

毕业论文题目：抽水条件下拉张型地裂缝开展过程的数值模拟研究

地质工程 专业 2010 级硕士生姓名：王哲成

指导教师（姓名、职称）：张云 教授

摘要

虽然地裂缝已经成为一种重要的城市地质灾害,但由于地裂缝难以直接观察的特点以及土体变形的复杂性,使得人们对地裂缝的研究大多还停留在对已知地裂缝进行定性的现场勘察和灾害评估。破坏力学的发展使人们很自然的想到利用已有的破坏力学对地裂缝进行模拟和预测,并已取得一定的成果。本文遵循这一思路,引入了破坏力学数值模拟的理论和方法,摒弃了传统的连续体力学分析方法、材料强度理论以及土体脆性破坏的假设,利用基于弥散裂缝模型的钝化断裂带模型,结合裂缝开展的张开度 COD 和能量释放率作为单元的断裂判据,对土体中拉张型裂缝的动态发展进行模拟。在常规有限元程序的基础上编写了相应的 FORTRAN 程序模块,通过已有实验研究成果进行了验证,并对三种常见地质条件下拉张型地裂缝的形成和发展进行了模拟和分析,讨论了不同条件下拉张型地裂缝的形成机制、分布特点及其对土体变形的进一步影响。

本文的研究表明,利用钝化断裂带模型的方法对土体 I 型开裂过程进行数值模拟是可行的,对实验尺度土样的模拟结果以及对拉张型地裂缝的模拟结果都与实际观测基本相符;模拟过程中,拉张型地裂缝大多形成于浅部土体并竖直向下发展,大多数情况下地裂缝处通常形成明显的水平位移差和相对较小的竖直位移差,说明地裂缝两侧产生了较大的水平张开度和较小的垂向错动,然而在有先期断层存在的情况下,断裂面的重新开裂会产生较为显著的垂向错动,虽然由此带来的剪应力影响有待进一步研究,但也由此可推测随着裂缝开展深度的增加,拉张型地裂缝也有可能产生与先期断层相似的作用,使得其破坏模式从早期的拉张型逐渐向拉张-剪切型转变。

关键词：地裂缝 数值模拟 土体开裂模拟 弥散裂缝模型 钝化断裂带模型

THESIS: Simulation of Propagation of Tensile-Induced Earth Fissures due to Groundwater Extraction

SPECIALIZATION: Geological Engineering

POSTGRADUATE: Wang Zhecheng

MENTOR: Professor Zhang Yun

Abstract

Earth fissures have already become a kind of significant urban geo-hazards. Due to the difficulties in observing soil fissuring and the complexity of soil deformation, current researches on earth fissures are still largely limited to qualitative field surveys and hazard evaluation to some existing fissures. With the development of failure mechanics, it naturally occurs for people to use failure mechanics to simulate earth fissures, and some achievements have been reached. Based on the previous studies, this paper has abandoned the method and strength theory of traditional continuum mechanics and the assumption of brittle failure of soil, but applied theories and methods of failure mechanics to the simulation of soil cracking. Crack Band Model, which is developed from Smeared Crack Model, is built to simulate the whole process of soil cracking, with the Crack Opening Displacement (COD) and energy release rate used as the fracture criterion to describe the dynamic propagation of fissures. In this research, the model is compiled by means of FORTRAN, based on a conventional finite element method program and, then the model has been preliminarily validated by comparing the simulation results to the data acquired from an existing experiment. Finally, tensile-induced earth fissures triggered by groundwater extraction under three kinds of geological conditions have been simulated and analyzed. For each geological condition, the mechanism and the distribution of tensile earth fissuring and the influence of the occurred fissures on further soil deformation are explained.

