



空间简化算法在高桩码头改造工程中的应用

何良德¹, 陆园园¹, 张志明², 胡家顺², 李元青²

(1. 河海大学 港口海岸与近海工程学院, 江苏 南京 210098; 2. 中交水运规划设计院有限公司, 北京 100007)

摘要: 基于基桩+刚性平台空间简化计算模型, 引入坐标转换矩阵, 提出了可适用于一般高桩码头在水平荷载作用下的空间简化算法, 并进行升级改造算例验证。算例表明, 六维空间简化计算的桩顶侧向位移、侧向内力与有限元方法计算结果接近, 简化计算精度可以满足结构设计分析的需要。分析了5种方案的加固效果, 认为应优先考虑在横排海侧端的加固方法。对带斜桩的原结构加固, 双斜新桩方案优势并不明显, 为便于斜桩布置、减少斜桩施工量, 推荐采用直桩+斜桩加固方案。

关键词: 高桩码头; 斜桩; 基桩+刚性平台空间模型; 坐标转换矩阵; 简化计算; 升级改造

中图分类号: U 656.1⁺13

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2016)05-0045-07

Space simplified algorithm in high-pile wharf reconstruction project

HE Liang-de¹, LU Yuan-yuan¹, ZHANG Zhi-ming², HU Jia-shun², LI Yuan-qing²

(1. College of Harbor, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

2. CCCC Water Transportation Consultants Co., Ltd., Beijing 100007, China)

Abstract: Based on the pile-rigid platform spatial simplified calculation model, and considering coordinate transformation matrix, we develop the space simplified method for general high-pile wharf under lateral loads, which is verified by examples of the upgrading project. The examples show that the lateral displacement and internal force result of the pile top by the 6-D space simplified method are close to the that by the finite element calculation, and the accuracy of the space simplified method can meet the structural design requirements. Based on five kinds of reinforcement programs, we draw the conclusion that the program strengthening at the sea side shall be consider in priority. The results indicate that the advantage is not obvious for the structure with double battered piles. Considering the arrangement and reducing the amount of construction, we recommend the program of vertical and battered piles.

Keywords: high-piled wharf; battered pile; pile-rigid platform spatial simplified calculation model; coordinate transformation matrix; simplified algorithm; upgrading reconstruction

高桩码头是我国应用最为广泛的码头结构形式, 具有结构轻、减弱波浪效果好、用料省、对挖泥超深适应强、适用于软土地基等优点。

对于承受船舶作用力的桩台(前方桩台), 在横向排架中一般布置一组叉桩或半叉桩, 沿码头长度方向一般不设纵向叉桩或半叉桩, 桩台的横

向抗推刚度远大于纵向刚度, 而且桩台结构分段的长度一般远大于宽度, 在横向水平力作用时, 桩台下基桩横向位移远大于纵向位移。因此, 排架内力可简化为平面问题分析^[1], 将码头上部结构视为刚性连续梁, 排架位置作为弹性支承点, 计算各排架中分配的系数^[2]或分担的横向力, 进

收稿日期: 2015-11-10

作者简介: 何良德(1964—), 男, 硕士, 副教授, 从事港口与航道工程结构教学和科研。

而计算各排架桩顶位移和内力。针对全直桩码头基桩的纵横抗推刚度相同的特点,张志明等^[3]借鉴高桩墩台的计算方法^[4],基于基桩+刚片模型,提出了全直桩码头在水平荷载作用下的空间计算方法。算例分析表明,在水平静力作用下,基桩纵、横向抗推刚度对平台扭转的影响系数近似与基桩布置长宽比 L/B 的二次方成反比,因此, $L/B < 2$ 时,弹性支承刚性梁法由于忽略了基桩纵向刚度的影响,按规范方法进行横向力分配计算将会有较大的误差,此时宜直接按三维空间简化计算。陶桂兰等^[5]推导得出了全直桩码头水平力分配的计算公式, $L/B = 3.4$ 时,规范法误差约 8%。徐凤娇等^[6]研究认为,考虑转动刚度影响后,水平力在高桩码头排架中的分配系数计算精度更高。

