

# 建筑机械开挖沟槽的稳定性研究

## 摘 要

近年来,随着我国城市基础设施的不断完善与建设、旧城改造和住宅小区的持续开发,给排水、供热、供气、电缆及输油等市政管线工程日益增多。与此同时,随着建筑机械在我国土木建筑工程施工中的不断应用,在市政管线的沟槽开挖工程中,挖掘机的应用越来越普遍。挖掘机在开挖沟槽过程中,由于沟槽壁坍塌、挖掘机倾倒,造成人员伤亡和经济损失的事故时有发生。如何预防此类施工坍塌事故是亟待研究的课题。

本文讨论挖掘机等建筑机械在开挖沟槽过程中对沟槽稳定性的影响。首先,根据挖掘机荷载的特点将挖掘机荷载简化为条形荷载。通过在离心场中模拟沟槽开挖过程的模型试验,讨论了地基条件、挖掘机荷载条件(荷载大小、挖掘机荷载与槽壁的距离及偏心距)等因素对开挖深度及槽壁破坏机理和形态的影响。其次,基于离心模型试验结果,建立沟槽槽壁的许可破坏模式及速度场,利用极限分析上限理论求解开挖深度上限解。根据槽壁的破坏特点对开挖深度上限解表达式进行简化,并利用离心模型试验结果对开挖深度简化式进行了验证。最后,利用沟槽坍塌时滑动土体的宽度表达式得到了挖掘机荷载影响区划分图,从而直观地给出了挖掘机荷载的影响区和非影响区。当挖掘机荷载作用在非影响区时,挖掘机荷载对开挖深度不产生影响,则此情况下的开挖深度等于无挖掘机荷载作用时的开挖深度,可利用开挖深度简化式求得此情况下的开挖深度;当挖掘机荷载作用在影响区时,挖掘机荷载对开挖深度产生影响,可利用开挖深度简化式计算开挖深度与无挖掘机荷载时的开挖深度之比。另外,对开挖深度简化式讨论的结果表明,偏心距对开挖深度的影响程度因挖掘机的接触压力大小不同而不同,即挖掘机接触压力越大,偏心距对开挖深度的影响也越大。

关键词: 建筑机械; 开挖; 沟槽; 稳定性; 离心模型试验; 上限解

# Stability of Trench Excavation under Construction Machinery Load

## Abstract

Because of the city infrastructures rehabilitation and construction, the modification works of old cities and the development of residential districts in the recent years, municipal pipeline works just as the water supply and sewerage works, heat supply, air supply, fiber optic cable, electric cable and oil pipeline increasing day after day. In the same time, the drag shovel is in general use in the excavation works of the municipal pipelines, owing to the general use of the construction machinery in the construction of the civil engineering in China. Trench collapse causes a considerable number of deaths and injuries of workers every year in the process of trench excavation. How to avoid this kind of construction collapse accidents is a subject which should be studied as soon as possible. This paper discussed the influence of the construction machinery such as the drag shovel on the trench stability in the process of the trench excavation. Firstly, the construction machinery load was simplified into strip load. The effects of ground condition, magnitude and location of the construction machinery load and eccentric distance on the excavation depth, the failure mechanism and the failure pattern of the trench wall were investigated by a series of centrifuge model tests which simulated the process of trench excavation. According to the centrifuge test results, the failure pattern of the trench wall and the velocity field were set up. The upper-bound value of excavation depth was given by upper-bound solution. The upper-bound solution expression of the excavation depth was simplified according to the failure features of the trench wall, and then verified this simplified expression by the centrifuge test results. Finally, the influence area division of the machinery load was made by the width expression for the sliding soil mass, and the influence area and non-influence area of the machinery load on the excavation depth were visually represented. If the machinery load is in the non-influence area, it's no influence on the excavation

depth, and the value of the excavation depth given by the simplified expression of upper-bound solution equals to that of no machinery load. If the machinery load is in the influence area, the machinery load has influence on the excavation depth, and the ratio of the value of the excavation depth to that of no machinery load can be given by simplified expression of upper-bound solution. In addition, the discussion of the simplified expression of upper-bound solution indicated that the influence of the eccentric distance on the excavation depth increased with the increase of the bearing pressure of machinery load.

**Keywords:** Construction machinery; Excavation; Trench; Stability; Centrifuge model test; Upper-bound solution

## 独 创 声 明

本人声明所呈交的学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含未获得\_\_\_\_\_（注：如没有其他需要特别声明的，本栏可空）或其他教育机构的学位或证书使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

学位论文作者签名：房明 签字日期：07 年 6 月 1 日

---

## 学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定，有权保留并向国家有关部门或机构（如中国科学技术信息研究所等）送交论文的复印件和磁盘，允许论文被查阅和借阅。本人授权学校可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存、汇编学位论文。（保密的学位论文在解密后适用本授权书）

学位论文作者签名：房明

导师签字：杨作杰

签字日期：07 年 6 月 1 日

签字日期：07 年 6 月 1 日

学位论文作者毕业后去向：

工作单位：

电话：

通讯地址：

邮编

## 0 前言

近年来,随着我国城市基础设施的不断完善与建设、旧城改造和住宅小区的持续开发,给排水、供热、供气、电缆及输油等市政管线工程日益增多。与此同时,随着建筑机械在我国土木建筑工程施工中的不断应用,在市政管线的沟槽开挖工程中,挖掘机的应用越来越普遍。挖掘机在开挖沟槽过程中,由于沟槽壁坍塌、挖掘机倾倒,造成人员伤亡和经济损失的事故时有发生。如何预防此类施工坍塌事故是亟待研究的课题。

本文讨论挖掘机等建筑机械在开挖沟槽过程中对沟槽稳定性的影响。首先,将挖掘机荷载简化为条形荷载。通过在离心场中模拟沟槽开挖过程的模型试验,讨论了地基条件、建筑机械荷载条件等因素对开挖深度及槽壁破坏机理和形态的影响。其次,基于离心模型试验结果,建立沟槽槽壁的许可破坏模式及速度场,利用极限分析上限理论求解开挖深度上限解。根据槽壁的破坏特点对开挖深度上限解表达式进行简化,并利用离心模型试验结果对该简化式进行了验证。最后,通过讨论沟槽坍塌时滑动土体的宽度表达式得到了挖掘机荷载影响区划分图,直观地给出挖掘机荷载的影响区和非影响区,具有较高的工程实用价值。

回顾已开展的工作,本文进行了开拓性的尝试,并取得了一些初步的认识。论文《建筑机械开挖沟槽的稳定性研究》已被《岩土工程学报》(EI 源刊,2007)录用;论文《建筑机械偏心荷载对开挖过程中沟槽稳定性的影响研究》已投稿《岩土工程学报》(EI 源刊);英文论文《Stability of Trench Excavation under Construction Machinery Load》及《Stability of Trench Excavation under Eccentric Load of Construction Machinery》投稿中。正如已有的研究成果和本文将呈现出的,建筑机械荷载作用下开挖沟槽的稳定性研究还不深入,一些问题还有待于进一步探讨。

本文作者水平有限,文中的纰漏与错误在所难免,恳请各位同行专家提出宝贵意见。

# 1 绪 论

## 1.1 研究背景及现状

安全生产和劳动保护是党和国家的一项重要政策，是社会主义企业管理的一项基本原则。

近年来，随着我国城市基础设施的不断完善与建设、旧城改造和住宅小区的持续开发，给排水、供热、供气、电缆及输油等市政管线工程日益增多。与此同时，随着建筑机械在我国土木建筑工程施工中的不断应用，在市政管线的沟槽开挖工程中，挖掘机的应用越来越普遍。挖掘机在开挖沟槽过程中，由于沟槽壁坍塌、挖掘机倾倒，造成人员伤亡和经济损失的事故时有发生，如图 1-1 所示。如何预防此类施工坍塌事故是亟待研究的课题。



(a) 挖掘机在沟槽一侧施工



(b) 挖掘机横跨在沟槽上施工

图 1-1 建筑机械在沟槽开挖过程中发生倾倒事故的实例

一般来说,挖掘机等建筑机械通过履带板传递到地面的压力(本文称为挖掘机接触压力或简称接触压力)相对开挖岩土体本身的强度很小,所以,挖掘机开挖沟槽过程中的槽壁坍塌问题仍属于以岩土体自重为主要荷载的开挖稳定性问题。

开挖沟槽与开挖基坑、边坡一样,随着开挖的进行,沟槽的形状和深度在不断的变化。形状和深度的变化,以及由于卸荷所导致的岩土体中应力及应变状态的变化,均使岩土体的稳定性不断降低。同时,开挖行为将扰动一定范围内的岩土体,降低岩土体的强度参数(姚裕春,2005)。如果在地下水位以下施工,开挖还可能使渗流场发生变化(水伟厚,2001)。挖掘机开挖沟槽过程中的槽壁坍塌问题与开挖过程中的稳定性问题一样,属于动态稳定性问题。

另一方面,使用挖掘机开挖沟槽时,挖掘机往往在槽边作业,挖掘机荷载作为槽边荷载直接影响槽壁土体的稳定性。槽边荷载不仅包括静荷载,即挖掘机重量以及在开挖过程中,挖掘机动臂循环往复的提升和下降产生的偏心荷载,还包括挖掘机在槽边工作时的行走、转向、制动所产生的动荷载(赵荒,1996)。此外,挖掘机的动荷载还可导致岩土体疏松(赵荒,1996),从而降低岩土强度参数;在饱和土中的施工,挖掘机的动荷载也可能使地基土体的孔隙水应力上升(Hosoi T, 2000)。

综上所述,总结影响建筑机械开挖沟槽稳定性的因素,如表 1-1 所示。

表 1-1 影响建筑机械开挖沟槽稳定性的因素

| 影 响 因 素  |     | 影 响 结 果           |
|----------|-----|-------------------|
| 岩土体的自重荷载 |     | 占支配地位             |
| 开挖行为     |     | 扰动导致岩土强度参数降低      |
|          |     | 导致沟槽形状和深度不断变化     |
|          |     | 导致岩土体中应力及应变状态不断变化 |
| 建筑机械荷载   | 静荷载 | 槽边静荷载             |
|          | 动荷载 | 槽边动荷载             |
|          |     | 扰动导致岩土强度参数降低      |

有关挖掘机静荷载作为槽边静荷载对槽壁稳定性的影响问题,在《建筑工程预防坍塌事故若干规定》(2003)中规定,各类施工机械距基坑(槽)、边坡和

基础桩孔边的距离不得小于 1.5m。然而挖掘机挖土往往在槽边作业，很难满足这一要求。挖掘机开挖沟槽的方式通常有两种，如图 1-2 (a) 与图 1-2 (b) 所示。图 1-2 (a) 是挖掘机在沟槽一侧作业的情况，在开挖过程中随着开挖深度的增大，受挖掘机动臂长度的限制很难保证挖掘机与槽壁的距离大于 1.5m，并且大于 1.5m 的距离限制了挖掘机操作人员的视角。图 1-2 (b) 是挖掘机横跨在沟槽上方的施工方法。两条履带板之间的净间距以 1.8m 居多(参见第三章,图 3-10、3-11)，若沟槽的宽度为 0.8m，则履带板与槽壁的距离为 0.5m，所以该施工方法也很难满足挖掘机与槽壁的距离大于 1.5m 的规定。《给水排水管道工程施工及验收规范》(GB50268-97) 规定在软土沟槽坡顶不宜设置静载或动载；需要设置时，应对土的承载力和边坡的稳定性进行验算。但是未明确如何进行验算。《边坡工程技术规范》(GB50330-2002) 和《现场施工安全防护管理规则》中仅对在槽、坑、沟边的堆载对边坡稳定性的影响进行了相关规定。鉴于以上规定较不明确或在实际工程中缺乏可操作性，使得在挖掘机开挖沟槽过程中时有发生沟槽壁坍塌、挖掘机倾倒的事故。

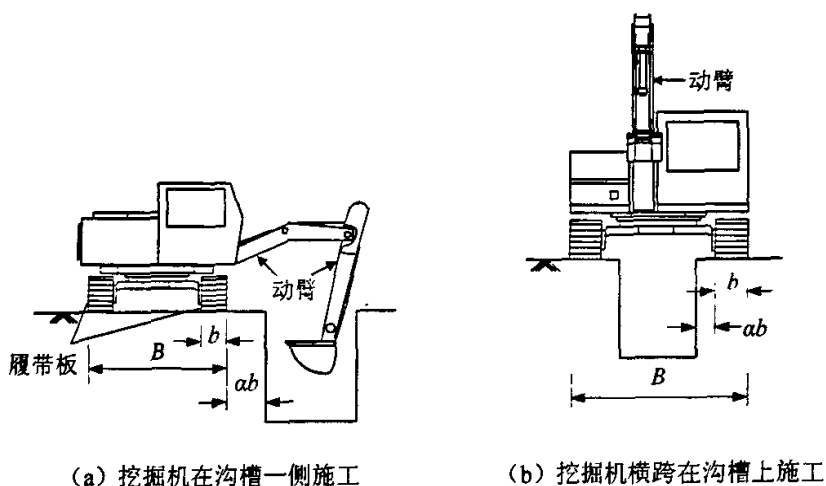


图 1-2 挖掘机开挖沟槽的开挖方式

土工离心模型是一种行之有效的物理模型，它是以相似理论为理论基础，将原型材料按一定比尺制成模型后，置于由离心机生成的离心场中，通过加大土体的体积力，使模型达到与原型相等的应力状态，从而使原型与模型的变形和破坏过程保持良好的相似性，并以此来研究原型的变形和破坏(吴庆勇，2006)。土工离心模型试验已经成为岩土工程最为重要的模型试验手段(李广信，2004)。

有很多学者 (Kusakabe, 1982; Taylor, 1984; 木村孟等, 1988; Toyosawa et al. 1994) 已经开展了利用离心模型试验研究边坡开挖的稳定性及其破坏机理的研究, 但是利用离心模型试验开展建筑机械荷载作用下沟槽开挖的稳定性及破坏机理的研究 (Toyosawa et al. 2005; 房明等, 2007) 尚少。由于在离心场中模拟沟槽开挖的模型试验结果, 是上述影响开挖沟槽稳定性的各因素 (见表 1-1) 同时作用产生的结果, 所以利用离心模型试验技术模拟建筑机械开挖沟槽的过程是十分有效的。

对于岩土承载力或稳定性问题, 传统分析方法主要有三类: 一类是以弹塑性有限元法为代表的数值方法, 即根据应力应变关系、具体问题的初始与边界条件、荷载历史逐步求得问题的解。由于微分方程的复杂性; 岩土本构关系的多样性; 弹塑性区分界线的不确定性等因素导致弹塑性法计算过程比较复杂。另一类是以条分法为代表的极限平衡法, 它是将结构物分成若干条块, 根据力的平衡理论求解。虽然条分法简单易懂, 并在工程中广泛应用, 但是, 由于各条块之间的相互作用力复杂, 从而影响计算结果的准确性; 另外, 平衡微分方程、流动法则也不能在岩土中的每一点得到满足。再一类是滑移线理论。对许多岩土结构物来讲, 有时并不需要知道应力和应变随外荷载如何变化, 只要求出最终达到塑性流动状态 (即开始产生无限制塑性流动) 时所对应的破坏荷载或稳定性程度 (卢廷浩等, 2006)。在这种思想的指导下, Drucker 和 Prager 把静力场和速度场结合起来并提出极值理论, 建立岩土结构物的极限分析方法, W.F.Chen (1975) 为岩土结构物的极限分析理论奠定了基础。如今, 极限分析方法在岩土工程中广泛应用。极限分析法是解决弹塑性体 (或刚塑性体) 处于极限状态的普遍定理, 是运用上限定理和下限定理求解极限荷载的一种分析方法。通过两个定理的分析, 可以近似得到极限荷载值, 而且还可以知道误差的范围 (卢廷浩等, 2006)。

与水平地面承载力问题相比, 边坡附近地基承载力的研究更加困难。因为此时地基承载力同边坡稳定性分析形成不可分割的整体。在岩土工程实践中, 边坡稳定性问题既可作为经典的承载力问题 (日下部治, 1975; 中瀬明男等, 1975; 齐藤邦夫等, 1981; Gemperline, M.C. et al. 1984; 日下部治, 1985; 中島英治等, 1985; 毛戸秀幸等, 1989; 岡原美智夫等, 1990; 前田良刀, 1991) 来处理, 也可以作为边坡稳定性分析问题进行处理。对于同一个问题, 采用不同的设计方法,

可能会存在差异性。由于极限分析方法可以绕过土体复杂的本构关系,获得理论上严格的计算结果,故而借助极限分析方法,便可以避免这种潜在的差异性(De Buhan P et al. 1998)。有许多学者已经利用极限分析上限理论开展了边坡开挖稳定性的研究(Kusakabe, O. 1982; Taylor, R.N. 1984; Toyosowa, Y. et al. 1994)。此外,也有一些学者利用极限分析上限定理对作用在临近边坡浅基础的地基承载力进行了研究(王红雨等, 2005; 王红雨等, 2006; Yamamoto, K. 2006)。而利用极限分析上限定理开展建筑机械荷载对沟槽开挖稳定性影响的研究尚少(Toyosowa, Y. et al. 1994; 房明等, 2007)。

## 1.2 研究内容

本文主要讨论挖掘机等建筑机械在开挖沟槽过程中对沟槽稳定性的影响。本文的研究内容分为三部分:

(1) 论述了土工离心模型试验在岩土工程中的应用。主要从土工离心模型试验的发展概况、原理、误差分析及其存在的问题这三个方面进行论述。

(2) 设计了建筑机械开挖沟槽的离心模型试验。讨论了地基条件、挖掘机荷载条件(荷载大小、挖掘机荷载与槽壁的距离及偏心距)等因素对开挖深度及槽壁破坏机理和形态等的影响。

(3) 利用极限分析上限理论对沟槽进行稳定性分析。首先,基于离心模型试验结果,建立沟槽槽壁许可破坏模式及速度场,利用极限分析上限理论求解开挖深度上限解。其次,根据槽壁破坏特点对开挖深度上限解表达式进行简化,并利用离心模型试验结果对开挖深度简化式进行了验证。由开挖深度简化式可讨论得到槽壁坍塌时滑动土体的宽度表达式。利用该宽度表达式得到的挖掘机荷载影响区划分图,直观地给出挖掘机荷载的影响区和非影响区。

## 2 土工离心模型试验在岩土工程中的应用

### 2.1 概述

在许多工程学科中,常常需要用小尺寸的物理模型去揭示和分析现象的本质和机理,以验证理论和解决工程实际问题,如水利工程中的水力学模型,航空工程中的风洞试验都是行之有效的物理模型,岩土工程也不例外。岩土工程中的小尺寸物理模型试验包括:重力场缩尺模型试验和离心场缩尺模型试验两种。重力场缩尺模型试验由于将土工建筑物或地基及基础缩小  $n$  倍,自重和荷载及应力水平同样也缩小  $n$  倍。由于土并不是线弹性材料,所以重力场缩尺模型中土中的应力水平很低。而在很低的围压下,土的应力、应变、强度性状与常规围压下又有很大不同(李广信, 2004)。由于对土工构筑物进行物理模拟时,首要条件是保证模型的应力水平与原型相同(三笠正人, 1980; 山口柏树, 1980; 足立纪尚, 1992; 包承纲等, 1998), 所以重力场缩尺模型试验一般意义不大。所谓离心场缩尺模型试验就是将土工建筑物或地基与基础尺寸缩小到  $1/n$  制成模型, 并将模型置于特制的离心机中, 使  $1/n$  缩尺的模型在  $ng$  离心加速度的空间进行试验, 如图 2-1 所示。由于惯性力与重力绝对等效, 且高加速度不会改变工程材料的性质。这样在保证原型与模型几何相似的前提下, 可保持它们的力学特性相似, 应力应变相同, 破坏机理相同, 变形相似(李广信, 2004; 濮家骝, 1996)。因此, 离心模拟技术对于以重力为主要荷载的岩土工程问题是十分有效的(包承纲等, 1998)。

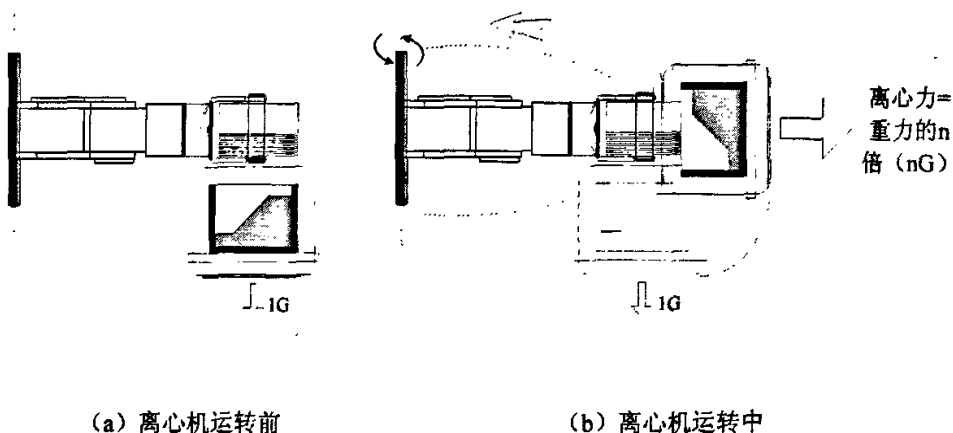


图 2-1 土工离心模型试验的原理示意图

## 2.2 土工离心模型试验的发展简史及趋势

### 2.2.1 土工离心模型试验的发展简史

离心模型试验的设想是法国人菲利普斯 (E. Phillips) 于 1869 年提出的, 他推导了离心模型和原型的相似关系, 并对试验设备作了概括性的描述。他建议用离心机所产生的惯性力来增加模型的重力, 以达到这种相似, 并提出用离心模型试验研究在英吉利海峡跨海大铁桥建设中可能遇到的地基基础问题。不过他的设想当时未能够得到实现。

真正用离心机研究岩土工程问题则始于 20 世纪 30 年代初, 即在美国和前苏联土工离心模型试验这一概念重新被提出, 并开展了试验工作。首次离心模型试验由美国的 P. Bucky 于 1931 年在哥伦比亚大学完成, 他对矿山工程地下巷道顶板完整性进行了分析, 并于 1940 年将离心模型试验引入光测弹性力学。随后, 前苏联学者 Pokrovkii 和 Fiodorov 于 1932 年提出用离心力作为惯性力模拟土工建筑物, 他们在莫斯科水利设计院首次用离心机研究了土工建筑物的稳定, 并且继续发展土工离心模型试验, 在理论上也有相当建树。

60 年代末是土工离心模型试验发展新时期的开始, 日本、英国等国家采用先进的技术建造了专门用于土工模型试验的离心机。1965 年, 日本大阪大学的三笠教授开始用土工离心机研究软土固结问题。随后在日本分别建成多台容量不等的离心机, 开展多种研究工作。在英国, 1969 年 Schofield 在曼彻斯特理工大学设计并建成一台大型土工离心机。随后曼彻斯特大学和剑桥大学分别于 1971、1973 年建成大型土工离心机。70 年代在英国形成了上述三个土工离心模型试验中心, 对北海石油平台的建设起了很大的作用。他们的工作对欧洲和美国产生了重大的影响, 并在一定程度上对世界范围内土工离心模型试验技术的发展起了推动作用。

到了 80 年代, 土工离心模型试验又有进一步发展, 其数量和容量以及技术和应用领域都有了极迅速的发展, 成为岩土力学的新的学科前沿和焦点。仅 80 年代后期就建成容量 100g-t 以上的土工离心机 10 台, 例如在科罗拉多大学建有 400g-t 的大型土工离心机。加州大学 Davis 分校则建有世界上最大的土工离心机之一, 该离心机旋转半径达到 9.14m, 是美国国家离心机。1981 年国际土力学及

基础工程学会成立了离心试验技术委员会，并先后在 1984、1988、1991、1994、1998、2002 及 2006 年组织召开了一系列离心模型试验技术方面的国际会议。土工离心模型试验的作用，正如黄文熙（院士）指出：“土工离心模型试验已成为验证计算方法和解决土工问题的一种强有力手段”，是“土工模型发展的里程碑”。

八十年代我国对土工离心模型试验给予了充分的重视。从 1983 年到现在，我国已建和再建的土工离心机近十台。其中，于 1991 年投入运行的中国水利水电科学研究院和南京水利科学研究院的 450g-t 和 400g-t 的大型离心机的建成，标志着我国离心机的研制已达到世界先进水平。

