

软黏土中坑中坑式内支撑基坑抗隆起稳定性分析

朱兴云¹, 繆广吉², 周宏伟³, 林上顺⁴, 李惠霞⁴

(1. 中铁二局第五工程有限公司, 四川 成都 610000; 2. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350116;
3. 中国中铁二局第三工程有限公司, 四川 成都 610000; 4. 福建工程学院 土木工程学院, 福建 福州 350118)

摘要: 坑中坑式基坑在基坑底部进行二次开挖, 其隆起破坏机理比普通单一基坑要复杂。采用强度折减有限元分析法研究坑中坑式基坑的抗隆起稳定性。研究了内外坑间平台宽度, 内坑宽度和深度, 内外坑挡墙的插入深度, 软土层不排水抗剪强度等归一化参数对坑中坑式基坑抗隆起破坏模式及抗隆起稳定安全系数的影响。坑中坑式基坑的抗隆起破坏模式可分为三种内外坑整体隆起破坏(M1), 内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发生(M2), 外坑独立隆起破坏(M3)。确定基坑破坏模式在 M1, M2 以及 M3 之间转化时, 各个参数的临界值。增大内外坑间平台宽度, 内外坑挡墙的插入深度以及软土层的不排水抗剪强度, 会提高坑中坑式基坑的抗隆起稳定安全系数。增大内坑的宽度和深度则会降低坑中坑式基坑的抗隆起稳定安全系数。

关键词: 坑中坑; 抗隆起稳定; 强度折减; 有限元

中图分类号: TU 443

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2020)04-0505-09

Basal heave stability analysis of pit-in-pit braced excavations in clay

ZHU Xingyun¹, MIAO Guangji², ZHOU Hongwei³, LIN Shangshun⁴, LI Huixia⁴

(1. China Railway Second Bureau Fifth Engineering Co., Ltd., Chengdu 610000, China;

2. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, China;

3. China Railway Second Bureau Third Engineering Co., Ltd., Chengdu 610000, China;

4. School of Civil Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China)

Abstract: For pit-in-pit excavated in the bottom of outer pit, the failure mechanism of basal heave is more complicated than normal pit. Finite element method based on the reduced shear strength technique is used to evaluate the basal heave stability of pit-in-pit excavations. The influence of spacing between inner and outer pit, width and depth of inner pit, depth of inner and outer wall insertion, undrained shear strength of clay on the failure modes and factor of safety is analyzed. In conclusion, there are three kinds of failure modes of pit-in-pit excavation: entire failure of inner and outer pit (M1), entire failure of inner and outer pit (M2), failure of outer braced pit (M3). The critical value of parameters is determined for the change of different failure modes. The basal stability of pit-in-pit excavations will increase with the spacing between inner and outer pit, The depth of inner and outer wall insertion, and the undrained shear strength of clay. Nevertheless it will decrease with the increase of width and depth of inner pit.

Key words: pit-in-pit; basal heave stability; shear strength reduction technique; finite element method

随着沿海地区经济的快速发展以及城市地下空间的广泛利用, 出现了大量的软土地区深基坑。因为施工或者建筑设计需要, 基坑底部存在大量的集水坑、电梯井, 在原基坑底部进行二次开挖形成坑中坑的结构。在中国沿海软土地区已经出现许多坑中坑式基坑的实际工程案例^[1-2]。基坑的设计过程中要控制基坑的变形, 保证基坑的稳定性。坑中坑的开挖导致外坑被动区土体卸载, 基坑内外的土压力平衡破坏, 坑底应力发生重新分布, 被动区的抗力

减小, 进而坑外土体向坑内发生塑性流动的趋势增大, 基坑的抗隆起稳定性降低。现有的关于坑中坑式基坑的研究主要针对内坑开挖对基坑变形的影响^[2-3], 为了保证基坑设计的安全性, 需要研究坑中坑的开挖对基坑抗隆起稳定性的影响。

现有的研究基坑坑底隆起稳定性分析的方法有极限平衡法、极限分析法、非线性有限元法。极限平衡法包括地基承载力法和圆弧滑动法, 其中最经典的是 Terzaghi 和 Peck (1968)^[4] 以及 Bjer-

rum 和 Eide(1956)^[5] 提出的基于地基承载力破坏模式的极限平衡法,其分别适用于浅基坑和深基坑的抗隆起稳定性计算.在此基础上大量学者对两种方法进行改进,在考虑不同因素对抗隆起稳定性的影响下,提出了不同的公式^[6-7].中国的规范大多采用基于力矩平衡的圆弧滑动法^[8-9].极限平衡法由于原理简明,在实际工程中常被采用,但需要事先假定破坏面,而假定的破坏面与实际情况不同,导致计算结果与真实值存在差距.极限分析法以塑性力学的理论为依据^[10],包括上限原理和下限原理,通过假定运动许可的速度场和静力许可的应力场,根据功能相等原理,解决岩土工程的稳定性问题.Chang(2000)^[6]认为Prandtl 滑移破坏模式与软土基坑的实际破坏模式接近,采用该破坏模式,提出了一种上限原理分析方法,用来分析基坑抗隆起稳定性.在此基础上,Liao 和 Su(2012)^[11]以及 Huang 等(2018)^[12]对上限分析的破坏模式进行改进,使其分别能够考虑挡墙的抗弯能力和坑底加固对提高基坑抗隆起稳定性的作用.极限分析法由于人为假定过多,其适用范围依然存在许多限制.Ukritchon 等(2003)^[13]和 Sloan(2013)^[14]应用有限元极限法分析基坑隆起稳定性,能够得到可靠的基坑抗隆起稳定安全系数上下解.