目前国内许多在役老码头都不能适应船舶大型化、专业化的发展趋势^[7-8],面临被海运市场淘汰的局面,需要进行升级改造。在升级改造过程中,增设新桩的位置不再限于横向排架上,构造具有空间性,不宜简化为横向排架的平面问题进行分析。故本文在全直桩码头空间简化算法^[3]的基础上,引入坐标转换矩阵,提出了适用于一般高桩码头在水平荷载作用下的空间简化算法,并通过了升级改造实例验证,推荐合理的升级改造方案。

1 高桩码头空间简化算法

1.1 基桩+刚性平台计算模型

高桩码头是上部梁板和下部桩系组成的空间结构。在水平向船舶荷载、动力荷载以及梁板温度荷载作用下,验算的重点在于桩系的受力和变形^[9]。

一般情况下,上部结构(梁板结构)水平向尺寸较大,在平面内抗弯刚度、抗剪刚度远大于基桩的刚度。在水平力作用下,梁板结构水平面内变形很小。因此,可将高桩码头看作为是由一个平面刚片通过桩顶连接下部各桩而组成的空间刚性平台桩系结构(图1)。

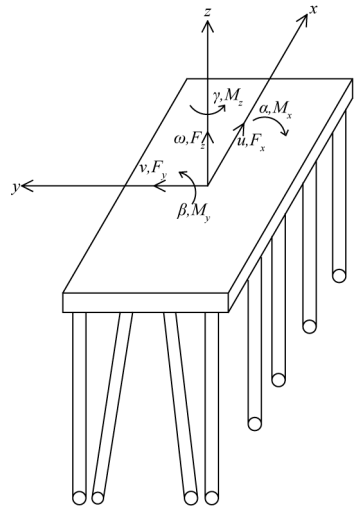


图1 高桩码头空间结构简化计算模型

对其坐标及位移等方向作如下规定:

- 1) 整个坐标系原点选在桩顶平面内,横向以离岸侧为 y 正向,竖向向上为 z 正向,纵向为 x 向满足右手坐标系规定。
- 2) 刚性平台的线位移分别为 u 、 v 、 w ,与 x 、 y 、 z 正向一致,角位移分别为 α 、 β 、 γ ,以绕 x 、 y 、 z 顺时针方向为正。
- 3) 将梁板系上的外力分解为通过坐标原点的分力 F_x 、 F_y 、 F_z 、 M_x 、 M_y 、 M_z ,正向与位移正向规定一致。

1.2 单元刚度矩阵

带斜桩的码头分析需要引入坐标转换矩阵,推导斜桩在整体坐标下的刚度矩阵。

- 1) 局部坐标系下的单元刚度矩阵。

假设桩身刚度、地基系数正交同性,局部坐标系下的桩端力与单元刚度矩阵关系为

$$\begin{Bmatrix} H_x \\ H_y \\ H_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{Bmatrix}_i^e = \begin{bmatrix} \rho_2 & 0 & 0 & 0 & \rho_3 & 0 \\ 0 & \rho_2 & 0 & -\rho_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \rho_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\rho_3 & 0 & \rho_4 & 0 & 0 \\ \rho_3 & 0 & 0 & 0 & \rho_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \rho_5 \end{bmatrix}_i^e \times \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \\ \varphi_x \\ \varphi_y \\ \varphi_z \end{Bmatrix}_i^e \quad (1)$$

式中: ρ_1 为单桩轴向刚度系数(kN/m),即桩顶单位轴向变形所需的轴向力; ρ_2 、 ρ_3 、 ρ_4 为桩

顶侧向刚度系数, 即桩顶单位侧向广义变形所需的广义力, 单位分别为 kN/m、kN、kN·m; ρ_5 为桩顶扭转刚度系数(kN·m), 即桩顶单位扭转变形所需的扭转力, 在整体分析时, 该项可忽略不计。

式(1)可简记为

$$\bar{\mathbf{F}}_i^e = \bar{\mathbf{k}}_i^e \bar{\boldsymbol{\delta}}_i^e \quad (2)$$

式中: $\bar{\mathbf{F}}_i^e$ 、 $\bar{\boldsymbol{\delta}}_i^e$ 、 $\bar{\mathbf{k}}_i^e$ 分别为第 i 根桩在局部坐标系下的桩顶力、位移以及刚度矩阵。

