. 桩土动力相互作用简化方法对比研究[J]. 佳木斯大学学报(自然科学版), 2015, 33(04): 481-485.
- [21] 周敦, 袁万城, 张玥. 高桩承台基础群桩等效嵌固长度参数分析[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2010, 30(03): 47-52.
<https://doi.org/10.19721/j.cnki.1671-8879.2010.03.011>
- [22] 龚伟, 戚冬艳. 桩基础简化模型在桥梁抗震中的应用[J]. 铁道工程学报, 2008(10): 20-23.
- [23] 郭晓光, 李艺林, 贺攀, 等. 基于能量法分析大跨连续刚构桥高墩稳定性[J]. 铁道科学与工程学报, 2017, 14(02): 290-295.
<https://doi.org/10.19713/j.cnki.43-1423/u.2017.02.013>
- [24] 樊冰, 李永庆, 宋松林, 安艳涛. 高烈度区深水斜拉桥动水效应及抗震体系研究. 地震工程学报, 2022, 44(5): 1024-1033.
<https://doi.org/10.20000/j.1000-0844.20211206001>
- [25] Liu Chengyin, Jiang Zhaoshuo, Yu Haichang. Safety analysis for bridge pier under nearby road construction and operation[J]. Measurement, 2020, 151(C): 107169.
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.107169>
- [26] Liu Haiming, et al. Importance of seismic hydrodynamic pressure for design of bridge pier in deep water from a numerical case study[J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2019, 330(2): 022032.
<https://doi.org/10.1088/1755-1315/330/2/022032>
- [27] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥涵地基与基础设计规范: JTS 3363—2019 [S]. 北京: 人民交通出版社, 2019.
- [28] Ernst H J. Der E-modul von seilen unter Beruecksichtigung des durchhanges[J]. Der Bauingenieur, 1965, 40(2): 52-55.
- [29] 天津大学水文水力学教研室. 海洋石油工程环境水文计算分析[M]. 北京: 石油工业出版社, 1983.

Analysis of the Effect of Local Foundation Scouring on the Structural Dynamic Effect of a Cable-Stayed Bridge Across The Sea

ZHOU Daocheng^{1,2}, ZHANG Bo³, QIAO Dongsheng⁴

(1. Northeast Forestry University, School of Civil Engineering, Harbin 150040, China;

2. Harbin Institute of Technology, Key Lab of Structural Engineering Disaster & Control, Ministry of Education, Harbin 150090, China;

3. Housing and Urban Rural Construction Affairs Service Center, Department of Infrastructure Engineering Jinpu New District, Dalian 116602, China;

4. Dalian University of Technology, State Key Lab of Coastal & Offshore Engineering, Dalian 116024, China)

Abstract: The foundation scour reduces the restraining effect of the foundation on the bridge foundation, resulting in the reduction of the lateral bearing capacity of the bridge foundation. For the cross-sea bridge, the dynamic effect of foundation scour on the bridge structure is more significant, thus affecting the safety of the structure. In this paper, the maximum possible local scouring depth of the foundation is first calculated to make the simulated foundation scouring condition conform to the actual project. Then, the m-method is adopted to calculate the stiffness value of the foundation soil spring and establish an elastic restraint model that reflects the restraint of the foundation soil on the bridge foundation, thus setting up the finite element model of the bridge with regard to the foundation scouring. On this basis, taking Qiongzhou Strait cross-sea highway and railway dual-purpose cable-stayed bridge as an example, the effect of foundation scour on the dynamic effect of cross-sea cable-stayed bridges under the action of wind and waves is analyzed, and the influence law of the local scour depth of the foundation on the dynamic effect of the structure is determined. The maximum scour depth of 12m is considered to increase the displacement of the top of the tower by 14.65%, mainly because the foundation scours reduces the restraint effect of the foundation soil on the bridge foundation, resulting in the reduction of the lateral bearing capacity of the bridge foundation. Therefore, for the cross-sea cable-stayed bridge without foundation soil treatment, the detection and monitoring of foundation scour should be strengthened or the preventive maintenance and reinforcement treatment of foundation soil should be done in advance to ensure the safe operation of the bridge structure.

Keywords: Sea-crossing cable-stayed bridge; wind and wave loads; dynamic effect; local scour of foundation; the M-method

DOI: 10.48014/ems.20230114001

Citation: ZHOU Daocheng, ZHANG Bo, QIAO Dongsheng. Analysis of the effect of local foundation scour-

ring on the structural dynamic effect of a cable-stayed bridge across the sea[J]. Engineering Materials and Structures, 2023, 2(1): 1-14.

Copyright © 2023 by author(s) and Science Footprint Press Co., Limited. This article is open accessed under the CC-BY License (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