## 2.2.2 土工离心模型试验的发展趋势

（1）1990 年以来，土工离心机的数量、容量、种类在世界范围内有继续增长的趋势。从 1990 年以来，又建成了一批大容量、多功能的大型土工离心机（包括中国水科院和南京水科院两台），其中美国陆军工程师团水道试验站建置的土工离心机，在加速度为 143g 时最大有效荷重 8t，有效半径 6.5m，总容量为 1144g-t，它的研究领域包括了海岸、岩土、环境、结构、水利等工程和军事领域。中、小型土工离心机向标准化和普及化方向发展。此外，鼓式离心机近年来日益多功能化，预计在未来将有显著发展。

（2）模拟技术、测试仪器和数采系统发展极为迅速。土工离心模型能否再现原型特性，以及能否从试验中取得更多信息和可靠的数据，是土工离心模型试验技术发展和应用的关键。具体表现在以下四个方面：

①土料的模拟。地基土模型可采用原状试样，但小尺寸的原状试样在离心试验中往往不能代表整个地基剖面的物理力学性质，再加上原状样中存在的宏观结构，如结构、裂隙、夹层等在模型中不能按比例缩小，因此另一发展趋势是根据原位测试和室内原状样试验结果，重塑具有代表性的土样（濮家骊，1996；白冰等，2001），但模拟土的结构性及固化胶结效应仍是当前的一大技术难题，其中通过提高固结的温度制备结构性土是其思路之一。如何模拟堆石料是土料模拟中的一大难题，以往采用的准相似级配法，力学指标相似法等方法，有待进一步验证和发展。为了避免砂土模拟中的尺寸效应，仅限制基础尺寸与砂颗粒粒径的比值，对研究剪切带等问题是不够的，可能有必要进一步限制剪切带宽度与砂土

粒径的比值。

②岩土工程施工、运行过程的模拟。岩土工程的性状在很大程度上与施工、运行过程有关,就是由于诸如入桩方式、开挖顺序、分层填筑、受荷水位变化等因素将直接影响土体的应力历史、应力水平和应力路径。所以,施工过程的模拟是提高离心模型试验准确性的关键技术,也是预测施工安全的重要措施之一(濮家骝,1996)。如利用机载机器人在离心机运转过程中将模型桩插入砂中模拟入桩过程,模拟基坑开挖(S.B. Tamrakar et al. 2005)等已经在具体试验中得到了应用,并取得了良好的试验成果。但这些设备大都仅能在低 $g$ 值情况下运行,而且这些设备在使用过程中如何控制其施工精度,最大限度地接近原型的施工过程,而且在施工过程中如何减小和分析科氏加速度的影响,仍是目前有待解决的问题。目前在运行中对单桩和群桩的入桩、地基自动分层开挖、盾构法隧洞施工、砂土抛填等方面都取得了明显的进展,但还缺乏在离心机运行中防渗土料的分层填筑碾压等模拟技术。

③大型岩土工程的土工离心模拟。一些大型工程由于尺寸太大,以致无法在已有离心机上作整体模拟;为此可采用针对具体研究对象选取局部模型;或用一系列小比尺模型试验结果外延;或用几何与加速度比尺不同的模型的方法进行试验。局部模型的边界条件与原型的相似性,以及几何与力学比尺不同的试验的相似理论和等效材料的研制等,正在作进一步的探讨和验证(濮家骝,1996)。

④测试仪器和数采系统。近年来,非接触的激光位移计(精度可达 $2\mu\text{m}$ )可同时量测法向、切向力的土压力传感器和非接触的光纤滑环、无线电地区网络(LANs)已在土工离心模型试验中应用。随着有关技术的进一步发展,测试仪器数采系统将从土工离心模型中获得更多的信息和可靠的数据。

(3)动力土工离心模型试验将继续占有重要地位。地震工程缺少高质量的现场观测资料,同时对一些诸如液化引起的永久变形的机理不甚了解,动力土工离心模型试验提供了一个解决上述问题的可靠途径。该领域的模拟技术已取得了系统的进展,如采用粘滞系数大的液体替代水来解决惯性和固结耦合的时间比尺问题;研制了电液伺服等激振装置,实现了高频率、高加速度和高峰值动力的输入;开发了刚性边壁吸波的模型箱和等效剪切梁式迭环模型箱,减少了模型应力

场、应变场和地震波的失真。这些技术都已综合地应用“液化分析方法的离心实验验证”(VELACS)项目中。该项目于1989年到1993年耗资数百万美元,用美、英七所大学进行不同剖面的振动土工离心模型试验数据,对已有的预测液化的模型和程序进行了检验,算得上是土动力学本构关系验证工作的里程碑。

(4) 环境工程、冻土工程、岩石工程及军事领域离心模型试验将得到广泛应用。在固体废料处理时,要研究污染物在防渗层和非饱和土层迁移转化的规律,而土体中水流、电流、化学物质和热流的迁移是一个相当复杂的各种梯度作用交叉影响的耦合流动问题。在离心机中模拟污染物迁移过程,不仅可显著地缩短时间,模拟由重力引起的热对流、毛细现象等,并能模拟边界可控制的二维、三维问题以及利用改变离心加速度从而改变有效瑞利数 $R_{ae}$ 的方法,进行热和污染物耦合迁移问题机理的研究。目前已进行了一定数量的环境工程离心模型试验。冻土工程离心模型试验目前正在起步,已对冻土蠕变、管道冻胀融沉问题进行了离心试验,并研制了离心机运行中的制冷装置和专用模型箱。针对冻土离心试验存在不同长度比尺和时间比尺耦合问题,其模拟技术尚需开发。考虑到冻土地区占陆地面积的1/5,以及人工地层冻结法加固地基的推广应用,冻土离心模型试验将有广阔的发展前景。岩石工程离心模型试验得到了广泛的应用,国外曾用带有节理的人工等效材料对矿坑支护锚固问题进行了试验,我国近年来对大型岩石工程中的开挖、边坡稳定、倾倒等问题进行了大量离心模型试验,对机理研究、数学模型建立和实际岩石工程项目的论证等发挥了重要作用。同时尚需对岩石工程离心试验的模拟理论和模拟技术作进一步研究。至于土工离心机在军事领域的应用,随着军事预算的减少和迫于现场试验污染环境受到的压力,将有所增加。

展望未来,随着土工离心模型试验设备的迅速发展和普及,模拟技术的提高和应用领域的扩大,必将对岩土工程的理论、分析、工程技术的发展发挥更大的作用。

## 2.3 土工离心模型试验的原理

### 2.3.1 离心模型试验的相似比尺

离心模型试验中的各项参数应与原型有一定的相似关系,才能保证模型反映原型的性状。这种相似关系称为比尺关系。比尺关系,可由控制物理现象的微分

方程或量纲分析推导出来。用模型来模拟原型，就是使模型与原型有相同的力学表现。

如用上标  $p$  表示原型， $m$  表示模型，则模型与原型的力学平衡方程为

$$\text{原型 } \sigma_{ij}^p + \rho^p (g_i^p - \ddot{\xi}_i^p) = 0 \quad (2-1)$$

$$\text{模型 } \sigma_{ij}^m + \rho^m (g_i^m - \ddot{\xi}_i^m) = 0 \quad (2-2)$$

式中， $\sigma_{ij}$  为应力； $\rho$  为单位质量； $g_i$  为场加速度（重力加速度）； $\xi$  为位移。对任一物理变量  $x$ ，（ $x$  可以是  $\sigma$ 、 $\rho$ 、 $g$  及 1 等），定义其模型值与原型值之比为

$$\bar{x} = x^m / x^p \quad (2-3)$$

把式 (2-2) 代入式 (2-1)，得

$$\bar{\sigma} \cdot \sigma_{ij}^p + \bar{\rho} \cdot \rho_i (\bar{g} \cdot \bar{l} \cdot g_i^p - \bar{\xi} \cdot \bar{l} \cdot \bar{l}^{-2} \cdot \ddot{\xi}_i^p) = 0 \quad (2-4)$$

式 (2-4) 是通过模型方程得到的原型方程，如果模型与原型有相同力学表现，或者说要用模型模拟原型的话，式 (2-4) 与式 (2-1) 相同，事实上，式 (2-4) 与式 (2-1) 相同的条件就是模型相似的条件

$$\bar{\sigma} = \bar{\rho} \cdot \bar{g} \cdot \bar{l} \quad (2-5)$$

$$\bar{\sigma} \cdot \bar{l}^{-2} = \bar{\rho} \cdot \bar{\xi} \cdot \bar{l} \quad (2-6)$$

对于线弹性问题来说，只要合理设计模型，使其满足式 (2-5) 和 (2-6) 的条件，就可以实现用模型模拟原型的目的，并无特别的限制条件。而在岩土工程中，土的力学特性呈弹塑性和非线性，且取决于应力水平，即不同的应力水平条件下土体的力学特性不同（李广信，2004）。因此，满足  $\bar{\sigma} = 1$ ，即模型应力水平与原型应力水平相等，是岩土力学模型试验的基本要求，也是离心模型试验方法的特点。

式 (2-5) 中，如果选用原状土制模，即可实现  $\bar{\rho} = 1$ ，再选取如下的条件

$$\bar{g} \cdot \bar{l} = 1 \quad (2-7)$$

即可实现  $\bar{\sigma} = 1$  的目标。在离心模型试验中我们可以这样选择试验条件：

$\bar{g} = n$ ； $\bar{l} = 1/n$ ， $n$  为模型比尺，即把模型的几何尺寸缩小到原型的  $1/n$ ，把模型的场加速度（离心加速度）增大到重力加速度（ $1g=9.81\text{m/s}^2$ ）的  $n$  倍，就可得到

$\bar{\sigma} = 1$ ，也就确保了模型的每一点应力与原型相同，从而实现用模型表现原型的目的。

多年来，一些学者如 Bucky (1931)、Pokrovskii (1934)、Hubert (1937)、Schofield (1976) 及 Ovesen (1979) 等都曾反复讨论了离心模拟原理。Schofield 对土工离心模型试验中所遵循的两个最重要的原理作了简要的概括：

(1) 为了在小比例模型中相应点产生与原型相同的应力，模型重量必须以模型尺寸对原型减小的比例增加。

(2) 由于原型所有应力在模型上确切再现，模型比原型小  $n$  倍，因此水力坡降为原型的  $n$  倍，加之渗透路径缩短  $n$  倍，所以模型中渗透过程发生的相对速率为原型的  $n^2$  倍。

表 2-1 离心模型试验中常见参数的比尺关系

| 内<br>容<br>分<br>类 | 物 理 量     | 量 纲             | 模<br>型<br>与<br>原<br>型<br>的<br>比<br>尺<br>关<br>系 | 内<br>容<br>分<br>类 | 物 理 量     | 量 纲             | 模<br>型<br>与<br>原<br>型<br>的<br>比<br>尺<br>关<br>系 |
|------------------|-----------|-----------------|------------------------------------------------|------------------|-----------|-----------------|------------------------------------------------|
| 几<br>何<br>量      | 长 度       | L               | 1: $n$                                         | 外<br>部<br>条<br>件 | 速 度       | $LT^{-1}$       | 1: 1                                           |
|                  | 面 积       | $L^2$           | 1: $n^2$                                       |                  | 加 速 度     | $LT^{-2}$       | $n: 1$                                         |
|                  | 体 积       | $L^3$           | 1: $n^3$                                       |                  | 集 中 力     | $MLT^{-2}$      | 1: $n^2$                                       |
| 材<br>料<br>性<br>质 | 含 水 量     |                 | 1: 1                                           |                  | 均 布 荷 载   | $ML^{-1}T^{-2}$ | 1: 1                                           |
|                  | 密 度       | $ML^{-3}$       | 1: 1                                           |                  | 能 量、力 矩   | $ML^2T^{-2}$    | 1: $n^3$                                       |
|                  | 容 重       | $ML^{-2}T^{-2}$ | $n: 1$                                         |                  | 频 率       | $T^{-1}$        | $n: 1$                                         |
|                  | 不排水强度、粘聚力 | $ML^{-1}T^{-2}$ | 1: 1                                           | 性<br>状<br>反<br>应 | 应 力       | $ML^{-1}T^{-2}$ | 1: 1                                           |
|                  | 内摩擦角      |                 | 1: 1                                           |                  | 应 变       |                 | 1: 1                                           |
|                  | 变形系数      | $ML^{-1}T^{-2}$ | 1: 1                                           |                  | 位 移       | L               | 1: $n$                                         |
|                  | 抗弯刚度      | $ML^3T^{-2}$    | 1: $n^4$                                       |                  | 时 间:      | T               | 1: $n$<br>1: $n^2$<br>1: 1                     |
|                  | 抗压刚度      | $MLT^{-2}$      | 1: $n^2$                                       |                  | 惯性 (动态过程) |                 |                                                |
|                  | 渗透系数      | $LT^{-1}$       | $n: 1$                                         |                  | 渗流、固结或扩散  |                 |                                                |
|                  | 质 量       | M               | 1: $n^3$                                       |                  | 蠕变、粘滞流    |                 |                                                |

Fuglsang 和 Ovesen (1988) 根据土工离心模型试验的需要, 已总结了若干工程问题中常见参数的比尺关系, 见表 2-1。该表基于模型采用与原型相同的材料, 模型长度为原型长度的  $1/n$  和模型承受放大  $n$  倍的加速度作用。

土工离心模型试验中, 颗粒尺寸不满足相似关系, 会导致尺寸效应产生的误差。但对于粘土或砂土, 一般在分析中可按连续体考虑, 颗粒尺寸影响不大。相反, 对于不能按连续体对待的情况, 例如砂砾在水中沉积等课题, 则会带来一定的误差。

### 2.3.2 离心模型试验技术的有效性

在岩土工程研究中, 与重力场模型试验相比离心模型试验具有更好的适用性和有效性。边坡稳定和土压力是土力学的经典问题, 本节将通过重力场缩尺模型、离心场缩尺模型分别与原型进行比较, 来论述离心模型试验技术在边坡稳定及土压力这两个问题上的有效性。

#### (1) 土压力问题

图 2-2 为挡土墙后水平填土原型及其缩尺模型的静止土压力示意图, 其中图 2-2 (a) 为墙后填土原型, 图 2-2 (b) 及 (c) 为  $1g$  ( $g$  为重力加速度) 重力场下的缩尺模型及  $ng$  离心场下的缩尺模型。

在挡土墙后水平填土表面以下, 任意深度  $z$  处取一微小单元体。作用在此微元体上的竖向力为土的自重压力  $\gamma z$ , 该处的水平向作用力即为静止土压力, 其表达式为

$$p = K_0 \gamma z \quad (2-8)$$

式中,  $p$  为静止土压力, kPa;  $K_0$  为静止土压力系数;  $\gamma$  为填土的重度,  $\text{kN/m}^3$ ;  $z$  为计算点深度, m。如用上标  $p$  表示原型,  $m$  表示重力场缩尺模型,  $cm$  表示离心场缩尺模型, 则原型、重力场缩尺模型及离心场缩尺模型的静止土压力表达式分别为

#### ① 原型的静止土压力

由式 (2-8), 可得

$$p_p = K_0 \gamma_p z_p \quad (2-9)$$

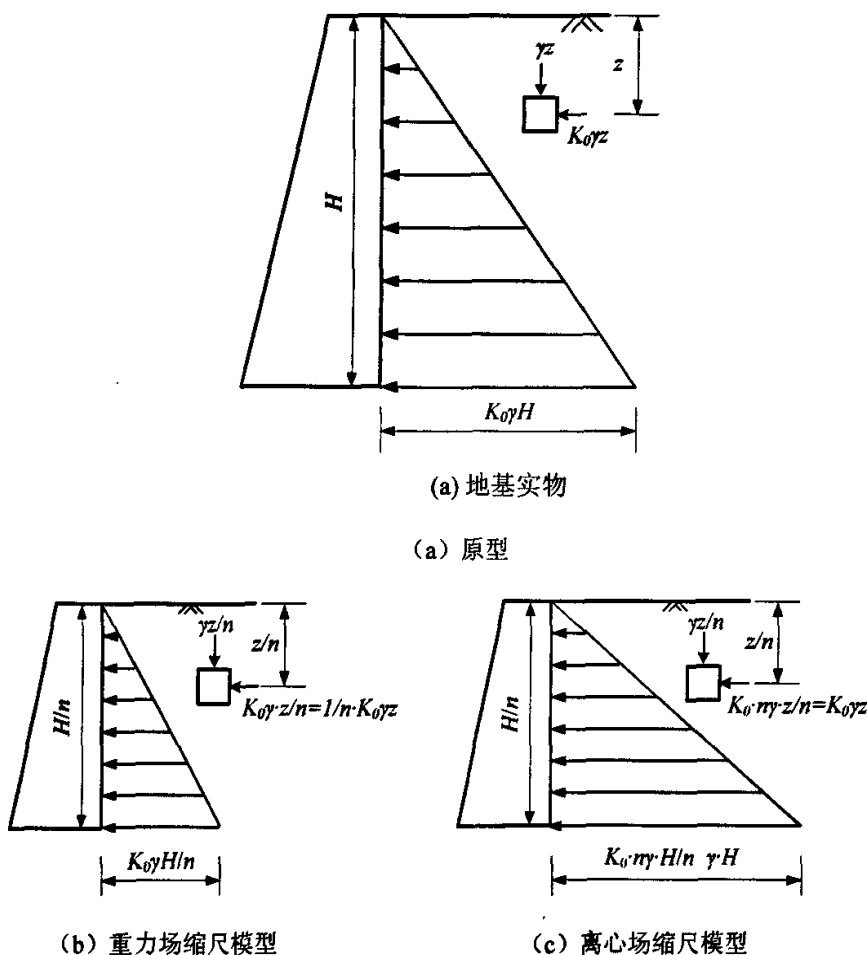


图 2-2 挡土墙原型及其缩尺模型的土压力比较示意图

## ② 重力场缩尺模型的静止土压力

由于该模型相对原型缩小了  $n$  倍, 所以  $z_m = z_p/n$ ; 且该模型所用的填土材料与原型相同, 因而填土的重度不变, 即  $\gamma_m = \gamma_p$ 。将  $z_m$  及  $\gamma_m$  代入式 (2-8) 得重力场缩尺模型的静止土压力为

$$p_m = K_0 \gamma_m z_m = K \gamma_p \frac{z_p}{n} = \frac{1}{n} p_p \quad (2-10)$$

## ③ 离心场缩尺模型的静止土压力

由于该模型相对原型缩小了  $n$  倍, 即相似比尺为  $n$ , 由表 2-1 可知

$$z_{cm} = z_p/n; \quad \gamma_{cm} = n\gamma_p。$$

将  $z_{cm}$  及  $\gamma_{cm}$  代入式 (2-8) 求得静止土压力为:

$$p_{cm} = K_0 \gamma_{cm} z_{cm} = K_0 \cdot m \gamma_p \cdot \frac{z_p}{n} = p_p \quad (2-11)$$

从式 (2-10) 及式 (2-11) 可知, 模型缩小  $1/n$  后, 重力场缩尺模型的土压力为原型土压力的  $1/n$ , 即该模型不能反映原型的受力状态; 而离心场缩尺模型由于承受  $ng$  离心加速度作用, 即使模型缩小  $1/n$ , 模型的土压力与原型相等, 即原型的应力能够在离心场缩尺模型上确切再现 (木村孟等, 1988)。

## (2) 边坡稳定问题

图 2-3 为边坡原型及其缩尺模型的静止土压力示意图, 其中图 2-3 (a) 为边坡原型, 图 2-3 (b) 及 (c) 为  $1g$  ( $g$  为重力加速度) 重力场下的缩尺模型及  $ng$  离心场下的缩尺模型。

土坡稳定分析采用圆弧法。如图 2-3 所示, 将滑动土体竖向分条, 分条时各条的宽度  $b$  相同。每一土条的自重  $W_i$  为

$$W_i = \gamma b h_i \quad (2-12)$$

式中,  $b$  为土条的宽度;  $h_i$  为土条的平均高度。

将土条的自重  $W_i$  分解为作用在滑动面  $AB$  上的两个分力 (忽略条块之间的作用力)。

法向分力为

$$N_i = W_i \cos \alpha_i$$

切向分力为

$$T_i = W_i \sin \alpha_i$$

式中,  $\alpha_i$  为法向分力  $N_i$  与垂线之间的夹角, 如图 2-3 所示。

滑动力矩为

$$M_T = T_1 R + T_2 R + \dots$$

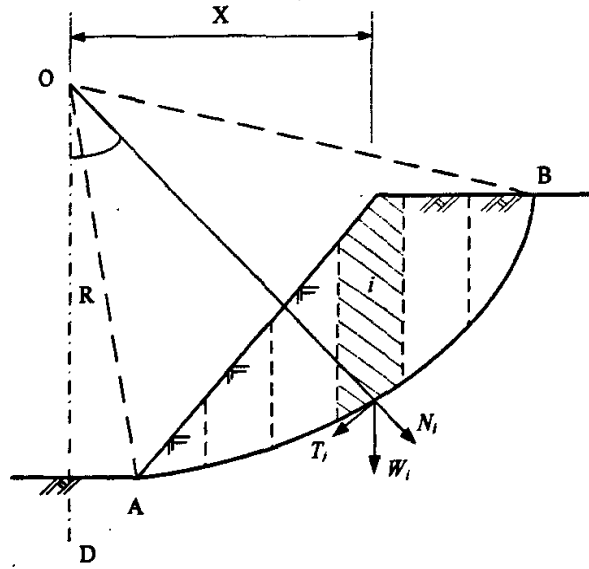
$$= R \sum_{i=1}^m W_i \cos \alpha_i$$

抗滑力矩为

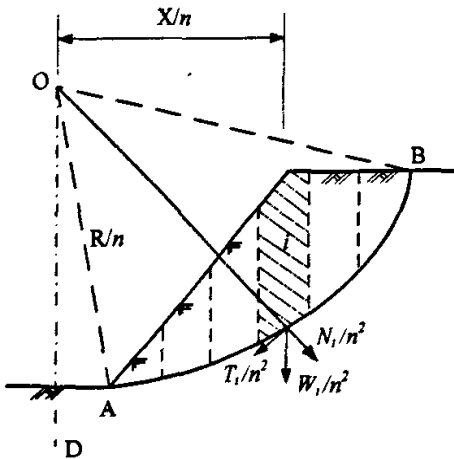
$$M_R = N_1 \tan \phi R + N_2 \tan \phi R + \cdots + c l_1 R + c l_2 R + \cdots$$

$$= R \tan \phi \sum_{i=1}^n W_i \cos \alpha_i + R c L$$

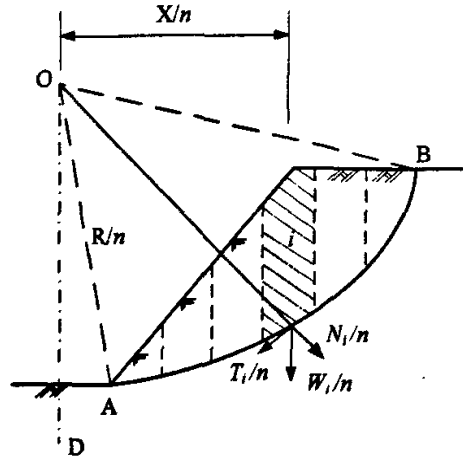
式中,  $l_i$  为第  $i$  个土条的滑弧长度;  $L$  为圆弧 AB 的总长度。



(a) 原型



(b) 重力场缩尺模型



(c) 离心场缩尺模型

图 2-3 边坡原型及其缩尺模型的稳定安全系数比较示意图

土坡稳定安全系数表达式为

$$\begin{aligned}
 F &= M_R / M_T \\
 &= \frac{R \tan \phi \sum_{i=1}^m W_i \cos \alpha_i + RcL}{R \sum_{i=1}^m W_i \sin \alpha_i} \\
 &= \frac{R \tan \phi \sum_{i=1}^m W_i \cos \alpha_i}{R \sum_{i=1}^m W_i \sin \alpha_i} + \frac{RcL}{R \sum_{i=1}^m W_i \sin \alpha_i} \quad (2-13)
 \end{aligned}$$

理想条件下, 把土坡作为一个整体 (令  $m=1$ ), 即计算简单土坡稳定安全系数, 由式 (2-13), 可得

$$\begin{aligned}
 F &= \frac{R \tan \phi W \cos \alpha}{RW \sin \alpha} + \frac{RcL}{RW \sin \alpha} \\
 &= \tan \phi \frac{\sqrt{R^2 - x^2}}{x} + \frac{RcL}{Wx} \quad (2-14)
 \end{aligned}$$

如用上标 p 表示原型, m 表示重力场缩尺模型, cm 表示离心场缩尺模型, 则原型、重力场缩尺模型及离心场缩尺模型的稳定安全系数表达式分别为

### ① 原型的稳定安全系数

由式 (2-14), 可得

$$F_p = \tan \phi \frac{\sqrt{R_p^2 - x_p^2}}{x_p} + \frac{R_p c L_p}{W_p x_p} \quad (2-15)$$