2) 整体与局部坐标系的转换关系。

整体坐标系中的单元杆端力 \mathbf{F}_i^e 、杆端位移 $\boldsymbol{\delta}_i^e$ 与局部坐标系中的单元杆端力 $\bar{\mathbf{F}}_i^e$ 、杆端力 $\bar{\boldsymbol{\delta}}_i^e$ 之间的关系, 可用以下两式表达:

$$\bar{\mathbf{F}}_i^e = \mathbf{T}_i \mathbf{F}_i^e \quad (3)$$

$$\bar{\boldsymbol{\delta}}_i^e = \mathbf{T}_i \boldsymbol{\delta}_i^e \quad (4)$$

式中: \mathbf{T}_i 为单元坐标转换矩阵, 为 6×6 阶正交矩阵, 可以表示为:

$$\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{t}_i & 0 \\ 0 & \mathbf{t}_i \end{bmatrix} \quad (5)$$

桩底作为原点, 从桩底向桩顶方向为局部坐标系 z' 轴正向, 在 $z'Oz$ 平面内建立 x' 轴, y' 轴方向根据右手螺旋法则确定, 见图 2。

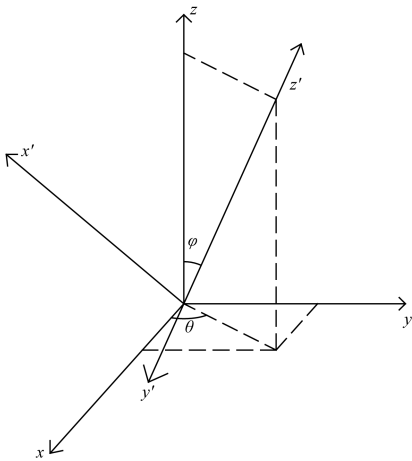


图 2 局部坐标系

可得关系矩阵 \mathbf{t}_i :

$$\mathbf{t}_i = \begin{bmatrix} \cos\varphi\cos\theta & \cos\varphi\sin\theta & -\sin\varphi \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ \sin\varphi\cos\theta & \sin\varphi\sin\theta & \cos\varphi \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: φ 为桩轴线与 z 轴的夹角; θ 为桩轴线的水平投影与 x 轴之间的夹角。

3) 整体坐标系下的单元刚度矩阵。

将式(3)、(4)代入式(2)得:

$$\mathbf{T}_i \mathbf{F}_i^e = \bar{\mathbf{k}}_i^e \mathbf{T}_i \boldsymbol{\delta}_i^e \quad (7)$$

\mathbf{T}_i 是正交矩阵, 有 $\mathbf{T}_i^{-1} = \mathbf{T}_i^T$, 代入上式得:

$$\mathbf{F}_i^e = \mathbf{T}_i^T \bar{\mathbf{k}}_i^e \mathbf{T}_i \boldsymbol{\delta}_i^e \quad (8)$$

因此, 整体坐标系下的单元刚度矩阵 \mathbf{k}_i^e 为:

$$\mathbf{k}_i^e = \mathbf{T}_i^T \bar{\mathbf{k}}_i^e \mathbf{T}_i \quad (9)$$

1.3 平台刚体位移计算

1) 桩顶位移的转换关系。

第 i 根桩顶在整体坐标系中的位移与上部结构刚体整体位移的关系可用下式表示^[9]:

$$\begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \\ \varphi_x \\ \varphi_y \\ \varphi_z \end{Bmatrix}_i^e = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z & -y \\ 0 & 1 & 0 & -z & 0 & x \\ 0 & 0 & 1 & y & -x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_i \times \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \\ \alpha \\ \beta \\ \gamma \end{Bmatrix} \quad (10)$$

简记为

$$\boldsymbol{\delta}_i^e = \mathbf{L}_{Fi} \boldsymbol{\delta}_0 \quad (11)$$

式中: $\boldsymbol{\delta}_0$ 为刚性平台的刚体位移, $\boldsymbol{\delta}_0 = \{u, v, w, \alpha, \beta, \gamma\}^T$; $\boldsymbol{\delta}_i^e$ 为第 i 个桩顶在整体坐标系的位移; \mathbf{L}_{Fi} 为平台位移与桩顶位移转置矩阵; x, y, z 为第 i 个桩顶的整体坐标值。