强度折减有限元法近年来被广泛用于分析基坑的抗隆起稳定性.强度折减有限元法最初由 Zienkiewicz 等(1975)^[15]提出,用于解决边坡稳定性分析.Goh(1990)^[16]和 Faheem 等(2004)^[17]等用该方法来分析软黏土中基坑分别在二维和三维条件下的抗隆起稳定性.Do 等(2013)^[18]等通过比较交点法,挡墙踢脚角度变化法,计算收敛法三种用强度折减有限元计算基坑抗隆起稳定安全系数的方法,发现采用交点法得到的基坑抗隆起稳定安全系数更精确.Goh(2017)^[19]分析了圆形基坑各个参数对其抗隆起稳定性的影响,并对强度折减有限元得到的抗隆起稳定安全系数总结,得到一般圆形基坑的抗隆起稳定安全系数计算方法.许多学者研究表明,强度折减有限元法可以很好的适用于基坑抗隆起稳定性的研究.但现有的研究很少有考虑坑中坑的开挖对基坑抗隆起破坏的影响.

依托软土地区的坑中坑式基坑的实际工程案例,通过强度折减有限元法分析坑中坑式基坑结构的几何尺寸,内坑的位置,支护结构条件以及土体条件等因素对坑中坑式基坑抗隆起稳定性的

影响,包括对基坑破坏模式以及基坑抗隆起稳定安全系数的影响.

1 工程案例描述

1.1 工程概况

某工程地下建筑面积 25 488 m²,项目分为两个阶段施工,位于上海浦东新区,其典型基坑剖面如图 1 所示.第一阶段开挖深度 10.45~10.85 m,面积约 4 800 m²,周长约为 390 m.第一阶段开挖基坑内存在大量集水坑,电梯井等内坑,为典型的坑中坑式基坑.基坑支护采用 SMW(soil-cement mixing wall)工法,并设置两道混凝土内支撑. SMW 工法采用三轴混凝土搅拌桩,内插型钢采用 H700×300×13×24. 基坑内部两道钢筋混凝土支撑分别设置在开挖面以下 0.5 m 和 5.5 m 处,第一道混凝土支撑截面 800 mm²×700 mm²,第二道混凝土支撑混凝土支撑截面 800 mm²×900 mm².坑中坑支护结构采用双排双轴混凝土搅拌桩.地下水位位于地表下 1 m,开挖前降低坑内地下水位至开挖面下 0.5 m.基坑的剖面图如图 1 所示.基坑周围的地质条件通过一系列的室内和现场试验得到,其具体的土体物理力学性质指标如图 2 所示.

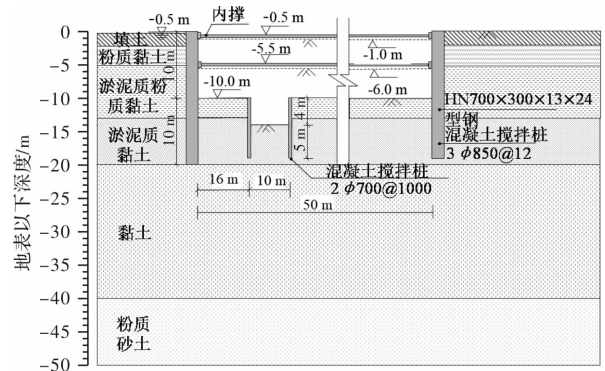


图 1 基坑剖面图

Fig. 1 Profile of pit-in-pit excavation

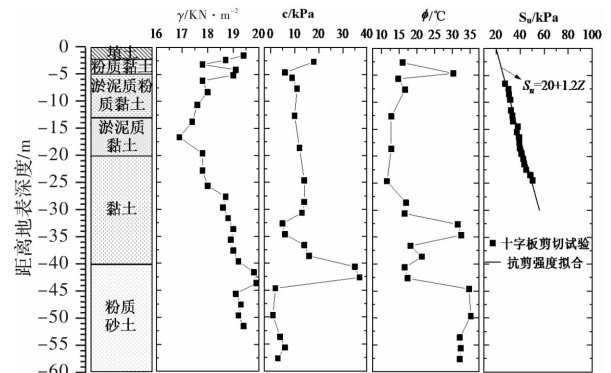


图 2 土体物理力学性质指标

Fig. 2 Soil parameters obtained from pit-in-pit excavation

1.2 有限元模型

采用极限有限元软件 OptumG2 (Academic Version)^[20] 中的强度折减法对抗中坑式基坑的抗隆起稳定性进行研究. 对实际工程的基坑进行简化, 建立二维有限元模型如图 3 所示.

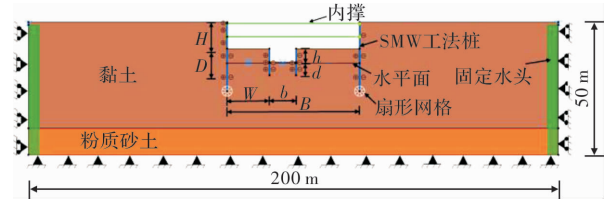


图 3 坑中坑数值模型

Fig. 3 Numerical model of pit-in-pit excavation

考虑到基坑开挖对周围土体变形和应力造成的影响范围, 数值模拟区域大小 200 m×50 m, 模型采用标准边界条件. 模型左右边界仅允许发生竖向位移, 顶部为自由边界允许发生横向和竖向位移, 底部为固定约束. 根据土层分布的特点, 其中①~⑤都为软黏土, ⑦为下卧硬土层砂土, 将土层简化为黏土层和硬土层两层. 土体采用 HMC 模型进行模拟. 考虑到该工程地基土多为饱和软黏土, 并且分析过程中只考虑短期工况, 因此土体假定不排水条件, 黏土层土体强度参数取不排水参数, 采用图 2 中十字板原状土试验得到的不排水强度指标, 由于土体的非均质性, 近似取黏土不排水抗剪强度随深度线性增大.

$$S_u = n + mZ \quad (1)$$

式中: n 为地表的不排水抗剪强度; m 为土体不排水抗剪强度随深度提高的增长率; Z 为距地表以下的深度. 不排水模量 E_u 根据经验取 $500 S_u$. 砂土层取排水参数, 土体强度采用 $c - \varphi$ 指标, 土层的其他物理力学性质指标详见表 1. 取外坑开挖深度 $H = 10$ m, 开挖宽度 $B = 50$ m. 内坑宽度 $b = 10$ m, 内坑深度 $h = 4$ m. 内外坑之间的平台宽度 $W = 16$ m. 外坑围护结构即水泥土搅拌桩内插型钢的内力计算模式与地下连续墙类似, 因此, 将 SMW 折算为等厚的地下连续墙来计算, 采用板单元模拟, 设置围护墙为不透水状态. 考虑水泥土对于围护结构的刚度提高系数, 墙体的整体刚度.

