



分离卸荷式板桩码头柔性前墙 主动土压力计算方法

王 琰

(中交第四航务工程勘察设计院有限公司, 广东 广州 510230)

摘要: 针对柔性板桩码头前墙主动土压力计算问题, 采用库仑土压力理论, 假设前墙的主动土压力由墙后土体在极限平衡状态下出现的滑动体产生, 对滑动土体沿墙高方向取水平微分单元建立受力平衡微分方程, 进而根据滑动土体滑动趋势产生的土体微元小主应力偏转拱迹线上的土体微元应力状态积分求解侧土压力系数, 代入平衡微分方程得到柔性前墙上的沿墙高分布的土压力强度理论公式。在此基础上, 引入板桩码头柔性墙体变位特征影响下的非极限状态土体力学参数, 以求解非极限状态下的土压力强度。该方法经过与数学模型试验结果对比基本吻合, 具有一定参考意义。

关键词: 分离卸荷式板桩码头; 主动土压力; 土拱; 有限元分析

中图分类号: U656.3

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2025)06-0076-09

Calculation method of active earth pressure on flexible front wall of sheet-pile wharf with separated relieving platform

WANG Yan

(CCCC-FHDI Engineering Co., Ltd., Guangzhou 510230, China)

Abstract: For the calculation of active earth pressure on the front wall of flexible sheet pile wharf, Coulomb earth pressure theory is adopted. Assuming that the active earth pressure on the front wall is generated by the sliding body of the soil behind the wall in the ultimate equilibrium state, a force balance differential equation is established for the horizontal differential elements taken by sliding soil along the wall height direction. Then the lateral earth pressure coefficient is solved by integrating the stress state of the micro soil elements on the deflection arch trace of the minor principal stress generated by the sliding trend of the sliding soil, and the theoretical formula for the distribution of earth pressure strength along the wall height of the flexible front wall is obtained by substituting the equilibrium differential equation. On this basis, the non-limit state soil mechanics parameters caused by the deflection of flexible wall of the sheet pile wharf are introduced to solve the earth pressure strength under non-limit state. The method proposed is basically consistent with the experimental results of mathematical models, and has certain reference significance.

Keywords: sheet-pile wharf with separated relieving platform; active earth pressure; soil-arch; finite element analysis

分离卸荷式板桩码头结构因其复杂的空间卸荷特性而受到诸多学者^[1-6]关注, 但之前的研究大多围绕是否存在卸荷效应、卸荷效应的大小与判别等定性研究, 所使用的计算理论和计算方法也存在各种问题, 影响其适用性。实际上, 前墙—锚定墙系统、桩基承台系统以及土体三者之间互

相影响, 使码头的卸荷机理具有高度的空间复杂性。因此简单地沿用传统板桩码头计算方法进行设计必然会大大浪费该结构的承载优势, 降低该结构的经济性与适用性。

本文以鼓形变位的经典柔性挡土墙变位模式为基准, 采用库仑土压力假设, 结合分离卸荷式

收稿日期: 2024-09-03

作者简介: 王琰 (1992—), 男, 硕士, 工程师, 从事港口工程技术工作。

板桩码头的结构特点, 根据土体水平微元的受力状态对前墙海陆侧的土体进行竖直和水平方向的分区。应用水平单元分析法计算库仑滑动楔体的平衡, 以求解土压力沿墙高分布。

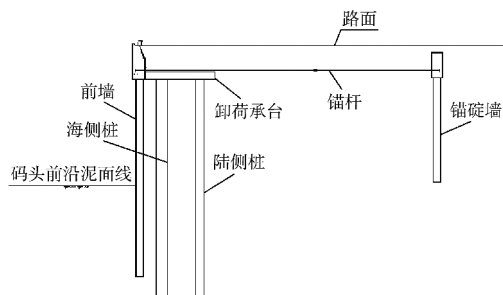


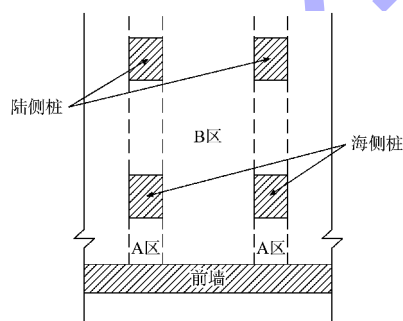
图1 分离卸荷式板桩码头结构断面

Fig.1 Cross-section of sheet-pile wharf with separated relieving platform

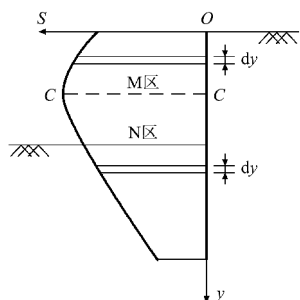
1 计算理论模型

1.1 水平分区方案

在水平方向上, 将墙后土体以沿岸线方向是否存在桩分为 A、B 两个区, 见图 2a)。其中 A 区土体位于海侧桩和前墙之间, 以平行墙进行简化; B 区则按无桩基影响的常规挡土墙后土体简化。



