

DOI: 10.11779/CJGE202005007

# 可折叠防沉板 $V\text{-}M$ 加载模式下不排水承载力研究

孙立强<sup>1, 2</sup>, 刘松<sup>1, 2</sup>, 付登锋<sup>1, 2</sup>, 齐玉萌<sup>\*1, 2</sup>, 周宸<sup>3</sup>

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072;  
3. 中兵勘察设计研究院有限公司, 北京 100032)

**摘要:** 可折叠防沉板可有效解决单块防沉板因面积过大而导致的巨额安装施工费用问题, 是深海油气资源开采生产系统中的新型基础结构。在服役期间承受竖向、水平、弯矩及扭矩等荷载的复合作用, 其承载力不仅与防沉板的尺寸和地基土强度及其分布特性有关, 而且还与可折叠防沉板两翼间距有关, 导致不能直接采用传统的防沉板承载力计算方法进行计算。采用有限元方法对可折叠防沉板的不排水承载力进行三维数值模拟, 计算得到竖向  $V$ 、弯矩  $M$  加载条件下及组合  $V\text{-}M$  加载条件下的极限承载力, 系统分析了单向 ( $V, M$ ) 及组合 ( $V\text{-}M$ ) 加载条件下的地基破坏模式, 提出了单向承载力计算方法并建立了组合加载条件下的破坏包络线, 进而提出了复合加载条件下的承载力计算方法, 为可折叠防沉板的承载力设计提供依据。

**关键词:** 可折叠防沉板; 复合加载; 破坏包络线; 有限元分析; 不排水承载力

**中图分类号:** TU43      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1000-4548(2020)05-0855-09

**作者简介:** 孙立强(1979—), 男, 副教授, 硕士生导师, 主要从事真空预压、土工编织物和近海岸工程等方面的工作。  
E-mail: slq0532@126.com。

## Undrained capacity of foldable mudmats under combined $V\text{-}M$ loading

SUN Li-qiang<sup>1,2</sup>, LIU Song<sup>1,2</sup>, FU Deng-feng<sup>1,2</sup>, QI Yu-meng<sup>1,2</sup>, ZHOU Chen<sup>3</sup>

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 3. China Ordnance Industry Survey, Design & Research Institute Co., Ltd., Beijing 100032, China)

**Abstract:** The foldable mudmat rigidly connected by two adjacent foundations is a new type of infrastructure used in subsea production systems. During service, the stress state is a multi-degree of freedom-combined loading mode, and the bearing characteristics are affected by the foundation spacing and soil strength heterogeneity of the seabed. The undrained capacity of the foldable mudmats is investigated in three-dimensional numerical analysis by means of the finite element software ABAQUS, the results are presented in terms of the ultimate limit states under pure vertical or moment loading, and the failure envelopes under combined  $V\text{-}M$  loading, and the influence of the foundation spacing and soil strength heterogeneity of the foundation soil are systematically analyzed. Based on the finite element calculated results combined with failure mode analysis, the formulas for the vertical bearing capacity, moment capacity and  $V\text{-}M$  failure envelope of the foldable mudmats are proposed to provide evidence for stability analysis of the foldable mudmats.

**Key words:** foldable mudmat; combined loading; failure envelope; finite element analysis; undrained capacity

## 0 引言

随着近大陆架的油气储量日渐枯竭, 使得世界各国对油气资源的开发逐步向深海领域发展<sup>[1]</sup>。深水油气田开发往往采用浮式钻采平台并配合完备的水下生产系统<sup>[2]</sup>。水下生产系统设备中的管汇和管道终端

(PLET&PLEM) 都需要有一定的基础结构将它们固定在预定水域<sup>[3]</sup>。常用的基础结构有防沉板、吸力桩和桩基础, 其中, 防沉板是结构最简单, 安装最方便, 重量最轻, 投资也最少的一种形式<sup>[4]</sup>。传统防沉板的

结构形式以单块矩形基础应用最为广泛, 随着油气资源开发逐步向深海领域发展, 水下生产系统中的附加设备逐步增加, 加之深海海床多为超软土, 因此所需防沉板的面积急剧增加, 从而对管线敷设船的月池尺寸提出了更高的要求, 使得就位安装成本大幅度提高。

基金项目: 国家自然科学基金重大专项项目(51890912); 天津市自然科学基金项目(19JCYBJC22100)

收稿日期: 2019-06-18

\*通信作者(E-mail: helloqym@163.com)

可折叠防沉板应运而生<sup>[5]</sup>, 其结构形式见图 1。它可以在安装环节进行折叠(图 1(a)), 从而打破了管线敷设对防沉板最大安装尺寸的束缚, 因此安装更加经济; 可折叠防沉板可以实现与管线敷设的一体式安装, 因此安装更加省时; 防沉板就位后, 两翼基础可以在海底打开(图 1(b)), 并协同承担外部荷载, 可大大提高其承载能力。

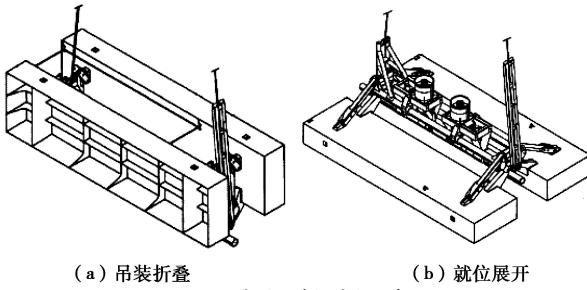


图 1 可折叠防沉板示意图  
Fig. 1 Schematic diagram of foldable mudmats

服役期间, 可折叠防沉板的受力状态为 6 个自由度的复合加载模式, 如图 2 所示。恒定荷载为基础上部附加设备自重产生的竖向荷载  $V$ , 活荷载主要由海底管线和跨接管的膨胀与收缩产生的水平荷载  $H$ , 弯矩荷载  $M$  及扭转荷载  $T$ <sup>[6]</sup>, 其承载力受两翼防沉板尺寸  $L$ ,  $B$ , 间距  $s$ , 海洋土强度  $s_u$  及其分布规律  $\kappa$  的影响,  $s_u$  通常认为是沿深度线性增长的<sup>[7]</sup>。对于复合加载模式下的海洋基础承载力问题, 国内外学者广泛采用破坏包络面理论, 针对不同的基础形式开展了系统的研究<sup>[8-17]</sup>。Gourvenec 等<sup>[15]</sup>对均质土地基上刚性联接的桶形基础系统的不排水承载力开展了平面应变有限元分析, 系统分析了基础间距对承载力的影响; 在此基础上, Gourvenec 等<sup>[16]</sup>进一步研究了桶形基础深度对承载力的影响。范庆来等<sup>[17]</sup>对均质土与非均质土地基上, 两块刚性联接桶形基础系统的不排水承载力开展平面应变有限元分析, 考虑了地基土强度不均匀性的影响。以上研究对象通常是指油气资源开发中各类钻井或生产平台的基础结构, 其基础形式、间距与可折叠防沉板有所区别。此外, 以上文献均限于平面应变有限元分析, 与实际的承载特性存在差距。