### ② 重力场缩尺模型的稳定安全系数

由于该模型相对原型缩小了  $n$  倍, 所以  $b_m = b_p / n$ ,  $h_m = h_p / n$ ; 且该模型所用的土与原型相同, 因而土的重度相等, 即  $\gamma_m = \gamma_p$ 。

将以上各值代入式 (2-12), 得

$$W_m = W_p / n^2$$

由于模型缩尺  $1/n$ , 故

$$R_m = R_p / n; \quad x_m = x_p / n; \quad L_m = L_p / n$$

将  $W_m$ 、 $R_m$ 、 $x_m$  及  $L_m$  代入式 (2-14), 可得重力场缩尺模型的稳定安全系

数为

$$\begin{aligned}
 F_m &= \tan \phi \frac{\sqrt{R_m^2 - x_m^2}}{x_m} + \frac{R_m c L_m}{W_m x_m} \\
 &= \tan \phi \frac{\sqrt{R_p^2 - x_p^2}}{x_p} + n \frac{R_p c L_p}{W_p x_p} \\
 &= F_p + (n-1)F_p(\phi=0)
 \end{aligned} \tag{2-16}$$

式中,  $F_p(\phi=0)$  为  $\phi=0$  时原型的稳定安全系数。

通常  $n=50\sim 200$ , 由式 (2-16) 可知, 重力场模型的稳定安全系数与原型的稳定安全系数偏差较大, 已不能真实地反映原型的安全状态。

### ③ 离心场缩尺模型的稳定安全系数

由于该模型相对原型缩小了  $n$  倍, 即相似比尺为  $n$ , 由表 2-1 可知

$$\gamma_{cm} = n\gamma_p; \quad b_{cm} = b_p/n; \quad h_{cm} = h_p/n$$

将以上各值代入式 (2-12), 得

$$W_{cm} = W_p/n$$

由表 2-1 可知,

$$R_{cm} = R_p/n; \quad x_{cm} = x_p/n; \quad L_{cm} = L_p/n$$

将  $W_{cm}$ 、 $R_{cm}$ 、 $x_{cm}$  及  $L_{cm}$  代入式 (2-14), 可得离心力场缩尺模型的稳定安全系数为

$$\begin{aligned}
 F_{cm} &= \tan \phi \frac{\sqrt{R_{cm}^2 - x_{cm}^2}}{x_{cm}} + \frac{R_{cm} c L_{cm}}{W_{cm} x_{cm}} \\
 &= \tan \phi \frac{\sqrt{R_p^2 - x_p^2}}{x_p} + \frac{R_p c L_p}{W_p x_p} \\
 &= F_p
 \end{aligned} \tag{2-17}$$

由式 (2-17) 可知, 离心场模型的稳定安全系数与原型相等, 能够真实地反映原型的安全状态 (高田直俊等, 1987)。

综上所述, 离心模型试验技术是通过施加在模型上的离心惯性力将模型的重度加大从而使模型的力学表现与原型一致的, 即离心场缩尺模型满

足了重力相似条件，而重力场缩尺模型却不能满足此条件。这也就是离心场缩尺模型与重力场缩尺模型的本质区别。因此，离心模型试验技术对于以重力为主要荷载的岩土工程问题更有效性。

## 2.4 离心模型试验的误差分析及存在的问题

离心模型试验装置能够根据研究者的要求再现地层的重力场，越来越广泛地运用于岩土力学和岩土工程领域，它在促进岩土力学基础理论研究的发展、提高岩土工程的设计和施工水平上发挥着重要的作用，作为一种新型的试验手段显示了强大的生命力。但是目前离心机的旋转半径只有几米，离心模型试验中离心力远不及地层的重力那样分布均匀，在用离心模型试验模拟地层中因重力产生的现象时，离心模型试验结果必然有误差，从而影响结果的可靠性（陈丛新，1994）。但是只要处理得当，能将误差减小到较小程度，并将其控制在可以接受的范围内，以满足科研实践的要求。

### 2.4.1 离心力引起的误差

离心模型试验借助于离心惯性力与重力等效的原理来实现模型应力水平与原型应力水平一致，但是离心力场与重力场还是有区别的，从而导致了离心模型试验的近似性。现以常见的转臂在水平面上旋转所形成的离心力场为例来进行分析。当离心机以角速度  $\omega$  旋转时，旋转半径  $r$  处的质点  $m$  将受到离心力与重力的联合作用。设其合力为  $\vec{F}$ ，则

$$\vec{F} = m\vec{a} \quad (2-18)$$

式中， $\vec{a}$  为合加速度，其值为

$$\vec{a} = \sqrt{(\omega^2 r)^2 + g^2} \quad (2-19)$$

合力的方向为

$$\tan \alpha = g / \omega^2 r \quad (2-20)$$

式中， $g$  为重力加速度； $\alpha$  为加速度  $\vec{a}$  与水平面的夹角。

由式（2-19）可知，若  $\omega$  和  $r$  较大， $\alpha$  可以近似表达为下式而不会有显著的误差。

$$a \approx \omega^2 r \quad (2-21)$$

由此可见，离心力场中的加速度不是一个常数，它随旋转半径  $r$  的增大而增大，其方向径向向外，与原型重力场不一致。当模型的高度为  $H$  时，模型顶面与底面的加速度相差  $\omega^2 H$ 。因此，若保持模型底面的应力与原型一致，则顶部的应力就小于原型的应力；相反，若保持顶面的应力与原型一致，则底面就会有较大的应力误差。模型与原型之间的误差随离心机旋转半径  $r$  的增大而减小。Avgherinos 和 Schofield 指出，若模型高度  $H < 0.1r$ ，则其加速度误差  $< 5\%$ ，应力误差  $< 2\%$ 。根据饶锡保（1989）的分析，若令模型高  $2/3$  处的应力与原型一致，如图 2-4 所示，则模型中的应力误差达到最小。此时，顶面至  $2/3H$  内模型应力小于原型应力，而  $2/3H$  至  $H$  内则正好相反，它们之间的误差均为：

$$E_r = \frac{1}{2 \left[ \frac{3r}{H} - 1 \right]} \quad (2-22)$$

由式 (2-22) 可知，若欲使  $E_r$  小于  $5\%$ ，则对于旋转半径  $r$  为  $3\text{m}$  的离心机，模型的最大高度不宜超过  $80\text{cm}$ 。

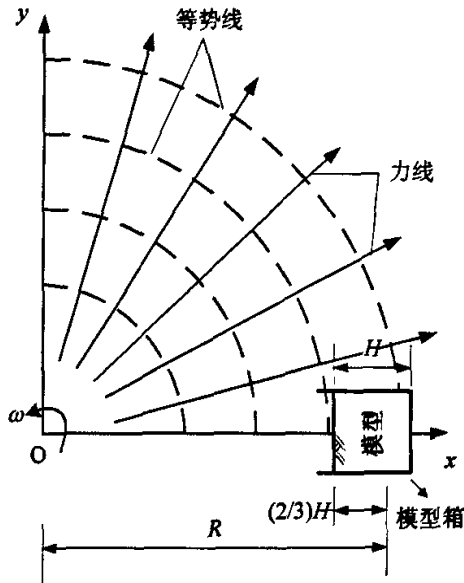


图 2-4 离心场中力线与等势线分布图

包承刚（1991）研究表明，离心机的离心力场还可以用力线与等势线来表示。

如图 2-4、2-5 所示, 离心场中的等势线为同心圆簇。表明离心力场与重力场的区别不仅在于大小上是变化的, 而且其方向是径向的。即模型上不同位置所受的加速度不相同, 从而会引起一定的误差。但这种误差, 对于某一离心机来说, 属系统误差。

陈丛新(1994)的研究表明: 离心模型试验中离心力在模型中分布是不均匀的, 这会给试验结果带来误差, 但误差的传递是收敛的。把离心力的误差限制在合理范围内时, 离心加速度设定在模型重心处也是可行的。

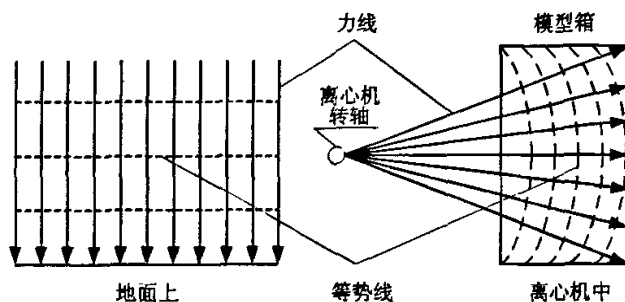


图 2-5 离心机中和地面上物体的力线和等势线图

#### 2.4.2 离心机启动和制动误差

离心机启动与制动时的加速和减速会引起切向加速度的变化, 对试验结果会有一定的影响。若模型加荷过快, 地基抵抗变形的能力来不及充分发挥, 则会产生过大的剪切变形; 反之, 快速减荷时, 离心机受到惯性力的作用, 对边坡的稳定会产生不利的影响。然而, 若启动或制动时间过长, 则会导致模型受力状态与原型受力状态之间较大的差异, 同样会引起试验结果的误差。研究资料表明当  $\tau/ng \leq 0.01$  时, 这种加速或减速对试验结果的影响不大, 其中  $\tau$  为水平切向力(唐志成, 1992)。所以, 应根据试验研究的不同目的选择合适的启动速度。

#### 2.4.3 边界效应问题

离心模型试验中, 必须把模型置于模型箱中, 而由于模型箱侧壁对模型的摩擦力的影响, 必然会引起边界受力条件或变形条件的改变, 若这种作用影响到试验结果, 则模型的性状就不能真实反映原型的性状(徐光明等, 1996)。模型箱内的结构物距边界多远的距离才能有效避免这种边界效应为许多学者所关心, 他

们也针对这一问题提出了一些解决办法。如对于地基承载力试验的基础底板，一般要求其宽度不超过模型箱最小边长的  $1/5$ 。对于平面应变问题，应保证模型箱有足够的宽度。Malushitsky (1975) 曾研究了模型箱宽度对土体破坏滑动面的影响。他通过观测沿破坏后模型土体一半高度处的水平截面图发现，在距侧壁  $8\text{cm}\sim 12\text{cm}$  范围内，由于摩阻力的存在，滑动面带有明显的弯曲，只有中间部分土体的位移达到最大且大小相同，符合平面应变条件。Santamarina 和 Goodings (1989) 在加筋土挡墙的模型试验研究中发现，模型破坏时的加速度明显地受到其高宽比的影响。模型愈宽，破坏时的加速度愈小，说明受边壁摩擦的作用愈小。试验还表明，通过在模型箱内壁涂以硅脂并贴一层塑料膜的方法可在一定程度减小侧壁摩阻力的影响，但效果仍不令人满意，所以试验结果仍需作必要的修正。Ovesen (1979) 指出，当模型箱内径约等于 5 倍的基础直径时，侧壁摩阻力的影响将使承载力比预计值高出  $10\%\sim 20\%$ ，此时， $B_b/b=1.84$  ( $B_b$  为基础边界与模型箱内壁的距离)。当  $B_b/b>2.82$  时，可忽略边界效应。徐光明等 (1996) 也用粗砂作为模型土料作了重复试验，得出与 Ovesen 类似的结论，即当  $B_b/b>3.0$  时，模型箱的约束作用才不明显。当模型中结构物与侧壁相对较近时，模型箱的约束会明显影响到模型的性状；要避免边界效应，模型箱中结构物与侧壁间必须保持一定的相对距离。

#### 2.4.4 粒径效应问题

在分析计算中，土中的原型结构物尺寸  $B$  比土的粒径  $d_m$  大的多，土体的特性满足连续性和均匀性假设，但在模型试验时，一般采用原型土料制模，并与原型土体保持相同状态，而在缩尺后的模型中结构物尺寸  $b$  仅为原型的  $1/n$  ( $n$  为模型比尺)，这样当原型土料为粗粒土时， $b$  相对于  $d_m$  就很有有限，此时土体颗粒的不均匀性和不连续性就可能明显的暴露出来，模型试验的结果就可能存在所谓的粒径效应 (grain-size effects) (徐光明，1996)。

在模型中粗粒土采用多大的粒径为宜，取决于试验模型大小和置入粗粒土中的结构物的尺寸。Fuglsang 和 Ovesen (1988) 的研究表明，对于直径为  $1\text{m}$  的基础底板，当土料平均粒径小于  $28\text{mm}$ ，即底板尺寸与土粒平均粒径比值大于 35 时，颗粒大小的尺寸效应可以忽略，但当该比值小于 15 时，则有明显的尺寸效应。对于条形基础及矩形基础，这一界限值分别在  $25\sim 75$  及  $25\sim 50$  之间。多贺谷

宏三等(1988)也认为,为了消除尺寸效应,对于浅基础和桩基础模型试验中的基础尺寸与最大粒径之比应大于40。徐光明等(1996)认为:当 $b/d_m \geq 23$ 时,结构物与土体相接触的面上有足够数量的土粒,土颗粒的不均匀性和不连续性不很明显,土体性状与原型一样,故无粒径效应;反之,土颗粒的不均匀性和不连续性会影响到模型中土体的性状,使试验结果偏离正常值。杨俊杰等(2007)在一系列砂土地基上条形基础地基承载力的离心模型试验中,使模型基础宽度与地基材料平均粒径的比值在较大范围内变化,即最大比值为最小比值的5倍,且其变化范围的上限达291。基于试验结果导入评价粒径效应对试验结果影响程度的指标,定量地讨论了离心模型试验中的粒径效应问题。另外一些研究者也给出了相近的界限范围(NgCWW等,1999;白冰等,2001)。这一要求对于一般的模型试验可以满足,即可用原型土样制备模型。然而,对于坝壳堆石材料等粗粒料的模拟则必须按照几何相似的准则进行缩尺制备,如保持模型土料与原型土料有相似的级配。然而缩尺制备必然会带来模型土料与原型土料在物理及力学性质上的明显差异并导致模型与原型在力学机理上的差异。所以,既保证两者在性质上不会有明显的差异,又能避免粒径效应是模型制备时值得重视的研究课题。

#### 2.4.5 开挖试验中的相似比尺问题

由2.4.1节可知,离心力场中的加速度 $a$ 可近似表达为

$$a \approx \omega^2 r$$

由此可知,离心力场中的加速度不是一个常数,它随有效半径 $r$ 的增大而增大。当模型的高度为 $H$ 时,模型顶面与底面的加速度相差 $\omega^2 H$ 。因此,若保持模型底面的应力与原型一致,则顶部的应力就小于原型的应力;相反,若保持顶面的应力与原型一致,则底面就会有较大的应力误差。根据饶锡保(1989)的分析,若令模型高 $2/3$ 处的应力与原型一致,则模型中的应力误差达到最小。此时,顶面至 $2/3H$ 内模型应力小于原型应力,而 $2/3H$ 至 $H$ 内则正好相反,如图2-6所示。

在用离心场模拟开挖过程的模型试验中,由于开挖行为是动态的,所以,在开挖的不同时刻,开挖深度所处的位置是不同的。因而在开挖的不同时刻,无论取开挖位置处或是模型底面的应力与原型一致,旋转半径均是在不断变化的,从

而相似比尺也不断地变化。在以往的研究中均是根据离心试验结果所得的最大开挖深度与相似比尺的乘积作为换算开挖深度（实际开挖深度）的。由于相似比尺取单一值而没有根据不同的开挖位置所对应的旋转半径不同而进行取值，这样势必会造成误差。为了分析此误差，绘制开挖过程中不同时刻所对应的开挖位置图，如图 2-7 所示。

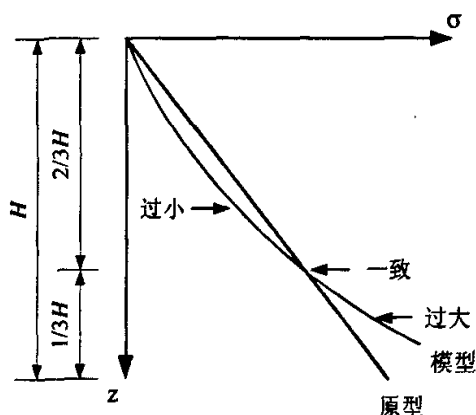


图 2-6 原型与模型的应力差别图

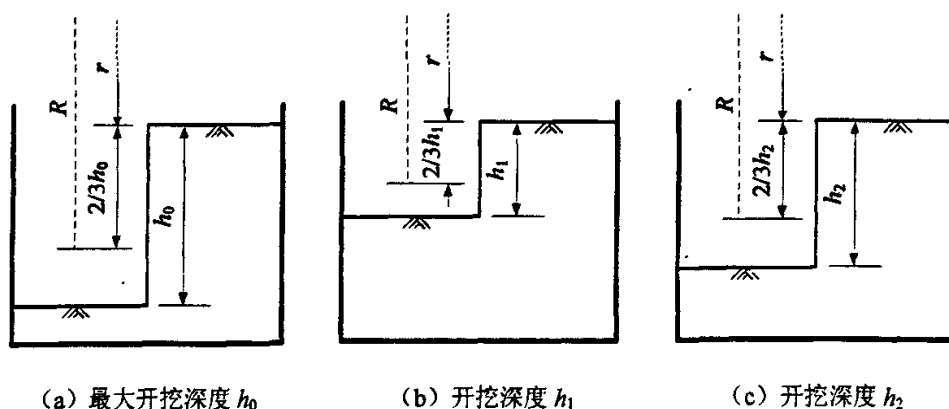


图 2-7 离心场模型开挖位置图

图 2-7 (a) 表示最大开挖深度  $h_0$  所对应的开挖位置及旋转半径，图 2-7 (b)、(c) 分别表示开挖深度为  $h_1$ 、 $h_2$  时的开挖位置及旋转半径，且  $h_1 < h_2$ ，并分别取  $2/3$  开挖深度位置处的应力与原型一致。分别计算不同开挖深度  $h_1$ 、 $h_2$  处的相似比尺及换算开挖深度的误差率，如表 2-2 所示。

从表 2-2 可知，若将相似比尺均取为  $n_0$ ，则换算开挖深度将产生误差。开挖深度越小，换算开挖深度的误差率越大。若取离心机的有效半径  $r = 2.5\text{m}$ ，最大

开挖深度  $h_0=100\text{mm}$ , 则  $h_1=25\text{mm}$  及  $h_2=75\text{mm}$  处的换算开挖深度误差率分别为 1.95%、0.65%。为了减小此误差, 相似比尺应根据不同的开挖深度进行取值。

表 2-2 开挖试验中的相似比尺

| 序<br>列 | 开 挖 深 度                         | $h_0$                                                                             | $h_1$                                                                             | $h_2$                                                                             |
|--------|---------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|
| 1      | 离心加速度                           | $a_0 = \left(r + \frac{2h_0}{3}\right) \times \omega^2$                           | $a_1 = \left(r + \frac{2h_1}{3}\right) \times \omega^2$                           | $a_2 = \left(r + \frac{2h_2}{3}\right) \times \omega^2$                           |
| 2      | 相 似 比 尺                         | $n_0 = \frac{a_0}{g} = \frac{\left(r + \frac{2h_0}{3}\right) \times \omega^2}{g}$ | $n_1 = \frac{a_1}{g} = \frac{\left(r + \frac{2h_1}{3}\right) \times \omega^2}{g}$ | $n_2 = \frac{a_2}{g} = \frac{\left(r + \frac{2h_2}{3}\right) \times \omega^2}{g}$ |
| 3      | 换算开挖深度<br>( $n$ 为常量)            | $n_0 h_0$                                                                         | $n_0 h_1$                                                                         | $n_0 h_2$                                                                         |
| 4      | 换算开挖深度<br>( $n$ 为变量)            | $n_0 h_0$                                                                         | $n_1 h_1$                                                                         | $n_2 h_2$                                                                         |
| 5      | 3 项与 4 项的差值                     | 0                                                                                 | $\frac{2(h_0 - h_1)\omega^2}{3g} h_1$                                             | $\frac{2(h_0 - h_2)\omega^2}{3g} h_2$                                             |
| 6      | 换算开挖深度的<br>误差<br>(5 项与 3 项的百分比) | 0                                                                                 | $\frac{2(h_0 - h_1)}{(3r + 2h_0)}$                                                | $\frac{2(h_0 - h_2)}{(3r + 2h_0)}$                                                |

### 3 建筑机械开挖沟槽的离心模型试验

#### 3.1 概述

本章首先根据挖掘机荷载的特点将挖掘机荷载简化为条形荷载。通过在离心场中模拟沟槽开挖过程的模型试验,讨论了地基条件、挖掘机荷载条件(荷载大小、挖掘机荷载与槽壁的距离及偏心距)等因素对开挖深度及槽壁破坏机理和形态的影响。

#### 3.2 土工离心模型试验设备

##### 3.2.1 土工离心机

本试验使用的土工离心机(NIIS Mark-II)是日本独立行政法人产业安全研究所的第二代装置,如图3-1及3-2所示,其主要参数见表3-1。该土工离心机两侧的吊篮一侧用于静态的离心模型试验,另一侧用于动态的离心模型试验。

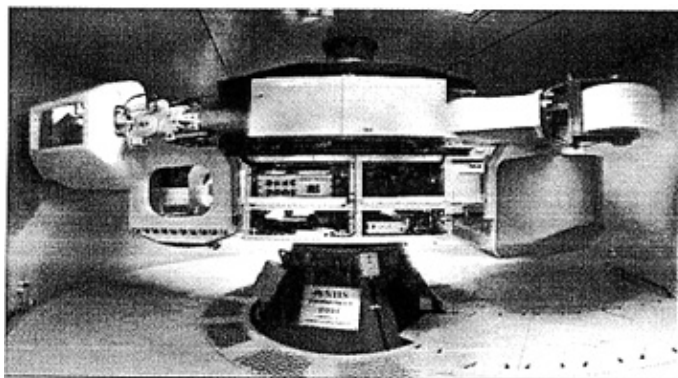


图 3-1 日本独立法人产业安全研究所土工离心机(NIIS Mark-II)

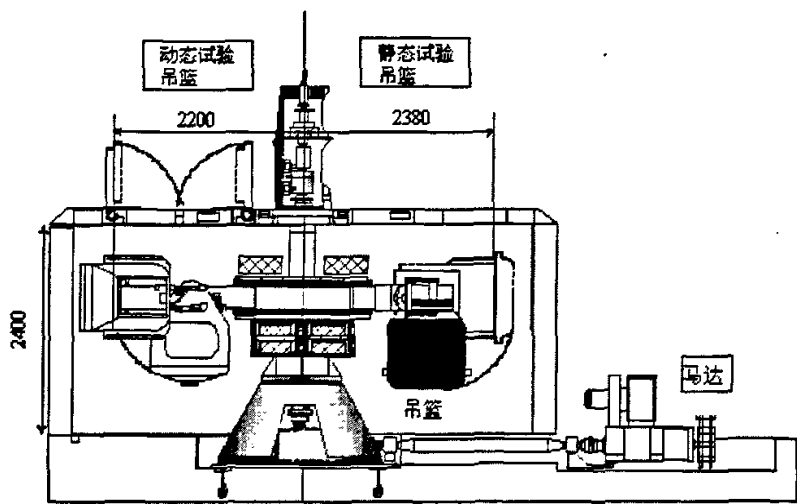


图3-2 日本独立法人产业安全研究所土工离心机示意图(NIIS Mark-II)

表 3-1 NIIS Mark- II 离心机的主要参数

| 参 数                           |        | 数 值   |
|-------------------------------|--------|-------|
| 有效半径<br>/m                    | 动 侧    | 2.20  |
|                               | 静 侧    | 2.38  |
| 搭载质量<br>/kg                   | 动 侧    | 1000  |
|                               | 静 侧    | 500   |
| 搭载容量<br>/G-ton                | 动 侧    | 50    |
|                               | 静 侧    | 50    |
| 最大离心加速度<br>/kN/m <sup>3</sup> | 动 侧    | 50·g  |
|                               | 静 侧    | 100·g |
| 主电机                           | 功率 /kW | 90    |
|                               | 电压 /V  | 440   |