a) 水平方向



b) 竖直方向

图2 墙后土体分区

Fig.2 Soil division behind wall

1.2 垂直分区方案

对于板桩码头的撑锚式挡土墙, 墙体向港池内鼓胀是最典型的变位模式。根据 Zhang 等^[7]提出的柔性挡土墙典型位移曲线见图 3。

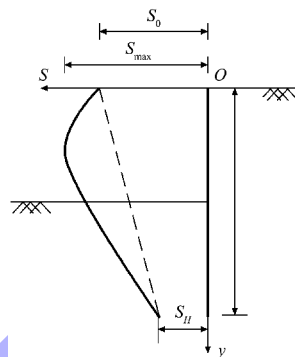


图3 柔性挡土墙典型位移曲线

Fig.3 Typical displacement curve of flexible retaining wall

柔性挡土墙典型位移曲线见式(1), 式中 s_y 为该高度的水平位移量, s_{y1} 为线性位移分布, s_{y2} 为鼓形位移分布。

$$s_y = f(y) = s_{y1} + s_{y2} \quad (1)$$

其中:

$$\begin{cases} s_{y1} = s_0 + \frac{y}{H}(s_H - s_0) \\ s_{y2} = s_{\max} \frac{y^n (H-y)^m}{y_m^n (H-y_m)^m} \end{cases} \quad (2)$$

式中: H 为挡土墙高度; y 为计算点深度; $s_{\max}$ 为鼓形分布的最大位移值, y_m 为相应深度; m 和 n 为控制鼓形曲线形状的参数, 且 $\frac{y_m}{H} = \frac{n}{m+n}$ 。

本文参考应宏伟等^[8]以经典鼓形变位曲线的最大水平位移高度为分界, 将墙后土体分为上下两区, 即 M 和 N 区, 见图 2b), 主要差别为层间相对运动趋势不同造成层间内摩擦力的方向不同, 其中 M 和 N 区的交界处土体微元设为 C 层。

2 土压力计算方法

2.1 水平土体微元受力状态

根据图 4 所示的墙后土体的水平微分单元的受力状态及边界的不同, 墙后土体被分为 4 个区即 MA、NA、MB、NB。4 个区的水平土体微分单元

受力状态见图 4a)~d)。M 区和 N 区交界面在 A 区、B 区处的微分单元 CA、CB 受力状态较为特殊, 见图 4e)、f)。

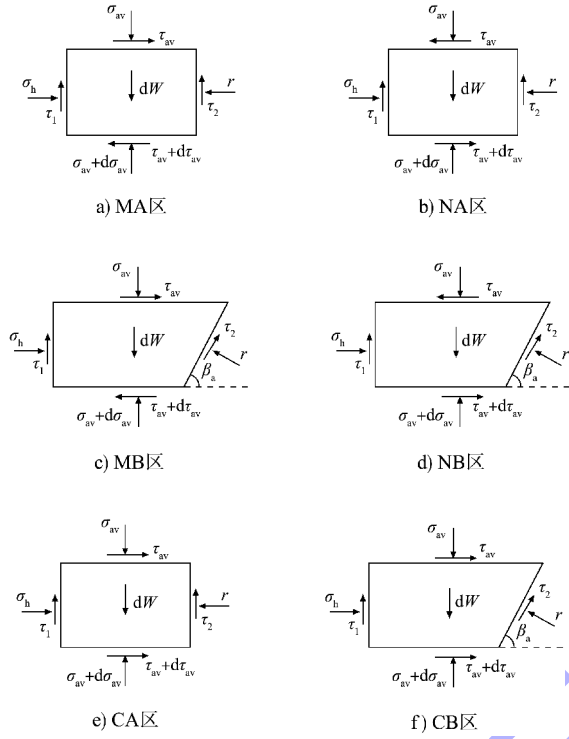


图 4 各分区水平土体微元受力状态
Fig. 4 Stress state of horizontal soil elements in each partition

由图 4 可以看出, σ_{av} 和 τ_{av} 分别是土体微分单元的竖向平均应力和层间平均内摩擦力, σ_h 为土压力的反作用力, r 为库伦滑裂面 (B 区) 或桩土接触面 (A 区) 对土体水平微分单元的反作用力, τ_1 和 τ_2 是土体水平微分单元两端与结构物或滑动面外土体接触的摩擦力。综上:

$$\begin{cases} \tau_{av} = \sigma_{av} \tan \psi_a \\ \sigma_h = K_{Aaw} \sigma_{av} \\ \tau_1 = \sigma_h \tan \delta \\ \tau_2 = r \tan \delta \end{cases} \quad (3)$$

其中: ψ_a 为水平微元层间主动内摩擦角, 与挡土墙变形造成的土体的层间剪切趋势相关, 参考文献[9]取:

$$\psi_a = \xi_a \varphi \frac{s-s_{\max}}{s_c} \frac{y-h}{|y-h|} \quad (\xi_a = 0.8 \sim 1.0) \quad (4)$$

式中: s_c 为挡土墙平动模式下达到极限状态土压

力时的水平位移; δ 为土体微元左右两侧与滑裂面或结构物的外摩擦角; φ 为极限状态土体内摩擦角。

由于 τ 在 M 区和 N 区的方向相反, 为便于公式统一, 假定 $\tan \psi_a$ 在 MA 区为正值, 在 NA 区为负值, 正负仅代表力的方向, 不影响计算结论。