It is shown that the CBM is a feasible approach for simulating model I crack initiation

and propagation in soil, which has been examined by the data from laboratory tests and the field observations of initiation and propagation of tensile-induced earth fissures. Most simulated fissures are initiated at the ground surface and propagate downwards, with significant horizontal and relatively small vertical displacement gradient, which means a great fissure aperture and a rather small vertical offset. However, a greater vertical offset is observed on a fissure formed at a pre-fault. Although the influence of shear strain on earth fissures is currently ignored, it can also be inferred that with the depth of fissure growing greater, the tensile-induced fissure may play a similar role as a pre-fault in the soil layer, which may lead to a change of failure model from pure tension to tension-shear.

Keywords: earth fissure; numerical simulation; soil cracking simulation; smeared crack model; crack band model

目录

摘要.....	I
ABSTRACT	II
第一章 绪论	1
1.1 研究背景	1
1.2 地裂缝问题的研究现状	2
1.2.1 成因机制研究现状.....	2
1.2.2 数值模拟研究现状.....	5
1.3 本文的研究思路和主要工作	7
第二章 理论基础及模型选择	9
2.1 破坏力学的主要理论	9
2.1.1 断裂力学理论.....	9
2.1.2 损伤力学理论.....	12
2.2 土体拉伸破坏过程的确切	14
2.2.1 强度理论.....	14
2.2.2 本构关系.....	18
2.3 裂缝模拟的数值方法的选取	20
2.3.1 离散型裂缝模型.....	21
2.3.2 弥散型裂缝模型.....	23
2.3.3 富集模拟方法.....	24
2.4 本章小结	25
第三章 土体开裂过程的有限元实现	26
3.1 增量法计算中的一些问题	26
3.1.1 裂缝开裂方向的变化.....	26
3.1.2 软化过程的模拟.....	27
3.1.3 应力释放的模拟.....	29
3.2 钝化断裂带模型的数值实现	30
3.2.1 概念模型.....	30

3.2.2 程序实现.....	32
3.3 钝化断裂带模型算法流程图	35
3.4 基于钝化断裂带模型的二维算例分析	36
3.4.1 不同断裂韧度裂缝扩展过程模拟验证.....	38
3.4.2 不同长度裂缝扩张过程模拟验证.....	43
3.5 本章小结	45
第四章 抽水条件下拉张型地裂缝的数值模拟	46
4.1 基岩起伏时抽水活动的影响模拟	46
4.1.1 地裂缝形成过程与分布.....	48
4.1.2 抽水活动影响分析.....	49
4.1.3 地裂缝影响分析.....	54
4.1.4 剪破坏分析.....	56
4.2 断层附近抽水活动的影响模拟	57
4.2.1 地裂缝形成过程与分布.....	58
4.2.2 抽水活动影响分析.....	59
4.2.3 地裂缝影响分析.....	60
4.2.4 剪破坏分析.....	62
4.3 压缩层厚度不均时抽水活动的影响模拟	63
4.3.1 地裂缝形成过程与分布.....	64
4.3.2 抽水活动影响分析.....	65
4.3.3 地裂缝影响分析.....	66
4.3.4 剪破坏分析.....	67
4.4 本章小结	68
第五章 结论与展望	70
5.1 本文的主要结论	70
5.2 本文的不足与展望	70
参考文献.....	72
致谢.....	75
攻读学位期间取得的研究成果.....	76

第一章 绪论

1.1 研究背景

随着城市化进程的加快、经济活动的日趋频繁，人类对自然环境特别是城市环境的改造力度也日益增加，城市地质灾害问题逐渐凸显。最近几十年来，地裂缝灾害作为一种新灾种逐步进入人们的视线。根据成因，可将地裂缝灾害分为构造型地裂缝和非构造型地裂缝。构造型地裂缝多与地震或活动断裂带有关，是下伏断层上下盘之间相对位移导致上覆土体产生开裂破坏而形成的；非构造型地裂缝多与人类活动有关，其中最普遍、也是研究最多的要数开采地下水引起的抽水型地裂缝，除此之外还有土质型地裂缝、塌陷型地裂缝等。研究发现，在地裂缝形成过程中构造因素一般对地裂缝的开展方向等起控制性作用，而非构造因素（如抽水等）往往决定了地裂缝的强度和活动时间等。因此对于地裂缝灾害所采取的防治措施，除了合理的布局和避让，更多的体现在对人类活动特别是抽水、采矿活动的限制上，这也是目前地裂缝灾害防治工作的重点。