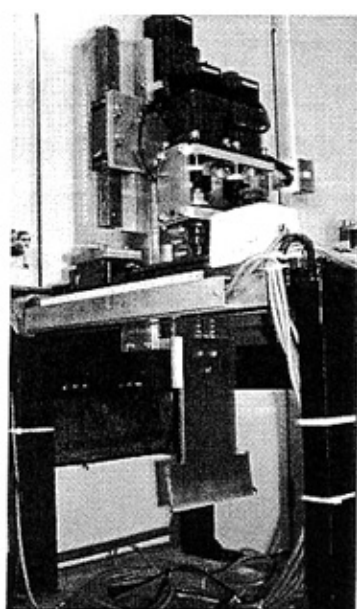
3.2.2 开挖装置及其他设备

(1) 开挖装置

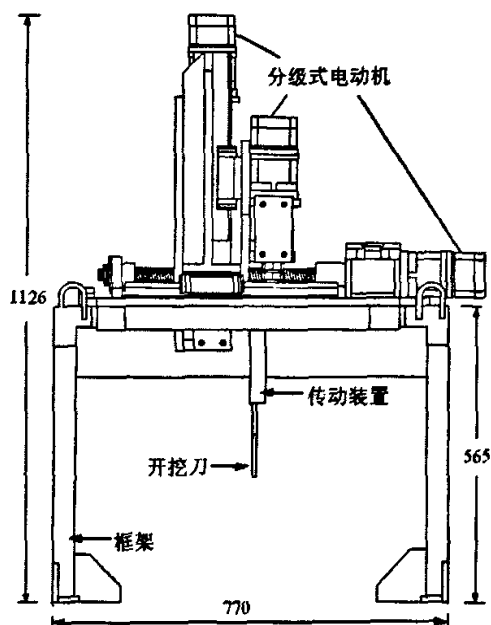
在离心场中所用的开挖装置，如图3-3所示，其主要规格见表3-2。

表3-2 开挖装置主要规格

| 参 数                |     | 数 值          |
|--------------------|-----|--------------|
| 尺 寸 /mm            |     | 770×545×1126 |
| 重 量<br>/kg         | 总 重 | 200          |
|                    | 主 体 | 139          |
|                    | 框 架 | 61           |
| 操 作 方 式            |     | 计算机半自动化控制    |
| 开挖刀水平移动速度 / mm/sec |     | 0~5          |
| 开挖刀垂直移动速度 / mm/sec |     | 0~5          |



(a) 开挖装置



(b) 开挖装置构造图 (单位: mm)

图3-3 开挖装置及其构造图

## (2) 压缩装置

用于压缩地基的压缩装置, 如图3-4所示, 其可施加的最大载荷应力为  $7\text{kg}/\text{cm}^2$ 。

## (3) 土槽

制作模型地基的土槽的内部尺寸为  $450\text{mm} \times 100\text{mm} \times 272\text{mm}$ , 如图3-5所示。

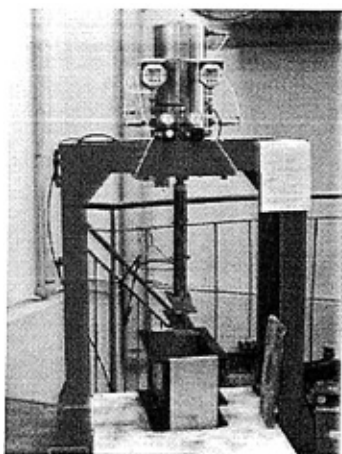


图 3-4 压缩模型地基装置

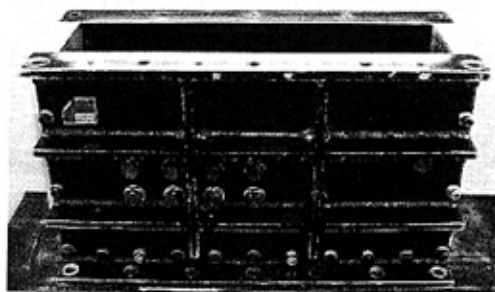


图 3-5 制作模型地基的土槽

#### (4) 摄像装置

在离心场中用于拍摄的摄像装置,是由东京电子工业株式会社生产的,其型号为CS6931E型,如图3-6所示。运转离心机之前,将摄像装置先固定于离心机的试验平台上并将其开启,在试验过程中,通过实时摄像,可以清晰、准确地记录沟槽破坏过程,其规格如表3-3所示。

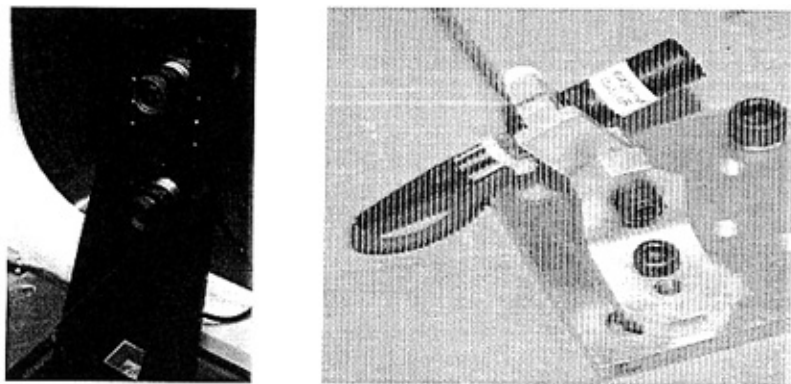


图 3-6 离心场中的摄像装置及其固定装置

表 3-3 摄像装置规格

| 规 格 | 调焦方式 | 最大像素数 | 最大时间<br>延迟/sec | 摄像距离<br>/mm | 摄像范围<br>/mm |
|-----|------|-------|----------------|-------------|-------------|
| 数 值 | 手动调焦 | 324 万 | 0.4            | 423         | 500×375     |

#### (5) 位移计

位移计 (MLT-002N3000B5C Honeywell) 为接触型位移计,如图3-7所示,其工作模式,如图3-8所示。

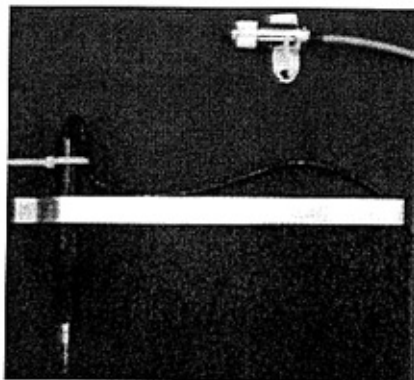


图 3-7 接触型位移计

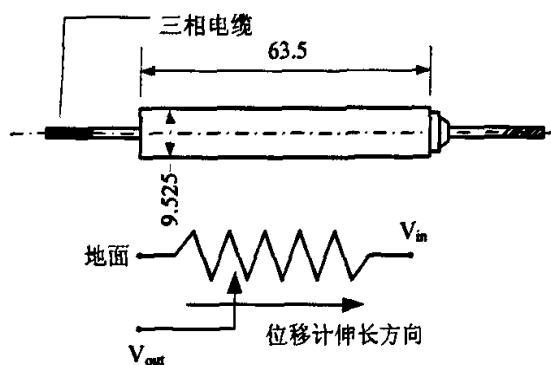


图 3-8 接触型位移计工作模式图（单位：mm）

### 3.3 建筑机械荷载的模型

#### 3.3.1 建筑机械中心荷载的模型

图 3-9 为挖掘机开挖沟槽的示意图，其中  $B$  为履带全宽、 $b$  为履带板宽、 $ab$  为挖掘机荷载与槽壁的距离。

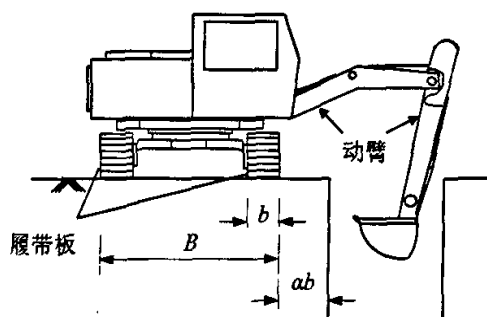


图 3-9 建筑机械开挖沟槽示意图

为了进行挖掘机荷载对沟槽稳定性影响的试验，首先应该掌握挖掘机荷载的特点，进而对荷载进行简化。为此，对日本各厂家生产的 287 种履带式挖掘机相关参数进行了整理（社团法人日本建设机械化协会，1998）。如图 3-10 所示，履带板宽  $b$  在 0.4m~1.27m 之间，且有近 50% 的履带板宽  $b$  为 0.6m；如图 3-11 所示，82.6% 的挖掘机的履带全宽  $B$  为履带板宽  $b$  的 5 倍，即  $B=5b$ 。如图 3-12 所示，96.5% 的挖掘机的履带全长  $L$  是履带板宽  $b$  的 6 倍以上。根据以上挖掘机荷载的特点，将挖掘机作用在地基上的中心荷载简化为两个相连的条形荷载，两

个条形荷载的间距为 3 倍履带板宽, 并将履带全长设为土槽的宽度 (100mm)。挖掘机中心荷载的模型, 如图 3-13 所示。另外, 挖掘机接触压力在 9.8kPa~118kPa 之间。

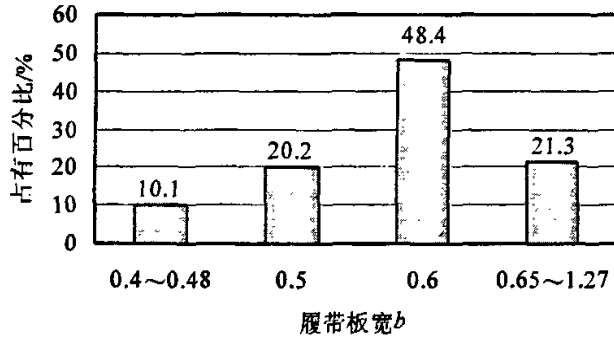


图 3-10 履带板宽的分布

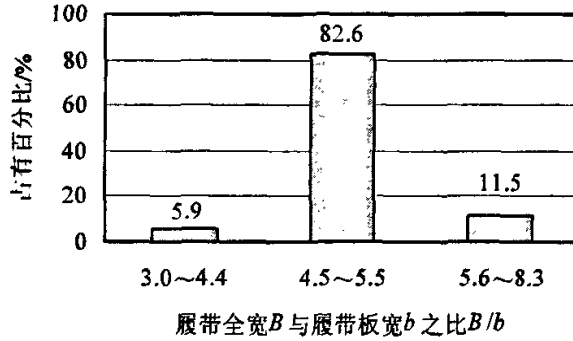


图 3-11 履带全宽与履带板宽的关系

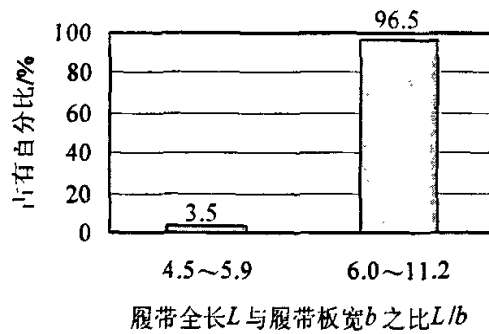


图 3-12 履带全长与履带板宽的关系

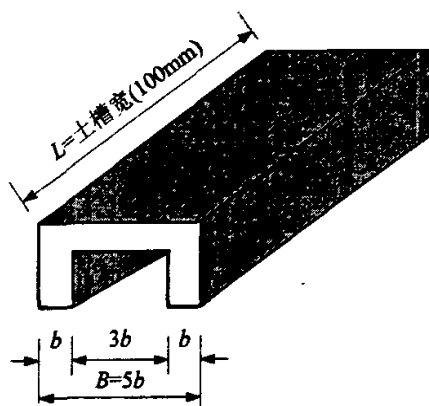


图 3-13 挖掘机中心荷载的模型

### 3.3.2 建筑机械偏心荷载的模型

将挖掘机由于开挖行为所产生的偏心荷载，用不对称的荷载模型进行简化，即在中心荷载模型上添加一个产生偏心的重物。图 3-14 (a) 为中心荷载模型，其下半部分为铝块，即两个相连的对称的条形荷载，荷载间距为 3 倍荷载宽度，质量为 487.71g；上半部分为铁块，质量与下半部分相同。中心荷载模型总质量  $m$  为 975.42g。偏心荷载模型的总质量与中心荷载模型相同，上半部分的铁块固定在靠近沟槽的条形荷载上，通过改变铁块的形状，调整偏心距（图 3-14 (b)、(c)）。本试验的偏心距为  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ ) 及  $25\text{mm}$  ( $=B/4$ ) 两种。

为了确定挖掘机偏心荷载产生的接触压力与偏心距的关系，首先假定挖掘机接触压力为梯形分布，如图 3-15 所示。由几何形状的相似关系，得

$$q_1 = q_{\min} + \frac{4}{5}(q_{\max} - q_{\min}) \quad (3-1a)$$

$$q_2 = q_{\min} + \frac{1}{5}(q_{\max} - q_{\min}) \quad (3-1b)$$

其次，如图 3-15 所示，设挖掘机偏心模型荷载的中心线为  $oo'$ ，挖掘机偏心荷载模型的总质量为  $m$ ，偏心距为  $e$ 。L 为偏心荷载模型的长度，等于试验所用土槽宽。设靠近槽边的条形荷载的最大、最小接触压力分别为  $q_{\max}$ 、 $q_1$ ，远离槽边的条形荷载的最大、最小接触压力分别为  $q_2$ 、 $q_{\min}$ ，则根据作用在偏心荷载模型上力的平衡条件及力矩的平衡条件，得

$$mg = q_1 bL + \frac{1}{2}(q_{\max} - q_1)bL + q_{\min} bL + \frac{1}{2}(q_2 - q_{\min})bL \quad (3-2a)$$

$$mge = (q_1 b L) \cdot 2b + \left[ \frac{1}{2} (q_{\max} - q_1) b L \right] \cdot \left( \frac{2}{3} b + \frac{3}{2} b \right) -$$

$$(q_{\min} b L) \cdot 2b - \left[ \frac{1}{2} (q_2 - q_{\min}) b L \right] \cdot \left( \frac{1}{3} b + \frac{3}{2} b \right) \quad (3-2b)$$

联立式 (3-1) 和式 (3-2), 可得靠近槽边及远离槽边的条形荷载接触压力分别为

$$\begin{cases} q_{\max} = \frac{30q_0}{49b} \left( \frac{49}{30} b + e \right) \end{cases} \quad (3-3a)$$

$$\begin{cases} q_1 = \frac{30q_0}{49b} \left( \frac{49}{30} b + \frac{3}{5} e \right) \end{cases} \quad (3-3b)$$

$$\begin{cases} q_2 = \frac{30q_0}{49b} \left( \frac{49}{30} b - \frac{3}{5} e \right) \end{cases} \quad (3-4a)$$

$$\begin{cases} q_{\min} = \frac{30q_0}{49b} \left( \frac{49}{30} b - e \right) \end{cases} \quad (3-4b)$$

其中,  $q_0 = \frac{mg}{2bL}$ , 为中心荷载作用情况下的挖掘机接触压力。已知  $b=0.02\text{m}$ ,

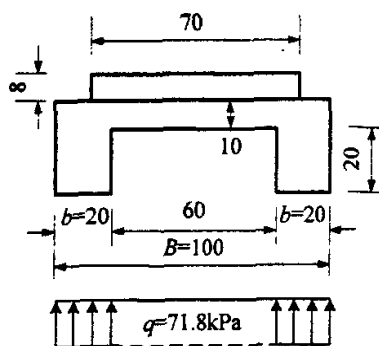
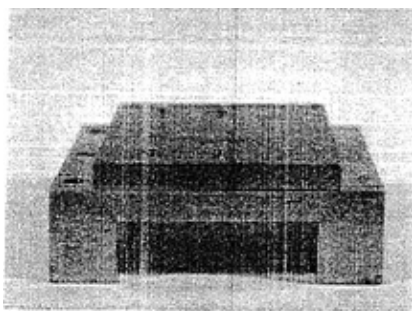
$L=0.1\text{m}$  (模型尺寸), 在加速度为  $30G$  的离心场中,  $m=29.26\text{kg}$ , 由式 (3-3)、(3-4)

可算得  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ ) 及  $25\text{mm}$  ( $=B/4$ ) 时的  $q_{\max}$ 、 $q_1$ 、 $q_2$  及  $q_{\min}$ , 如图 3-14

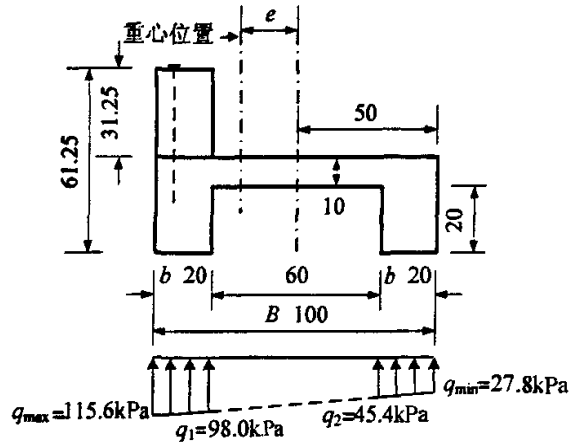
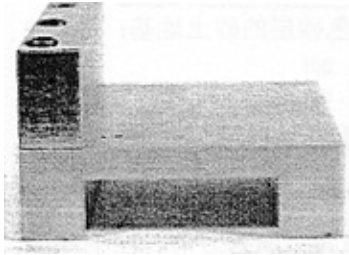
(b)、(c) 所示。 $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ ) 及  $25\text{mm}$  ( $=B/4$ ) 时, 挖掘机接触压力为靠

近槽边的条形荷载的平均接触压力 (见 3.6.1 节), 即  $q = \frac{q_{\max} + q_1}{2} = 106.8\text{kPa}$  和

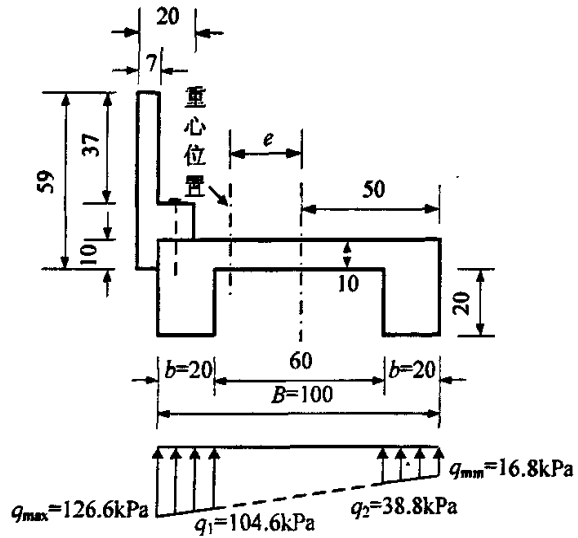
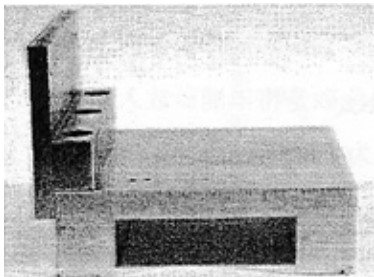
$115.6\text{kPa}$ 。此外, 为了使  $q_{\min} \geq 0$ , 可得  $e$  的取值范围为:  $e \leq \frac{49}{150} B$ 。



(a) 偏心距  $e=0$  (无偏心)



(b) 偏心距  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ )



(c) 偏心距  $e=25\text{mm}$  ( $=B/4$ )

图 3-14 挖掘机偏心荷载的模型

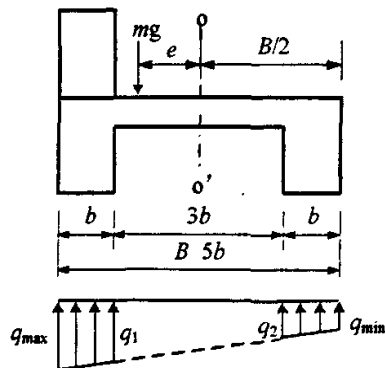


图 3-15 挖掘机接触压力计算示意图

### 3.4 模型地基

#### 3.4.1 模型地基的制作方法

模型地基共三种,即 A:砂土地基;B:内铺黑色砂层的砂土地基;C:关东火山灰地基。

A 地基土为干燥的日本丰浦砂,其物理性质及级配曲线如表 3-4、图 3-16 所示。丰浦砂中粒径大于 0.075mm 的颗粒占总质量的 99%,根据《建筑地基基础设计规范》(GB50007-2002),丰浦砂为细砂。在制作模型地基之前,在土槽的四个内侧壁均涂上润滑剂并贴上厚 0.25mm 的薄膜以最大限度地减少土槽的侧壁与砂土地基的摩擦。模型地基采用砂雨法制作,地基相对密度为 78%。将制作的地基放入水槽中,利用毛细水作用从地基下部使地基缓慢饱和,然后在 30G 离心场中脱水 15 分钟。饱和丰浦砂地基在离心场中脱水实验结果,如图 3-17 所示,在离心加速度达 30G 后脱水 15 分钟,含水率和饱和度均趋于稳定,含水率从 21.6%降到 3.2%,饱和度从 100%降到 15.2%。此时地基的密度为  $1.62\text{g/cm}^3$ 。

B 地基同样使用丰浦砂,为了清晰观察槽壁的破坏情况,制作地基时,沿深度方向上每隔 10mm 铺设一层 5mm 厚的黑色砂。黑色砂是将丰浦砂放入用水稀释的墨汁中浸泡 24 小时后烘干制成。B 地基的密度为  $1.605\text{g/cm}^3$ 。

C 地基用关东火山灰制成,关东火山灰的物理性质见表 3-5。利用压缩装置,以 49.1kPa 的压力对关东火山灰进行分层压缩,制成深度方向具有相同强度的地基(玉手聪等,1998;豊澤康男等,2004)。为了清晰观察槽壁的破坏情况,每隔 10mm 厚均匀撒上干燥的高龄土粉。表 3-6 为重力场中制作的 C 地基的性质。

表 3-4 丰浦砂的物理性质

| 平均粒径<br>cm | 土粒密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 最大干密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 最小干密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 含水率<br>% |
|------------|-------------------------|--------------------------|--------------------------|----------|
| 0.0172     | 2.64                    | 1.645                    | 1.335                    | 11       |

表 3-5 关东火山灰的物理性质

| 土粒密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 含水率<br>% | 液限<br>% | 塑限<br>% | 塑性指数 | 最优含水率<br>% | 最大干密度<br>$\text{g/cm}^3$ |
|-------------------------|----------|---------|---------|------|------------|--------------------------|
| 2.660                   | 118.6    | 145.1   | 76.1    | 69.0 | 88.8       | 0.681                    |

表 3-6 重力场中关东火山灰地基的性质

| 含水率<br>% | 密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 干密度<br>$\text{g/cm}^3$ | 孔隙比  | 饱和度<br>% | 相对密度 |
|----------|-----------------------|------------------------|------|----------|------|
| 106.7    | 0.928                 | 0.449                  | 4.92 | 76.1     | 0.69 |

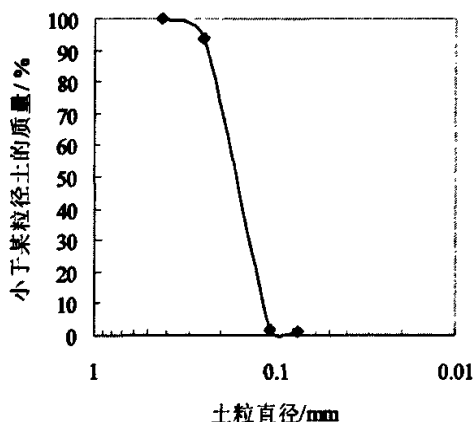


图 3-16 丰浦砂的粒径级配曲线

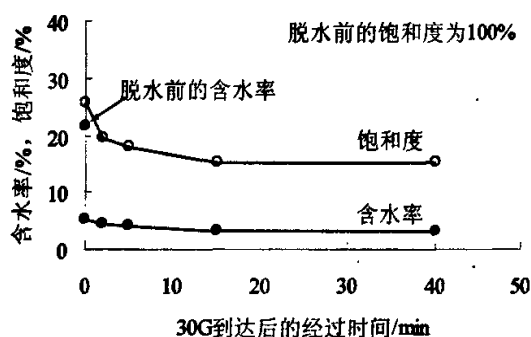


图 3-17 浸水丰浦砂地基在离心场中脱水实验结果

### 3.4.2 模型地基的强度特性

图 3-18 是 30G 离心场中的模型地基承载力实验结果, 其中  $S_m/B_m$  为沉降量  $S_m$  与模型基础宽度  $B_m$  之比。对于 A、B 地基, 其荷载沉降曲线出现峰值, 将与峰值对应的承载力设为极限承载力, 分别为 1230kPa 和 700kPa。C 地基以承载力缓慢增加时的值作为极限承载力约为 91kPa。