2.2 水平土体微元受力平衡方程

2.2.1 A 区水平土体微分单元受力平衡方程

对 MA、NA 区域的水平土体微分单元求解受力平衡方程, 由 $\sum F_x = 0$ 和 $\sum F_y = 0$ 可得:

$$\begin{cases} \sigma_h dy - (\tau_{av} + d\tau_{av}) L_A + \tau_{av} L_A - r dy = 0 \\ \sigma_{av} L_A + dW - (\sigma_{av} + d\sigma_{av}) L_A - \tau_2 dy - \tau_1 dy = 0 \end{cases} \quad (5)$$

将式(3)代入式(5)中, 可得:

$$\frac{d\sigma_{av}}{dy} + a_A \sigma_{av} = b_A \quad (6)$$

$$\text{其中: } \begin{cases} a_A = \frac{2K_{Aaw} \tan \delta}{(1 - \tan \psi_a \tan \delta) L_A} \\ b_A = \frac{\gamma}{1 - \tan \psi_a \tan \delta} \end{cases} \quad (7)$$

式中: L_A 为 A 区桩墙净距; K_{Aaw} 为 A 区的主动侧土压力系数; ψ_a 为层间内摩擦角。

2.2.2 B 区水平土体微分单元受力平衡方程

与 A 区类似, 对 MB、NB 区水平土体微分单元求解受力平衡方程。由 $\sum F_x = 0$ 和 $\sum F_y = 0$ 可得:

$$\begin{cases} \sigma_h dy - (\tau_{av} + d\tau_{av}) (L + dL) + \tau_{av} L + \tau_2 \cot \beta_a dy - r dy = 0 \\ \sigma_{av} L + dW - (\sigma_{av} + d\sigma_{av}) (L + dL) - \tau_2 dy - r \cot \beta_a dy - \tau_1 dy = 0 \end{cases} \quad (8)$$

将式(2)代入式(5)即可得:

$$\frac{d\sigma_{av}}{dy} = (1 - a_B K_{Baw}) \frac{\sigma_{av}}{H_a - y} + b_B \gamma \quad (9)$$

式中: $\beta_a = \arctan [\tan \varphi + \sqrt{\tan^2 \varphi + \tan \varphi \cot(\varphi + \delta)}]$ 为库伦主动滑裂面倾角; K_{Baw} 为 B 区的主动侧土压力系数;

$$a_B = \frac{\cos(\beta_a - \varphi - \delta) \cos \psi_a \tan \beta_a}{\sin(\beta_a - \varphi - \psi_a) \cos \delta}; \quad b_B = \frac{\cos(\beta_a - \varphi) \cos \psi_a}{\sin(\beta_a - \varphi - \psi_a)}.$$

2.2.3 CA、CB 处土体微分单元受力

对 CA、CB 处水平土体微分单元求解受力平衡方程。由 $\sum F_x = 0$ 和 $\sum F_y = 0$, 求解 $\Delta \sigma_{Ah}$ 和 $\Delta \sigma_{Bh}$ 后, 经分析, 由于 C 点处前墙水平位移 $ds/dy \rightarrow 0$,

则有 $\tan\psi_a \rightarrow 0$, CA、CB 处的 $\Delta\sigma_h \rightarrow 0$, 则 B 区和 A 区的水平土体微分单元的竖向应力在 C 点处连续, 其相应区域的平衡微分方程可统一为式(6)、(9)。

2.3 挡土墙后小主应力拱迹线分析

当墙后土体处于主动极限平衡状态, 蒋波^[10]认为各水平微元受墙面和滑裂面对水平土体微分单元两边产生的摩擦力作用, 小主应力 σ_3 发生偏转形成小主应力拱, 拱上一点切线方向即为小主应力 σ_3 的方向, σ_3 与水平方向的夹角为 α , 其拱迹线的法线代表大主应力 σ_1 的方向, 与水平方向的夹角为 θ , 且有 $\theta + \alpha = \pi/2$ 。假设土拱迹线为悬链线形, A 区土拱两端处于前墙与海侧桩形成的平行墙之间, B 区土拱处于前墙与库伦主动滑裂面之间, 见图 5。

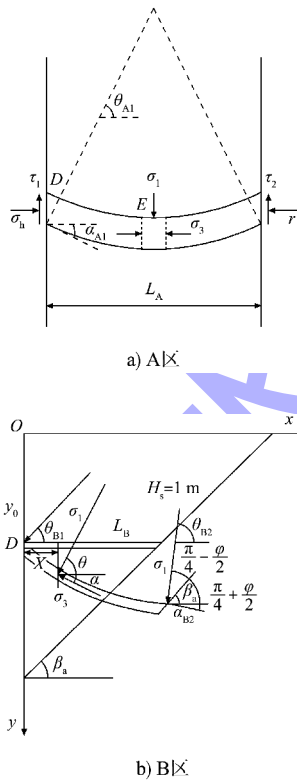
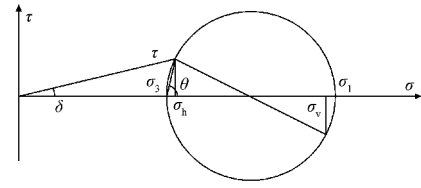