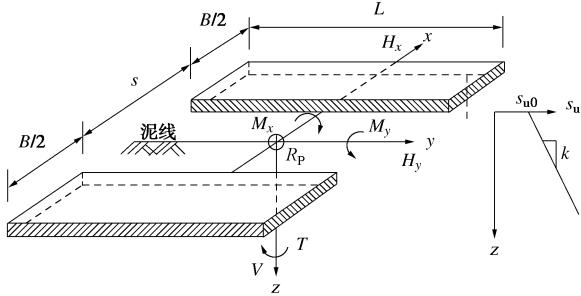


图 2 可折叠防沉板一般受力示意图及强度分布图

Fig. 2 General loading of foldable mudmats and distribution of soil strength

综上所述, 本文采用有限元软件 ABAQUS 对可

折叠防沉板的承载特性进行三维数值分析, 系统分析可折叠防沉板两翼尺寸、间距及地基土强度、分布的影响。基于有限元计算结果并结合破坏模式分析, 提出可折叠防沉板竖向承载力  $V_{ult}$ 、弯矩承载力  $M_{ult}$  及  $V-M$  包络线的计算方法。

## 1 有限元模型

### 1.1 几何模型与网格划分

可折叠防沉板矩形单翼宽度为  $B/2 = 2.5$  m, 长度  $L = 2B$ , 厚度  $t = 0.02B$ 。两翼间距为  $s$ , 为研究一般规律, 分别取  $s/B$  为 0, 0.05, 0.10, 0.20, 0.50, 1.00, 其中  $s/B = 0$  为传统的  $B/L=0.5$  的矩形基础。两翼之间设置刚性约束, 将基底中心点设为参考点  $R_p$ 。

有限元模型网格划分情况见图 3 ( $s/B = 0.50$ )。地基深度取基底以下  $3B$ , 水平边界为基础外侧  $3B$ 。网格类型为 8 节点线性杂交实体单元 C3D8H, 用以模拟不排水条件下的饱和黏土<sup>[19]</sup>。在基础边缘附近区域加密网格(最小网格尺寸为  $3\%B$ )从而保证计算的精度(如图 3 局部放大)。

深海浅基础通常建模为等效表面基础, 并将基础与地基接触面的拉应力设为无限大, 以反映裙板的抗拔特性<sup>[14, 18]</sup>。因此可折叠防沉板两翼与地基表面采用 tie 接触并不允许脱离。

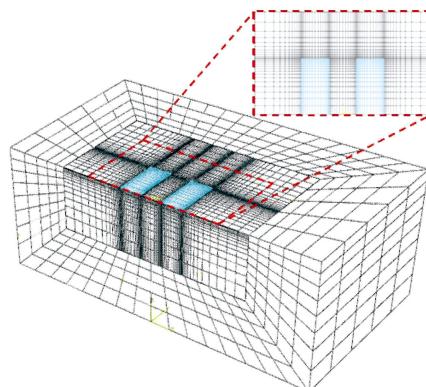


图 3 有限元网格划分(半剖面)

Fig. 3 Finite element mesh (half view)

### 1.2 材料属性

本研究采用 Tresca 屈服准则的理想弹塑性本构模型模拟不排水承载工况。土体的不排水强度  $s_u$  沿深度线性分布见图 2, 满足

$$s_u = s_{u0} + kz \quad (1)$$

式中  $s_{u0}$  为基础底面的不排水强度 (kPa);  $k$  为不排水强度沿深度  $z$  方向的增长梯度 (kPa/m)。使用参数  $\kappa$  表征土体强度分布的不均匀性,

$$\kappa = kB/s_{u0} \quad , \quad (2)$$

$\kappa$  取 1~20,  $k$  取 1.0 kPa/m。参数  $\kappa$  的取值决定  $s_{u0}$ ,

具体见表1。土体弹性模量  $E = 1000s_u$ , 泊松比  $\nu = 0.49$ , 土体有效重度  $\gamma' = 6 \text{ kN/m}^3$ 。

表1 参数  $\kappa$ ,  $s_{u0}$ ,  $k$  取值

Table 1 Values of parameters  $\kappa$ ,  $s_{u0}$ ,  $k$

$\kappa$	$k/(\text{kPa} \cdot \text{m}^{-1})$	$s_{u0}/\text{kPa}$
1	1.0	5.00
2	1.0	2.50
5	1.0	1.00
10	1.0	0.50
20	1.0	0.25

### 1.3 模型验证

将  $s/B = 0$  的单块矩形基础在  $\kappa$  为 1, 2, 5, 10 条件下计算得到的竖向承载力系数  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$ , 弯矩承载力系数  $M_{x\text{ult}}/Als_{u0}, M_{y\text{ult}}/Abs_{u0}$  与 Martin 等<sup>[20]</sup>极限分析上限解(UB)和下限解(LB)进行对比, 见图4, 5。由图可知, 本文有限元计算结果(FE)能够很好的落在 Martin 等极限分析上限解与下限解之间, 验证模型的可靠性。

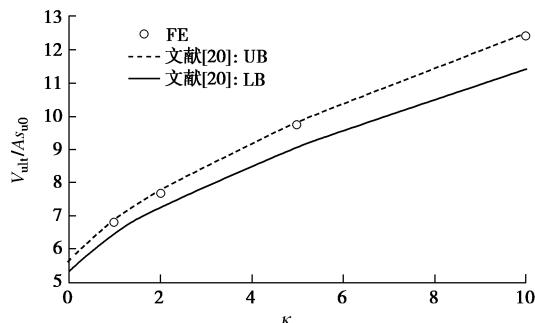


图4 竖向承载力有限元计算结果与解析解对比

Fig. 4 Model validation: finite element analysis results of vertical capacity compared with analytical solutions

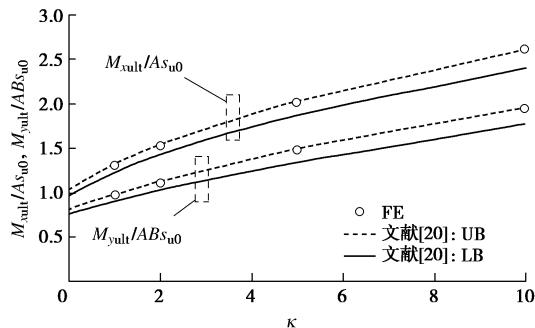


图5 弯矩承载力有限元计算结果与解析解对比

Fig. 5 Model validation: finite element analysis results of moment capacity compared with analytical solutions

## 2 计算结果与分析

### 2.1 竖向承载力

图6为  $\kappa$  为 1, 2, 5, 10, 20 条件下, 不同  $s/B$  可折叠防沉板的竖向承载力系数  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$  有限元计算