$$\alpha E_s I_s = \frac{1}{12} E W t^3 \quad (2)$$

式中: α 为刚度提高系数; E_s 、 I_s 分别为型钢的弹性模量和惯性矩; E 为墙体的弹性模量; t 为墙体的厚度; W 为墙体的计算宽度. 外坑围护墙的插入深度 $D = 10$ m. 外坑设的两道内支撑用连接件进行模拟. 内坑围护结构同样采用板单元进行模拟, 内

表 1 有限元中土体物理力学参数

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of foundation soil

土层	黏土	砂土
排水条件	不排水	排水
厚度 h_i /m	40	10
割线模量 E_{50}^{ref} /MPa	10~34	21.96
卸载模量 E_{ur}^{ref} /MPa	30~102	65.88
重度 γ /kN·m ⁻³	18.5	18.9
黏聚力 c /kPa	—	7
内摩擦角 φ /°	0.1	34.5
不排水抗剪强度 S_u /kPa	20~68	—
竖向渗透系数 k_x /m·d ⁻¹	1.50×10^{-3}	1.70×10^{-3}
横向渗透系数 k_y /m·d ⁻¹	2.00×10^{-3}	2.20×10^{-3}
参考应力 P^{ref} /kPa	100	100
泊松比 ν	0.495	0.2
刚度应力水平指数 /m	1.0	0.5

注: 土体不排水条件强度参数用 S_u 表示, 排水条件用 $c - \varphi$ 表示.

坑围护墙的插入深度 $d = 5$ m. 内外坑围护墙与土体接触面的强度折减系数为 $R_{inter} = 0.8$. 支护结构的各项物理力学指标如表 2 所示. 输入地下水渗流模型的边界条件, 指定外部边界上的地下水头, 自动生成土体内各个点的水压, 模型底部边界设置无渗流边界, 设置竖向固定水头 -1 m, 表示模型边界为常水位, 在基坑坑底 -0.5 m 设置一般潜水层, 模拟基坑开挖前坑内的降水过程.

考虑到土体在不同应力路径下的变形和破坏的特征是不同的, 施工过程先采用弹塑性分析对基坑开挖的各个步骤进行模拟, 弹塑性分析单元类型采用 6-高斯节点, 单元数量 4 000. 开挖完成后再进行强度折减分析, 单元类型采用上限单元, 单元数量 10 000. 采用 OptumG2 的网格自适应功能, 使有限元的计算结果更为精确, 网格自适应能使计算分析中破坏区域的网格加密^[14, 21], 如图 4 所示. 网格自适应控制变量为剪切耗散^[22], 进行 3 次自适应迭代, 具体模拟过程如表 3 所示.

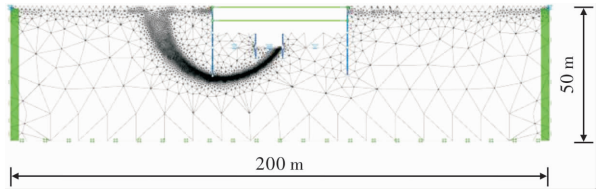


图 4 自适应网格图

Fig. 4 Adaptive mesh of numerical model

表 2 支护结构物理力学参数

Tab. 2 Physical and mechanical parameters of structural elements

参数	值
外坑挡墙法向刚度 EA / kN	5.0×10^6
外坑挡墙抗弯刚度 $EI / \text{kN} \cdot \text{m}^2$	1.2×10^5
外坑挡墙屈服力 n_p / kN	50 000
外坑挡墙屈服弯度 $m_p / \text{kN} \cdot \text{m}$	5 000
内坑挡墙法向刚度 EA / kN	6.4×10^5
内坑挡墙抗弯刚度 $EI / \text{kN} \cdot \text{m}^2$	5.4×10^5
内坑挡墙屈服力 n_p / kN	9 700
内坑挡墙屈服弯度 $m_p / \text{kN} \cdot \text{m}$	975
第一道内支撑刚度 EA / kN	1.89×10^7
第一道内支撑屈服力 $/ \text{kN}$	1 000
第二道内支撑刚度 EA / kN	2.34×10^7
第二道内支撑屈服力 n_p / kN	1 500
内支撑间距 $/ \text{m}$	5

表 3 各工况阶段模拟步骤

Tab. 3 Mian construction stages and modeling activities

工况阶段	模拟过程	分析类型
1	初始应力计算	初始应力
2	设置外坑围护结构	弹塑性
3	降低坑内地下水位至 1.5 m	弹塑性
4	开挖外坑第一层至 1.0 m	弹塑性
5	设置第一道水平支撑	弹塑性
6	降低坑内地下水位至 6.5 m	弹塑性
7	开挖外坑第二层至 6.0 m	弹塑性
8	设置第二道水平支撑	弹塑性
9	降低坑内地下水位至 10.5 m	弹塑性
10	开挖至外坑坑底 10.0 m	弹塑性
11	设置内坑围护结构	弹塑性
12	降低坑内地下水位至 14.5 m	弹塑性
13	开挖至内坑坑底	弹塑性
14	基坑稳定性分析	强度折减

2 分析结果与讨论

强度折减有限元分析前先采用弹塑性分析进行坑中坑式基坑的开挖模拟,当开挖到内坑坑底后可以得到坑底的隆起变形,基坑坑底的隆起变形是判断基坑抗隆起稳定性的重要因素之一.图 5 为不同的内坑深度下基坑底部的竖向位移 δ ,可以

发现在内坑开挖的影响下,基坑被动区土体发生卸载.当内坑较浅的时候,对被动区的土体扰动较小,坑外土体向坑内发生塑性流动,内坑底部和距离外坑挡墙较近的内外坑间平台有略微的隆起变形,此时内坑开挖对坑中坑式基坑的抗隆起稳定性影响较小.随着内坑深度增加,对被动区的土体扰动变大,坑底的隆起变形增大.当内坑深度增大到 $h/B \geq 0.04$,坑底隆起变形迅速增加,内坑开挖对坑中坑式基坑的抗隆起稳定性有较大的影响.因此基坑底部的二次开挖只有到达一定深度,才需要把基坑视为坑中坑式基坑进行分析.为了研究坑中坑式基坑的抗隆起稳定性,取内坑的开挖深度 $h/B \geq 0.04$.