图 5 A、B 区小主应力拱图

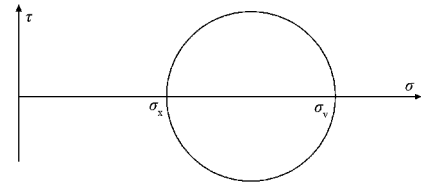
Fig. 5 Soil arch trace minor principal stress in zone A and B

2.3.1 A 区小主应力拱迹线

根据图 5 所示, DEF 段以 E 点对称, 本文以 DE 段分析。D 点水平土体微分单元应力状态见图 6a)。



a) D点应力状态



b) E点应力状态

图 6 A 区小主应力土拱 D、E 点应力状态

Fig. 6 Stress state at points D and E of soil arch trace minor principal stress in zone A

D 点水平方向正应力 σ_h 与大主应力 σ_1 的夹角为 θ , 竖向正应力 σ_v 和水平剪应力 τ_v 分别为:

$$\begin{cases} \sigma_h = \sigma_1 \cos^2 \theta + \sigma_3 \sin^2 \theta \\ \sigma_v = \sigma_3 \cos^2 \theta + \sigma_1 \sin^2 \theta \\ \tau_v = (\sigma_1 - \sigma_3) \sin \theta \cos \theta \end{cases} \quad (10)$$

D 点有 $\tau_v = (\sigma_h - \sigma_3) \tan \theta_{A1} = \sigma_h \tan \delta$, $\theta = \theta_{A1}$, 将其代入式(10)整理求解可得:

$$\cot \theta_{A1} = \left(1 - \frac{\sigma_3}{\sigma_h}\right) \cot \delta \quad (11)$$

再将 $\frac{\sigma_3}{\sigma_h} = K_a$ 代入式(10)得:

$$\frac{\sigma_3}{\sigma_h} = \frac{K_a}{\cos^2 \theta_{A1} + K_a \sin^2 \theta_{A1}} \quad (12)$$

整理式(11)和(12)可得 D 点大主应力 σ_1 与水平方向夹角 θ_{A1} , 进而求解 α_{A1} 为:

$$\begin{cases} \theta_{A1} = \arctan \left(\frac{1 - K_a + \sqrt{(1 - K_a)^2 - 4K_a \tan^2 \delta}}{2K_a \tan \delta} \right) \\ \alpha_{A1} = \frac{\pi}{2} - \arctan \left(\frac{1 - K_a + \sqrt{(1 - K_a)^2 - 4K_a \tan^2 \delta}}{2K_a \tan \delta} \right) \end{cases} \quad (13)$$

式中: $K_a = \frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}$ 为朗肯主动侧土压力系数。

假设拱迹线为悬链线形, 则 $\tan\alpha$ 是拱轴线弧长 s 的一次函数, 即 $\tan\alpha=f(s)=A_A s+C_{A1}$ 。根据边界条件 $s=0$ 时 $\tan\alpha=\tan\alpha_{A1}$ 可得 $C_{A1}=\tan\alpha_{A1}$ 。

又由于 $\tan\alpha=\frac{dy}{dx}$, 根据勾股定理则有 $ds^2=dx^2+dy^2$, 可得:

$$\frac{dy}{dx}=\sqrt{\left(\frac{ds}{dx}\right)^2-1} \quad (14)$$

$$\frac{ds}{dx}=\sqrt{1+f^2(s)} \quad (15)$$

整理式(14)、(15)并对 x 积分可得:

$$x=\int \frac{ds}{\sqrt{1+f^2(s)}} \quad (16)$$

将 $f(s)=A_A s+C_{A1}=A_A s+\tan\alpha_{A1}$ 代入式(13)求解不定积分, 并代入边界条件 $s=0, x=0$ 可得:

$$x=\frac{1}{A_A} \operatorname{arcsinh}(A_A s+\tan\alpha_{A1})-\frac{1}{A_A} \operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{A1}) \quad (17)$$

进而得出:

$$\tan\alpha=\frac{dy}{dx}=\sinh[A_A x+\operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{A1})] \quad (18)$$

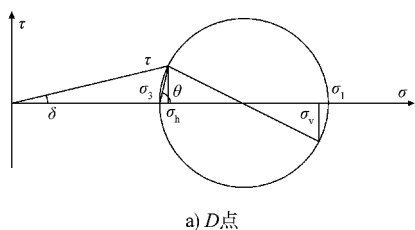
E 点应力状态见图 6b), 根据边界条件当 $x=\frac{L}{2}$ 时 $\alpha=\alpha_{A2}=0$, 得 A 区悬链线拱轴线方程为:

$$y_A=\frac{\cosh[A_A x+\operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{A1})]-\sqrt{1+\tan^2\alpha_{A1}}}{A_A} \quad (19)$$

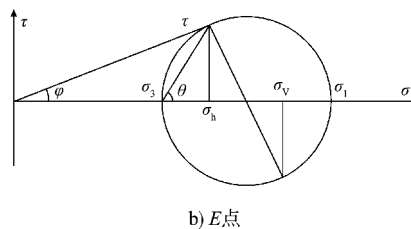
$$\text{其中: } A_A=\frac{2\operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{A1})}{L_A} \quad (20)$$