结果及其拟合曲线。由图6可知,  $V_{\text{ult}}/As_{u0} - s/B$  关系分为明显的曲线段和水平段。

图7列举了  $\kappa=10$  条件下, 不同  $s/B$  可折叠防沉板在竖向加载达到极限状态时的位移矢量图( $xoz$ 面)。 $\kappa=10, s/B=1$  时如图7(a), 双翼独立承载, 互不影响彼此破坏模式, 此时地基的破坏模式为两个 Hill 破坏机制, 因此其承载力系数与传统防沉板一致。随着两翼间距的减小, Hill 破坏机制逐步演变, 在相邻基础的内侧楔形(“Wedges”)滑动体相互作用并逐步融合(如图7(b), (c)), 为土体的破坏提供了物理屏障<sup>[15]</sup>, 因而承载力系数随  $s/B$  减小提高(图6)。

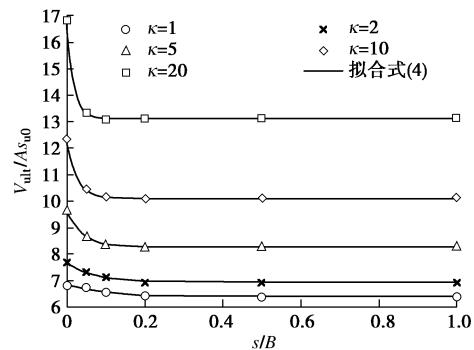


图6 竖向承载力  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$  与基础间距  $s/B$  的关系

Fig. 6 Relationship between  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$  and  $s/B$

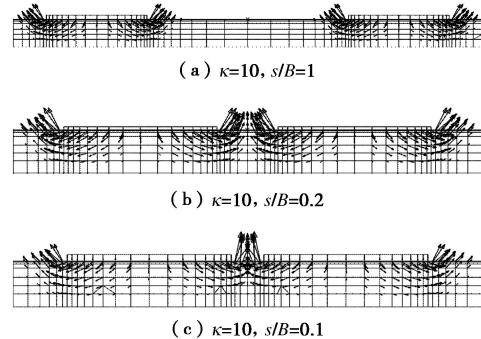


图7 可折叠防沉板竖向加载破坏模式( $xoz$ 面)

Fig. 7 Kinematic failure mechanisms of foldable mudmats under pure vertical load ( $xoz$  plane)

基于有限元计算结果, 本文使用 Chapman-Richard 成长函数对  $V_{\text{ult}}/As_{u0} - s/B$  关系进行拟合。Chapman-Richard 成长函数为

$$y = \delta(1 - e^{-ux})^\lambda + \varepsilon \quad , \quad (3)$$

式中,  $\varepsilon$  为  $y$  轴截距,  $\delta$  为曲线幅值,  $u$  为速率参数,  $\lambda$  为形状参数。最终的拟合公式为

$$\left. \begin{aligned} V_{\text{ult}}/As_{u0} &= (N_{c1} - N_{c0})(1 - e^{-us/B}) + N_{c0} \\ u &= 9.022\kappa^{0.64} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中,  $N_{c0}, N_{c1}$  分别为  $s/B=0$  与  $s/B=1$  基础系统的竖向承载力系数  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$ , 基于有限元计算结果, 其拟合公式为式(5), 拟合效果见图8。

$$\left. \begin{array}{l} N_{c0} = 5.64 + 1.23\kappa^{0.735}, \\ N_{cl} = 5.565 + 1.395\kappa^{0.735} \end{array} \right\} \quad (5)$$

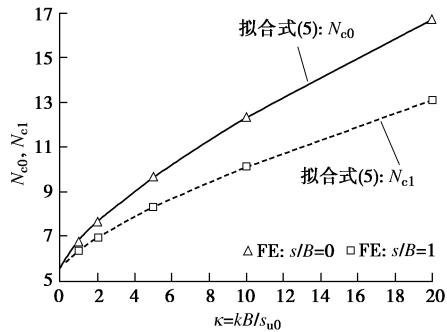
图 8  $N_{c0}$ ,  $N_{cl}$  计算式 (5) 与有限元结果对比

Fig. 8 Comparison of  $N_{c0}$  and  $N_{cl}$  calculated by formula (5) with finite element results

## 2.2 弯矩承载力 $M_{xult}$

图 9 为  $\kappa$  为 1, 2, 5, 10, 20 条件下, 不同  $s/B$  基础系统的弯矩承载力系数  $M_{xult}/ALs_{u0}$  有限元计算结果及其拟合曲线。由图 9 可知,  $M_{xult}/ALs_{u0} - s/B$  关系同样分为曲线段和水平段。

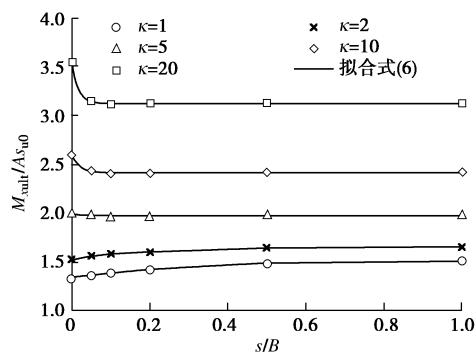
图 9 可折叠防沉板  $M_{xult}/ALs_{u0}$  -  $s/B$  关系

Fig. 9 Relationship between  $M_{xult}/ALs_{u0}$  and  $s/B$

图 10 列举了  $\kappa=10$  条件下, 不同  $s/B$  可折叠防沉板绕  $x$  轴旋转达到极限状态时的位移云图 ( $xoz$  面)。 $\kappa=10$ ,  $s/B=0.5$  时如图 10 (a), 两侧基础独立失稳互不影响。随着基础间距的减小, 两翼旋转滑动体相互作用并逐步融合为一体, 形成扁平型的勺型 (scoop) 破坏模式 (如图 10 (b), (c)), 使得弯矩承载力提高, 然而当  $\kappa \leq 5$  时,  $s/B$  对承载力影响较小。

基于有限元计算结果, 同理使用 Chapman-Richard 成长函数对  $M_{xult}/ALs_{u0} - s/B$  关系进行拟合。最终的拟合公式为

$$\left. \begin{array}{l} M_{xult}/ALs_{u0} = (M_{cl} - M_{c0})(1 - e^{-us/B}) + M_{c0}, \\ u = \frac{64.2}{1 + e^{-0.431(\kappa-7.73)}} \end{array} \right\} \quad (6)$$

式中,  $M_{c0}$ ,  $M_{cl}$  分别为  $s/B=0$  与  $s/B=1$  基础系统的弯矩承载力系数  $M_{xult}/ALs_{u0}$ , 基于有限元计算结果, 其拟合公式为式 (7), 拟合效果见图 11。

$$\left. \begin{array}{l} M_{c0} = 1.031 + 0.307\kappa^{0.705}, \\ M_{cl} = 1.29 + 0.362\kappa^{0.705} \end{array} \right\} \quad (7)$$