地裂缝灾害在我国的一些城市圈里已有着广泛的分布，仅 2011 年全国就发生地裂缝灾害 86 起，给人们的经济生活带来重大损失。最早出现的地裂缝灾害是在上世纪 50 年代末的西安地区，最初被误认为是地震的前兆，并与构造活动联系起来^[1]，后来的研究逐渐认为单纯由构造活动引起的地裂缝并不多见，西安地区的地裂缝大多是由构造活动和抽水活动共同作用形成的。由于汾渭盆地水资源的严重缺乏，抽水活动频繁，加上活动断裂繁多，目前该区仍然是我国受地裂缝影响最为严重的地区，是地裂缝研究的重点区域之一。华北地区与西安地区相似，频繁的构造活动和密集的地下水开采造成了大量的地裂缝灾害，其中以沧州地区较为典型。长江三角洲地区也是我国地裂缝的主要分布区之一，和汾渭盆地以及华北平原相比，长江三角洲地区的构造活动并不十分频繁，但由于经历长期的海侵海退，含水层和巨厚的软土沉积层交错发育，第四纪地层复杂，加上大量地抽取地下水，这都给地面沉降提供了良好的条件，因此该区的地裂缝多与地面沉降伴生。我国西南部地区也有一些地裂缝的案例，大多数是由于岩溶地貌造成的塌陷引起。地裂缝表现为地表水平向或垂直向位移突变，影响房屋稳定性和道路交通安全，切断管线工程，提供污染地下水的通道。据报道，西

安市现分布 14 条北东向地裂缝，覆盖数百平方公里的中心市区，最长一条长达十余公里，平均每年差异沉降 70mm，给当地的城市景观、工程建设、设施的正常使用都造成了极大的危害。仅 2002 年由于地裂缝活动就造成沧州市给水管网破裂 776 次，以及大量工程建筑报废，给市民生活带来了极大的不便。另外近年来兴起的一些较为重要的大型工程对地质环境要求严苛，如超高层建筑、核电站、地铁、高速铁路等，使得地裂缝的一些专项问题的研究迫在眉睫。

1.2 地裂缝问题的研究现状

相比于滑坡、地震等城市地质灾害问题，地裂缝灾害是最近几十年来由于城市化进程加快才凸显出来的^[2]。在这几十年中，虽然国内外学者对于地裂缝问题进行了大量研究，取得了很多丰硕的科研成果，但总的来说，目前对于地裂缝的研究仍然还不够成熟，大部分研究成果只是对个别地裂缝进行定性的勘测和评估^[3]，对于地裂缝形成的机制缺乏深入研究，对地裂缝进行定量和半定量的模拟计算更是少之又少。

1.2.1 成因机制研究现状

研究地裂缝成因机制是合理防治地裂缝灾害的前提。由于土体破坏的多样性和复杂性，以及地裂缝形成过程的难以观测，对于地裂缝的形成机制仍然存在着很大争议。总体来说，早期的构造成因观点和后来的抽水成因等非构造成因观点都有着不同的论据支持，目前主流的观点是将构造成因和非构造成因作为一个耦合的过程起作用，原因是：一方面，在大规模人类活动发生之前，由单纯的构造成因引起的地裂缝在城市并不多见，多为地震引起；另一方面，没有构造形成的活动断层、下伏基岩面起伏等地质条件，单纯的地面沉降似乎也不能产生显著的地裂缝灾害，最典型的例子就是著名的墨西哥城沉降区。因此，地裂缝灾害大部分由构造成因和非构造成因复合作用形成已经成为了共识。