2.3.2 B 区小主应力拱迹线

B 区土拱在墙土接触面的受力状态与 A 区相同, 见图 7。



a) D点



b) E点

图7 B区小主应力土拱D、E点应力状态
Fig. 7 Stress state at points D and E of soil arch trace minor principal stress in zone B

B 区小主应力拱在墙土接触点的大主应力偏转角 θ_{B1} 和 α_{B1} 为:

$$\begin{cases} \theta_{B1}=\arctan\left(\frac{1-K_a+\sqrt{(1-K_a)^2-4K_a\tan^2\delta}}{2K_a\tan\delta}\right) \\ \alpha_{B1}=\frac{\pi}{2}-\arctan\left(\frac{1-K_a+\sqrt{(1-K_a)^2-4K_a\tan^2\delta}}{2K_a\tan\delta}\right) \end{cases} \quad (21)$$

而当 $x=L$ 时, E 点应力状态见图 7, 库仑滑裂面与大主应力面夹角为 $\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}$, 则 $\alpha=\alpha_{B2}=\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}-\beta_a$, 可得 B 区悬链线拱轴线方程为:

$$y=\frac{\cosh[A_B x+\operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{B1})]-\sqrt{1+\tan^2\alpha_{B1}}}{A_B} \quad (22)$$

其中:

$$A_B=\frac{\operatorname{arcsinh}\left[\tan\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}-\beta_a\right)\right]-\operatorname{arcsinh}(\tan\alpha_{B1})}{L_B} \quad (23)$$

式中: L_B 为某高度处前墙与库仑主动滑裂面的水平净间距。

2.4 侧土压力系数

由于 A、B 区土拱拱轴线都又是 s 的一次函数, 即 $\tan\alpha=f(s)=As+C$, 则有 $ds=\frac{\sec^2\alpha}{A}d\alpha$ 。而 σ_v 沿土拱水平投影方向的积分为 $\int_s \sigma_v \cos\alpha ds$, 该值为土拱竖向正应力的合力。

A 区水平土体微分单元的竖向正应力合力为:

$$\int_s \sigma_v \cos \alpha ds = \int_{\alpha_{A1}}^{\alpha_{A2}} \left(\frac{1}{A} \sec^2 \alpha \right) (\sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha d\alpha = \frac{2 \sin \alpha_A (\sigma_1 - \sigma_3)}{A_A} + \frac{\sigma_3}{A_A} \ln \frac{1 + \sin \alpha_A}{1 - \sin \alpha_A} \quad (24)$$

B 区水平土体微分单元的竖向正应力合力为:

$$\int_s \sigma_v \cos \alpha ds = \int_{\alpha_{B1}}^{\alpha_{B2}} \left(\frac{1}{A} \sec^2 \alpha \right) (\sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha) \cdot \cos \alpha d\alpha = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{A_B} (\sin \alpha_{B2} - \sin \alpha_{B1}) + \frac{\sigma_3}{2A_B} \ln \frac{(1 - \sin \alpha_{B1})(1 + \sin \alpha_{B2})}{(1 - \sin \alpha_{B2})(1 + \sin \alpha_{B1})} \quad (25)$$

主动侧土压力系数 K_{aw} 是土体水平微分单元的

$$\text{竖向平均应力 } \sigma_{av} = \frac{\int_s \sigma_v \cos \alpha ds}{\int_s \cos \alpha ds} \text{ 与挡土墙土压应力}$$

σ_h 的比值, 将式(3)代入式(24)、(25)则:

A 区侧土压力系数为:

$$K_{Aw} = \frac{\sigma_h}{\int_s \sigma_v \cos \alpha ds / \int_s \cos \alpha ds} = \frac{2(\sin^2 \alpha_{A1} + K_a \cos^2 \alpha_{A1}) \ln \frac{1 + \sin \alpha_{A1}}{\cos \alpha_{A1}}}{2 \sin \alpha_{A1} (1 - K_a) + K_a \ln \frac{(1 + \sin \alpha_{A1})}{(1 - \sin \alpha_{A1})}} \quad (26)$$

B 区侧土压力系数为:

$$K_{Baw} = \frac{\sigma_h}{\int_s \sigma_v \cos \alpha ds / \int_s \cos \alpha ds} = \frac{(\sin^2 \alpha_{B1} + K_a \cos^2 \alpha_{B1}) \ln \frac{\cos \alpha_{B1} (1 + \sin \alpha_{B2})}{\cos \alpha_{B2} (1 + \sin \alpha_{B1})}}{(1 - K_a) (\sin \alpha_{B2} - \sin \alpha_{B1}) + \frac{K_a}{2} \ln \frac{(1 - \sin \alpha_{B1})(1 + \sin \alpha_{B2})}{(1 - \sin \alpha_{B2})(1 + \sin \alpha_{B1})}} \quad (27)$$

2.5 侧土压力分布

由式(6)可知 A 区中 σ_{av} 是关于 y 的一阶非齐次线性方程, 将边界条件 $y=0$, $\sigma_{av}=q_a$ 代入式(6)、(9)可得 A 区和 B 区主动侧土压力分布公式为:

$$\sigma_{Ah} = K_{Aw} \left[q_a e^{-a_A y} + \frac{b_A}{a_A} (1 - e^{-a_A y}) \right] \quad (28)$$

$$\sigma_{Bh} = K'_B q_a + K''_B \gamma y \quad (29)$$

式中: $K'_B = K_{Baw} \left(\frac{H_a - y}{H_a} \right)^{a_B K_{Baw} - 1}$; $K''_B = \frac{b_B K_{Baw}}{2 - a_B K_{Baw}} \frac{H_a - y}{y}$.