通过弹塑性分析模拟坑中坑式基坑的开挖后,采用强度折减分析得到软土地区坑中坑式基坑的抗隆起破坏模式和抗隆起稳定安全系数.考虑到坑中坑式基坑的破坏模式和抗隆起稳定安全系数与外坑的宽度(B),外坑的深度(H),内坑宽度(b),内坑的深度(h),内外坑之间的平台宽度(W),外坑挡墙的插入深度(D),内坑挡墙的插入深度(d),软土层不排水抗剪强度(S_u)等参数有关.为了消除外坑宽度(B)的影响,对参数进行无量纲化.为了考虑软土层的不排水抗剪强度增长率对基坑抗隆起稳定性的影响,改变软土层不排水抗剪强度增长率进行研究.取不同的参数进行多组分析,如表 4 所示. OptumG2 的强度折减对土体的强度参数进行降低,其过程中的每一步强度折减都进行极限分析,直到基坑发生失稳破坏.定义坑中坑式基坑抗隆起稳定强度折减分析安全系数 FS 的表达式为

$$FS = S_u / S_{u,cr} \quad (3)$$

式中: S_u 为实际的土体不排水抗剪强度; $S_{u,cr}$ 为基坑发生破坏时的土体不排水抗剪强度.

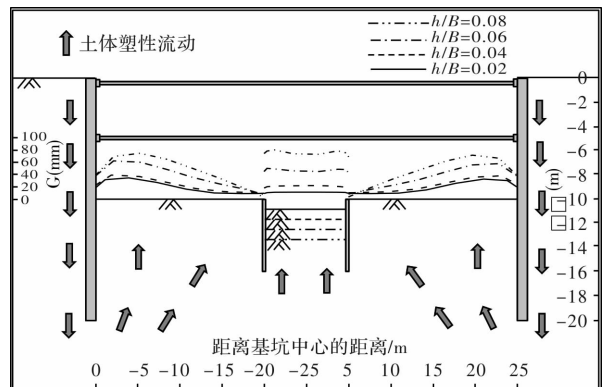


图 5 基坑底部的隆起变形

Fig. 5 Deformation on the basal of excavation

表 4 有限元分析中各参数取值
Tab. 4 Values of dimensionless parameters in FEM

W/B	h/B	d/B	b/B	m
0.12, 0.16, 0.20, 0.24, 0.28, 0.32, 0.36, 0.40	0.04, 0.06, 0.08, 0.10, 0.12	0.02, 0.06, 0.10, 0.14, 0.18	0.08, 0.12, 0.16, 0.20, 0.28	1.20, 1.60, 2.00, 2.40, 2.80, 3.20

2.1 平台宽度的影响

图 6 为不同平台宽度下坑中坑式基坑强度折减有限元分析得到的剪切应变图。可以发现在不同平台宽度影响下, 坑中坑式基坑隆起失稳破坏主要存在两种形式。当内外坑间的平台宽度较小的时候, 得到坑中坑式基坑的剪切应变图如图 6(a) 所示。剪切应变集中带形成一个圆弧状的剪切破坏面, 剪切破坏面位于外坑挡墙下方, 同时覆盖了内坑和外坑, 于内坑的一侧坑脚处贯穿内坑坑底。坑外土体沿着剪切破坏面朝着坑内发生塑性流动的同时, 与内坑一起发生隆起破坏。定义此时的隆起破坏模式为内外坑整体隆起破坏(M1)。这种破坏模式下只需要考虑沿着内外坑整体破坏面的抗隆起稳定性。随着内外坑间的平台宽度逐渐增大, 剪切破坏面与内坑坑底始终相交于内坑坑角, 整体剪切破坏面的范围逐渐扩大, 滑动面的半径增大, 如图 6(b) 所示。

当内外坑间的平台宽度较大的时候, 强度折减有限元分析得到的坑中坑式基坑的剪切应变如图 6(c) 和图 6(d) 所示。剪切应变集中带形成两个剪切破坏面: ①同时覆盖了内外坑的整体剪切破坏面; ②外坑独立的剪切破坏面。内外坑整体剪切破坏面同 M1, 坑外土体依然沿着整体剪切破坏面发生隆起破坏, 但是由于平台宽度逐渐增大, 内坑与外坑挡墙间距离变大, 基坑沿着整体破坏面的抗隆起稳定性逐渐提高, 在外坑挡墙处出现独立的圆弧状破坏面。定义此时坑中坑式基坑的隆起破坏模式为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发生(M2)。当坑外土体沿着外坑的独立剪切破坏面向坑内发生塑性流动时, 由于内坑采用悬臂式的支护结构, 在外坑独立剪切破坏面贯穿内外坑间的平台前迫使内坑挡墙发生倾覆破坏, 对内坑挡墙被动区土体产生挤压, 内坑距离外坑较近的一侧墙角处出现明显的剪切应变。可以发现在坑中坑式基坑的总体隆起破坏模式中存在着内坑发生倾覆破坏的子破坏模式。

图 7 为不同的内坑深度下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数随着内外坑间平台宽度变化的曲线,