2) 桩顶力与刚体位移关系。

整体坐标系下桩顶力转换为对平台刚体坐标原点的分力为:

$$\mathbf{F}_i = \mathbf{L}_{Fi}^T \mathbf{F}_i^e \quad (12)$$

由式(12)、(8)、(11)、(9)可得:

$$\mathbf{F}_i = \mathbf{L}_{Fi}^T \mathbf{k}_i^e \mathbf{L}_{Fi} \boldsymbol{\delta}_0 \quad (13)$$

3) 平台合力平衡方程。

桩顶力 \mathbf{F}_i 的合力 $\sum \mathbf{F}_i$ 应等于平台外荷载合力 \mathbf{R} , 由式(13)可得:

$$K\delta_0 = R, K = \sum L_{Fi}^T k_i^e L_{Fi} \quad (14)$$

式中： K 为平台的整体刚度矩阵； R 为平台荷载列阵， $R = \{F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z\}^T$ 。

由式(14)可求得平台刚体位移 δ_0 。

1.4 桩顶位移及内力计算

平台刚体位移 δ_0 已知后，可由式(11)计算整体坐标系下桩顶位移 δ_i^e ，再代入式(4)求得局部坐标系下桩顶位移 $\bar{\delta}_i^e$ ，最后根据式(2)得到桩顶内力 \bar{F}_i^e 。

2 工程实例与简化算法验证

2.1 工程实例

选用某原设计停泊 25 000 DWT 集装箱码头^[10]，结构总宽度 38.50 m，其中前方码头宽 21.60 m。结构段长 52.00 m，共 7 榦横向排架，间距为 8.00 m。码头面高程为 7.03 m，码头前沿设计泥面高程为 -11.00 m，现桩底高程为 -12.00 m。码头基桩为直径 $\phi = 1\ 200$ mm 的预应力混凝土管桩，壁厚 $\delta = 145$ mm，弹性模量 $E = 3.6 \times 10^7$ kPa，泊松比 $\mu = 0.2$ 。其中码头部分每榦排架 4 根桩，中间 2 根为斜桩，斜率 4.5:1，扭角 20°，见图 3。

根据吞吐量预测和靠泊船型预测，结合码头的现状，确定按 50 000 DWT 集装箱泊位进行码头结构加固改造，即需要增加 100% 的靠泊能力。

高桩码头受撞击力、系缆力、水平波浪力等多种水平荷载，撞击力作用下码头位移和内力均较大，故选择撞击力工况为控制工况。

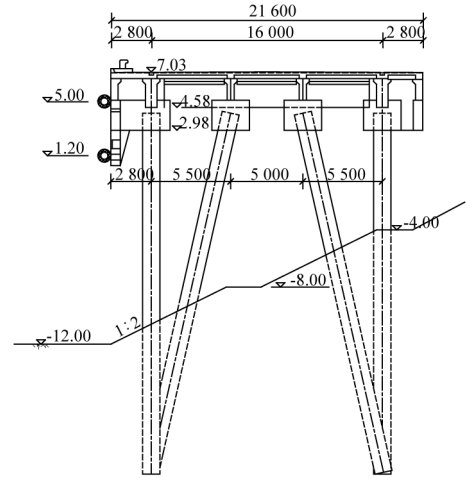


图 3 码头原结构断面 (高程: m; 尺寸: mm)

2.2 简化计算结果

基桩按上下固接梁计算，桩顶刚度系数分别为 $\rho_1 = EA/l$ ， $\rho_2 = 12EI/l^3$ ， $\rho_3 = -6EI/l^2$ ， $\rho_4 = 4EI/l$ ， $\rho_5 = 6EI/(7l)$ ，其中 $EA = 1.73 \times 10^7$ kN， $EI = 2.45 \times 10^6$ kN·m²。

桩号顺纵向编号，横向岸侧起始，第 1 榦排架桩依次为 1#、8#、15#、22#，第 7 榦排架桩依次为 7#、14#、21#、28#，对应计算桩长分别为 12.74、14.96、19.06、20.74 m。取 1# 桩顶为相对坐标原点，按式(14)得平台整体刚度矩阵 K 。

撞击水平力 868 kN，作用在第 1 榦排架的橡胶护舷上(临近 22# 桩)，高程 3.10 m。平台荷载列阵为： $R = \{0, -8.68 \times 10^2, 0, 2.69 \times 10^3, 0, -1.74 \times 10^3\}^T$ 。