$\left[\left(\frac{H_a - y}{H_a} \right)^{a_B K_{Baw} - 2} - 1 \right]$ 分别为 q_a 和 γy 对土压力的影响因子。

参考文献[11]卸荷承台下方挡土墙土压力受力区域自顶向底分为完全卸荷区 $0 \sim y_1$ 、部分卸荷区 $y_1 \sim y_2$ 以及非卸荷区 $y_2 \sim H_a$, 其划分见图 8。完全卸荷区不受堆载影响, 非卸荷区不受卸荷承台卸荷效应影响, 而部分卸荷区的卸荷效应随着高程不断变化。假定部分卸荷区卸荷效率为沿高度

分布的影响因子为 $\eta = \left(\frac{y - y_1}{y_2 - y_1} \right)^n$, 暂取 $n=1$ 。

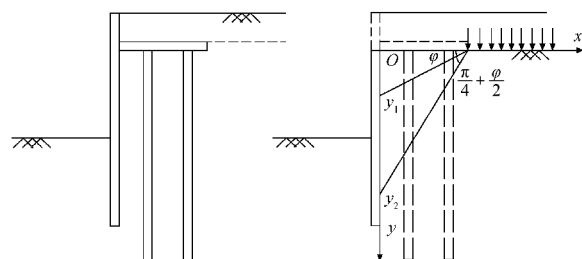


图 8 卸荷区划分

Fig. 8 Unloading area division

对 A、B 两区进行加权平均后得前墙陆侧单宽平均主动土压力为:

$$\sigma_h = \frac{d_A}{d} \sigma_{Ah} + \frac{d_B}{d} \sigma_{Bh} \quad (30)$$

式中: $d = d_A + d_B$, d_A 为 A 区宽度, 即桩截面宽度; d_B 为 B 区宽度, 即桩间净距。

2.6 非极限状态土体内外摩擦角

常规情况下挡土墙后土体难以全部进入极限状态, 即土体内外摩擦角的发挥程度有限, 对于

非极限状态下的土压力, 本文采用 Fang 等^[12]提出的准主动或被动条件下土体内外摩擦角的发挥程度和墙某高度处的实际位移 s 与极限状态位移 s_c 比值相关的理论。即:

$$\tan \varphi_m = \tan \varphi_0 + K_d (\tan \varphi_{\text{lim}} - \tan \varphi_0) \quad (31)$$

$$\tan \delta_m = \tan \delta_0 + K_d (\tan \delta_{\text{lim}} - \tan \delta_0) \quad (32)$$

式中: $K_d = \frac{4 \arctan(s/s_c)}{\pi}$; δ_0 为初始状态时墙土摩擦角; δ_{lim} 为极限状态墙土摩擦角。文献[7]总结了各学者试验所得不同挡土墙位移模式下, 在无实测条件下 $\delta_0 = \frac{\varphi}{3} \sim \frac{\varphi}{2}$, $\delta = \frac{\varphi}{2} \sim \frac{2\varphi}{3}$ 。 $\varphi_0 = \arcsin[(1-K_0)/(1+K_0)]$ 为初始状态时土体内摩擦角, φ_{lim} 为极限状态土体内摩擦角, $K_0 = 1 - \sin \varphi$ 为朗肯静止侧土压力系数。

3 数值模型验证

3.1 数值模型参数

数值模型以某 10 万吨级深水泊位分离卸荷式板桩码头为原型, 仅考虑其港池浚深期后前墙陆侧土压力的分布。数值模型的地基土采用单一土体, 本构模型采用修正剑桥本构模型(modified Cambridge clay, MCC), 取用 MCC 本构模型的参数如表 1 所示。数值模型采用基于总孔隙水压力的计算方法, 土体为饱和土。

表 1 MMC 本构土体参数

Tab. 1 Soil parameters for MMC constitutive model

$P_d / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	e_1	λ	M	β	K	κ	ν
1 000	1.219	0.03	1.2	1	1	0.005	0.3

3.2 土压力计算值验证

Clough 等^[13]将支护作用的强弱定义为 FOS (factor of safety), 其值为:

$$F_{\text{os}} = \frac{E_1}{\gamma_w s^4} \quad (33)$$

式中: E_1 为挡土结构截面抗弯刚度; γ_w 为水的重力密度; s 为支护结构沿深度的平均布置间距。

根据 Clough 的定义, 分离卸荷式板桩码头前墙结构的 $F_{\text{os}} \approx 4.4$, 属于强支护下的挡土结构。Long^[14]的统计表明, 该阶段挡土墙最大水平位移与墙高比值的浮动范围约为 $0.21\% \leq \frac{s_{\text{max}}}{H} \leq 0.84\%$ 。