可以发现安全系数 FS 与 W/B 呈正相关, 随着平台宽度逐渐增大, 基坑的抗隆起稳定安全系数逐渐增大。内坑开挖破坏了内坑开挖面以上土体的完整性, 减小坑内土体对外坑挡墙的约束作用, 且内外坑间平台宽度较小的一侧由于约束土体少, 该侧挡墙更容易发生“踢脚”, 坑外土体向坑内发生塑性流动的趋势更大。随着该侧平台宽度增加, 约束土体增多, 抗隆起稳定性增强。在实际工程中应该尽量避免在外坑的边缘进行内坑开挖。增大内外坑间的平台宽度坑中坑式基坑的破坏模式由内外坑整体隆起破坏变为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时存在, 增大内坑的开挖深度会使破坏模式转变的临界值发生改变。采用临界值 W_{cr}/B 划分两种破坏模式, 当 $W/B < W_{cr}/B$ 坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏。当 $W/B \geq W_{cr}/B$ 坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发。

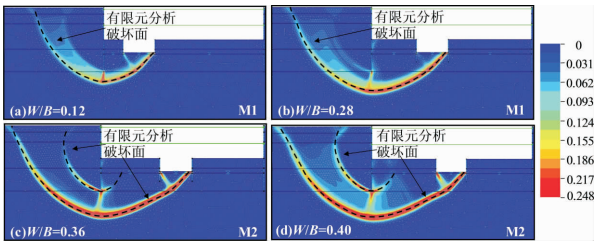


图 6 不同平台宽度下剪切应变图
Fig. 6 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different spacing between inner and outer pit

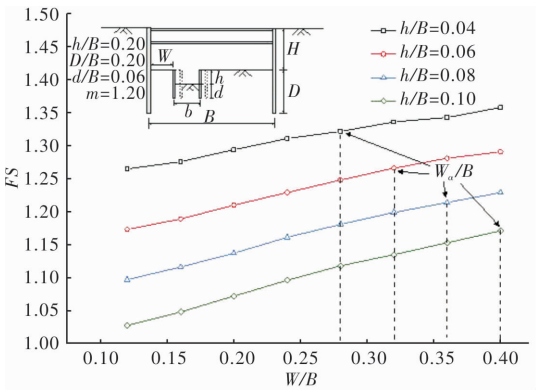


图 7 不同平台宽度下的抗隆起稳定安全系数
Fig. 7 FS under different spacing

2.2 内坑宽度的影响

图8为不同的内坑宽度强度折减有限元分析得到的剪切应变图,可以发现此时内外坑平台宽度较小($W < W_{cr}$),坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑的整体隆起破坏(M1).改变内坑的宽度不会导致破坏模式的改变,但会导致圆弧状剪切破坏面上部的开口变大.当内坑宽度较小,剪切破坏面贯穿内坑坑底的位置始终位于内坑坑脚,随着内坑宽度扩大而发生移动.直到内坑宽度增大到一定程度($b/B > 0.20$),内坑坑底的贯穿点位置不再发生变化,剪切破坏面范围扩展到最大,继续增大内坑宽度不会对剪切破坏面产生影响.

图9为不同的平台宽度下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数随着内坑宽度变化的曲线. FS 与内坑宽度呈负相关,随着内坑宽度的增大,安全系数先减小,后趋于稳定.当宽度 $b/B \geq 0.20$ 后抗隆起稳定安全系数保持不变,由于此时开挖面积过大,相当于整层残余土体被挖去,继续增大内坑宽度,整体剪切破坏面不会发生变化,对坑中坑结构抗隆起稳定性也无明显影响

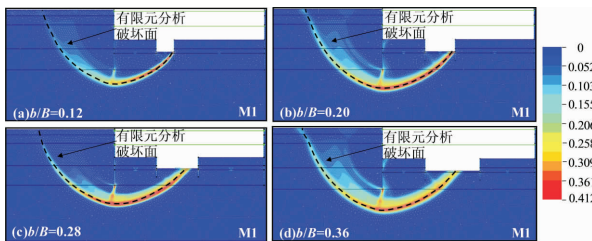


图8 不同内坑宽度下剪切应变图

Fig. 8 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different width of inner pit

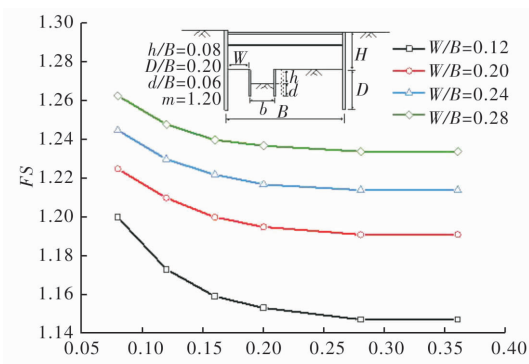


图9 不同内坑宽度下的抗隆起稳定安全系数

Fig. 9 FS under different width of inner pit

2.3 内坑深度的影响

图10为不同的内坑深度下强度折减有限元分析得到的剪切应变图.可以发现内坑深度对破坏面的模式和位置都有影响.若内外坑间的平台宽度较大($W > W_{cr}$),坑中坑式基坑的破坏模式为

内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发生(M2),当内坑深度较小的时候改变内坑的深度不会导致破坏模式的改变,但是由于内外坑整体剪切破坏面始终贯穿与内坑坑角一侧,增大内坑深度会导致整体剪切破坏面的开口进一步扩大.随着内坑深度增大,坑中坑式基坑沿着内外坑整体破坏面的抗隆起稳定性逐渐减小,外坑独立破坏面处的剪切应变减小,整体破坏面处的剪切应变增大.当内坑深度增大到一定程度时($h/B > h_{cr}/B$),坑中坑式基坑破坏模式变为内外坑整体隆起破坏(M1).

图11为不同的内坑宽度下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数随着内坑深度变化的曲线,可以发现抗隆起稳定安全系数 FS 与内坑深度 h/B 呈负相关,随着内坑深度的增加,基坑抗隆起稳定安全系数迅速减小,内坑深度增加不仅减小了被动区土体对抗外土体向坑内发生塑性流动的抗力,在一定程度上也减小了外坑挡墙的有效插入深度.