可得平台的刚体位移列阵 $\delta_0 = \{2.03 \times 10^{-3}, -3.87 \times 10^{-3}, 8.19 \times 10^{-5}, -5.26 \times 10^{-6}, 7.57 \times 10^{-7}, 1.04 \times 10^{-4}\}^T$ 。

可见，码头平台刚体位移以水平向位移 u 、 v 和扭转 γ 为主。简化计算的第 1 榦、第 7 榦排架桩顶位移和内力值，结果见表 1。

表 1 原结构简化算法的桩顶位移、内力

桩号	u_x/mm	u_y/mm	u_z/mm	H_x/kN	H_y/kN	H_z/kN	$M_x/(kN \cdot m)$	$M_y/(kN \cdot m)$
1	1.73	-3.64	0.06	24.68	-52.35	89.18	-334.54	-157.11
8	1.23	-4.09	0.23	-29.02	-22.43	-594.54	-164.18	210.25
15	0.71	-4.22	0.00	16.17	8.68	737.07	80.30	-153.54
22	0.07	-3.64	-0.01	0.21	-12.20	-15.39	-127.19	-2.11
7	1.73	1.35	0.02	24.68	18.82	39.81	118.92	-157.11
14	1.21	1.50	-0.04	8.71	-14.73	197.35	-108.31	-63.87
21	0.69	1.51	0.01	-4.94	4.00	-218.58	34.43	46.35
28	0.07	1.35	-0.05	0.21	4.29	-45.71	43.91	-2.11

2.3 与有限元法比较

有限元建模时, 面板、横梁纵梁采用实体单元^[11-12] solid45, 通过拉伸命令建立模型, 桩采用梁单元 beam188, 桩与桩帽之间通过刚性连接。在第1 榭排架处撞击力作用下, 上部结构最大位移 5.02 mm, 桩顶最大位移 4.53 mm。码头平台扭转中心位于海侧, 介于第5、第6 榭排架之间, 见图4。

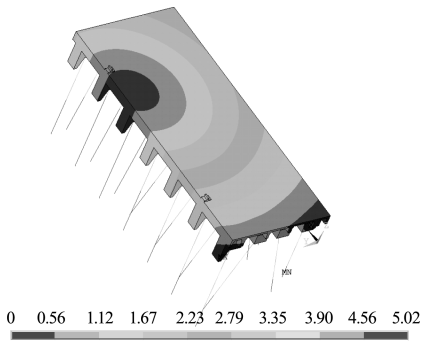


图4 原码头上部结构位移云图 (单位: mm)

采用水平位移、弯矩、剪力合成值进行简化算法和有限元法的对比分析, 结果见图5~7。由于平台在水平面内刚度大, 刚性平台简化计算的水平位移扭转趋势与有限元一致, 在横向水平力作用下的扭转中心几乎完全重合。简化计算假设桩顶与平台完全固结, 高估了结构的实际刚度, 桩顶水平位移偏小, 桩顶弯矩偏大, 回归拟合值分别为有限元计算的0.901倍和1.026倍。简化计算的桩顶剪力是有限元法的1.008倍, 两者相当接近。