图 9 为根据式(1)计算的适用于大多数深开挖工况下挡土墙水平位移沿墙高分布曲线, 板桩码头中的受锚碇作用的地下连续墙的变形曲线大多适用于图 9c)。根据文献[15]的分离卸荷式码头前墙水平位移分布规律, 取前墙位移曲线控制参数为 $m=2$, $n=1$, 此时前墙顶底水平位移与最大水平位移比值为 $\frac{s_0}{s_{\text{max}}} \approx 0.9$ 和 $\frac{s_H}{s_{\text{max}}} \approx 0.55$, 根据某同类码头实测变形数据, 考虑稳定验算最不利荷载原则, 即前墙陆侧土压力最大而海侧土压力最小, 取 $s_{\text{max}} = \xi_1 H$, 则 $s_0 = \xi_2 H$ 和 $s_H = \xi_3 H$, 其中 $\xi_1 = 0.0021$; $\xi_2 = 0.0019$; $\xi_3 = 0.0015$ 。将其代入式(1)计算所得前墙水平位移曲线与本数值模型前墙水平位移曲线见图 10。根据预测的挡土墙位移曲线数模值, 可以等距离选取相应计算点, 根据式(31)、(32)计算 δ_m 和 φ_m , 进而求解 ψ_m 和其他相关参数, 并依托水平土体微元参数逐步求解侧土压力系数及土压力值, 曲线拟合形成土压力分布曲线, 见图 11。

由表 2 可知陆侧土压力理论值与数模值的分布规律基本一致, 主要差异存在于卸荷承台下方的卸荷区部分, 可能由于本方法对卸荷区以静止土压力条件所取的卸荷效率, 而主动条件下卸荷区范围更大, 卸荷效率更高, 因此理论值在此区域大于数模值。

表 2 前墙主动土压力解析值和数模值

Tab. 2 Analytical and numerical values of active earth pressure on front wall

类别	土压力 合力/kN	土压力合力矩/ (kN·m)	土压力 合力臂/m
解析值	4 727	49 631	10.5
数模值	4 336	42 458	9.8

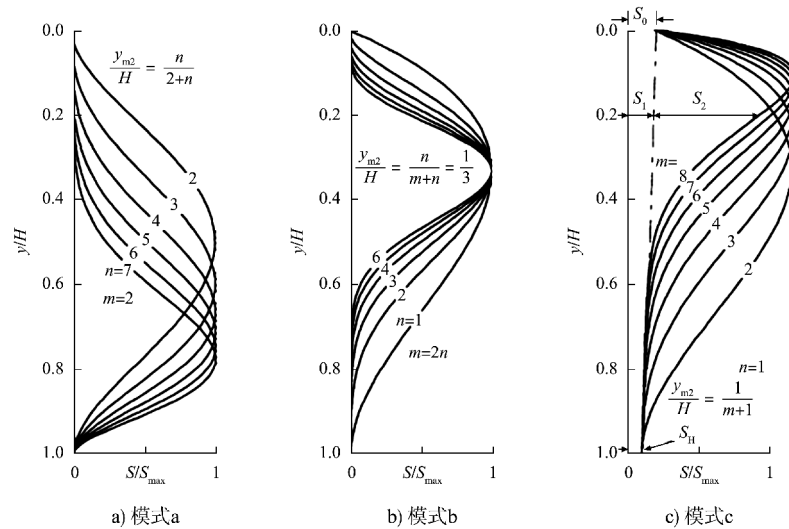


图9 经典挡土墙水平位移沿墙高分布曲线

Fig. 9 Distribution curve of horizontal displacement along height of a classic retaining wall

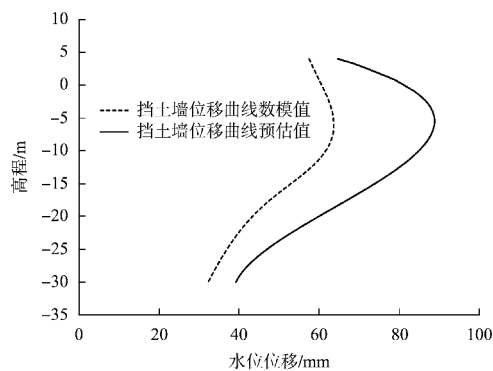


图10 前墙位移曲线数值和解析预估值对比

Fig. 10 Comparison between numerical and analytical estimated values of displacement curve of front wall

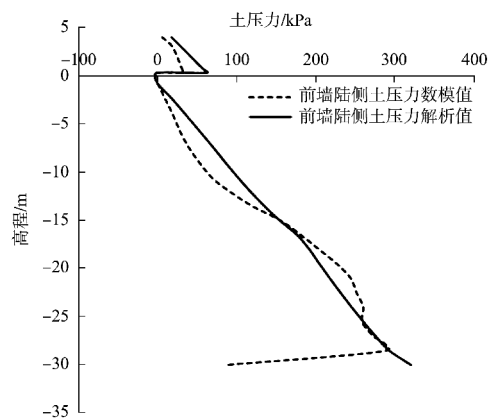


图11 前墙主动土压力解析值和数值分布对比

Fig. 11 Distribution comparison of analytical and numerical values of active earth pressure on front wall