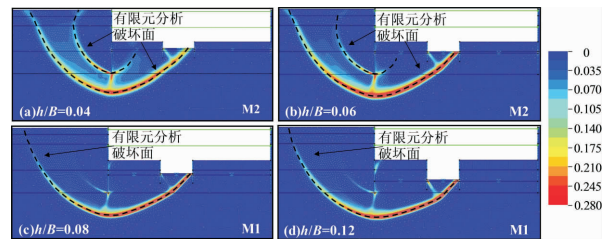


图10 不同内坑深度下剪切应变图

Fig. 10 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different depth of inner pit

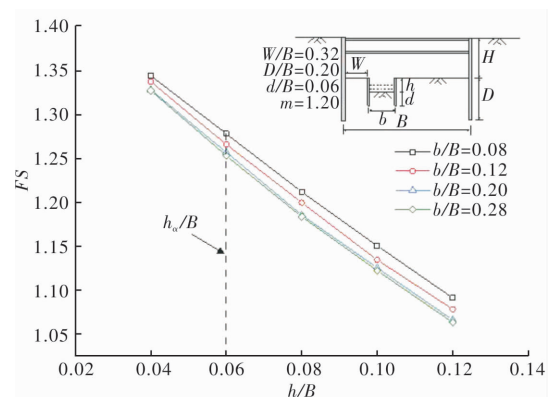


图11 不同内坑深度的抗隆起稳定安全系数

Fig. 11 FS under different depth of inner pit

2.4 内坑挡墙插入深度的影响

图12为不同的内坑挡墙插入深度下,强度折减有限元分析得到的剪切应变图.可以发现此时内外坑平台宽度较小($W < W_{cr}$),坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏(M1).当内坑挡墙插入深度较小的时候($d/B \leq d_{cr}/B$),由于内

坑挡墙未穿过内外坑的整体剪切破坏面, 内坑挡墙对于沿着破坏面的土体位移抑制作用不大, 对于剪切应变的分布也没有明显的影响, 此时通过增大内坑挡墙插入深度不会对坑中坑式基坑的抗隆起破坏模式产生影响. 当内坑挡墙的插入深度较大的时候 ($d/B \geq d_{cr}/B$), 内坑挡墙穿过内外坑的整体剪切破坏面, 内坑挡墙抑制坑外土体沿着内外坑整体剪切破坏面向坑内发生塑性流动. 此时增大内坑挡墙的插入深度会使内外坑的整体剪切破坏面范围增大, 并发生整体下移, 沿着内外坑整体破坏面的抗隆起稳定性降低. 同时外坑挡墙处出现独立的圆弧状破坏面, 此时破坏模式变为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发生 (M2).

图 13 为不同的平台宽度下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数随着内坑挡墙插入深度变化的曲线. 内坑挡墙插入深度对坑中坑式基坑抗隆起稳定性的提高效果不佳. 当内坑挡墙插入深度较小的时候 ($d/B \leq d_{cr}/B$), 内坑挡墙未穿过内外坑整体破坏面, 对于抵抗坑底隆起破坏没有贡献, 增大内坑挡墙的插入深度抗隆起稳定安全系数几乎不变. 当内坑挡墙的插入深度较大的时候 ($d/B > d_{cr}/B$), 内坑挡墙穿过内外坑整体破坏面, 增大内坑挡墙的插入深度能略微提高抗隆起稳定安全系数.

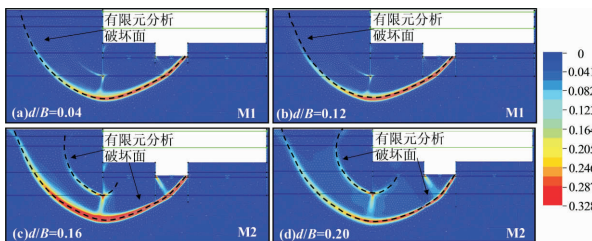


图 12 不同内坑挡墙插入深度下剪切应变图

Fig. 12 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different depth of inner wall insertion

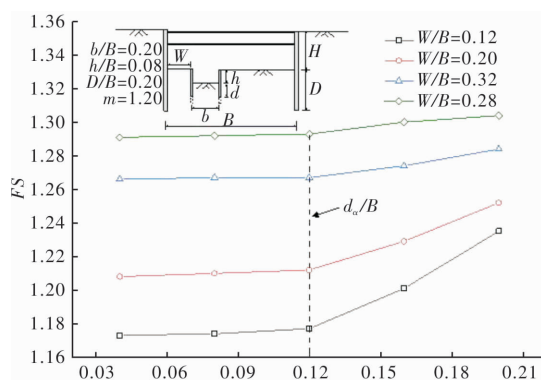


图 13 不同内坑挡墙插入深度下的抗隆起稳定安全系数

Fig. 13 FS under different depth of inner wall insertion

2.5 外坑挡墙插入深度的影响

图 14(a)和图 14(b)为内外坑平台宽度较小时 ($W/B = 0.12$), 不同外坑挡墙插入深度下, 强度折减有限元分析得到的剪切应变图. 此时坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏 (M1). 若外坑挡墙插入深度较小 ($D/B < 0.28$), 整体剪切破坏面位于外坑挡墙底部, 改变外坑挡墙的插入深度对破坏面不会产生影响. 若外坑挡墙插入深度较大 ($D/B \geq 0.28$), 整体剪切破坏面穿过外坑挡墙的墙脚, 此时增大外坑挡墙的插入深度会导致整体剪切破坏面的范围增大, 且破坏面由于在外坑挡墙墙脚处出现尖角不再呈现圆弧状. 图 14(c)和图 14(d)为内外坑平台宽度较大时 ($W/B = 0.40$), 不同外坑挡墙插入深度下, 强度折减有限元分析得到的剪切应变图和位移矢量图. 此时坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时存在 (M2). 由于外坑的独立破坏面始终穿过外坑挡墙的墙脚, 增大外坑挡墙的插入深度会导致外坑独立破坏面的范围增大, 并发生整体下移, 但不会对内外坑整体剪切破坏面产生影响.