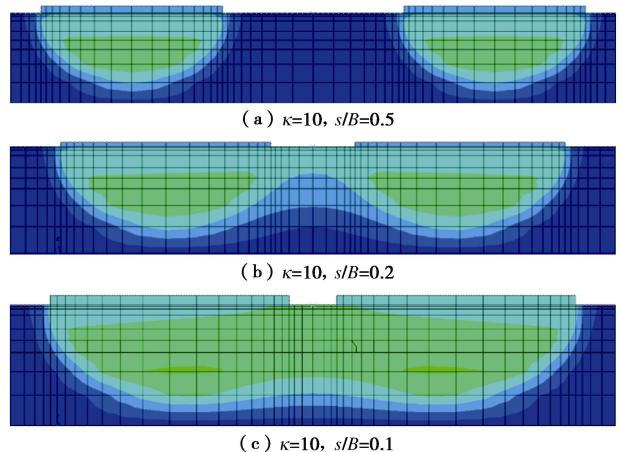
图 10 可折叠防沉板  $M_x$  加载破坏模式 ( $xoz$  面)

Fig. 10 Kinematic failure mechanisms of foldable mudmats under  $M_x$  load ( $xoz$  plane)

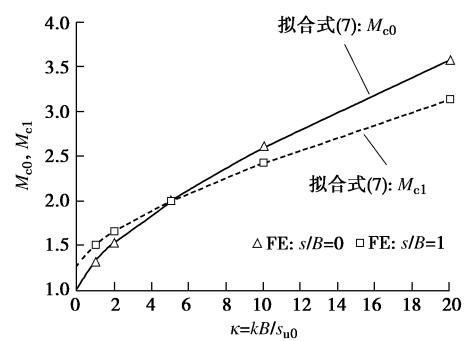
图 11  $M_{c0}$ ,  $M_{cl}$  计算式 (7) 与有限元结果对比

Fig. 11 Comparison of  $M_{c0}$  and  $M_{cl}$  calculated by Formula (7) with finite element results

## 2.3 弯矩承载力 $M_{yult}$

图 12 为  $\kappa$  为 1, 2, 5, 10, 20 条件下, 不同  $s/B$  基础系统的弯矩承载力系数  $M_{yult}/ABs_{u0}$  有限元计算结果 (FE)。图 13 列举了  $\kappa=10$  条件下, 不同  $s/B$  基础系统绕  $y$  轴旋转达到极限状态时的位移矢量图 ( $xoz$  面)。

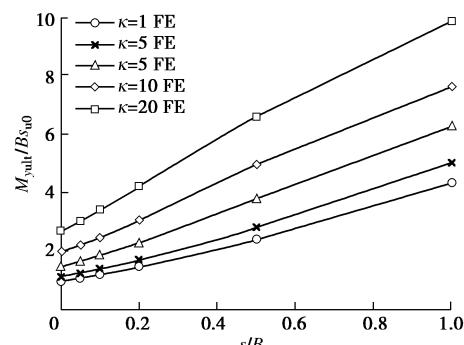
图 12  $M_{yult}/ABs_{u0}$  与  $s/B$  的关系

Fig. 12 Relationship between  $M_{yult}/ABs_{u0}$  and  $s/B$

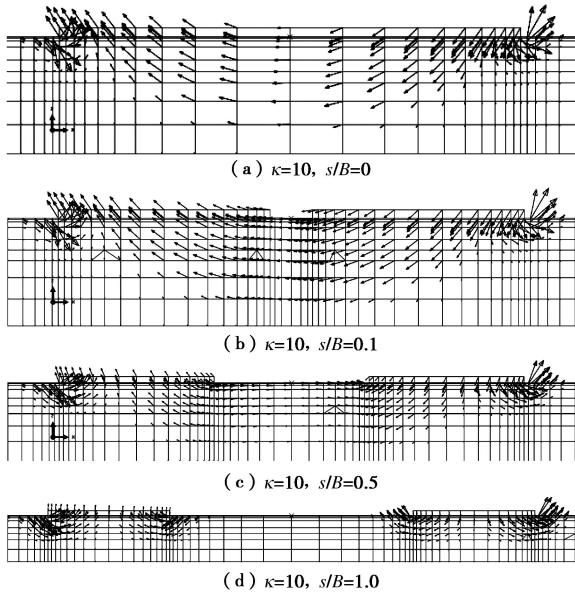
图 13 可折叠防沉板  $M_y$  加载破坏模式 ( $xoz$  面)

Fig. 13 Kinematic failure mechanisms of foldable mudmats under  $M_y$  load ( $xoz$  plane)

$\kappa=10$ ,  $s/B=0$  时见图 13 (a), 地基的破坏模式为 “Wedge-scoop-wedge” 机制<sup>[8]</sup>, 且  $s/B$  较小时见图 13 (b), 破坏模式与之类似。随着  $s/B$  的增大, 破坏模式逐步过渡至 “Push-pull” 机制<sup>[15]</sup>, 两侧基础分别在上拔与下压作用下失稳, 破坏模式为 Hill 机制见图 13 (d)。在 “Wedge-scoop-wedge” 机制与 “Push-pull” 机制间的失稳模式称为过渡破坏机制<sup>[17]</sup>, 见图 13(c)。

基于 “Wedge-scoop-wedge” 与 “Push-pull” 两种破坏机制, 分别使用式 (8)<sup>[14]</sup>, (9) 对可折叠防沉板  $M_{yult}/ABs_{u0}$  进行计算, 与有限元计算结果 (FE) 进行对比见图 14。

$$M_{yult}/ABs_{u0} = 0.72 \left[ 1 + 0.26 \frac{s+B}{L} - 0.02 \left( \frac{s+B}{L} \right)^2 \right] \cdot \left\{ 1 + \left( 0.24 - 0.03 \frac{s+B}{L} \right) \left[ \frac{k(s+B)}{s_{u0}} \right]^{0.79-0.03(s+B)/L} \right\} \left( \frac{s+B}{B} \right)^2, \quad (8)$$

$$M_{yult}/ABs_{u0} = \frac{N_{cl} \cdot B / 2 \cdot L \cdot s_{u0} \cdot \left( s + \frac{B}{2} \right)}{ABs_{u0}} = N_{cl} \left( \frac{s}{2B} + \frac{1}{4} \right). \quad (9)$$

由图 14 可知, 当  $\kappa$  与  $s/B$  较小时, 有限元计算结果多位于式 (8) 计算线上, 即地基破坏模式多为 “Wedge-scoop-wedge” 机制。随着  $\kappa$  和  $s/B$  的增大, 有限元计算结果分布于式 (9) 计算线上, 即地基破分为 “Push-pull” 破坏机制。根据图 14, 可折叠防沉板  $M_{yult}/ABs_{u0}$  可取式 (8), (9) 计算值的较小者对其进行预测, 满足式 (10)。此外, 两线交点附近对应过渡