4 结论

1) 通过水平微元分析法, 结合墙后土体小主应力拱迹线分析, 引入非极限状态下的柔性前墙变位模式预测及相关土体力学参数预测机制, 有效预测了板桩码头前墙主动土压力。

2) 根据墙体变位不断调整沿墙高分布的水平土层间内摩擦角, 从而引发的侧土压力系数的沿墙高的连续性改变, 数学上无法求解形成沿墙高的连续分布的合力计算公式, 因此在实际应用中以等间距的高度点求解侧土压力后, 再进行曲线拟合和条分法合力求解。若要形成土压力合力及合力矩的理论解析解, 则必须固定取值土体层间内摩擦角, 但在鼓形变位模式下, 因土体微元层间内摩擦力方向变化导致C点上下处形成土压力不连续现象, 因此本方法虽理论解析不完备, 但更贴近实际应用。

3) 根据研究方法, 前墙被动土压力的计算逻辑基本相同, 但需要调整被动状态下的滑动土体形成的相关力学参数及大主应力拱迹线偏转等问题。

参考文献:

- [1] 龚丽飞. 分离卸荷式地下连续墙板桩码头结构与土相互作用研究[D]. 南京: 南京水利科学研究院, 2007.

- GONG L F. Study on soil-structure interaction of the diaphragm sheet-pile wharf with separated relieving platform [D]. Nanjing: Nanjing Hydraulic Research Institute, 2007.
- [2] 蔡正银, 侯伟, 关云飞, 等. 分离卸荷式板桩码头的工作机理[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(12): 2133-2139.
- CAI Z Y, HOU W, GUAN Y F, et al. Mechanism of sheet-pile wharf with separated relief platform [J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2015, 37 (12): 2133-2139.
- [3] 刘延致. 分离卸荷式板桩码头结构受力分析及优化研究[D]. 青岛: 中国海洋大学, 2012.
- LIU Y Z. Research of the evaluation and optimization of the diaphragm sheet-pile wharf with separated relieving platform[D]. Qingdao: Ocean University of China, 2012.
- [4] 王琴芬, 巫飞, 汪啸, 等. 分离卸荷式板桩码头土压力计算方法[J]. 江南大学学报(自然科学版), 2015(3): 350-356.
- WANG Q F, WU F, WANG X, et al. Study on the computation method of earth pressures of the sheet pile wharf with separated relieving platform [J]. Journal of Jiangnan University (natural science edition), 2015(3): 350-356.
- [5] 王琴芬, 汪啸, 吕慧, 等. 基于 ABAQUS 的分离卸荷式板桩码头受力特性[J]. 江南大学学报(自然科学版), 2015(4): 460-467.
- WANG Q F, WANG X, LYU H, et al. Research of mechanical characteristics for sheet pile wharf with separated relieving platform based on ABAQUS [J]. Journal of Jiangnan University (natural science edition), 2015(4): 460-467.
- [6] 安杰晶, 王琴芬, 巫飞, 等. 分离卸荷式板桩码头工作性状的静力分析[J]. 水运工程, 2015(7): 92-97.
- AN J J, WANG Q F, WU F, et al. Numerical analysis of working status of separate sheet-pile wharf with separated relieving platform [J]. Port & waterway engineering, 2015(7): 92-97.
- [7] ZHANG J M, SHAMOTO Y, TOKIMATSU K. Evaluation of earth pressure under any lateral deformation[J]. Soils and foundations, 1998, 38(1): 15-33.
- [8] 应宏伟, 蔡奇鹏. 鼓形变位模式下柔性挡土墙的主动土压力分布[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(12): 1805-1810.
- YING H W, CAI Q P. Distribution of active earth pressure against flexible retaining walls with drum deformation[J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2008, 30(12): 1805-1810.
- [9] 陈奕柏, 柯才桐, 高洪波, 等. 考虑变位影响的刚性挡墙非极限土压力研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(5): 1060-1070.
- CHEN Y B, KE C T, GAO H B, et al. Non-limit state earth pressure against retaining wall considering influence of deformation[J]. Chinese journal of rock mechanics and engineering, 2015, 34(5): 1060-1070.
- [10] 蒋波. 挡土结构土拱效应及土压力理论研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2005.
- JIANG B. Studies on soil arching effect and earth pressure for retaining structure [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2005.
- [11] 郭鸿仪, 吕宝柱. 卸荷板卸荷效应的模型验证[J]. 岩土工程学报, 1993, 15(1): 81-85.
- GUO H Y, LYU B Z. Model verification of unloading effect of unloading plate [J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 1993, 15(1): 81-85.
- [12] FANG Y S, CHEN T J, WU B F. Passive earth pressures with various wall movements[J]. Journal of geotechnical engineering, 1994, 120(8): 1307-1323.
- [13] CLOUGH G W, SMITH E M, SWEENEY B P. Movement control of excavation support systems by iterative design[J]. ASCE GSP, 1989, 22 (2): 869-884.
- [14] LONG M. Database for retaining wall and ground movements due to deep excavations [J]. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 2001, 127(3): 203-224.
- [15] 王琰. 分离卸荷式板桩码头结构与土相互作用研究[D]. 南京: 河海大学, 2017.
- WANG Y. Study on soil-structure interaction of sheet pile wharf with separated relieving platform [D]. Nanjing: Hohai University, 2017.