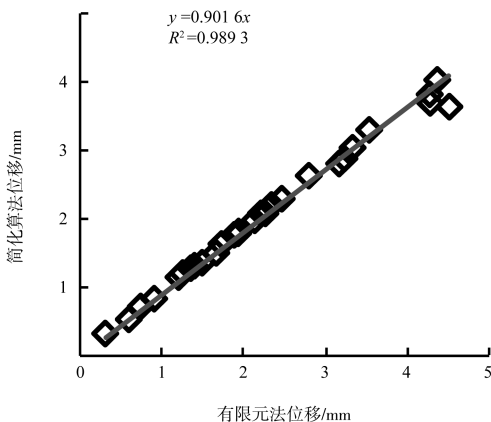


图5 桩顶水平位移比较

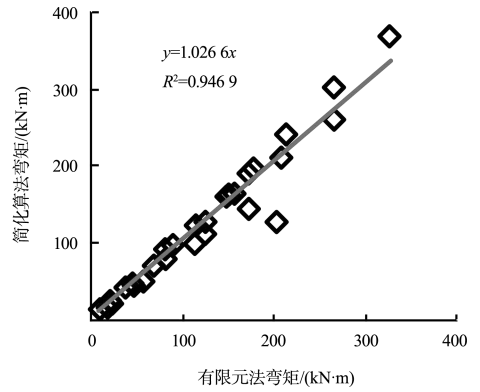


图6 桩顶弯矩比较

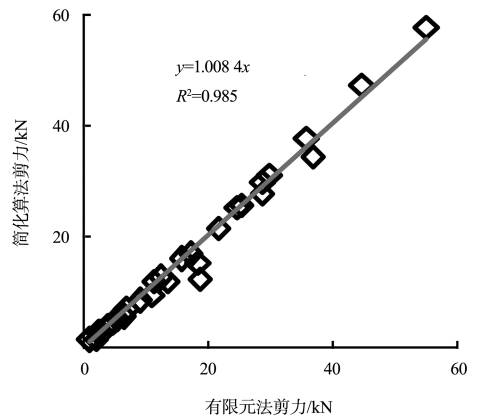


图7 桩顶剪力比较

有限元计算时, 撞击力施加于靠船构件, 高程 3.10 m, 略高于直接相连的 22# 桩帽底高程 2.98 m, 同时纵横梁采用等高连接, 使得 22# 桩帽附近有更明显的应力集中现象, 因此两种方法在该桩顶计算值差异稍大, 水平位移、弯矩和剪力误差分别为 -19.28%、-37.56%、34.67%。但是, 各变量的最大值均位于 1# 桩顶, 两者方法的误差分别为 -7.55%、12.88%、5.23%。

3 升级改造方案分析确定

3.1 升级改造方案

新增桩型采用钢管灌注桩, 根据新桩加设位置, 分为两类共 5 个方案。第 1 类, 海侧轨道梁跨中下部加固, 即在两榭横排中间、前轨道梁中线两侧, 各增设 1 根新桩, 6 组共计 12 根。方案 1: 2 根为全直桩; 方案 2: 外侧直桩, 内侧斜桩, 斜率 4.5:1, 扭角 20°。第 2 类, 横排海侧端外部两侧加固, 各增设 1 根新桩, 7 组共计 14 根。方案 3:

2根为全直桩；方案4：一侧直桩，另一侧斜桩；方案5：2个斜桩，斜桩斜率4.5:1，扭角10°。

3.2 分配系数变化规律

撞击力作用在第1榀排架位置时，方案1、方案2荷载分配系数的纵向变化见图8。第1榀排架承载最大，改造前分配系数为44.7%。方案1新桩为全直桩， $\phi = 800\text{ mm}$ 时新桩分担荷载仅2.5%，一直加大直径至 $\phi = 2\ 200\text{ mm}$ ，新桩分担荷载才达53.5%，第1榀横排分配系数降低为21.9%，相邻排架间新桩分配系数27.3%。方案2新桩为直桩+斜桩， $\phi = 800\text{ mm}$ 时新桩分担荷载25.4%， $\phi = 1\ 600\text{ mm}$ 时即达54.9%，第1榀横排分配系数降低为20.7%，相邻排架间新桩分配系数31.0%。由此可见，新桩直径越大，分担荷载越大，直至大于老桩分担的荷载。纵向变化来看，新桩、老桩分配系数分别近似呈现直线分布的规律，距离水平力位置越近桩顶分担荷载越大。

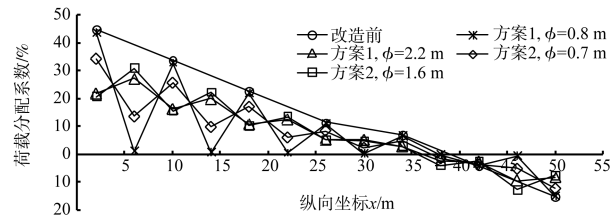


图8 改造方案1、方案2荷载分配系数变化

3.3 加固方案选择

1#老桩顶弯矩（合成）、第1榀排架相邻新（单）桩顶弯矩变化见图9、10。

1) 方案1、2在跨中处加桩可以改善轨道梁竖向受力，为门机升级留有可能，但需要采用相邻纵梁间加设连续横梁等措施，以便传递、扩散所分担的水平力，防止轨道梁侧弯及扭曲变形。方案1、2构造处理复杂，减小老桩内力的能力，还分别略差于相应的方案3、4（图9），因此不宜采用。