破坏机制。

$$M_{yult}/ABs_{u0} = \text{Min}(\text{式}(8), \text{式}(9)). \quad (10)$$

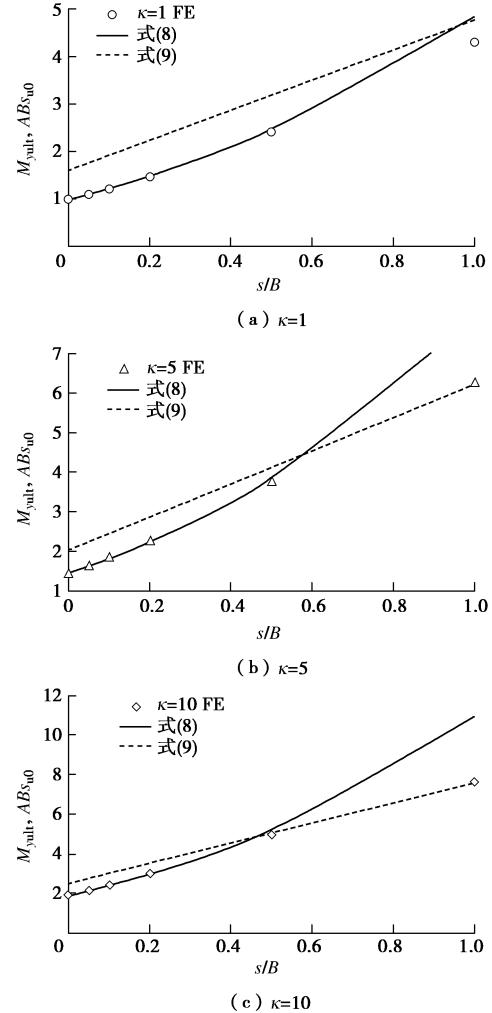


图 14 本文式 (8), (9) 与有限元结果对比

Fig. 14 Comparison among formulas (8), (9) and finite element results

## 2.4 $V$ - $M_y$ 破坏包络线

图 15 列举了  $\kappa$  为 2, 10 条件下, 不同  $s/B$  基础系统  $V$ - $M_y$  无量纲破坏包络线和归一化破坏包络线有限元计算结果。由图 15 可知,  $V$ - $M_y$  破坏包络线由抛物线段与直线段构成。

图 16 为  $\kappa=10$  条件下,  $s/B=1$  可折叠防沉板在组合  $V$ - $M_y$  加载条件下达到极限状态时, 坚向荷载分量  $V/V_{ult}$  分别为 0.25, 0.50, 0.75 时的位移矢量图 ( $xoz$  面)。图中 “ $\times$ ” 指基础系统的旋转中心<sup>[9-10]</sup>; “+” 指基础系统的参考点。 $e$  为旋转中心到参考点的水平距离。由图 16 可知, 在组合  $V$ - $M_y$  加载条件下, 随着  $V/V_{ult}$  的增大, 基础系统的旋转中心沿  $x$  轴向左侧移动, 大间距可折叠防沉板两侧基础的失稳模式互不影响, 可分别考虑, 详见表 2。

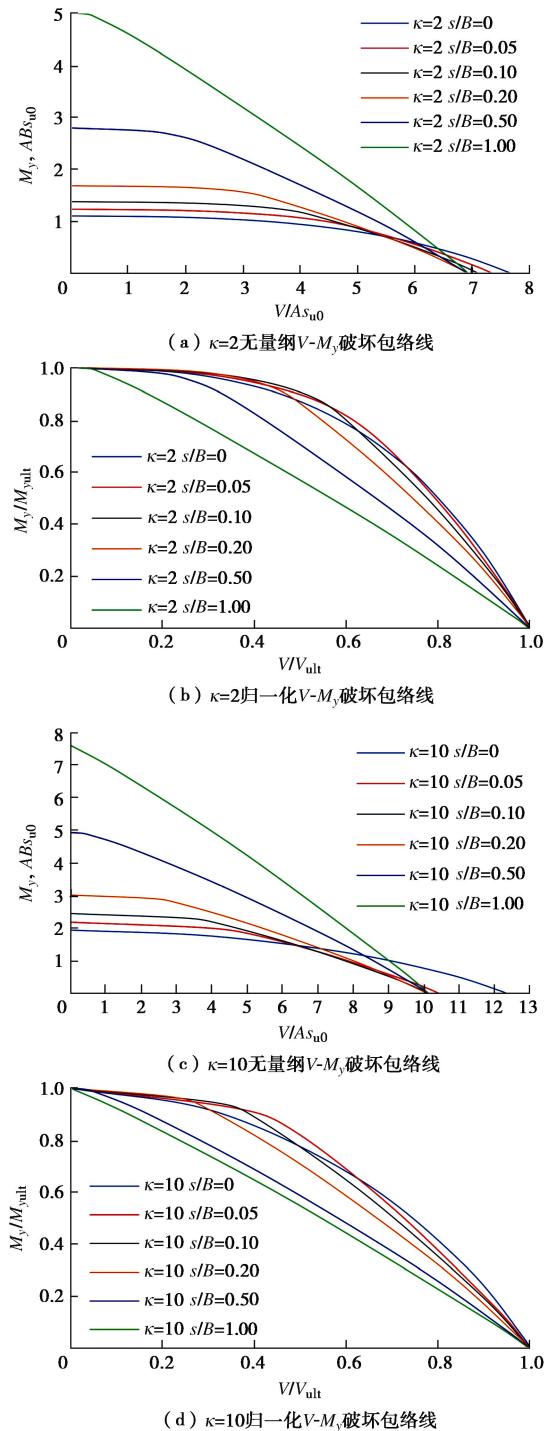
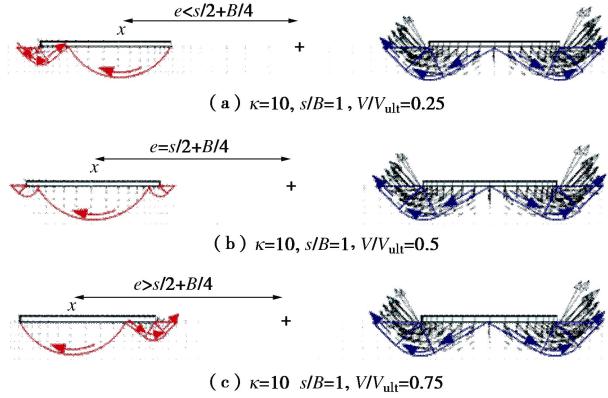
图 15 可折叠防沉板  $V\text{-}M_y$  破坏包络线Fig. 15  $V\text{-}M_y$  failure envelopes of foldable mudmats表 2  $\kappa=10, s/B=1$  可折叠防沉板  $V\text{-}M_y$  加载失稳模式