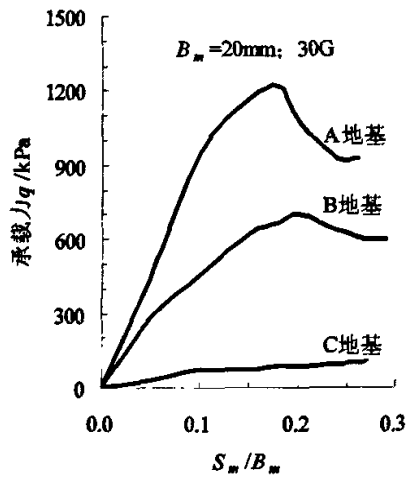


图 3-18 离心场中模型地基的承载力实验结果

3.5 试验方案及方法

试验方案如表3-7所示，模型履带板宽 $b$ 为20mm和10mm两种，离心加速度均为30G，则对应的挖掘机履带板换算宽分别为0.6m和0.3m。对于砂土地基，挖掘机接触压力分别为地基的极限承载力的3%（A-1试验）、5%（B-1、B-3试验）、10%（B-4试验）、13%（B-2试验）、15%（B-5试验）和17%（B-6试验）。对于关东火山灰地基，C-1试验的接触压力（35.4kPa）为地基极限承载力（91kPa）的40%，而C-2试验的接触压力（91.7kPa）与地基极限承载力（91kPa）大致相同。此外，对各地基还进行了无荷载情况下的开挖试验。

表3-7 开挖试验方案

| 地基 | 试验<br>代号 | 挖掘机荷载    |            |               |                  |                                      |         |      |      |
|----|----------|----------|------------|---------------|------------------|--------------------------------------|---------|------|------|
|    |          | 重量<br>/g | $b$<br>/mm | 履带板换<br>算宽 /m | 接触压力<br>$q$ /kPa | 挖掘机荷载与槽壁的距离<br>$ab$ /mm（偏心距 $e$ /mm） |         |      |      |
| A  | A-1      | 481.71   | 20         | 0.6           | 35.4             | 8                                    | 12      | 25   | 35   |
|    | B-1      | 481.71   | 20         | 0.6           | 35.4             | 8                                    | 12      | 25   | 35   |
|    | B-2      | 1246.10  | 20         | 0.6           | 91.7             | 8                                    | 12      | 25   | 35   |
| B  | B-3      | 239.21   | 10         | 0.3           | 35.2             | 4                                    | 6       | 12.5 | 17.5 |
|    | B-4      | 975.42   | 20         | 0.6           | 71.8             | 10                                   | 16      |      |      |
|    | B-5      | 975.42   | 20         | 0.6           | 106.8            | 10 (20)                              | 16 (20) |      |      |
|    | B-6      | 975.42   | 20         | 0.6           | 115.6            | 10 (25)                              | 16 (25) |      |      |
| C  | C-1      | 481.71   | 20         | 0.6           | 35.4             |                                      |         | 25   |      |
|    | C-2      | 1246.10  | 20         | 0.6           | 91.7             | 10                                   | 15      | 25   | 35   |

试验方法如图 3-19 所示，首先在土槽中制作水平地基模型，再制作出用于排开开挖弃土的斜坡，开挖弃土最终通过排土口排出土槽。将土槽和开挖装置固定于离心机吊篮的平台上，并调整好开挖刀位置，在地基表面放置挖掘机荷载的模型。在进行建筑机械偏心荷载作用下的开挖试验时，还需将位移计分别固定在两个条形荷载模型上。最后运转离心机达到预定的离心加速度  $30G$  后进行开挖试验。离心场中开挖装置工作示意图，如图 3-20 所示，每次挖除土层厚度约  $5\text{mm}$ ，直至槽壁坍塌。试验结束后，纵向切开地基观察槽壁破坏情况并拍照。

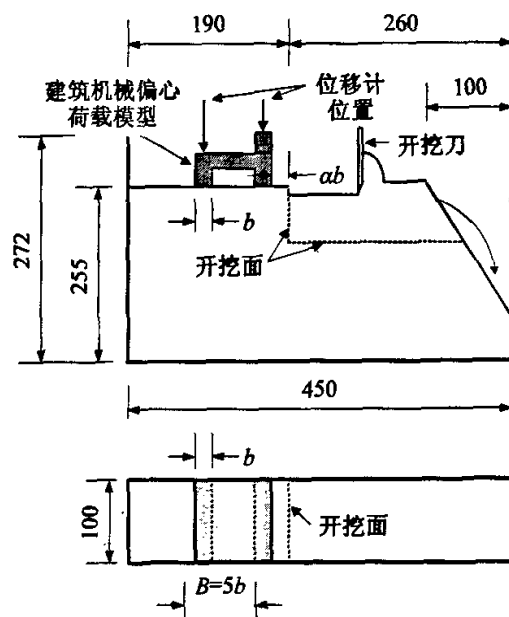


图 3-19 离心场中开挖试验示意图

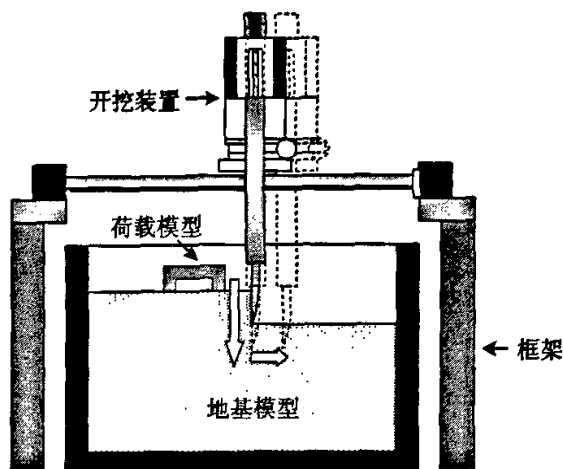


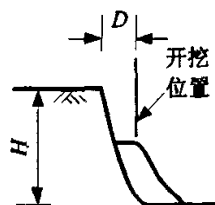
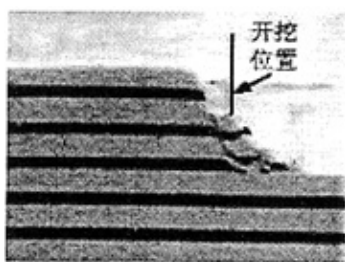
图 3-20 离心场中开挖装置工作示意图

### 3.6 沟槽槽壁的破坏形态

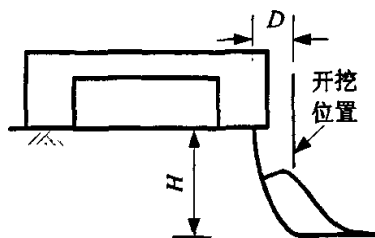
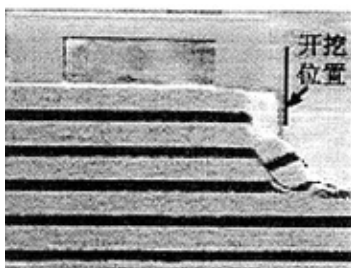
#### 3.6.1 砂土地基沟槽槽壁的破坏形态

##### (1) 建筑机械中心荷载作用的情况

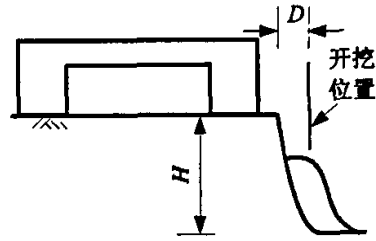
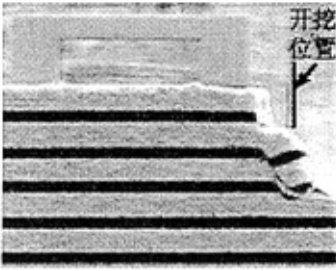
图 3-21 为 B-1、B-2 和 B-3 试验的槽壁破坏形态。其中,对于 B-3 试验  $\alpha b=4\text{mm}$  的情况,如图 3-21 (f) 所示,由试验中的实时摄像显示及试验后经录像确认,首先是槽壁发生坍塌,然后挖掘机随之倾倒。在本试验条件(接触压力为地基极限承载力的 5% (B-1、B-3 试验) 和 13% (B-2 试验)) 下,沟槽的破坏形态如图 3-21 所示,与无荷载时极其相似,均属于开挖引起的稳定性问题,而且破坏形态不受挖掘机荷载的大小及与槽壁的距离的影响。另外,沟槽的破坏面均位于离槽壁较近的条形荷载附近,而在离槽壁较远的条形荷载附近土体未发生破坏,表明离槽壁较远的条形荷载对开挖沟槽的稳定性没有影响。



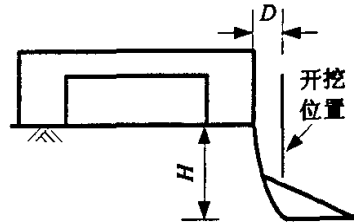
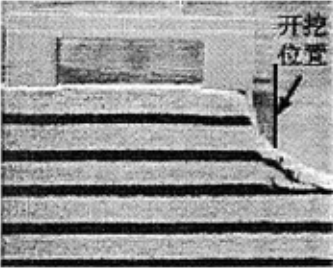
(a) 无荷载



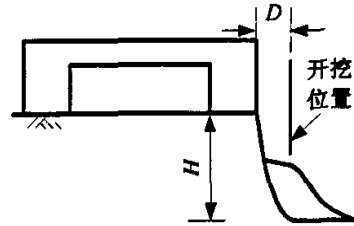
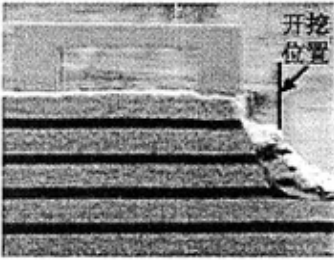
(b)  $\alpha b=8\text{mm}$  (B-1:  $b=20\text{mm}$ ,  $q\approx 35.4\text{kPa}$ )



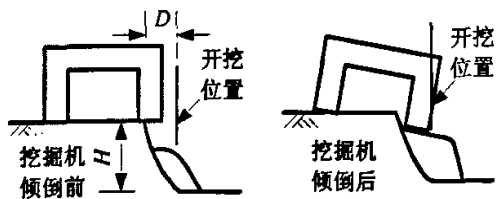
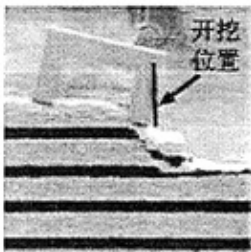
(c)  $ab=25\text{mm}$  (B-1:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=35.4\text{kPa}$ )



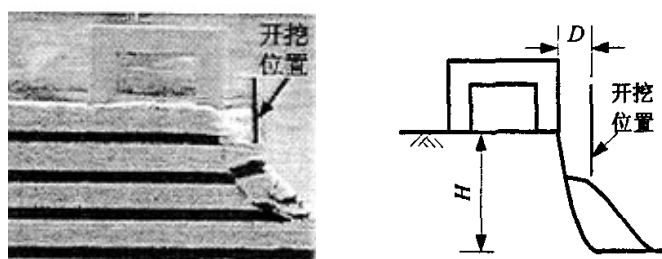
(d)  $ab=8\text{mm}$  (B-2:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=91.7\text{kPa}$ )



(e)  $ab=12\text{mm}$  (B-2:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=91.7\text{kPa}$ )



(f)  $ab=4\text{mm}$  (B-3:  $b=10\text{mm}$ ,  $q=35.2\text{kPa}$ )



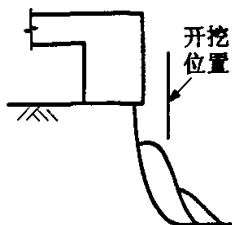
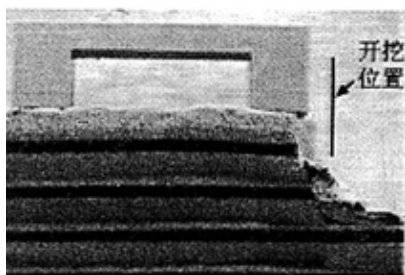
(g)  $ab=12.5\text{mm}$  (B-3:  $b=10\text{mm}$ ,  $q=35.2\text{kPa}$ )

图3-21 B地基挖掘机中心荷载作用下沟槽槽壁的破坏形态

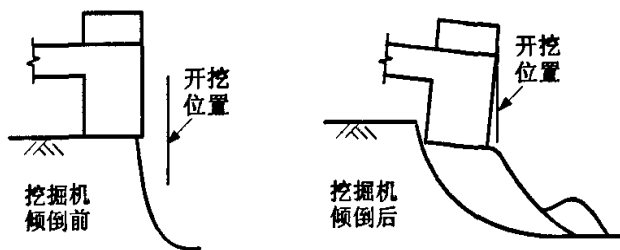
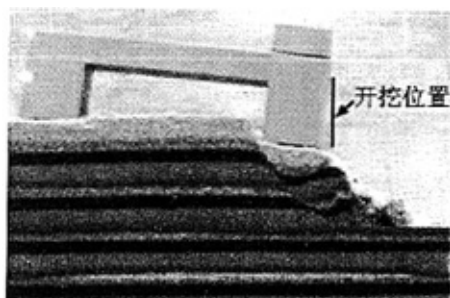
## (2) 建筑机械偏心荷载作用的情况

图 3-22 为 B-4、B-5、B-6 试验的槽壁破坏形态。图 3-22 (a)、(d) 为无偏心、 $q=71.8\text{kPa}$  (B-4 试验) 的槽壁破坏形态，其与 B-1 试验的破坏形态相似 (将 B-4 试验放在此处讨论，以便与偏心荷载作用的情况进行比较)。当挖掘机与槽壁的距离  $ab=10\text{mm}$  且有偏心 ( $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ );  $e=25\text{mm}$  ( $=B/4$ )) 时，由试验中的实时摄像显示及试验后经录像确认，首先是槽壁坍塌，随后挖掘机倾倒，如图 3-22 (c)、(d) 所示。当挖掘机与槽壁的距离  $ab=16\text{mm}$  时，如图 3-22 (d)、(f) 所示，没有发生挖掘机倾倒现象。在本试验条件 (接触压力为地基极限承载力的  $10\%\sim 17\%$ ; 偏心距为  $e=B/5$ 、 $e=B/4$ ) 下，槽壁的破坏形态如图 3-22 (b)、(c)、(d)、(f) 所示，与无荷载情况极其相似，均属于开挖引起的稳定性问题，而且破坏形态不受挖掘机偏心荷载的大小及其与槽壁的距离和偏心距的影响。

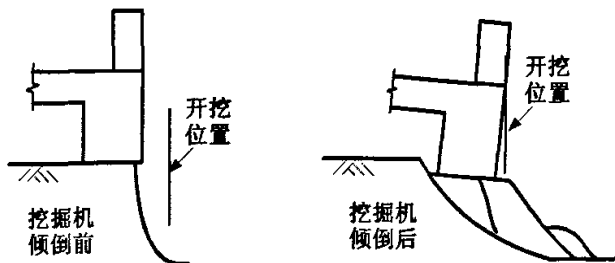
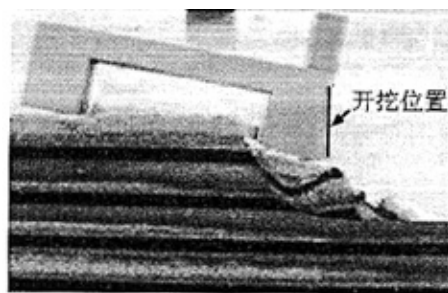
图 3-23 表示开挖过程中挖掘机偏心荷载模型的倾斜情况。当挖掘机与槽壁的距离  $ab=10\text{mm}$  且有偏心 ( $e=20\text{mm}$  或  $25\text{mm}$ ) 时，挖掘机在槽壁坍塌之前略微倾斜，槽壁一旦坍塌即瞬间倾倒 (图 3-22 (b)、(c) 及图 3-23 (a))。当挖掘机与槽壁的距离  $ab=16\text{mm}$  时，即使槽壁坍塌，挖掘机倾斜角度不到  $1^\circ$ ，没有发生挖掘机倾倒现象 (图 3-22 (e)、(f) 及图 3-23 (b))，这一结果与偏心距  $e$  无关。



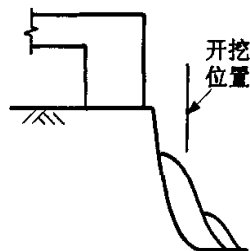
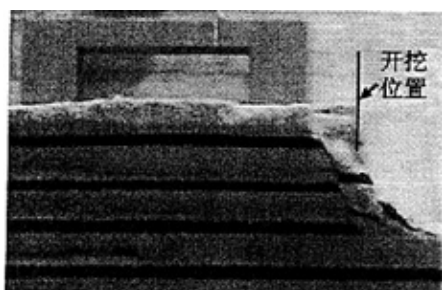
(a)  $ab=10\text{mm}$  (B-4 试验:  $q=71.8\text{kPa}$ ,  $e=0$ )



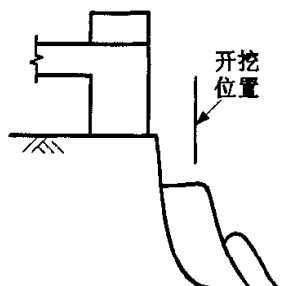
(b)  $ab=10\text{mm}$  (B-5 试验:  $q=106.8\text{kPa}$ ,  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ ))



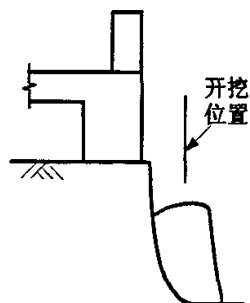
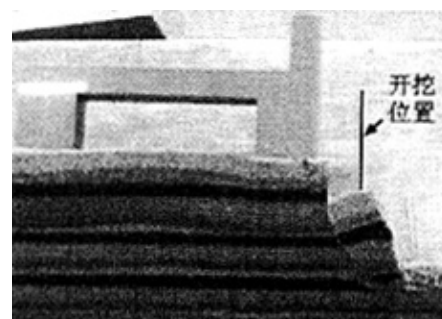
(c)  $ab=10\text{mm}$  (B-6 试验:  $q=115.6\text{kPa}$ ,  $e=25\text{mm}$  ( $=B/4$ ))



(d)  $ab=16\text{mm}$  (B-4 试验:  $q=71.8\text{kPa}$ ,  $e=0$ )

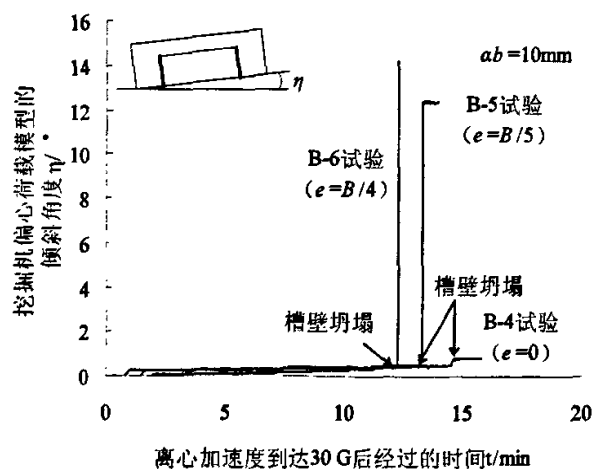


(e)  $ab=16\text{mm}$  (B-5 试验:  $q=106.8\text{kPa}$ ,  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ ))



(f)  $ab=16\text{mm}$  (B-6 试验:  $q=115.6\text{kPa}$ ,  $e=25\text{mm}$  ( $=B/4$ ))

图 3-22 挖掘机偏心荷载作用的情况下沟槽槽壁的破坏形态



(a)  $ab=10\text{mm}$

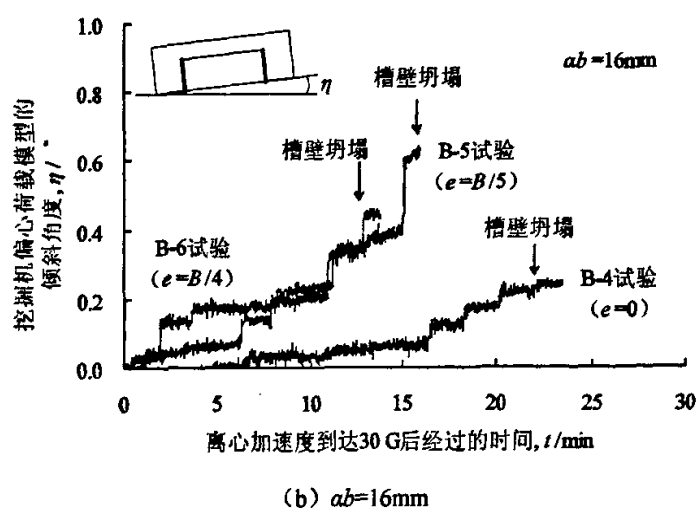
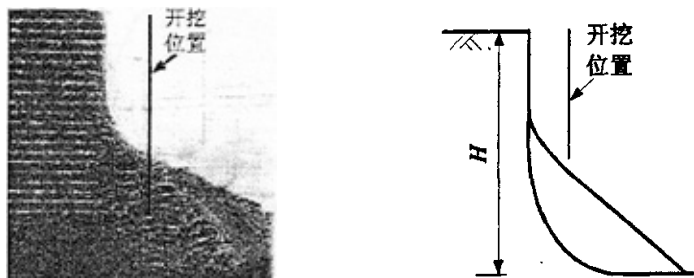


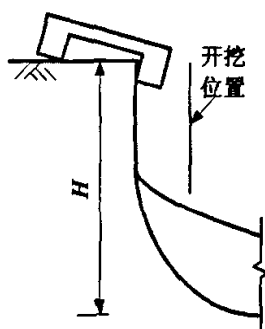
图 3-23 开挖过程中挖掘机偏心荷载模型的倾斜情况

3. 6. 2 关东火山灰地基沟槽槽壁的破坏形态

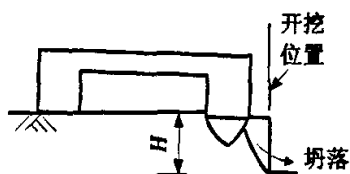
图3-24为C-1、C-2试验的槽壁破坏形态。图3-24（a）为无荷载情况的槽壁破坏面，破坏面从地表面开始向下的前半部分为近于铅直的直线，滑动面的后半部分为曲线，与前面的直线段光滑相接。有挖掘机荷载的情况，如图3-24（b）、（c）、（d）、（e）所示，C-1和C-2试验的沟槽破坏形态有较大不同。在C-1试验条件（接触压力为C地基极限承载力的40%）下，沟槽的破坏形态如图3-24（b）所示，与无荷载时极其相似，属于开挖引起的稳定性问题。在C-2试验条件（接触压力与C地基极限承载力相近）下，沟槽的破坏形态如图3-24（c）、（d）、（e）所示，地基的破坏面是由破坏面为边界的2至3个土楔组成，此破坏形态和边坡上承载力支配的破坏形态（日下部治，1975；日下部治，1985）相似，即地基被向前方（开挖侧）挤出而破坏。



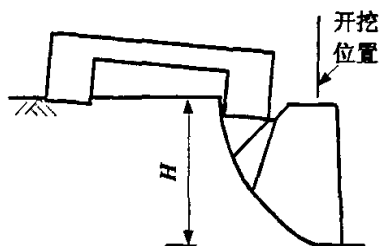
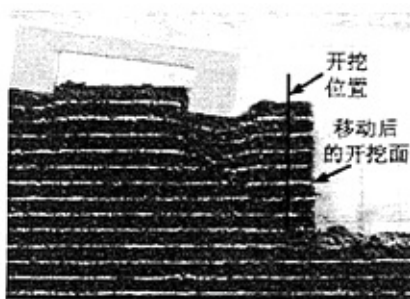
（a）无荷载的情况



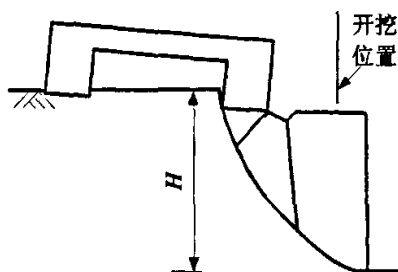
(b)  $ab=25\text{mm}$  (C-1:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=35.4\text{kPa}$ )



(c)  $ab=10\text{mm}$  (C-2:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=91.7\text{kPa}$ )



(d)  $ab=25\text{mm}$  (C-2:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=91.7\text{kPa}$ )



(e)  $ab=35\text{mm}$  (C-2:  $b=20\text{mm}$ ,  $q=91.7\text{kPa}$ )