图 15 为不同的内外坑平台宽度下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数与外坑挡墙插入深度的关系, 表明安全系数 FS 与 D/B 呈正相关. 当内外坑间的平台宽度较小时, 坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏 (M1), 此时坑中坑式基坑的抗隆起稳定性只与内外坑整体破坏面有关, 因此只有当外坑挡墙的墙脚穿过内外坑整体剪切破坏面, 坑中坑式基坑的抗隆起稳定安全系数才会明显提高. 当内外坑间的平台宽度较大的时候, 破坏模式为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时存在 (M2), 此时坑中坑式基坑的抗隆起稳定性与整体破坏面和外坑独立破坏面同时相关, 因此外坑挡墙墙脚不用穿过内外坑整体剪切破坏面, 增大外坑挡墙的插入深度就能有效地提高抗隆起稳定安全系数.

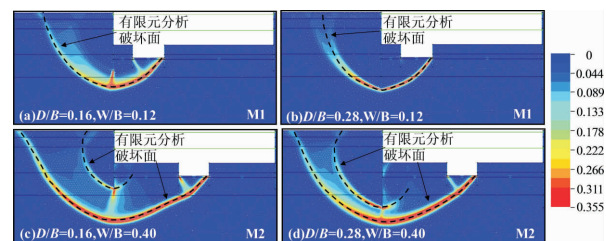


图 14 不同外坑挡墙插入深度下剪切应变图

Fig. 14 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different depth of outer wall insertion

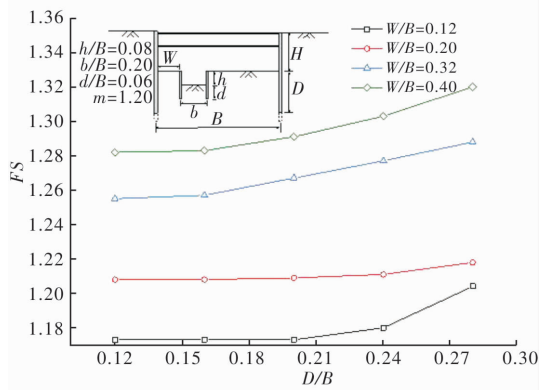


图 15 不同外坑挡墙插入深度下的抗隆起稳定安全系数

Fig. 15 FS under different depth of outer wall insertion

2.6 土体强度的影响

图 16 为不同的软土层不排水抗剪强度增长率下, 强度折减有限元分析得到的剪切应变图. 可以发现当内外坑间平台宽度较小 ($W < W_{cr}$), 坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏 (M1), 增大软土层的不排水抗剪强度增长率不会对破坏模式产生影响. 当内外坑间的平台宽度较大 ($W > W_{cr}$), 坑中坑式基坑的破坏模式为内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时存在 (M2). 由于软土层的不排水抗剪强度随着深度变大而提高, 当到达一定的深度后, 软土具有较高的强度, 类似于软土层下卧硬土层的工况. 此时提高软土层不排水抗剪强度增长率, 即下卧的硬土层埋深变浅. 由于硬土层对剪切应变的限制, 整体剪切破坏面处的剪切应变逐渐减小, 外坑独立破坏面处的塑性区域逐渐增大. 土体的位移矢量也逐渐只集中于外坑的独立破坏面处. 当软土层的不排水抗剪强度增大到一定程度后 ($m > 2.8$), 只存在外坑挡墙处的独立剪切破坏面, 圆弧状的剪切破坏面穿过外坑挡墙墙脚, 于内外坑间的平台处贯穿. 定义此时的破坏模式为外坑独立隆起破坏 (M3), 此时内坑开挖与基坑的抗隆起稳定性无关, 抗隆起稳定破坏机理与一般的内支撑式基坑相同. 可以发现, 由于内坑采用悬臂式支护结构, 内坑开挖对软土基坑的抗隆起稳定性会产生较大影响, 破坏模式 M3 只有在内外坑间平台宽度较大, 且软土层的不排水抗剪强度相对较高的情况下才会出现. 定义坑中坑式基坑破坏模式由 M2 变为 M3 的临界不排水抗剪强度系数为 m_{cr} .

图 17 为不同的内外坑平台宽度影响下坑中坑式基坑抗隆起稳定安全系数随着软土层不排水抗剪强度系数变化的曲线. 安全系数 FS 与软土层的不排水抗剪强度呈正相关, 安全系数随着软土层不排水

抗剪强度增加而提高. 提高软土层的不排水抗剪强度, 能直接减小坑外土体沿着滑动面发生塑性流动, 对抗中坑式基坑的抗隆起稳定性有着显著的提高.

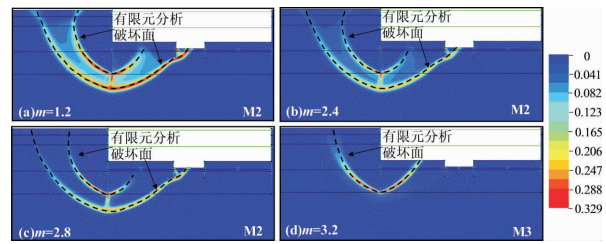


图 16 不同土体强度下剪切应变图

Fig. 16 Shear strain diagram of pit-in-pit excavation under different undrained shear strength

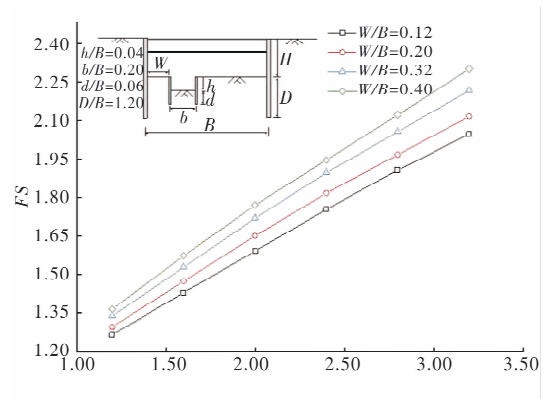


图 17 不同土体强度下的抗隆起稳定安全系数

Fig. 17 FS under different undrained shear strength

3 结论

采用强度折减有限元分析法对软土层中的坑中坑式基坑进行模拟分析, 结合弹塑性分析和强度折减分析过程, 分析内外坑间平台宽度、内坑宽度和深度、内外坑挡墙的插入深度、软土层的土体强度对抗中坑式基坑破坏模式和基坑抗隆起稳定安全系数的影响. 通过参数分析得到如下结论:

(1) 强度折减有限元分析得到的坑中坑式基坑抗隆起破坏模式接近圆弧状, 根据破坏面的位置和数量, 大致可以分为如下三种: ①内外坑的整体隆起破坏 (M1); ②内外坑整体隆起破坏和外坑独立隆起破坏同时发生 (M2); ③外坑独立隆起破坏 (M3).