Table 2 Failure mechanisms of foldable mudmats under combined

 $V\text{-}M_y$  load

$V/V_{\text{ult}}$	左基础 失稳机制	右基础 失稳机制	$e$
0	-Hill		$e=0$
0.25	Wedge-scoop <sup>[10]</sup>		$0 < e < (s/2+B/4)$
0.50	Wedge-scoop-wedge	+Hill	$e=s/2+B/4$
0.75	Scoop-wedge <sup>[10]</sup>		$e > (s/2+B/4)$
1.00	+Hill		$e \rightarrow \infty$

图 16 可折叠防沉板  $V\text{-}M_y$  破坏模式( $\kappa=10, s/B=1$ )Fig. 16 Failure mechanisms of foldable mudmats under combined  $V\text{-}M_y$  load ( $\kappa=10, s/B=1$ )

基于破坏模式可知，在组合  $V\text{-}M_y$  加载条件下，当地基达到破坏状态时，右基础仅承担竖向荷载  $V_{\text{ult}}/2$ ，左基础同时承受竖向荷载  $V_1$  和弯矩荷载  $M_{1y}$ 。可折叠防沉板的  $V\text{-}M_y$  破坏包络线由下式计算：

$$\left. \begin{aligned} V &= V_1 + \frac{V_{\text{ult}}}{2}, \\ M_y &= M_{1y} + \left( \frac{V_{\text{ult}}}{2} - V_1 \right) \cdot \left( \frac{s}{2} + \frac{B}{4} \right) \quad \left( V_1 \in \left[ -\frac{V_{\text{ult}}}{2}, \frac{V_{\text{ult}}}{2} \right] \right), \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

其中， $V_1, M_{1y}$  满足矩形基础的  $V_1\text{-}M_{1y}$  破坏包络线计算方程<sup>[14]</sup>，

$$\left. \begin{aligned} V_1/V_{\text{ult}} &= (1 - M_{1y}/M_{1yult})^p, \\ p &= \text{Min} \left\{ 0.5, p_{\kappa=0} \cdot \left[ 1 + \left( 0.13 - 0.04 \frac{B}{2L} \right) \frac{\kappa}{2} - 0.003 \left( \frac{\kappa}{2} \right)^2 \right] \right\}, \\ p_{\kappa=0} &= 0.23 \left[ 1 + 0.34 \frac{B}{2L} - 0.02 \left( \frac{B}{2L} \right)^2 \right]. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中， $V_{1\text{ult}}$  为左基础的竖向承载力， $V_{1\text{ult}} = V_{\text{ult}}/2$ ， $M_{1yult}$  为左基础的弯矩承载力<sup>[14]</sup>，

$$\left. \begin{aligned} \frac{M_{1yult}}{(B/2)^2 L s_{\text{ult}}} &= 0.72 \left[ 1 + 0.26 \frac{B}{2L} - 0.02 \left( \frac{B}{2L} \right)^2 \right], \\ &\quad \left\{ 1 + \left( 0.24 - 0.03 \frac{B}{2L} \right) \left( \frac{\kappa}{2} \right)^{0.79 - 0.03B/(2L)} \right\}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

以  $\kappa=10$  为例，采用式 (11) 计算不同  $s/B$  可折叠防沉板  $V\text{-}M_y$  破坏包络线，与有限元计算结果 (FE) 进行对比见图 17。

由图 17 可知，式 (11) 计算结果为一条近似的直线，与有限元计算得到的  $V\text{-}M_y$  包络线中的直线段重合。随着  $s/B$  的减小，低  $V/V_{\text{ult}}$  区间的直线段逐步被抛物线代替，与式 (11) 计算结果存在较大偏差。

图 18 为  $\kappa=10$  条件下， $s/B=0.1$  可折叠防沉板在组合  $V\text{-}M_y$  加载条件下达到极限状态时，竖向荷载分

量  $V/V_{ult}=0.25$  时的位移矢量图 ( $xoz$  面)。

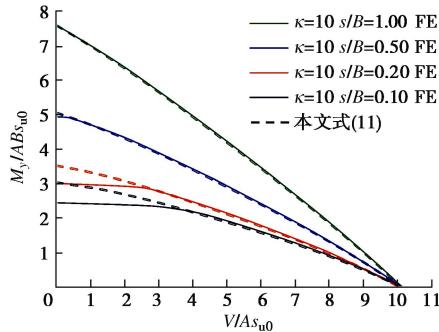


图 17 本文式 (11) 与有限元结果对比

Fig. 17 Comparison between Formula (11) and finite element results

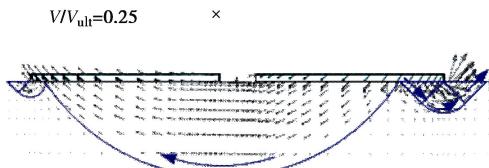


图 18 可折叠防沉板  $V$ - $M_y$  破坏模式 ( $\kappa = 10, s/B = 0.10$ )

Fig. 18 Failure mechanisms of the foldable mudmats under combined  $V$ - $M_y$  load ( $\kappa = 10, s/B = 0.10$ )

由图 18 可知, 地基的破坏模式为非对称“Wedge-scoop-wedge”机制。因此, 小间距可折叠防沉板在低  $V/V_{ult}$  条件下的失稳模式可作为整体考虑, 其  $V$ - $M_y$  包络线可为<sup>[14]</sup>

$$\begin{aligned} V/V_{2ult} &= (1 - M_y/M_{yult})^p, \\ p &= \text{Min} \left\{ 0.5, p_{\kappa=0} \times \left[ 1 + \left( 0.13 - 0.04 \frac{s+B}{L} \right) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. k \frac{s+B}{s_{u0}} - 0.003 \left( k \frac{s+B}{s_{u0}} \right)^2 \right] \right\}, \\ p_{\kappa=0} &= 0.23 \left[ 1 + 0.34 \frac{s+B}{L} - 0.02 \left( \frac{s+B}{L} \right)^2 \right]. \end{aligned} \quad (14)$$

式中,  $V_{2ult}$  为宽度为  $s+B$  长度为  $L$  矩形基础的竖向承载力<sup>[14]</sup>,

$$\begin{aligned} \frac{V_{2ult}}{(s+B)Ls_{u0}} &= 5.28 \left[ 1 + 0.17 \frac{s+B}{L} - 0.06 \left( \frac{s+B}{L} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. \left[ 1 + \left( 0.27 - 0.1 \frac{s+B}{L} \right) \left( k \frac{s+B}{s_{u0}} \right)^{0.71+0.04(s+B)/L} \right] \right]. \end{aligned} \quad (15)$$