图3-24 关东火山灰地基沟槽槽壁的破坏形态

### 3.7 挖掘机荷载对开挖深度的影响

#### 3.7.1 砂土地基的开挖深度

##### (1) 挖掘机中心荷载作用的情况

图 3-25 是以开挖深度  $H$  为纵坐标, 挖掘机荷载与槽壁的距离  $ab$  为横坐标整理的试验结果。开挖深度受履带板宽度、挖掘机荷载的大小及与槽壁的距离的影响。B-3 试验的履带板宽度为 10mm, 是 B-1 试验的 1/2, 因此, 在  $\alpha$  (挖掘机荷载和槽壁的距离与履带板宽度之比) 相同时, B-3 试验的挖掘机荷载与槽壁的距离  $ab$  是 B-1 试验的 1/2。如图 3-25 所示, 在接触压力相同的情况下, B-3 试验的开挖深度小于 B-1 试验的开挖深度, 是因为 B-3 试验的挖掘机荷载与槽壁的距离较小的缘故。在距离近似相等的情况 (B-1 试验  $ab=12\text{mm}$  和 B-3 试验  $ab=12.5\text{mm}$ ) 下, B-3 试验的开挖深度大于 B-1 试验的开挖深度, 即履带板宽度越小开挖深度越大。在履带板宽度及挖掘机荷载与槽壁距离相同的情况下, 挖掘机接触压力越大, 开挖深度越小 (B-1、B-2 试验)。无论哪种情况, 开挖深度均随着挖掘机荷载与槽壁距离的增加而增大。但当挖掘机距槽壁达某一距离以上时 (对于 B-3 试验:  $ab=12.5\text{mm}$ , A-1、B-1 及 B-2 试验:  $ab=25\text{mm}$ ) 以上时, 开挖深度趋于稳定, 分别接近或等于相应的无荷载情况时的开挖深度。无荷载情况时, A 地基的开挖深度为 62mm, B 地基为 51mm。

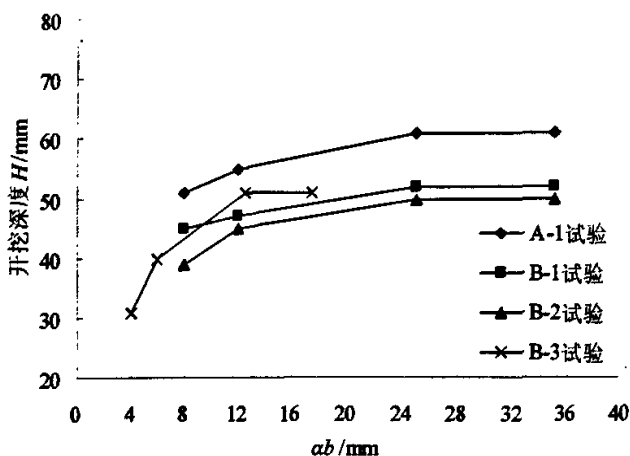


图3-25 挖掘机荷载与槽壁的距离对开挖深度的影响

## (2) 挖掘机偏心荷载作用的情况

图 3-26 表示当挖掘机分别位于影响区( $ab=10\text{mm}$ )和非影响区( $ab=16\text{mm}$ ) (关于影响区和非影响区的划分, 参见 4.2.4 节) 时偏心距对开挖深度的影响。当挖掘机位于非影响区( $ab=16\text{mm}$ ) 时, 偏心距  $e$  对开挖深度  $H$  几乎无影响,  $H$  均为  $50\text{mm}$  与无荷载情况下的开挖深度 ( $51\text{mm}$ ) 非常接近。当挖掘机位于影响区( $ab=10\text{mm}$ ) 时, 偏心距  $e$  对开挖深度  $H$  影响较大。即随着偏心距  $e$  的增大, 开挖深度  $H$  减小。

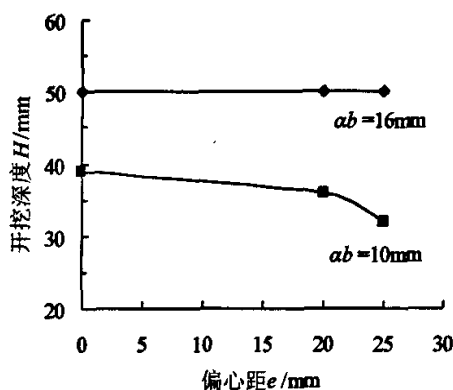


图 3-26 偏心距对开挖深度的影响

### 3.7.2 关东火山灰地基的开挖深度

图3-27表示C-2试验的开挖深度 $H$ 和挖掘机荷载与槽壁的距离 $ab$ 的关系。与无荷载时的开挖深度 ( $220\text{mm}$ ) 相比, 挖掘机荷载与槽壁的距离对开挖深度的影响较大。即使 $ab=35\text{mm}$ 的情况, 开挖深度 ( $98\text{mm}$ ) 不到无荷载情况的一半。

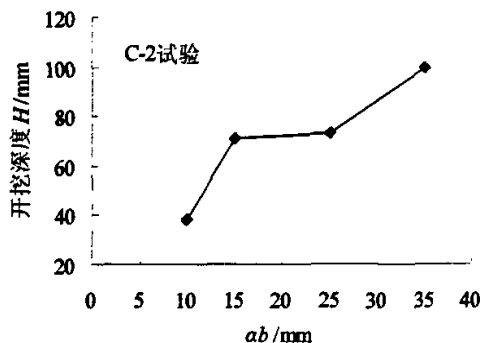


图3-27 挖掘机荷载与沟槽壁的距离对开挖深度的影响

### 3.8 挖掘机荷载对槽壁坍塌时滑动土体宽度的影响

#### 3.8.1 建筑机械中心荷载作用的情况

图 3-28 表示了 B 地基在槽壁坍塌时滑动土体的宽度  $D$  和挖掘机荷载与槽壁的距离的关系。在一定深度范围内, 滑动土体的宽度  $D$  与履带板宽度、挖掘机荷载的大小及其与槽壁的距离无关,  $D$  在 11mm 到 13mm 之间, 与无荷载时的 12mm 基本相同。

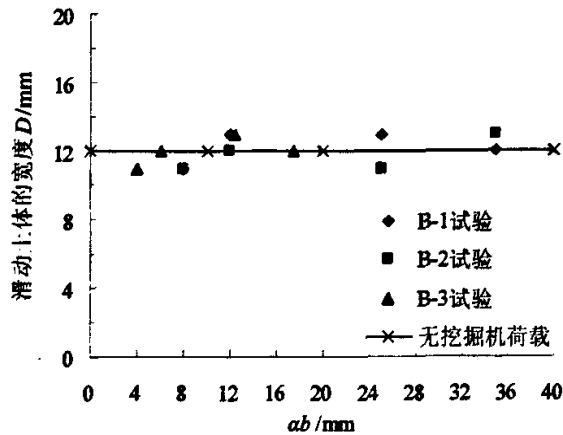


图3-28 挖掘机荷载与槽壁的距离对滑动土体宽度的影响

#### 3.8.2 建筑机械偏心荷载作用的情况

图 3-29 表示当挖掘机与槽壁的距离  $ab$  分别为 10mm 和 16mm 时偏心距对槽壁坍塌时滑动土体宽度的影响。在一定深度范围内, 滑动土体的宽度  $D$  与挖掘机偏心荷载距槽壁的距离及偏心距无关,  $D$  在 11mm 到 13mm 之间, 与无荷载情况的 12mm 基本相同。

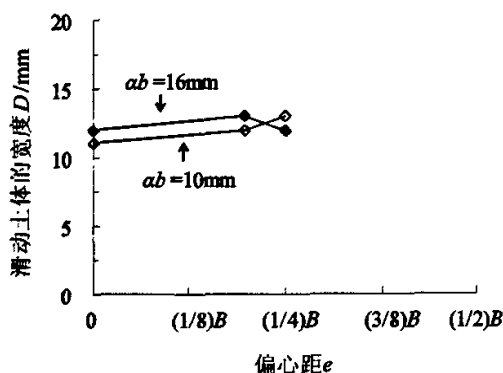


图 3-29 偏心距对滑动土体宽度的影响

### 3.9 本章小结

利用在离心场中的开挖模型试验,探讨了挖掘机等建筑机械中心荷载及偏心荷载在开挖沟槽过程中对沟槽稳定性的影响。得到结论如下:

- (1) 可将挖掘机荷载简化为荷载宽度为履带板宽的两个相连的条形荷载,两个条形荷载间距为三倍履带板宽,即三倍荷载宽度。
- (2) 两个条形荷载中与槽壁距离较近的条形荷载对开挖沟槽的稳定性产生影响,与槽壁距离较远的条形荷载对开挖沟槽的稳定性没有影响。
- (3) 当挖掘机接触压力与地基强度相比较小时,沟槽壁的破坏形态均与无挖掘机荷载情况下的破坏形态极其相似,属于开挖引起的稳定性问题,并且破坏形态不受挖掘机荷载的大小及其与槽壁的距离和偏心距的影响。当挖掘机接触压力与地基强度比较接近时,沟槽壁的破坏形态呈现出边坡上承载力支配的破坏形态。
- (4) 当挖掘机接触压力与地基强度相比较小时,开挖深度受履带板宽度、挖掘机荷载的大小及其与槽壁的距离和偏心距的影响。履带板宽度越小,开挖深度越大;接触压力越大,开挖深度越小;挖掘机荷载与槽壁的距离越大,开挖深度越大,但当挖掘机距槽壁达某一距离以上时,开挖深度趋于稳定,分别接近或等于相应的无挖掘机荷载情况下的开挖深度;当挖掘机位于影响区时,随着偏心距的增大,开挖深度减小,而当挖掘机位于非影响区时,偏心距对开挖深度几乎无影响。当挖掘机接触压力与地基强度比较接近时,开挖深度受挖掘机荷载与槽壁的距离影响较大。

(5) 挖掘机荷载对开挖沟槽稳定性的影响,主要表现在对开挖深度的影响,对槽壁坍塌时滑动土体宽度的影响较小。

## 4 沟槽的稳定性分析

### 4.1 概述

土体稳定分析的基本提法和求解固体力学问题是一致的,即在一个确定的荷载条件下,寻找一个应力场 $\sigma_{ij}$ 、相应的位移场 $u_i$ 以及应变场 $\xi_{ij}$ ,它们满足下列条件(以张量形式表达)。

#### (1) 静力平衡

$$\sigma_{ij,j} = W_i \quad (4-1)$$

其力学边界条件是

$$\sigma_{ij}n_j = T_i \quad (4-2)$$

式中, $W_i$ 为作用于单位体积 $dv$ 上的体积力; $T_i$ 为作用于表面 $S$ 上的边界力; $n_j$ 为 $S$ 面法线的方向导数。

静力平衡的另一个表达形式是虚功原理,即相应任一协调的位移场增量 $\dot{u}$ ,有

$$\int_V \sigma_{ij} \cdot \dot{u}_{ij,j} dv = \int_V W_i \cdot \dot{u}_i dv + \int_S T_i \cdot \dot{u}_i ds \quad (4-3)$$

#### (2) 变形协调

$$\xi_{ij} = \frac{u_{i,j} + u_{j,i}}{2} \quad (4-4)$$

#### (3) 本构关系

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \xi_{kl} \quad (4-5)$$

式中, $C_{ijkl}$ 为反映弹性或弹塑性的本构关系刚度矩阵的张量表达式。

#### (4) 破坏或屈服准则

$$f(\sigma_{ij}) \leq 0 \quad (4-6)$$

式(4-5)和(4-6)分别反映了材料必须遵守的应力应变关系和强度准则,有时二者合一。式(4-6)通常采用莫尔-库仑准则,即

$$f(\sigma_{ij}) = \tau - (\sigma_n \tan \varphi + c) \leq 0 \quad (4-7)$$

式中,  $f(\sigma_y)$  表示破坏准则, 对于理想塑性情况, 也表示屈服函数;  $\sigma_n$  和  $\tau$  分别为破坏面上的法向应力和剪切应力;  $c$  和  $\varphi$  为抗剪强度指标。

在一般的岩土材料中, 还需有不容许出现拉应力的限制条件, 如式 (4-8) 所示

$$\sigma_3 \geq 0 \quad (4-8)$$

式中,  $\sigma_3$  为土体内任一点的最小主应力, 定义压为正。

全面满足上述条件的解答, 即是反映实际情况的理论解。但是, 岩土材料的不连续性、不均匀性、各向异性和非线性的本构关系以及结构在破坏时呈现的剪胀和软化、大变形、应力引起的各向异性等特性, 使求解岩土材料应力和变形的问题变得十分困难和复杂。在工程实践中寻找能满足上述条件的简化方法始终是人们长期探索的一个问题。

上限定理从构筑一个处于塑性区  $\Omega^*$  内和滑裂面  $\Gamma^*$  上的协调的塑性位移场  $u_y^*$  出发, 认定凡是满足式 (4-3) 和式 (4-7) 中的等式条件下通过功能平衡条件确定的外荷载一定比相应真实的塑性区  $\Omega$  的真实的极限荷载大。弹性变形比塑性变形小得多, 所以在应用上限定理通过式 (4-3) 确定外荷载时, 还可以将其中的  $u$  仅理解为塑性变形, 式 (4-3) 左端的内能耗散包括两项, 即塑性区域  $\Omega$  内和沿滑裂面  $\Gamma$  上的内能耗散。这一求解方法从上限方向逼近真实解, 回避了在工程中最不易弄清的本构关系表达式 (4-5), 而同样获得了理论上十分严格的计算结果 (李广信, 2004; De Buhan P. 1998; 王红雨, 2005)。利用上限解的关键问题是假定的许可破坏模式与实际情况的符合程度, 二者的符合程度直接影响上限解的精度。

本文首先根据在离心场中模拟沟槽开挖的模型试验得到的破坏形态, 建立槽壁的许可破坏模式及速度场, 利用极限分析上限解法求解沟槽的开挖深度。其次, 由试验观察到的槽壁破坏特点, 对沟槽开挖深度的上限解表达式进行简化, 并由离心模型试验的结果验证了沟槽开挖深度的上限解简化式。最后, 对上限解简化式进行讨论, 得到挖掘机荷载的影响区划分图、开挖深度与偏心距及接触压力的关系。

## 4.2 建筑机械中心荷载作用下开挖沟槽的稳定性分析

### 4.2.1 开挖深度上限解

#### (1) 槽壁的许可破坏模式及速度场

一般情况下,挖掘机等建筑机械荷载相对开挖岩土体本身的强度很小,所以,本文根据岩土体的自重荷载占支配地位的开挖试验结果,建立如图 4-1 所示的许可破坏模式及速度场。根据试验结果可知,始于地基表面的滑动面至一定深度处是铅直的,所以,与 Aas, G. (1976) 及 Kusakabe, O. (1982) 一样将滑动面 BC 段设为铅直的直线段,这一点与 Chen (1975, 1990) 假定的破坏模式不同。为了计算简便,将 CD 段视为对数螺线并将其极点设在开挖面上。为了使 CD 段在 C 点与 BC 段光滑连接,设初始半径 OC 与水平线夹角为地基土的内摩擦角  $\varphi$ 。如图 4-1 所示,设沟槽开挖深度为  $H$ , 槽壁坍塌时滑动土体的宽度为  $D$ , 对数螺线的初始半径为  $r_0$ , 地基土的粘聚力为  $c$ , 重度为  $\gamma$ , 内摩擦角为  $\varphi$ 。

设挖掘机接触压力为  $q$ , 挖掘机荷载与槽壁的距离为  $ab$ 。挖掘机荷载在滑动面内的宽度为  $a$ , 则作用在滑动面内的压力为  $qa$ 。但是根据试验结果,对于滑动面在荷载宽度范围内的情况 ( $D-b \leq ab \leq D$ ), 如图 4-2 (a) 所示,当地基土体出现滑动趋势时,滑动土体与荷载底面(基础底面)分开,因为使用的模型基础是刚性的,基础与滑动土体变形不协调,基础没有随土体一起下滑,实际作用在滑动土体表面上的压力小于  $qa$ 。若挖掘机荷载模型是柔性的,则基础与滑动土体变性相协调,基础将随土体一起下滑。在此,引入柔度系数  $\lambda$ , 考虑基础与滑动土体的变形协调问题,即实际的接触压力为  $\lambda q$ ,  $\lambda$  取值范围为 0~1.0。对于完全柔性的基础(挖掘机荷载),  $\lambda$  取 1.0。对于滑动面在两个条形荷载之间的情况 ( $ab < D-b$ ), 如图 4-2 (b) 所示,当地基土体出现滑动趋势时,基础随土体一起下滑,即挖掘机荷载与地基完全接触,实际作用在地基上的接触压力为挖掘机的全部接触压力。此情况下挖掘机接触压力  $\lambda q = q$ , 即  $\lambda = 1.0$ 。

设作用在滑动面内挖掘机荷载的速度为  $V_0$ ; 刚体 ABCO 的速度为  $V_1$ ,  $V_1$  等于对数螺线滑动面的初始速度; 对数螺线滑动面上任一点的速度为  $V$ ; 对数螺线滑动面上 D 点的速度为  $V_2$ 。为使设定的破坏模式成为许可的速度场,则  $V_1$ 、 $V$ 、 $V_2$  与  $V_0$  之间应满足如下关系:

$$V_1 = \frac{V_0}{\cos\varphi} \quad (4-9)$$

$$V = V_1 \exp[\theta \tan\varphi] = \frac{V_0}{\cos\varphi} \exp[\theta \tan\varphi] \quad (4-10)$$

$$V_2 = V_1 \exp[(\pi/2 - \varphi) \tan\varphi] = \frac{V_0}{\cos\varphi} \exp[(\pi/2 - \varphi) \tan\varphi] \quad (4-11)$$

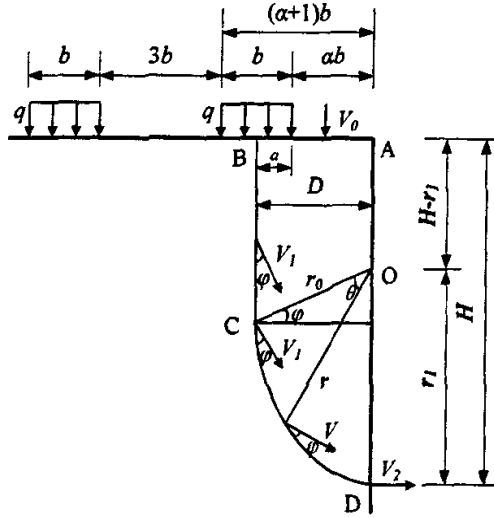


图 4-1 槽壁的许可破坏模式及速度场

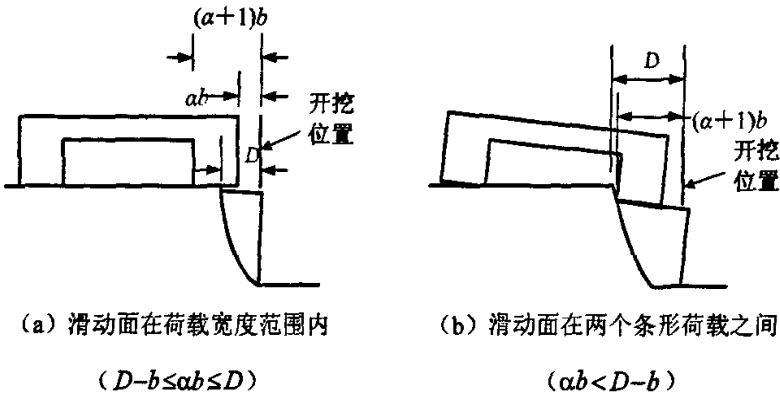


图 4-2 挖掘机荷载与滑动土体的变形协调关系

## (2) 开挖深度上限解表达式

分别计算在滑动面上总的内能消耗和由荷载及土体自重做的总外力功, 通过使二者相等求解开挖深度上限解表达式。推导过程如下:

## ① 角度、线段长度及面积的计算

$$\angle ABC = \angle OAB = \frac{\pi}{2}; \quad \angle COD = \frac{\pi}{2} - \varphi;$$

$$L_{AB} = r_0 \cos \varphi; \quad L_{OC} = r_0; \quad L_{OD} = r_1 = r_0 \exp \left[ \left( \frac{\pi}{2} - \varphi \right) \tan \varphi \right];$$

$$L_{AD} = H; \quad L_{AO} = H - r_1; \quad L_{BC} = H - r_1 + r_0 \sin \varphi;$$

$$S_{ABCO} = L_{AO} \times L_{AB} + \frac{1}{2} L_{AB} \cdot r_0 \cdot \sin \varphi = r_0 \cos \varphi \left\{ H - r_0 \exp \left[ \left( \frac{\pi}{2} - \varphi \right) \tan \varphi \right] + \frac{1}{2} r_0 \sin \varphi \right\}$$

 ② 求解滑动面上的总内能消耗  $E_{total}$ 

直线 BC 段的消耗的内能为

$$E_{BC} = c \cdot L_{BC} \cdot V_1 \cdot \cos \varphi = c \cdot V_0 \cdot (H - r_1 + r_0 \sin \varphi) \quad (4-12)$$

对数螺线 OCD 段消耗的内能:

a. 塑性区域 OCD 内所消耗的内能  $E_r$ :

沿动径的速度分量  $V_r$  为

$$V_r = \frac{V \cdot d\theta}{\cos \varphi}$$

则塑性区域 OCD 内所消耗的内能  $E_r$  为

$$\begin{aligned} E_r &= \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} c \cdot V \cdot r \cdot d\theta \\ &= \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} c \cdot V_1 \cdot \exp(\theta \tan \varphi) r_0 \cdot \exp(\theta \tan \varphi) \cdot d\theta \\ &= \frac{c V_0 r_0}{2 \sin \varphi} \{ \exp[(\pi - 2\varphi) \tan \varphi] - 1 \} \end{aligned} \quad (4-13)$$

b. 对数螺线 CD 段所消耗的内能  $E_{CD}$ :

与角度  $d\theta$  所对应的弧长为

$$ds = \frac{r \cdot d\theta}{\cos \varphi}$$

则对数螺线 CD 段所消耗的内能  $E_{CD}$  为

$$\begin{aligned}
 E_{CD} &= \int c \cdot V \cdot \cos \varphi \cdot ds \\
 &= \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} c \cdot V \cdot \cos \varphi \cdot \left( \frac{rd\theta}{\cos \varphi} \right) \\
 &= \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} c \cdot V \cdot r \cdot d\theta \\
 &= E_r
 \end{aligned} \tag{4-14}$$

由于对数螺线 CD 段所消耗的内能  $E_{CD}$  等于塑性区域 OCD 内所消耗的内能  $E_r$ ，即对数螺线 OCD 段消耗的内能为  $2E_r$ 。

总内能消耗  $E_{total}$  等于在直线滑动面 BC 段和对数螺线滑动面 OCD 段消耗的内能之和，即

$$\begin{aligned}
 E_{total} &= E_{BC} + 2E_r = cV_0 \{ H - r_0 \exp[(\pi/2 - \varphi) \tan \varphi] + r_0 \sin \varphi \} \\
 &\quad + \frac{cr_0 V_0}{\sin \varphi} \{ \exp[(\pi - 2\varphi) \tan \varphi] - 1 \}
 \end{aligned} \tag{4-15}$$

### ③ 求解总外力功 $W_{total}$

a. 建筑机械荷载所作的外力功为

$$W_q = qaV_0 \tag{4-16}$$

b. 土体自重所作的外力功  $W_{ABCO}$  及  $W_{OCD}$  为

$$\begin{aligned}
 W_{ABCO} &= \gamma S_{ABCO} V_1 \cos \varphi \\
 &= \gamma V_0 r_0 \cos \varphi \left\{ H - r_0 \exp \left[ \left( \frac{\pi}{2} - \varphi \right) \tan \varphi \right] + \frac{1}{2} r_0 \sin \varphi \right\}
 \end{aligned} \tag{4-17}$$

$$\begin{aligned}
 W_{OCD} &= \int_0^{\pi/2-\varphi} \frac{1}{2} \gamma \cdot r d\theta \cdot r V \cos(\varphi + \theta) \\
 &= \frac{1}{2} \gamma \int_0^{\pi/2-\varphi} r_0^2 \exp(2\theta \tan \varphi) \frac{v_0}{\cos \varphi} \exp(\theta \tan \varphi) \cos(\varphi + \theta) d\theta \\
 &= \frac{1}{2} \gamma \cdot r_0^2 \cdot V_0 \frac{1}{\cos \varphi} \cdot \int_0^{\pi/2-\varphi} \cos(\varphi + \theta) \cdot \exp(3\theta \tan \varphi) \cdot d\theta \\
 &= \frac{1}{2} \gamma \cdot r_0^2 \cdot V_0 \frac{1}{\cos \varphi} \cdot \frac{\exp \left[ 3 \left( \frac{\pi}{2} - \varphi \right) \tan \varphi \right] - 4 \sin \varphi}{1 + 9 \tan^2 \varphi}
 \end{aligned} \tag{4-18}$$

总外力功  $W_{total}$  等于挖掘机荷载做的功和土体自重做的功之和，即

$$W_{total} = W_q + W_{ABCO} + W_{OCD}$$

$$\begin{aligned}
 &= \lambda q a V_0 + \gamma V_0 r_0 \cos \varphi \times \{H - r_0 \times \exp[(\pi/2 - \varphi) \tan \varphi] + 0.5 r_0 \sin \varphi\} + \\
 &\quad \frac{\gamma V_0 r_0^2}{2 \cos \varphi} \cdot \frac{\exp[3(\pi/2 - \varphi) \tan \varphi] - 4 \sin \varphi}{1 + 9 \tan^2 \varphi} \quad (4-19)
 \end{aligned}$$