(2) 坑中坑式基坑的内外坑平台宽度是影响其破坏模式的主要因素, 依据临界值 W_{cr}/B 可以划分为两种破坏形式: 当 $W/B < W_{cr}/B$, 坑中坑式基坑的破坏模式为 M1; 当 $W/B \geq W_{cr}/B$, 坑中坑式基坑的破坏模式为 M2. 改变内坑深度、内坑挡墙插入深度以及软土层的不排水抗剪强度, 在一定程度上也会导致破坏模式变化: 若坑中坑式基坑的平台宽度较小时 ($W/B < W_{cr}/B$), 增大内坑挡墙的插入深度

至 $d/B > d_{\sigma}/B$, 破坏模式由 M1 变为 M2. 若坑中坑式基坑的平台宽度较大时 ($W/B \geq W_{\sigma}/B$), 增大内坑的深度至 $h/B > h_{\sigma}/B$, 破坏模式由 M2 变为 M1. 增大软土层的不排水抗剪强度至 $m > m_{\sigma}$, 破坏模式由 M2 变为 M3.

(3) 增大内外坑间的平台宽度, 内外坑的挡墙插入深度, 以及软土层的不排水抗剪强度会提高坑中坑式基坑的抗隆起稳定安全系数, 其中内外坑的挡墙只有插入一定的深度才会对基坑的抗隆起稳定性有显著的提升. 增大内坑的开挖面积和开挖深度则会导致坑中坑式基坑的抗隆起稳定安全系数降低, 其中内坑开挖面积增大到一定程度后对其影响会明显降低.

参考文献 References

- [1] SUN Y, ZHOU S, LUO Z. Basal-heave analysis of pit-in-pit braced excavations in soft clays[J]. Computers and Geotechnics, 2017, 81: 294-306.
- [2] TAN Y, LU Y, XU C, et al. Investigation on performance of a large circular pit-in-pit excavation in clay-gravel-cobble mixed strata [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, 79: 356-374.
- [3] SUN Y, ZHAO Y, ZHANG D. Surface subsidence of pit-in-pit foundation in sand - cobble stratum in Beijing area[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Ground Improvement, 2019, 172(2): 96-107.
- [4] TERZAGHI K, PECK R B. Soil mechanics in engineering practice[M]. New York: John Wiley & Sons, 1968.
- [5] BJERRUM L, EIDE O. Stability of strutted excavations in clay[J]. Géotechnique, 1956, 6(1): 32-47.
- [6] CHANG M F. Basal stability analysis of braced cuts in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2000, 126(3): 276-279.
- [7] 张耀东, 龚晓南. 软土基坑抗隆起稳定性计算的改进[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(S1): 1378-1382.
ZHANG Yaodong, GONG Xiaonan. Improvement on basal heave stability analysis for excavations in soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(S1): 1378-1382
- [8] HSIEH P G, OU C Y, LIU H T. Basal heave analysis of excavations with consideration of anisotropic undrained strength of clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, 45(6): 788-799.
- [9] 王洪新. 基坑的尺寸效应及考虑开挖宽度的抗隆起稳定安全系数计算方法[J]. 岩土力学, 2016, 37(S2): 433-441.
WANG Hongxin. Size effect of foundation pits and calculation method of safety factor of heave-resistant stability considering excavation width [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(S2): 433-441.
- [10] DRUCKER D C, GREENBERG H J, PRAGER W. The safety factor of an elastic-plastic body in plane strain[J]. J. Appl. Mech., 1951, 18(4): 371-378.
- [11] LIAO H J, SU S F. Base stability of grout pile-reinforced excavations in soft clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(2): 184-192.
- [12] HUANG M, TANG Z, YUAN J. Basal stability analysis of braced excavations with embedded walls in undrained clay using the upper bound theorem[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, 79: 231-241.
- [13] UKRITCHON B, WHITTLE A J, SLOAN S W. Undrained stability of braced excavations in clay[J]. Journal of geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, 129(8): 738-755.
- [14] SLOAN S W. Geotechnical stability analysis [J]. Géotechnique, 2013, 63(7): 531-571.
- [15] ZIENKIEWICZ O C, HUMPHESON C, LEWIS R W. Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics[J]. Géotechnique, 1975, 25(4): 671-689.
- [16] GOH A T C. Assessment of basal stability for braced excavation systems using the finite element method [J]. Computers and Geotechnics, 1990, 10(4): 325-338.
- [17] FAHEEM H, CAI F, UGAI K. Three-dimensional base stability of rectangular excavations in soft soils using FEM[J]. Computers and Geotechnics, 2004, 31(2): 67-74.
- [18] DO T N, OU C Y, LIM A. Evaluation of factors of safety against basal heave for deep excavations in soft clay using the finite-element method [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, 139(12): 2125-2135.
- [19] GOH A T C. Basal heave stability of supported circular excavations in clay [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, 61: 145-149.
- [20] KEAWSAWASVONG S, UKRITCHON B. Stability of unsupported conical excavations in non-homogeneous clays[J]. Computers and Geotechnics, 2017, 81: 125-136.
- [21] MARTIN C M. The use of adaptive finite-element limit analysis to reveal slip-line fields [J]. Géotechnique Letters, 2011, 1(2): 23-29.
- [22] CIRIA H, PERAIRE J, BONET J. Mesh adaptive computation of upper and lower bounds in limit analysis[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2008, 75(8): 899-944.

(编辑 沈 波)