2) 比较全直桩方案3与直桩+斜桩方案4、双斜桩方案5可知，全直桩侧向刚度小、分担荷载能力低，老桩顶、新桩顶弯矩均处于相对较大的状态（图9、10），因此具有斜桩施工条件时，宜采用带斜桩方案。

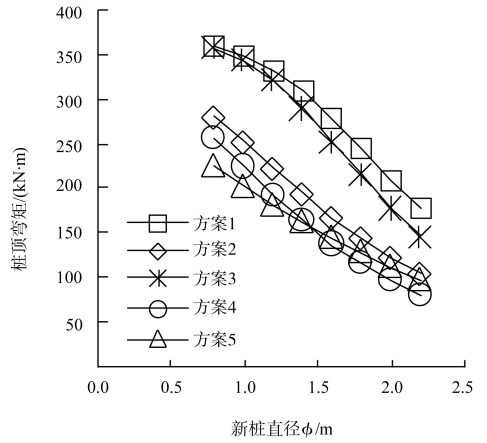


图9 1#老桩顶弯矩

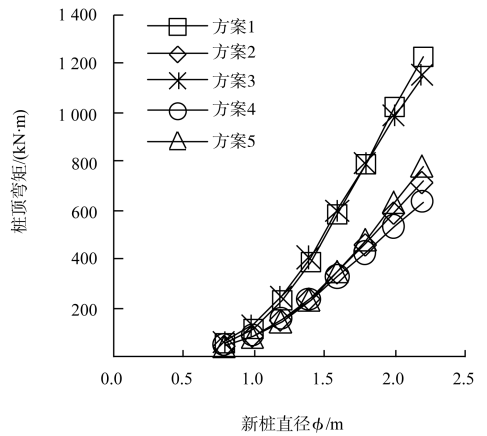


图10 相邻新桩顶弯矩

3) 改造前第1榀排架分配系数为44.7%，25 000 DWT集装箱船撞击力434 kN作用下，1#桩弯矩为184.8 kN·m。方案4、方案5新桩 $\phi = 1\ 400\text{ mm}$ 时，第1榀排架老桩分担系数小于22.4%、1#桩弯矩小于184.8 kN·m，可以近似认为满足50 000 DWT的升级要求。

4) 就本实例而言，方案4、方案5提高水平承载力的性能差异不大，从斜桩布置及施工条件来看，推荐采用直桩+斜桩方案4。

4 结论

1) 在水平力作用下，带斜桩的高桩码头简化为刚性平台下的桩系结构是合理的。算例表明，简化计算的桩顶侧向位移和桩顶侧向内力与有限元方法计算结果接近。简化计算精度可以满足结构设计分析的需要。

2) 码头平台刚体位移以水平向位移 u 、 v 和扭角 γ 为主。带斜桩码头平台计算是否可由六维

$\delta_0 = \{u, v, w, \alpha, \beta, \gamma\}^T$ 进一步简化为三维计算 $\delta_0 = \{u, v, \gamma\}^T$, 尚需进一步验证。

3) 全直桩加固方案, 新增结构水平刚度小, 分担荷载能力低, 自身桩顶弯矩大, 因此具有斜桩施工条件时, 宜采用带斜桩方案。

4) 从加固效果好坏、构造处理难易来看, 应优先考虑在横排海侧端加固的方案。对带斜桩的原结构加固, 新增双斜桩方案优势并不明显, 为便于新斜桩布置、减少斜桩施工量, 本工程实例推荐采用直桩+斜桩加固方案。

参考文献:

[1] 韩理安. 港口水工建筑物[M]. 北京: 人民交通出版社, 2008.

[2] JTS 167-1—2010 高桩码头设计与施工规范[S].

[3] 张志明, 何良德, 李新国, 等. 在水平静力作用下全直桩码头结构整体简化计算方法[J]. 中国港湾建设, 2011(5): 1-6.

[4] 朱荣华. 高桩墩式码头结构计算与优化系统的开发[D]. 大连: 大连理工大学, 2003.

[5] 陶桂兰, 董思远. 全直桩码头横向水平力分配计算方法探讨[J]. 工程力学, 2014, 31(6): 245-249.