知道地裂缝是由哪些因素影响而形成的还远远不够，想要对地裂缝做进一步的半定量、定量的计算，还需要知道在这些因素的影响下地裂缝形成的力学机制。这其中，构造成因似乎相对较为明了简单：下伏基岩作为位移边界，在断层两侧产生相对滑动，影响了上覆土体应力的重新分布并导致土体最终破坏，而对于地下水的过量开采导致地裂缝的形成的力学机制则相对较为复杂，因此，本文的研究重点也放在抽水型地裂

缝的形成上。一般来说,通常认为抽水活动对地裂缝的影响主要体现在差异沉降和水平渗透力上,分别形成了两种不同的成因机制观点。

差异沉降说的主要观点是:地下水过量开采会导致土层的压缩变形,而当遇到基岩起伏、压缩层厚度不均匀等情况时,就会在水平面上产生差异沉降分布,使得上覆土体受弯或受剪。当这种受弯或受剪的作用超过了土体的承受能力就会导致土体破坏,如果破坏发育在地表或延伸到地表就表现为地裂缝。由于差异沉降观点主要关注垂直方向的变形,数学描述简单,物理意义明确,加上抽水活动和地面沉降本身联系紧密,抽水活动形成的地裂缝处通常也很自然的出现地面沉降,使得差异沉降说在很多地裂缝灾害区得到了较好的验证,因此这种观点已经被大多数的地裂缝工作者广泛接受,甚至在很多沉降区内,地裂缝都是直接被当作地面沉降的次生地质灾害来研究。

例如,Holzer^[4]分别对美国亚利桑那州东南部 Picacho 盆地、内华达州的 Las Vegas 谷地和加利福尼亚州的 Fremont 谷地分布的几条主要地裂缝两盘的一系列大地水准点进行了长期的测量工作,发现大多地裂缝聚集于沉降盆地中,沉降盆地之外的隐伏断裂上并未有大量地裂缝分布,一定程度上排除了构造因素的影响,地裂缝最为活跃的地区分布在下伏基岩起伏的曲率最大处,即沉降梯度最大处,因此,该区域地裂缝是由差异沉降引起的。1982 年, Jachens 和 Holzer^[5]也为差异沉降观点提供了良好证据,他们对亚利桑那州卡萨格兰卡地区进行了较为细致的重磁调查,发现该地区地裂缝的分布与下伏基岩起伏有着很好的空间相关性。Boling^[6]利用安装在地裂缝中的水平应变传感器,对亚利桑那州中南部地区的地裂缝活动进行了长期测量,并与该地区抽水、降水量数据进行同期的对比,研究发现地下水抽取速率、降水量和地裂缝的活动之间存在较强的时间相关性,且靠近最大沉降处的地裂缝两盘土层相对位移也最大,因此亚利桑那州中南部地区出露地表的地裂缝大多数可能是由于差异沉降所引起。

然而随着研究的进一步深入,对地裂缝的监测区域不断扩大,人们发现有些地裂缝是在土层深部形成并逐渐向上发展。例如 Boling 在 1984 年的文章中写到:“一些地裂缝在形成之前会先在地表出现小块下陷的洼地和极细的裂隙,并且有时可以在未形成地裂缝的地面下观测到被侵蚀的土体开裂,这些现象暗示了地裂缝可能是在深处形成并向上发展,最后出露地表”^[6]。这种现象与差异沉降观点相悖:由差异沉降产生的地裂缝一般会在地表形成并向下发展,且向下发展的深度也有限。Holzer^[7]在 1986 发表的文章中提到:“在一些地下水开采区域,虽然开采量较大,但由于对地下

水的补给较为充足，因此并未产生较大的地下水位下降和地面沉降现象，然而在这些区域却观测到了地裂缝的产生。”这些新的发现促使一些研究者认识到，差异沉降可能不是地裂缝产生的唯一原因，并由此产生了水平渗流力说。