#### ④ 求解开挖深度 $H$

设式 (4-15) 和式 (4-19) 相等, 得到开挖深度  $H$  的表达式为

$$H = \frac{\lambda q a + \frac{1}{2} \gamma r_0^2 X + c r_0 Y}{c - \gamma r_0 \cos \varphi} \quad (4-20)$$

式中,

$$X = \frac{1}{\cos \varphi} \cdot \frac{\exp\left[3\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) \tan \varphi\right] - 4 \sin \varphi}{1 + 9 \tan^2 \varphi} + \frac{1}{2} \sin 2\varphi - 2 \cos \varphi \cdot \exp\left[\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) \tan \varphi\right] \quad (4-21a)$$

$$Y = \exp\left[\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) \tan \varphi\right] - \frac{\exp[(\pi - 2\varphi) \tan \varphi] - 1}{\sin \varphi} - \sin \varphi \quad (4-21b)$$

$X$ 、 $Y$  均为地基土体内摩擦角  $\varphi$  的函数。

对式 (4-20) 中的  $r_0$  进行微分, 求得使  $H$  为最小值时的  $r_0$ , 再将  $r_0$  代回式 (4-20) 即求得开挖深度上限解答的最小值。

根据槽壁坍塌时滑动土体的宽度  $D$  ( $D = r_0 \cos \varphi$ ) 与挖掘机荷载作用位置的关系, 分以下三种情况分别讨论最大开挖深度的表达式:

$$a = \begin{cases} 0, & ab > D \\ r_0 \cos \varphi - ab, & D - b \leq ab \leq D \\ b, & ab < D - b \end{cases} \quad (4-22)$$

a. 当  $ab > D$  或无荷载时, 式 (4-20) 中  $\lambda q a = 0$

$$r_0 = \frac{c}{\gamma \cos \varphi} \left[ 1 + \sqrt{1 + 2 \left( \frac{Y}{X} \right) \cos \varphi} \right] \quad (4-23a)$$

$$H = \frac{\frac{1}{2} \gamma r_0^2 X + c r_0 Y}{c - \gamma r_0 \cos \varphi} \quad (4-23b)$$

b. 当  $D - b \leq ab \leq D$  时, 式 (4-20) 中  $\lambda q a = \lambda q (r_0 \cos \varphi - ab)$

$$r_0 = \frac{c}{\gamma \cos \varphi} \left[ 1 + \sqrt{1 - 2 \cos \varphi \left( \frac{\lambda q \alpha b \gamma \cos \varphi}{c^2 X} - \frac{\lambda q \cos \varphi}{c X} - \frac{Y}{X} \right)} \right] \quad (4-24a)$$

$$H = \frac{\lambda q (r_0 \cos \varphi - \alpha b) + \frac{1}{2} \gamma r_0^2 X + c r_0 Y}{c - \gamma r_0 \cos \varphi} \quad (4-24b)$$

c. 当  $\alpha b < D - b$  时, 式 (4-20) 中  $\lambda q a = qb$

$$r_0 = \frac{c}{\gamma \cos \varphi} \left[ 1 + \sqrt{1 + 2 \cos \varphi \left( \frac{Y}{X} + \frac{q b \gamma \cos \varphi}{c^2 X} \right)} \right] \quad (4-25a)$$

$$H = \frac{q b + \frac{1}{2} \gamma r_0^2 X + c r_0 Y}{c - \gamma r_0 \cos \varphi} \quad (4-25b)$$

$r_0$  由上限解计算确定后, 还需验算是否符合相应的适用条件。

#### 4.2.2 开挖深度上限解简化式

上限解式 (4-23)、(4-24)、(4-25) 中,  $r_0$  不仅取决于地基土的重度  $\gamma$ 、强度指标  $c$  和  $\varphi$ , 而且随荷载条件 (履带板宽度、挖掘机荷载大小及与槽壁的距离) 变化, 由上限解计算确定  $r_0$  后, 还需验算  $r_0$  是否满足相应的适用条件, 因此, 利用上限解式 (4-23)、(4-24)、(4-25) 计算开挖深度时比较繁琐。试验结果表明, 荷载条件 (履带板宽度、挖掘机荷载大小及与槽壁的距离) 对滑动土体宽度  $D$  的影响较小, 滑动土体宽度  $D$  ( $D = r_0 \cos \varphi$ ) 与无荷载时的宽度基本相同 (见 3.8 节), 即可假设  $r_0$  为无荷载时的计算值, 从而可对开挖深度上限解进行如下简化。

设  $H_0$  为无荷载情况下的开挖深度,  $r_0$ 、 $H_0$  表达式即为式 (4-23a)、(4-23b)。

根据滑动土体的宽度  $D$  ( $D = r_0 \cos \varphi$ ) 与挖掘机荷载距槽壁的距离  $ab$  的相对关系, 由式 (4-23)、(4-24) 及 (4-25) 可得  $H/H_0$  的表达式为:

a. 当  $\alpha b > D$  或无荷载时

$$H = H_0, \text{ 故 } \frac{H}{H_0} = 1 \quad (4-26)$$

b. 当  $D - b \leq \alpha b \leq D$  时

$$\frac{H}{H_0} = 1 - \frac{\lambda q(\alpha b - r_0 \cos \varphi)}{\frac{1}{2} r_0^2 \gamma X + c r_0 Y}, \quad \lambda \in [0, 1] \quad (4-27)$$

c. 当  $\alpha b < D - b$  时

$$\frac{H}{H_0} = 1 - \frac{-qb}{\frac{1}{2} r_0^2 \gamma X + c r_0 Y} \quad (4-28)$$

即

$$\frac{H}{H_0} = \begin{cases} 1, & \alpha b > D \\ 1 - \frac{\lambda q(\alpha b - r_0 \cos \varphi)}{\frac{1}{2} r_0^2 \gamma X + c r_0 Y}, & D - b \leq \alpha b \leq D \\ 1 - \frac{-qb}{\frac{1}{2} r_0^2 \gamma X + c r_0 Y}, & \alpha b < D - b \end{cases} \quad (4-29a)$$

$$(4-29b)$$

$$(4-29c)$$

#### 4.2.3 上限解简化式计算结果与试验结果的比较

表 4-1 为计算上限值时使用的土体参数, 试验前由于未进行开挖, 地基土体没有受到扰动, 此时地基土体参数并非实际土体参数; 试验结束后由于槽壁已被破坏, 因而无法测得土体参数。土体参数  $c$ 、 $\varphi$  由无挖掘机荷载情况下离心模型试验的开挖深度代入上限解式 (4-23) 反算得到。

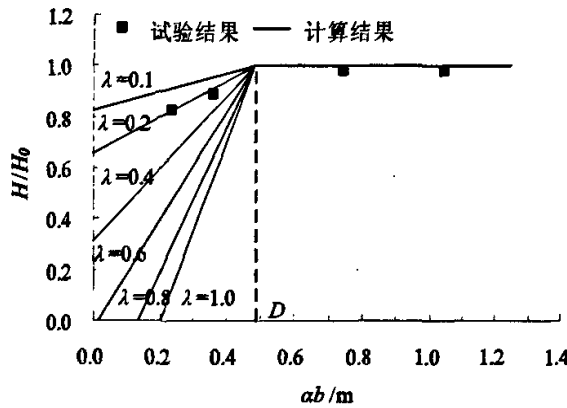
表 4-1 计算上限解所用参数

| 地 基                 | 粘聚力 $c$<br>/ kPa | 内摩擦角 $\varphi$<br>/ ° | 土的重度 $\gamma$<br>/ kN/m <sup>3</sup> |
|---------------------|------------------|-----------------------|--------------------------------------|
| A 地基<br>(丰浦砂)       | 2.5              | 37                    | 15.89                                |
| B 地基<br>(铺有黑色砂的丰浦砂) | 2.0              | 36                    | 15.73                                |
| C 地基<br>(关东火山灰)     | 9.0              | 10                    | 9.09                                 |

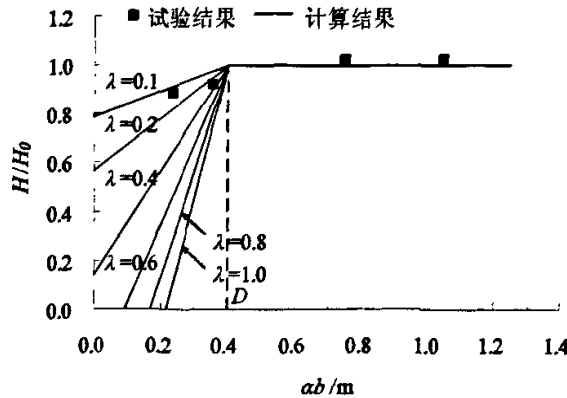
图 4-3 为上限解简化式计算结果与试验结果比较图, 其中  $H/H_0$  为开挖深度与无荷载时的开挖深度的比值,  $\alpha b$  为挖掘机荷载与槽壁的距离,  $D$  表示滑动土体的宽度。影响  $D$  的因素有土体的重度  $\gamma$ 、强度指标  $c$  和  $\varphi$ , 利用表 4-1 所给参数算得 A 地基  $D=0.49\text{m}$ , B 地基  $D=0.40\text{m}$ 。关于  $D$  将在本章 4.2.4 节中详细讨论。当  $\alpha b > D$  时,  $H/H_0=1$ , 即当挖掘机荷载作用在滑动土体以外时, 挖掘机荷载对开

挖深度不产生影响, 计算结果基本反映了试验结果。当  $ab < D$  时, 试验结果表明, 挖掘机荷载将对开挖深度产生影响, 挖掘机荷载距槽壁越近,  $H/H_0$  越小, 表示挖掘机荷载对开挖深度影响越大。另一方面, 计算结果显示, 柔度系数  $\lambda$  越大 (基础与滑动土体的变形越协调), 开挖深度越小, 表示挖掘机荷载对开挖深度影响越大。反之,  $\lambda$  越小 (基础与滑动土体的变形越不协调), 开挖深度越大, 表示挖掘机荷载对开挖深度影响越小。本试验中的模型基础是刚性的,  $\lambda$  取 0.2 时计算结果与试验结果比较吻合。另外, 对于关东火山灰地基 (C 地基:  $q=35.4\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ ,  $ab=0.75\text{m}$ ), 属于  $ab < D-b$  的情况 ( $\lambda=1.0$ ), 将相关参数代入式 (4-29c) 算得  $H/H_0$  为 0.841, 与试验结果 (0.815) 基本吻合。

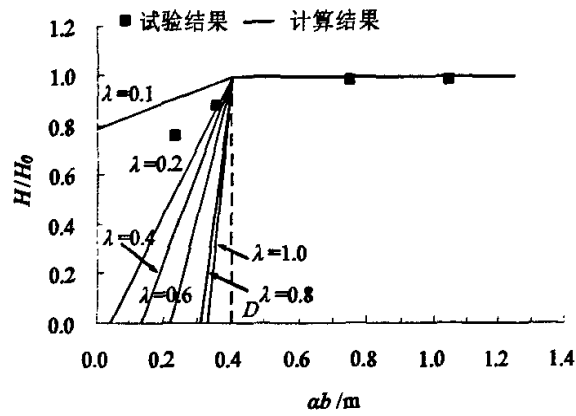
图 4-4 为柔度系数  $\lambda=0.2$  时上限解简化式计算的槽壁破坏形态与试验结果的比较, 计算结果与试验结果基本吻合。



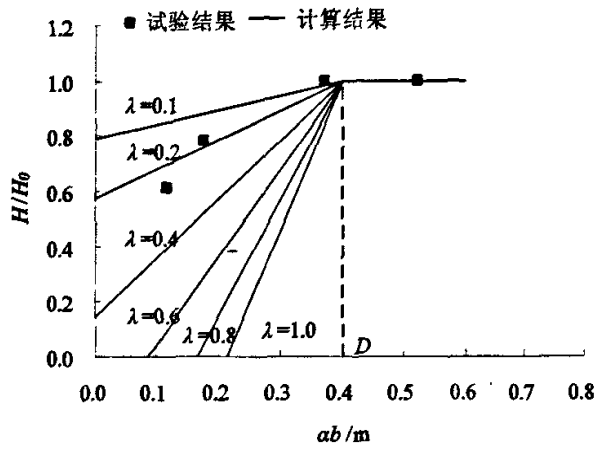
(a) A-1 试验 ( $q=35.4\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ )



(b) B-1 试验 ( $q=35.4\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ )

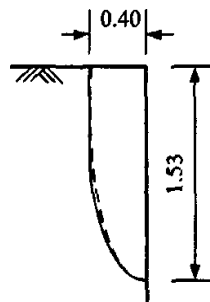


(c) B-2 试验 ( $q=91.7\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ )

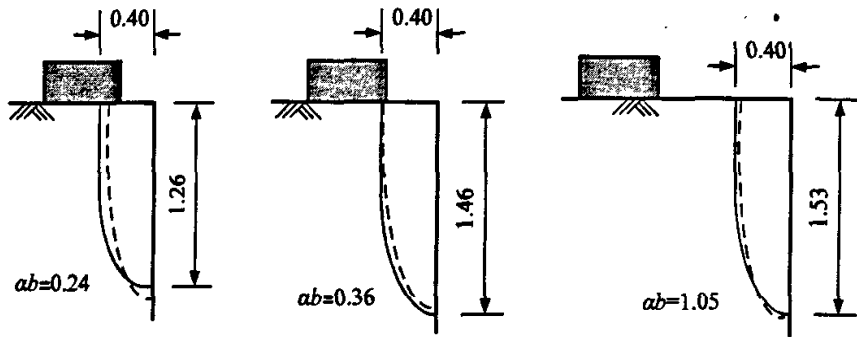


(d) B-3 试验 ( $q=35.2\text{kPa}$ ,  $b=0.3\text{m}$ )

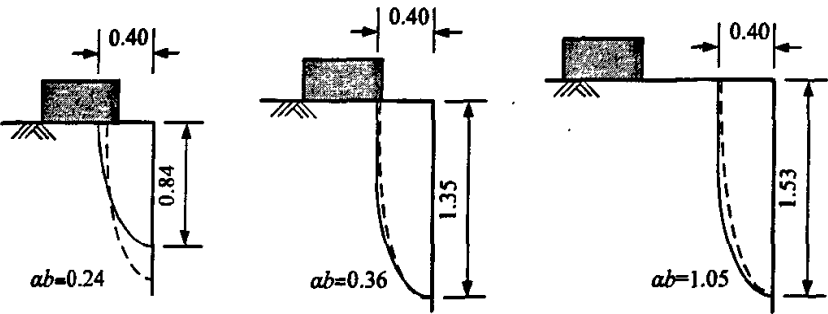
图 4-3 上限解简化式计算结果与试验结果的比较( $H/H_0$ 与 $\alpha$ 的关系)



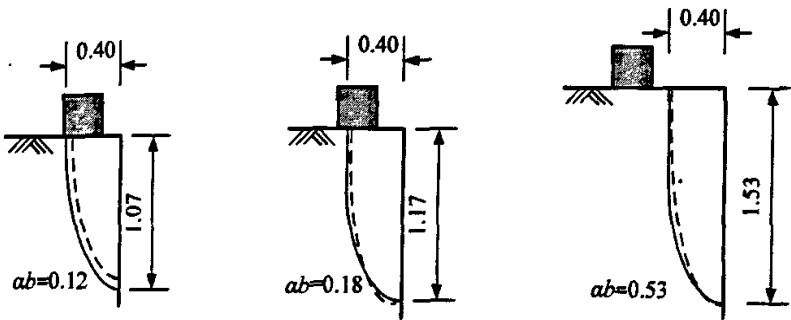
(a) 无挖掘机荷载



(b) B-1 试验 ( $q=35.4\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ )



(c) B-2 试验 ( $q=91.7\text{kPa}$ ,  $b=0.6\text{m}$ )



(d) B-3 试验 ( $q=35.2\text{kPa}$ ,  $b=0.3\text{m}$ )

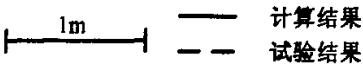


图 4-4 上限解简化式计算的槽壁破坏形态与试验结果的比较(单位: m)

4.2.4 利用上限解简化式讨论挖掘机荷载影响区

由图 4-3 可知, 挖掘机荷载是否影响开挖深度, 与挖掘机荷载距槽壁的距离和滑动土体宽度  $D$  的相对位置有关。滑动土体宽度  $D$  由无荷载时的初始半径  $r_0$  表达式 (4-23a) 得到, 即

$$D = r_0 \cos \varphi = \frac{c}{\gamma} \left( 1 + \sqrt{1 + 2 \frac{Y}{X} \cos \varphi} \right) \quad (4-30)$$

式中,  $X$ 、 $Y$  均为地基土体内摩擦角  $\varphi$  的函数, 由式 (4-21) 给出。

式 (4-30) 表示  $D$  是  $c$ 、 $\varphi$  和  $\gamma$  的函数, 由此可得  $D$  与  $c/\gamma$  的关系, 如图 4-5 所示。槽壁坍塌时滑动土体的宽度  $D$  与  $c/\gamma$  成正比, 几乎不受地基土体内摩擦角  $\varphi$  的影响。若取式 (4-30) 等式右端  $c/\gamma$  的平均值, 则式 (4-30) 可简化为

$$D \approx \frac{c}{\gamma} \tan 72.8^\circ = 3.2 \frac{c}{\gamma} \quad (4-31)$$

利用式 (4-31) 可简单地计算出滑动土体宽度  $D$ 。因为重度  $\gamma$  的取值范围变化不大, 所以, 影响  $D$  的主要因素是粘聚力  $c$ 。当粘聚力  $c=0$  时, 由于无法进行垂直开挖, 所以滑动土体宽度  $D=0$ 。

由图 4-5 可知, 当挖掘机荷载与开挖面的距离  $ab$  大于滑动土体的宽度  $D$  时, 即当挖掘机荷载作用在滑动土体以外时, 挖掘机荷载对开挖深度不产生影响。设  $ab > D$  的工作区为挖掘机荷载非影响区, 挖掘机在此区工作时可不考虑挖掘机荷载的影响, 即由式 (4-29a) 得  $H=H_0$ 。同样, 当  $ab$  小于  $D$  时, 即当挖掘机荷载作用在滑动土体以内时, 挖掘机荷载对开挖深度产生影响。设  $ab < D$  的工作区为挖掘机荷载影响区, 挖掘机在此区工作时应考虑挖掘机荷载的影响, 开挖深度比  $H/H_0$  可由式 (4-29b)、(4-29c) 计算。

在《建筑工程预防坍塌事故若干规定》(2003) 中规定, 各类施工机械距基坑(槽)、边坡和基础桩孔边的距离不得小于 1.5m。对于挖掘机横跨在沟槽上方的施工方法, 挖掘机两条履带板之间的净间距以 1.8m 居多(社团法人日本建设机械化协会, 1998), 如果沟槽宽度为 0.8m, 则履带板与槽壁的距离为  $ab=0.5\text{m}$ , 很难满足大于 1.5m 的要求。而在图 4-5 中, 滑动土体宽度  $D=0.5\text{m}$  时所对应的  $c/\gamma$  约为 0.16m, 如果取  $\gamma=18\text{kN/m}^3$ , 则  $c=2.9\text{kPa}$ 。即, 只有当  $c < 2.9\text{kPa}$  时, 才可以不考虑挖掘机荷载的影响, 显然满足  $c < 2.9\text{kPa}$  的土体范围很小。对于当  $c > 2.9\text{kPa}$  的土体, 则应考虑挖掘机荷载对沟槽稳定性的影响。

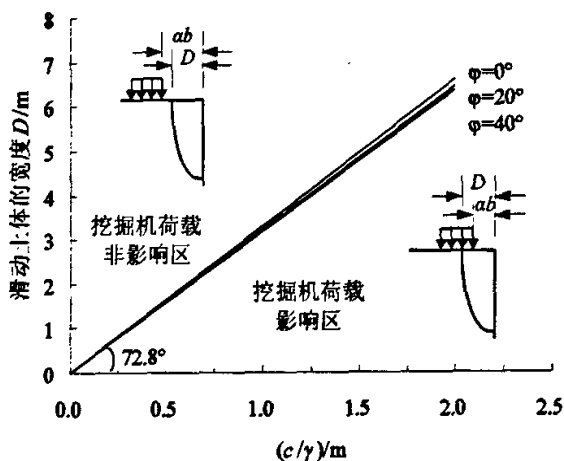


图 4-5 挖掘机荷载对开挖深度的影响区划分图

### 4.3 建筑机械偏心荷载作用下开挖沟槽的稳定性分析

#### 4.3.1 上限解简化式的适用性

根据上一章的试验结果,偏心荷载作用下沟槽槽壁的破坏形态与中心荷载作用下相同。因此,在偏心荷载作用下可设定与中心荷载作用下相同的槽壁许可破坏模式及速度场(如图 4-1 所示),中心荷载作用下的沟槽开挖深度上限解简化式(式(4-29))同样适用于偏心荷载的情况。

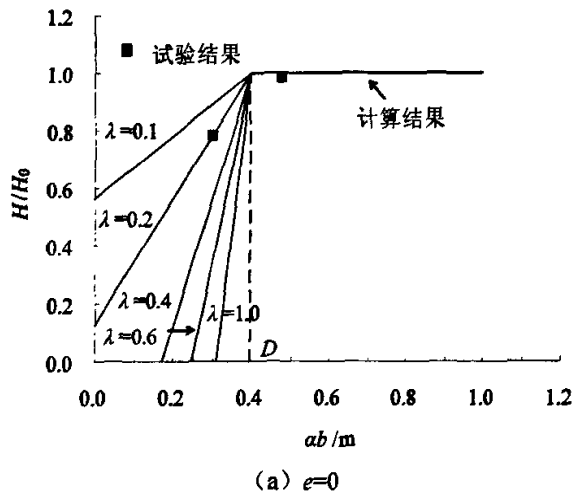
在利用上限解简化式计算开挖深度时,需确定挖掘机偏心荷载产生的接触压力  $q$ 。由上一章的结论可知,两个条形荷载中靠近沟槽的条形荷载对开挖沟槽的稳定性产生影响,远离沟槽的条形荷载对开挖沟槽的稳定性没有影响。因此,在偏心荷载作用下,取靠近沟槽的条形荷载的平均接触压力  $((q_{max}+q_l)/2)$  作为挖掘机接触压力  $q$ 。本试验中,当  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ )、 $25\text{mm}$  ( $=B/4$ ) 时的挖掘机接触压力  $q$  见表 3-7。

计算时使用的 B 地基的土体参数为粘聚力  $c=2.0\text{kPa}$ 、内摩擦角  $\varphi=36^\circ$ 、重度  $\gamma=15.73\text{kN/m}^3$ ,与中心荷载作用的情况相同。将各参数代入上限解简化式(4-29)可算得  $H/H_0$ 。

### 4.3.2 上限解简化式的计算结果与试验结果的比较

图 4-6 为上限解简化式计算结果与试验结果比较图, 其中  $H/H_0$  为开挖深度与无荷载情况下的开挖深度的比值。 $ab$  为挖掘机偏心荷载与槽壁的距离。 $D$  表示滑动土体的宽度, 利用地基土体参数算得该地基  $D=0.40\text{m}$ 。当  $ab>D$  时,  $H/H_0=1$ , 即当挖掘机位于非影响区时, 挖掘机荷载对开挖深度不产生影响, 计算结果基本反映了试验结果。当  $ab<D$  时, 试验结果表明, 挖掘机荷载对开挖深度产生影响。另一方面, 计算结果显示, 柔度系数  $\lambda$  越大 (基础与滑动土体的变形越协调), 开挖深度越小, 表示挖掘机偏心荷载对开挖深度的影响越大。反之,  $\lambda$  越小 (基础与滑动土体的变形越不协调), 开挖深度越大, 表示挖掘机偏心荷载对开挖深度的影响越小。本试验中的模型基础是刚性的, 无论有、无偏心  $\lambda=0.2$  时计算结果与试验结果比较吻合, 与本章 4.2.3 节挖掘机中心荷载作用情况下的  $\lambda$  取值相同。