[6] 徐凤娇, 陈廷国, 侯永为. 转动刚度对水平力在高桩码头排架中的分配影响研究[J]. 水运工程, 2015(1): 98-103.

[7] 王广德, 田双珠, 王笑难, 等. 码头检测、评估的现状与发展[J]. 水道港口, 2002, 23(4): 291-294.

[8] 杨荣君, 秦武, 沈斌, 等. 高桩码头结构新型加固改造方案设计[J]. 水运工程, 2013(10): 122-127.

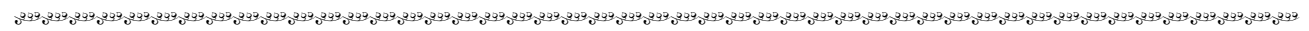
[9] 张志明. 静水阻尼特性及桩基码头动力反应分析[D]. 南京: 河海大学, 1990.

[10] 白海霞. 码头空间简化方法在改造工程中应用研究[D]. 南京: 河海大学, 2014.

[11] 郝文化. ANSYS 土木工程应用实例[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2005.

[12] 王婷婷, 陈振民, 何文钦. 高桩梁板码头结构设计中的空间有限元分析[J]. 水运工程, 2009(7): 118-123.

(本文编辑 武亚庆)



(上接第 34 页)

参考文献:

[1] 王胜年. 我国海港工程混凝土耐久性技术发展现状[J]. 水运工程, 2010(10): 1-8.

[2] 汪在芹, 李家正, 周世华, 等. 冻融循环过程中混凝土内部微观结构的演变[J]. 混凝土, 2012(1): 13-14.

[3] 方永浩, 陈焯, 肖婷. 冻融作用下硬化水泥浆体和混凝土结构的变化[J]. 材料导报, 2007, 21(4): 157-159.

[4] 金祖权, 陈惠苏, 侯保荣, 等. 引气混凝土在冻融循环过程中的氯离子渗透与孔结构[J]. 中南大学学报: 自然科学版, 2012, 43(5): 1 963-1 968.

[5] Shang H S, Song Y P. Behavior of air-entrained concrete under the compression with constant confined stress after freeze thaw cycles [J]. Cement & Concrete Composites, 2008, 30(9): 854-860.

[6] Shang H S, Song Y P, Qin L K. Experimental study on strength and deformation of plain concrete under triaxial compression after freeze-thaw cycles [J]. Building and Environment, 2008, 43(7): 1 197-1 204.

[7] 洪雷, 唐晓东. 冻融循环对高性能混凝土氯离子渗透性的影响[J]. 武汉理工大学学报, 2010, 32(18): 41-45.

[8] 元成方, 牛获涛, 盖青山, 等. 考虑冻融损伤的钢筋混凝土桥梁氯离子侵蚀寿命预测研究[J]. 西安建筑科技大学: 自然科学版, 2010, 42(2): 256-260.

[9] 何世钦, 贡金鑫, 赵国藩. 冻融循环下混凝土中氯离子的扩散性[J]. 水利水运工程学报, 2004(4): 32-36.

[10] 王月, 安明喆, 余自若, 等. 氯盐侵蚀与冻融循环耦合作用下 C50 高性能混凝土的耐久性研究[J]. 中国铁道科学, 2014, 35(3): 41-46.

[11] 王军强. 混凝土中冻融循环和氯离子侵蚀的耦合效应试验研究[J]. 混凝土, 2008(11): 29-31.

[12] 杨海成, 杜安民, 范志宏, 等. 温度对混凝土氯离子扩散性能的影响[J]. 水运工程, 2015(10): 20-26.

[13] 盖国晖, 李超, 熊建波, 等. 青岛海湾大桥海工高性能混凝土配制技术研究[J]. 公路, 2009(9): 155-161.

[14] 洪锦祥, 缪昌文, 黄卫. 冻融损伤对混凝土氯离子扩散性能的影响[J]. 混凝土, 2006(1): 36-39.

[15] 唐春安, 朱万成. 混凝土损伤与断裂—数值试验[M]. 北京: 科学出版社, 2003: 29-31.

[16] 李金玉, 彭小平, 邓志刚, 等. 混凝土抗冻性的定量设计[J]. 混凝土, 2000(12): 1-65.

(本文编辑 武亚庆)