水平渗流力说主要观点是：在抽水作用下，水在含水层中呈近似水平运动并产生渗流力，这种渗流力会受到一些因素的影响而变化（例如渗流受阻而产生变化等），就可能会在某些应力集中区产生足够的拉张应力使土体破坏，形成地裂缝。随着近年来土体变形研究由一维问题向二维、三维问题转变，土层中的水平渗流力已经越来越多的引起了研究者的兴趣，但总的来看，由于水平渗流力直接面对的是二维或三维问题，验证难度较大，加上对渗流作用的测量较地面沉降来说更为困难，可以用实际验证水平渗流力变形机理的区域并不多见，因此大多数这方面的成果大多还仅限于理论研究，但它们强调了水平渗流力对土层的应力应变分布以及地裂缝的产生具有非常重要的影响，是地裂缝产生的可能原因之一。Wolff^[8]最早对单井抽水状态下的潜水层进行了分析，得出了单井抽水下土层的应力应变分布情况，为进一步分析抽水对地裂缝形成的影响奠定了理论基础。1971年，Lofgren^[9]最早明确提出：含水层中的水平方向渗流力可以提供足够的水平应变以形成地裂缝。Helm^[10]研究指出：在泰斯承压含水层单井抽水的条件下，地下水水平运动产生的渗流力对于含水层的变形和应力应变分布有着非常重要的影响。1995年，Rothenburg等^[11]对利比亚萨里尔农业区的地裂缝现象进行了研究，发现该地区的地下水位下降和地面沉降量都不大。经过估算，Rothenburg指出，该区域差异沉降现象不明显，然而渗流力的存在却产生了可观的拉张应力，有可能在土层深处形成地裂缝并向上发展。利用该理论，Rothenburg估算了该区域的地裂缝分布，与实地观测资料的吻合较好。王庆良^[12]对单井抽水条件下的潜水层变形进行了进一步研究后指出，一般流量的抽水活动所引起的含水层水平拉张应变就可以达到不能忽略的量级，可能是诱发地裂缝活动的重要因素之一。随后王庆良在大同机车工厂地裂缝上做了连续几天的现场抽水实验，实验结果也支持了该观点。

随着地裂缝灾害的增多，研究面临的地质条件也越来越多样和复杂，对于众多不同的边界条件、土体性质等外因，单一的力学成因机制都有一定的适用范围，不具有普适性；另外有些地区地裂缝的形成也需要依靠多种成因机制来解释，或是说很难排除其他的理论。因此现在的普遍观点是不同条件下的地裂缝的形成机制是不一样的，对多种因素复合影响的研究已经成为一种趋势。例如Sheng^[13]认为地裂缝的形成模式可以分为四种力学模型，分别涉及到渗流力、差异沉降、先期断裂和边界条件等。伍

洲云等^[14]在研究苏锡常地区地裂缝形成过程中,在苏锡常地区水文地质、工程地质资料和地裂缝灾害勘查成果的基础上,分析了基岩面起伏、地面沉降、土层结构等因素对地裂缝的复合作用及影响方式,对苏锡常地区地裂缝灾害的成因及形成过程进行了总结。Budhu^[15]提出了一种潜水层在单井抽水状态下形成地裂缝的机制,认为地裂缝形成最有效的途径是土层弯曲和剪切共存。该观点放弃了经典的剪应力互等性原理,将单井抽水状态下的潜水层受力情况转化为压应力和转向水井方向的力矩。在这种压应力和力矩共同作用下,地裂缝既可以由于土层受到弯曲而发生于地表并由于剪应力向深处发展,也可以由于剪应力产生于土层深处并向上发展,这解决了以往单个观点不能同时解释两种不同地裂缝形成途径的问题。这种观点适于解释水位呈漏斗状的潜水层中产生地裂缝的成因,对于承压水层或水位较为平缓的地区并不适用。文章中还提到,其他情况可用差异沉降等观点来解释,并不与该观点相悖。张云等^[16]在研究苏锡常地区地面沉降与地裂缝的形成时指出,苏锡常地区的地裂缝主要由地下水开采引起,但地下水过量抽取引起地裂缝的成因机制非常的复杂,土层的应力状态和变形状态的变化不仅取决于抽水量、地下水位等因素,还取决于抽水层的性质及其所经历的承压水位变化历史,同时还要考虑到土层的长期蠕变对土层变形的影响。不同的变形特性或不同的水位变化历史将会使土层对外力变化产生不同反应,并提出为了抑制地面沉降与地裂缝的进一步发展,抽水活动应尽量避免在临近软土层的含水层中进行,且地下水位一定要控制在历史最低水位之上。