同时使用式 (11), (14) 计算  $s/B$  为 0.10, 0.20 可折叠防沉板的  $V$ - $M_y$  破坏包络线, 与有限元计算结果 (FE) 进行对比见图 19。

由图 19 可知, 式 (14) 为一条抛物线, 与有限元计算得到的  $V$ - $M_y$  包络线中的抛物线段吻合较好。因此, 可联合式 (11), (14) 对可折叠防沉板的  $V$ - $M_y$

破坏包络线进行计算, 两个公式计算取小值。

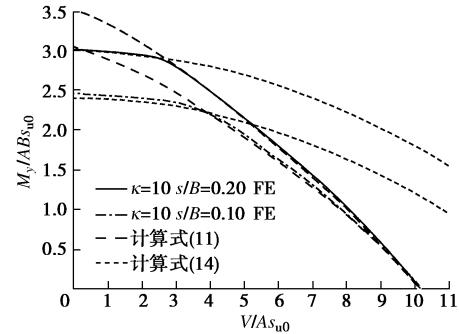
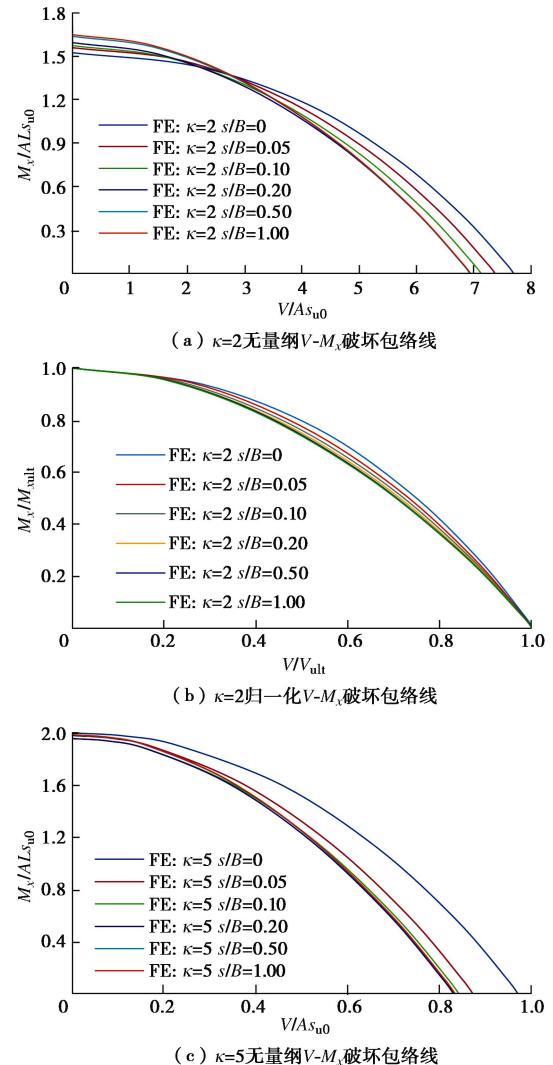


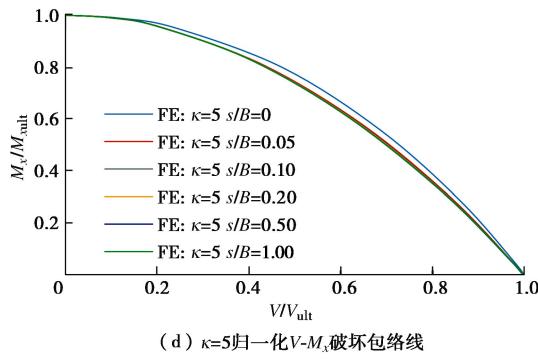
图 19 本文式 (11), (14) 与有限元结果对比

Fig. 19 Comparison among Formulas (11), (14) and finite element results

## 2.5 $V$ - $M_x$ 破坏包络线

在同  $\kappa$  条件下,  $\kappa < 5$  时, 基础系统的  $V$ - $M_x$  归一化破坏包络线随着  $s/B$  的增大逐渐向内收缩, 形状皆为抛物线;  $\kappa \geq 5$  时, 可折叠防沉板的归一化  $V$ - $M_x$  破坏包络线重合。图 20 列举了  $\kappa$  为 2, 5 条件下, 不同  $s/B$  基础系统  $V$ - $M_x$  无量纲破坏包络线和归一化破坏包络线有限元计算结果 (FE)。



图 20 可折叠防沉板  $V\text{-}M_x$  破坏包络线Fig. 20  $V\text{-}M_x$  failure envelopes of foldable mudmats

同理，在组合  $V\text{-}M_x$  加载条件下，基础系统的旋转中心将沿  $y$  轴移动，两侧基础的相互影响方式可类比于图 10。

基于有限元计算结果， $\kappa \geq 5$  时，可折叠防沉板  $V\text{-}M_x$  归一化破坏包络线为

$$V/V_{\text{ult}} = (1 - M_x/M_{x\text{ult}})^{0.5} \quad (16)$$

$\kappa < 5$  时，可折叠防沉板  $V\text{-}M_x$  归一化破坏包络线由下式<sup>[14]</sup>计算：

$$\left. \begin{aligned} V/V_{\text{ult}} &= (1 - M_x/M_{x\text{ult}})^p, \\ p &= \text{Min}\{0.5, p_{\kappa=0} \cdot [1 + 0.09\kappa' - 0.003\kappa'^2]\}, \\ p_{\kappa=0} &= 0.23 \left[ 1 + 0.34 \frac{L}{B'} - 0.02 \left( \frac{L}{B'} \right)^2 \right], \\ \kappa' &= kB'/s_{u0}, \\ B' &= 2.5 + 2.5e^{-(s/B)/t}, \\ t &= 0.015 + 0.25e^{-\kappa/1.35}. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

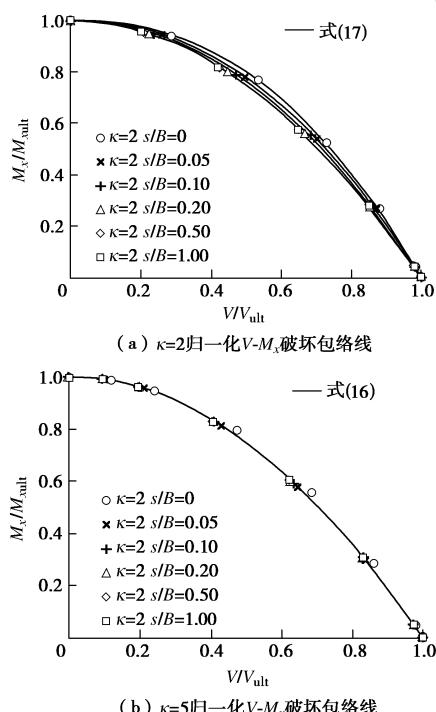


图 21 本文式 (16), (17) 与有限元结果对比

Fig. 21 Comparison among Formulas (16), (17) and finite element results

使用式 (16), (17) 计算  $\kappa = 2$  及  $\kappa = 5$  条件下，不同  $s/B$  可折叠防沉板  $V\text{-}M_x$  归一化破坏包络线，与有限元计算结果 (FE) 进行对比见图 21。