图 4-7 为柔度系数  $\lambda=0.2$  时上限解简化式计算的槽壁破坏形态与试验结果的比较, 计算结果与试验结果基本吻合。



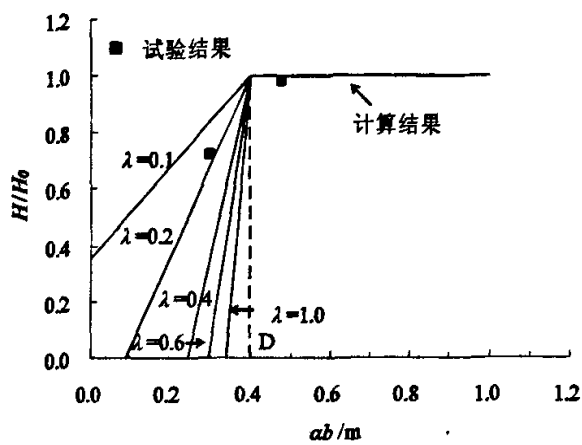
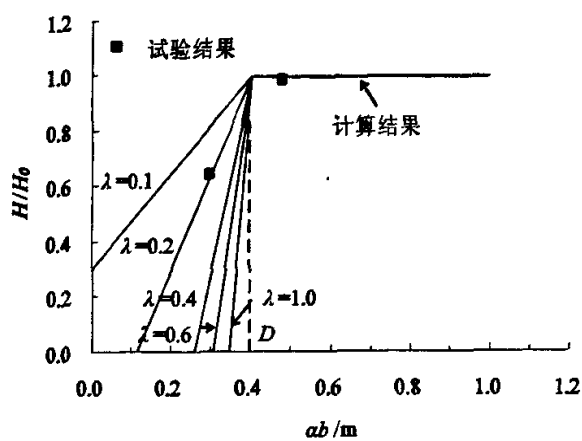
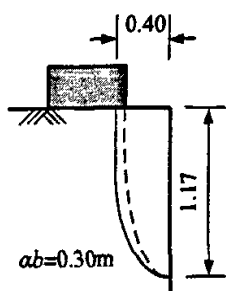
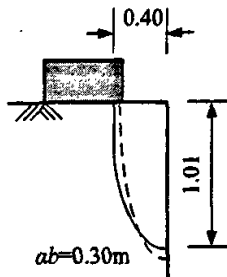
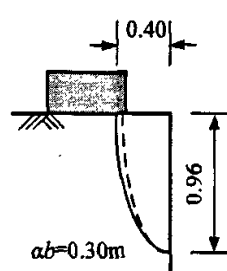

 (b)  $e=20\text{mm}$  ( $=B/5$ )

 (c)  $e=25\text{mm}$  ( $=B/4$ )

 图 4-6 上限解简化式计算结果与试验结果的比较 ( $H/H_0$  与  $ab$  的关系)

 (a) B-4 试验 ( $ab=0.30\text{m}$ )

 (b) B-5 试验 ( $ab=0.30\text{m}$ )

 (c) B-6 试验 ( $ab=0.30\text{m}$ )

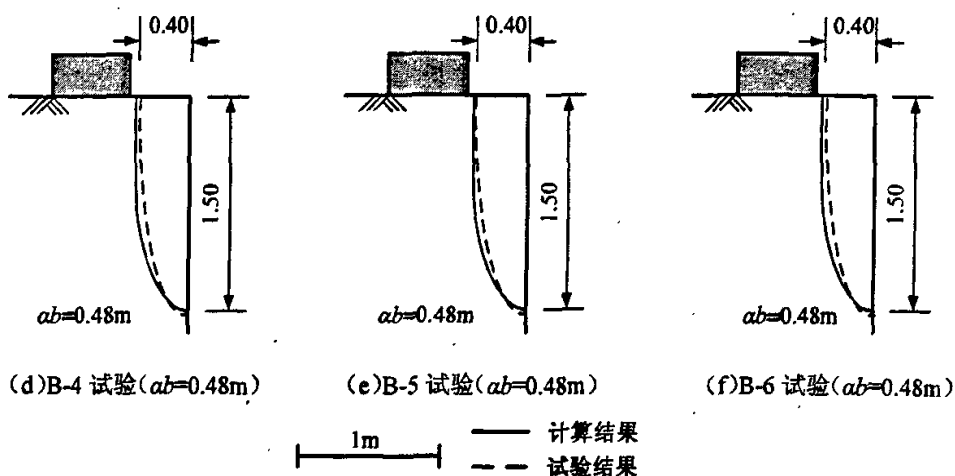


图 4-7 上限解简化式计算的槽壁破坏形态与试验结果的比较 (单位: m)

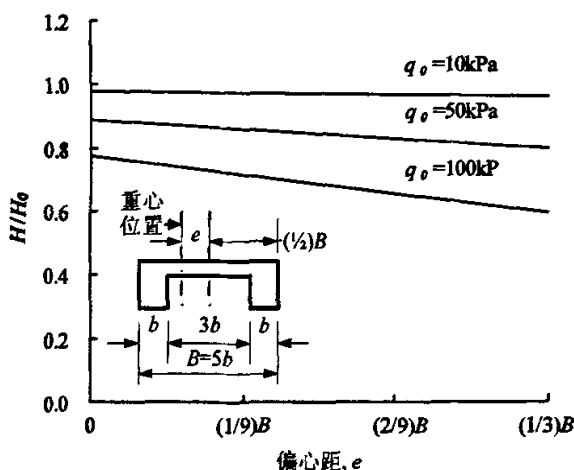
#### 4.3.3 利用简化式讨论偏心距及接触压力对开挖深度的影响

图 4-8 是在挖掘机位于影响区时计算得到的开挖深度比  $H/H_0$  与偏心距  $e$  及挖掘机偏心荷载的接触压力  $q_0$  的关系。计算时各参数取值如下:  $b=0.6m$ ,  $B=5b=3.0m$ ,  $c=5.5kPa$ ,  $\varphi=35^\circ$ ,  $\gamma=18kN/m^3$ 。其中横坐标  $e$  的最大取值为  $B/3$  约等于  $q_{min}=0$  对应的。挖掘机偏心荷载作用下, 挖掘机接触压力  $q_0$  分别取  $10kPa$ 、 $50kPa$  及  $100kPa$ 。

在此, 定义  $k$  为开挖深度比  $H/H_0$  的损失率, 表示挖掘机偏心荷载作用下计算的开挖深度比  $(H/H_0)_e$  相对于中心荷载作用下计算的开挖深度比  $(H/H_0)_0$  的减小程度:

$$k = \frac{(H/H_0)_0 - (H/H_0)_e}{(H/H_0)_0} \times 100\% \quad (4-32)$$

如图 4-8 所示, 随着偏心距  $e$  的增大, 开挖深度逐渐减小。当  $q_0=10kPa$ 、 $50kPa$  及  $100kPa$  时对应的损失率  $k$  依次为 1.86%、10.23%及 23.40%。即挖掘机接触压力  $q_0$  越大, 偏心距  $e$  对开挖深度的影响也越大。


 图 4-8 上限解简化式  $H/H_0$  计算结果与偏心距  $e$  及  $q_0$  的关系

#### 4.4 本章小结

首先,根据离心模型试验结果,将沟槽槽壁破坏模式设定为始于地基表面的铅直直线段与对数螺线的组合滑动面,进而求解开挖深度的上限解答,并根据槽壁破坏特点对开挖深度上限解表达式进行了简化。其次,根据离心模型试验结果,在偏心荷载作用下可设定与中心荷载作用下相同的槽壁许可破坏模式及速度场,所以中心荷载作用下的沟槽开挖深度上限解简化式同样适用于偏心荷载的情况。通过对开挖深度上限解简化式的讨论,可得以下结论:

(1) 地基土体内摩擦角  $\varphi$  对槽壁坍塌时滑动土体的宽度影响甚小。滑动土体的宽度  $D$  与地基土体粘聚力  $c$  与重度  $\gamma$  的比值 ( $c/\gamma$ ) 成正比,可近似取比例系数为 3.2。

(2) 利用滑动土体的宽度表达式得到的建筑机械荷载的影响区划分图,直观地给出挖掘机荷载的影响区和非影响区,具有较高的工程实用价值。

(3) 当建筑机械位于非影响区时,挖掘机荷载对开挖深度不产生影响,即此情况下的开挖深度等于无荷载情况下的开挖深度,可利用开挖深度上限解简化式求解此情况下的开挖深度;当建筑机械荷载位于影响区时,建筑机械荷载对开挖深度产生影响,可利用开挖深度上限解简化式计算开挖深度与无建筑机械荷载时的开挖深度之比。

(4) 偏心距对沟槽开挖深度的影响程度因建筑机械荷载的接触压力大小不同而不同。接触压力越大,偏心距对开挖深度的影响也越大。

## 5 结论

### 5.1 结论

本论文利用土工离心模型试验技术及极限分析上限解理论对挖掘机等建筑机械在开挖沟槽过程中对沟槽稳定性的影响进行了研究。得出如下结论:

(1) 当建筑机械荷载的接触压力与地基强度相比较小时, 沟槽的破坏形态与无挖掘机荷载情况下的破坏形态极其相似, 均属于开挖引起的稳定性问题, 而且破坏形态不受建筑机械荷载的影响。当建筑机械荷载的接触压力与地基强度比较接近时, 破坏形态呈现出边坡上承载力占支配地位的破坏形态。

(2) 当建筑机械荷载的接触压力与地基强度相比较小时, 开挖深度受履带板宽度、建筑机械荷载的大小及其与槽壁的距离和偏心距的影响。履带板宽度越小, 开挖深度越大; 接触压力越大, 开挖深度越小; 挖掘机荷载与槽壁的距离越大, 开挖深度越大, 当挖掘机距槽壁达某一距离以上时, 开挖深度趋于稳定, 分别接近或等于无建筑机械荷载情况下的开挖深度; 当挖掘机位于影响区时, 随着偏心距的增大, 开挖深度减小, 而当挖掘机位于非影响区时, 偏心距对开挖深度几乎无影响。当建筑机械荷载的接触压力与地基强度比较接近时, 开挖深度受挖掘机荷载与槽壁的距离影响较大。

(3) 建筑机械荷载对开挖沟槽稳定性的影响, 主要表现在对开挖深度的影响, 对槽壁坍塌时滑动土体宽度的影响较小。

(4) 根据离心模型试验结果, 将沟槽槽壁破坏模式设定为始于地基表面的铅直直线段与对数螺线的组合滑动面。根据槽壁破坏特点对开挖深度上限解表达式进行了简化。并且, 根据离心模型试验结果, 挖掘机中心荷载作用下的沟槽开挖深度上限解简化式同样适用于偏心荷载作用的情况。

(5) 地基土体内摩擦角  $\varphi$  对槽壁坍塌时滑动土体的宽度影响甚小。滑动土体的宽度  $D$  与地基土体粘聚力  $c$  与重度  $\gamma$  的比值 ( $c/\gamma$ ) 成正比, 可近似取比例系数为 3.2。

(6) 利用滑动土体的宽度表达式得到的建筑机械荷载的影响区划分图, 直观地给出了建筑机械荷载的影响区和非影响区, 具有较高的工程实用价值。

(7) 当建筑机械荷载作用在非影响区时, 即建筑机械与槽壁的距离大于滑

动土体的宽度时,建筑机械荷载对开挖深度不产生影响,此情况下的开挖深度等于无建筑机械荷载时的开挖深度,并可由开挖深度上限解简化式得。当建筑机械荷载作用在影响区时,即建筑机械与槽壁的距离小于滑动土体宽度时,建筑机械荷载对开挖深度产生影响,此时,可利用开挖深度简化式计算开挖深度与无建筑机械荷载时的开挖深度之比。

(8) 偏心距对沟槽开挖深度的影响程度因建筑机械荷载的接触压力大小不同而不同。接触压力越大,偏心距对开挖深度的影响也越大。

## 5.2 尚待解决的问题

(1) 本文中建筑机械荷载是以静荷载的形式作用于沟槽边,但实际工程中建筑机械是在工作中的,故应进一步考虑动荷载对开挖沟槽稳定性的影响。

(2) 由于开挖行为会对槽壁土体产生扰动,从而降低了土体的强度参数。本文在离心场中进行的开挖试验再现了开挖行为对槽壁土体的扰动,但扰动的程度较难确定。

(3) 本文讨论的是二维问题,如果将建筑机械荷载简化为三维将更接近实际情况。

以上几点在今后的研究中需进一步探讨。

## 参 考 文 献

- [1] 白冰, 周健. 土工离心模型试验技术的一些进展[J]. 大坝观测与土工测试, 2001, 25(1): 36-39.
- [2] 包承钢. 我国离心模拟试验技术的现状和展望. 岩土工程学报. 1991, 13(6).
- [3] 包承钢, 饶锡保. 土工离心模型的试验原理. 长江科学院院报. 1998, 15 (2): 1-3.
- [4] 陈惠发. 极限分析与土体塑性[M]. 詹世斌 译. 北京:人民交通出版社, 1995.
- CHEN Hui-fa. Limit analysis and soil plasticity [M]. Translated by ZHAN Shi-bin. Beijing: China Communications Press, 1995.
- [5] 陈丛新. 边坡稳定离心模型试验中离心力分布不均匀的影响. 岩土力学. 1994, 15 (4): 39-46.
- [6] 多贺谷宏三, Scott RF, 纲干寿夫. Scale Effect in Anchor Pullout Test by Centrifugal Technique. 土质工学会论文报告集. 1988, 28 (3).
- [7] 豊澤康男, 楊俊傑, 三浦清一, 末政直晃. 遠心力載荷装置を用いた補強基礎地盤の支持力実験[J]. 土木学会論文集, 2004, 757/III(66): 247-257.
- Toyosawa, Y., Yang Junjie, Miura, S. and Suemada, N.. Bearing Capacity of Reinforced Ground Using Centrifuge Tests[J]. Journal of Geotechnical Engineering, JSCE, 2004, No.757/III(66): 247-257.
- [8] 建质[2003]82 号, 建筑工程预防坍塌事故若干规定. 颁布日期: 2003, 04, 17. 实施日期: 2003, 04, 17.
- [9] 李广信. 高等土力学. 第一版. 北京: 清华大学出版社. 2004.
- [10] 濮家骝. 土工离心模型试验及其应用的发展趋势[J]. 岩土工程学报, 1996, 18(5): 92-94.
- [11] 饶锡保. 土石坝的离心模型试验研究[硕士论文M]. 武汉: 长江科学院. 1989.
- [12] 日下部治. Studies on the stability analysis of slopes under strip loads on the top surface[硕士论文D]. 东京: 东京工业大学. 1975.
- [13] 日下部治. 斜面上直接基礎の支持力評価に関する計算[J]. 土と基礎, 1985, 33(2): 7-12.
- [14] 三笠正人. 土質工学と模型実験[J]. 土と基礎, 1980, 28(5): 1-2. (Mikasa, M.. Model Testing In Soil Engineering [J]. Journal of TSUCHI-TO-KISO, Japanese Geotechnical Society, 1980, 28(5): 1-2.)
- [15] 山口柏樹. 模型実験結果の解釈と信頼性[J]. 土と基礎, 1980, 28(5): 3-7.
- Yamaguchi, H.. Model Tests In Geomechanics: Their Meaning And Accuracy [J]. Journal of

- TSUCHI-TO-KISO, Japanese Geotechnical Society, 1980, 28(5):3-7.
- [16] 社团法人日本建设机械化协会. 日本建设机械要览[M]. 日本: 1998.
- [17] 水伟厚. 黄土场地深基坑开挖变形性状研究[硕士论文 D]. 西安: 西安建筑科技大学. 2001.
- [18] 唐志成. 刚性挡土墙的离心模型试验研究[硕士论文 M]. 成都: 西南交通大学. 1992.
- [19] 王红雨, 杨敏. 临近基坑矩形浅基础地基承载力上限估算[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(10): 1116-1122.
- WANG Hong-yu, YANG Min. Approximate upper-bound solution for bearing capacity of rectangular footings near excavations[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(10): 1116-1122.
- [20] 吴庆勇. 钻孔桩受力性状的离心模型试验研究[硕士论文 M]. 杭州: 浙江大学. 2006.
- [21] 徐光明, 章为民. 离心模型中的粒径效应和边界效应研究. 岩土工程学报. 1996, 18 (3):8086.
- [22] 姚裕春. 边坡开挖工程活动对环境影响研究[博士论文 D]. 成都: 西南交通大学. 2005.
- [23] 玉手聡, 堀井宣幸, 豊澤康男, 末政直晃, 片田敏行, 高野裕亮. 支持地盤の不安定性が移動式クレーンの転倒に及ぼす影響[J]. 土木学会論文集, 1998, 596/III(43): 163-174.
- [24] 赵荒. 谨防沟槽施工中的土方坍塌[J]. 建筑安全, 1996, 11(2): 43.
- [25] 中华人民共和国国家标准 GB50268-97, 给水排水管道工程施工及验收规范[S]. (GB50268-97, Code for construction and acceptance of water supply and sewerage pipelines[S].)
- [26] 中华人民共和国国家标准GB50330-2002, 边坡工程技术规范[S].(GB50330-2002, Technical code for building slope engineering[S].)
- [27] 中华人民共和国国家标准编写组.建筑地基基础设计规范(GB50007-2002)[S].北京: 中国建筑工业出版社,2002.(The National Standards Compilation Group of People's Republic of China. Specifications for Foundation Design of Construction Ground (GB50007-2002)[S]. Beijing: China Architecture and Building Press,2002.)
- [28] 足立紀尚. 模型実験とその限界[J]. 土と基礎, 1992,40(5):1-4.(Adachi, N. The disadvantage of model test [J]. Journal of TSUCHI-TO-KISO, Japanese Geotechnical Society, 1992, 40(5):1-4.)
- [29] Bucky, P . B, (1931) Use of models for the study of mining problems. Am. Inst. Min. Met.

- Eng. Tech. Pub. 425, pp. 28.
- [30] Chen, W. F. limit analysis and soil plasticity, Elsevier, Amsterdam.1975.
- [31] Chen, W. F. and Liu, X. L. Limit analysis in soil mechanics, Elsevier, Amsterdam.1990.
- [32] De Buhan P, Garnier D. Three dimensional bearing capacity analysis of a foundation near a slope[J]. Soils and Foundations, 1998, 38(3):153-163.
- [33] FuglsangLD, Ovesen NK. The Application of the Theory of Modelling to Centrifuge Studies. Centrifuge in Soil Mechanics, 1988.
- [34] Hosoi T. Increase in pore water pressure during excavation [A]. Proceedings of Geotech-Year 2000, Developments in Geotechnical Engineering [C]: Bangkok, Thailand, 2000, Vol.1:243-252.
- [35] Kusakabe, O. (1982) Stability of excavations in soft clay, Ph.D thesis, Cambridge University.
- [36] Malushitsky YN. The Centrifuge Model Testing of Waste~heap Embankments. London: Cambridge University Press, 1975: 5~11
- [37] NgCWW, VanLaakP, TangWHetal.The Geotechnical Centrifuge Facility in Hong Kong. Second China~Japan Joint Symposiumon Recent Development of Theory and Practice in Geotechnology, 1999, 11: 327~335.
- [38] Ovesen NK. The Use of Physical Model sin Design: the Scaling Law Relationships.7th EuropeanConf. On Soil Mechanic sand Foundation Engineering. Brighton, 1979, 4: 318~323.
- [39] Philips, E. De l' equilibre des solides elastiques semblables. C. R. Acad. Sci., Paris. 1869, 68, pp75~79.
- [40] Santamarina JC, GoodingsDJ, Centrifuge Modeling: a Study of Similarity. Geotechnical Testing Jr, 1989, 12(2):163~166.
- [41] Taylor, R.N. (1984) Ground movements associated with tunnels and trenches, Ph.D thesis, Cambridge University.
- [42] Toyosawa, Y., Horii, N., Tamate, S., Hanayasu, S. and Ampadu, S.K. Deformation and failure characteristics of vertical cuts and excavations in clay, Proceeding of International Conference on Centrifuge 94, Singapore: 1994. 663-668.
- [43] Toyosawa, Y., Mitachi, T., Yang Junjie, Itoh, K. and Tamrakar S.B.: Stability of trench excavation under construction machinery load[J]: Journal of Geotechnical Engineering, JSCE No.806/III-73(2005): 79-91.

- [44] 房明,杨俊杰,许国辉,丰泽康男,堀井宣幸,伊藤和也.建筑机械开挖沟槽的稳定性研究[J]. 岩土工程学报(2007). (FANG Ming, YANG Jun-jie, XU Guo-hui, Toyosawa,Y., Horiyi,N., Itoh,K. Stability of trench excavation by construction machinery [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering.)
- [45] Yamamoto, K.: Seismic bearing capacity of spread foundations on sloping ground. Dalian university of technology press, Dalian, ISBN7-5611-2813-4(2006):129-134.
- [46] 王红雨, 杨敏. 临近基坑条形基础地基承载力简化上限解[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2006 (3):319-324.
- Wang, H.Y., Yang M.: Approximate upper-bound solution for bearing capacity of strip near excavations[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 34(3) (2006):319-324.
- [47] 卢廷浩, 刘祖德等.高等土力学[M]. 第一版. 北京: 机械工业出版社. 2006.
- [48] 中瀬明男, 木村孟, 日下部治: 斜面上支持力に関する実験と解析. 第10回土質工学研究発表会: 1975: 459-462.
- [49] 前田良刀. (1991) 斜面上直接基礎の支持力評価に関する研究. 九州大学学位論文.
- [50] 毛戸秀幸, 前田良刀, 上原精治, 日下部治: 斜面上直接基礎の実用的な支持力評価法の提案. 土木学会論文集. No.403/VI-10(1989): 147-156.
- [51] 中島英治, 田原賢二, 前田良刀: 斜面上基礎の設計. 土木学会論文集. No.355/VI-2(1985): 46-52.
- [52] 齊藤邦夫, 新庄一優, 山口柏樹, 木村孟: 砂斜面上の基礎の支持力に関する基礎的研究. 第16回土質工学研究発表会. (1981): 861-864.
- [53] 岡原美智夫, 木村嘉富, 渡会正晃, 平尾淳一: 遠心力載荷装置による斜面上の支持力実験. 土木学会第45回年次学術講演会. 第III部門. (1990): 1022-1023.
- [54] 木村孟, 日下部治, 高田直俊: 講座, 遠心模型実験, 7.適用事例一掘削トンネル埋設管一. 土と基礎. Vol.36.No.6(1988): 79-85.
- [55] Gemperline, M.C. and Ko, H.Y.: Centrifugal model tests for ultimate bearing capacity of footings on steep slopes in cohesionless soil, Proc. of Symposium on Application of Centrifuge Modelling to Geotechnical Design.(1994): 663-668.
- [56] Aas, G.: Stability of slurry trench excavations in soft clay, Proc. 6<sup>th</sup> European Conf. on soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol.1,(1976): 103-110.
- [57] S.B. Tamrakar, Y. Toyosawa, K.Itoh, N. Horii, S. Kusakabe. Failure Mechanism of Slopes in

- the Centrifuge using In-flight Excavator. International Symposium Landslide Hazard in Orogenic Zone from the Himalaya to Island Arc in Asia (2005): 255-264.
- [58] 木村孟, 日下部治: 講座, 遠心模型実験, 2.序論. 土と基礎. Vol.35, No.11(1988): 68-74.
- [59] 高田直俊, 日下部治: 講座, 遠心模型実験, 3.原理. 土と基礎. Vol.35, No.12(1987): 89-97.
- [60] 杨俊杰, 柳飞, 丰泽康男, 堀井宣幸, 伊藤和也. 砂土地基承载力离心模型试验中的粒径效应研究[J]. 岩土工程学报. (2007).
- YANG Jun-jie, LIU Fei, Toyosawa, Y., Horiy, N., Itoh, K. Particle size effects on bearing capacity of sandy ground by centrifugal tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering. (2007).

## 致 谢

本论文是在导师杨俊杰教授的悉心指导和耐心帮助下完成的，从论文的选题、试验、写作、审稿到定稿，都凝聚着导师的心血。在公式推导最困难的时候，是导师耐心的启发和鼓励帮我度过了难关。在三年的研究生学习和生活期间，杨老师开明、严谨的治学态度，丰富的理论知识和实践经验，平易近人的作风给我留下了深刻的印象，同时也使我终身受益。值此论文完成之际，特向导师杨俊杰教授致以深深的谢意！

本论文试验部分是在日本产业安全研究所完成的，在此特别感谢丰泽康男、堀井宣幸、玉手聪和伊藤和也等研究员在试验过程中给予的热情帮助及提出的宝贵意见。

感谢贾永刚教授、刘红军教授、单红仙教授、许国辉副教授、陈友媛副教授、郭秀军副教授、孟庆生副教授、郑建国老师、王秀海老师及张民生老师对我的帮助。感谢岩土与环境工程学术团队各位老师的培养教育，你们渊博的学识、平易近人的态度给我留下深刻的印象。

感谢王亮师兄的指导和鼓励，感谢柳飞同学及李秀娟、刘强、陈照亮、张昆等师弟、师妹的帮助，感谢几年来朝夕相处的学友以及室友，感谢你们和我一起共同奋斗、共同进步以及相互帮助与鼓励！

最后，感谢我的家人对我的殷切希望和无私支持，感谢张毅的关心和鼓励，感谢所有帮助过我的老师、同学、师兄妹及好友们！

房 明

2007-3-26