### 3 结 论

本文对可折叠防沉板的竖向承载力、弯矩承载力及组合  $V\text{-}M$  破坏包络线进行三维有限元分析，系统分析了两翼间距及地基土强度不均匀性的影响。主要得出以下 4 点结论。

(1) 竖向承载力系数  $V_{\text{ult}}/As_{u0}$  及弯矩承载力系数  $M_{x\text{ult}}/Als_{u0}$  与两翼间距  $s/B$  的关系由曲线段和水平段构成。曲线段代表两侧基础相互影响，水平段代表两侧基础互不影响，通过研究分别提出相应的计算方法。

(2) 弯矩承载力系数  $M_{y\text{ult}}/Ab_{s0}$  基于“Wedge-scoop-wedge”和“Push-pull”两种破坏机制，给予两种破坏机制，提出了不同情况下的承载力计算公式。

(3)  $V\text{-}M_y$  破坏包络线由抛物线和直线段组成，直线段代表两侧基础的失稳模式可分别考虑，抛物线代表可折叠防沉板可视为整体考虑。通过破坏模式分析和力学分析，分别提出了直线段的计算公式和抛物线计算公式。可折叠防沉板  $V\text{-}M_y$  破坏包络线可联合式(11)、(14)进行计算。

(4)  $V\text{-}M_x$  破坏包络线仅由抛物线构成。可折叠防沉板的归一化  $V\text{-}M_x$  破坏包络线，当  $\kappa < 5$  时，随着  $s/B$  的增大逐步向内收缩， $\kappa \geq 5$  时，重合为一条线。本文基于有限元计算结果，分别提出式 (16), (17) 用以计算  $\kappa \geq 5$  和  $\kappa < 5$  条件下的  $V\text{-}M_x$  破坏包络线。

### 参 考 文 献:

- RANDOLPH M, GAUDIN C, GOURVENEC S, et al. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments[J]. Ocean Engineering, 2011, 38(7): 818 – 834.
- 李清平. 我国海洋深水油气开发面临的挑战[J]. 中国海上油气, 2006, 18(2): 130 – 133. (LI Qing-ping. The situation and challenges for deepwater oil and gas exploration and exploitation in China[J]. China Offshore Oil and GAS, 2006, 18(2): 130 – 133. (in Chinese))
- 王丽勤, 侯金林, 庞然, 等. 深水油气田开发工程中的基础应用探讨[J]. 海洋石油, 2011, 31(4): 87 – 92. (WANG Li-qin, HOU Jin-lin, PANG Ran, et al. The application of foundations in deepwater oil and gas field development engineering[J]. Offshore Oil, 2011, 31(4): 87 – 92. (in Chinese))
- 谭越, 刘明. 水下生产系统防沉板基础分析[J]. 航海工程, 2012, 41(4): 133 – 141. (TAN Yue, LIU Ming.

- Structure Analysis of Mudmat Foundation for Subsea Production System[J]. Ship & Ocean Engineering, 2012, 41(4): 133 - 41. (in Chinese))
- [5] FONTAINE E, DILOSQUER S. Post-installed mmudmat[C]// Offshore Technology Conference, 2014, Houston.
- [6] ABYANEH S D, MACONOCHE A, OLIPHANT J. The undrained capacity of shallow two-foundation systems acting in consort under three-dimensional loading[C]// Proceedings of the 8th International Conference, Royal Geographical Society, 2017, London: 796 - 801.
- [7] RANDOLPH M F. Offshore geotechnics: the challenges of deepwater soft sediments[C]// Proceedings of Geocongress 2012 "State of the Art and Practice in Geotechnical Engineering", 2012, Oakland: 241 - 271.
- [8] BRANSBY M F, RANDOLPH M F. Combined loading of skirted foundations[J]. Géotechnique, 1998, 48(5): 637 - 655.
- [9] GOURVENEC S, RANDOLPH M F. Effect of strength non-homogeneity on the shape of failure envelopes for combined loading of strip and circular foundations on clay[J]. Géotechnique, 2003, 53(6): 575 - 586.
- [10] GOURVENEC S. Failure envelopes for offshore shallow foundations under general loading[J]. Géotechnique, 2007, 57(9): 715 - 728.
- [11] GOURVENEC S. Shape effects on the capacity of rectangular footings under general loading[J]. Géotechnique, 2007, 57(8): 637 - 646.
- [12] 武科, 袁茂田, 范庆来, 等. 复合加载模式下桶形基础破坏包络面特性研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(4): 574 - 580. (WU Ke, LUAN Mao-tian, FAN Qing-lai, et al. Failure envelopes of bucket foundation subjected to combined loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(4): 574 - 580. (in Chinese))
- [13] 刘润, 王磊, 丁红岩, 等. 复合加载模式下不排水饱和软黏土中宽浅式筒型基础地基承载力包络线研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 36(1): 146 - 154. (LIU Run, WANG Lei, DING Hong-yan, et al. Failure envelopes of large-diameter shallow buried bucket foundation in undrained saturated soft clay under combined loading conditions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 36(1): 146 - 154. (in Chinese))
- [14] FENG X, GOURVENEC S, SHEN Z. Shape effects on Undrained capacity of mudmat foundations under multi-directional loading[J]. Ocean Engineering, 2017, 135: 221 - 235.
- [15] GOURVENEC S, STEINPREIS M. Undrained limit states of shallow foundations acting in consort[J]. International Journal of Geomechanics, 2007, 7(3): 194 - 205.
- [16] GOURVENEC S, JENSEN K. Effect of embedment and spacing of conjoined skirted foundation systems on undrained limit states under general loading[J]. International Journal of Geomechanics, 2009, 9(6): 267 - 279.
- [17] 范庆来, 李雪艳, 袁茂田. 刚性联接裙板式基础系统的破坏包络面研究[J]. 土木工程学报, 2013, 46(7): 116 - 123. (FAN Qing-lai, LI Xue-yan, LUAN Mao-tian. Failure envelope of rigidly connected skirted foundation systems[J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(7): 116 - 123. (in Chinese))
- [18] TANI K, CRAIG W H. Bearing capacity of circular foundations on soft clay of strength increasing with depth[J]. Soils Found. 1995, 35(4): 21 - 35.
- [19] Dassault Systemes. Abaqus Analysis Users' Manual[R]. Simulia Corp, Providence, RI, USA. 2011.
- [20] MARTIN C M, DUNNE H P, WALLERAND R, et al. Three-dimensional limit analysis of rectangular mudmat foundations[C]// Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, 2015, Oslo: 789 - 794.