1.2.2 数值模拟研究现状

随着计算机能力的提高和数学工具在地学研究中的广泛运用,数值模拟已经成为地质灾害定量研究的重要手段,对于地裂缝进行数值模拟也成为定量研究的一种理想途径。应该看到,地裂缝问题其实是一个土体和构造、抽水等活动相互耦合作用的问题,对地裂缝的数值模拟研究实际是建立在土体变形数值模拟、地下水数值模拟等研究的已有成果之上,因此这些研究的最新进展对地裂缝问题的数值模拟也起着至关重要的作用,但本节的讨论只限于直接对土体裂缝形成的数值模拟。总的来说土体中裂缝的形成是一个复杂的过程,对其进行数值模拟研究困难重重:一方面由于观测研究上的困难,人们对其物理过程的认识还不够精确,更未形成成熟的数学模型;其次由于涉及到不连续面的产生,在局部上表现出高度的非线性,使得常规的岩土工程数值

模拟方法难以对其直接进行计算，需要结合破坏力学的理论进行改进。目前已有的对土体开裂的数值模拟研究成果主要集中在以下几个方向：

(1) 最常见的研究是利用连续介质力学分析的方法，分析土体破坏前临界应力应变分布，找到土体中应力集中的区域，并以此判断地裂缝的形成机制和可能的分布规律。由于没有对数值方法进行任何改进，因此这种研究只能局限在土体破坏之前，至于破坏后产生的应变软化过程则无法处理，不能完整地模拟出地裂缝开展的全过程。例如，Burbey^[17]利用 ABAQUS 模拟了在水平渗流的作用下 Las Vegas 谷地中的一条先期断层两盘的沉降及应力应变分布，发现先期断层对渗流和应力的传递起到了阻碍作用，因此在先期断层上覆土体中产生了拉应变，而在先期断层上产生了较大的剪应变，得出结论：在水平渗流的作用下，先期断层会导致拉应变和剪应变的集中，是地裂缝形成的理想地点。值得注意的是，这样的研究局限性是非常大的，正如 Tuckwell^[18]所述：“第一条地裂缝的形成可以极大的改变区域的应力张量并影响进一步的裂缝发育”，地裂缝形成后在该区域产生不连续面，并释放部分被破坏的土体所承担的应力，使得整个结构的应力分布、渗流情况、边界条件等都将产生非常复杂的影响。因此，只考虑土体断裂前临界的应力应变分布的确可以推测地裂缝起裂时的位置，但当裂缝产生之后并进一步发展时，真实的应力应变分布可能会与之大相径庭。

(2) 还有一些研究探讨了已有的地裂缝在抽水等荷载条件下如何影响土体的变形和应力应变的分布。这些研究一般假设地裂缝已经完全发育，其形态不再产生变化，通过将已知的地裂缝设为接触面单元等方法来分析外加荷载或抽水作用下土体的变形和应力应变分布情况。例如易学发^[19]等就西安市一条比较具有代表性的地裂缝进行了有限元模拟，得出地裂缝的存在使得地裂缝两侧的沉降产生突变，模拟得出的位移与观测资料相符。石玉玲等^[20]利用 FLAC 模拟了平面应变条件下隐伏逆断层地裂缝在土体中的扩展，得出了隐伏逆断层地裂缝在上下盘相对活动的过程中拉应力和剪应力的分布，得出结论：在地裂缝上覆区域，土体受到较大的拉、剪作用，在上段容易形成新破裂区，而向两侧的扩展则有限。这种研究不考虑地裂缝的继续开展，而是作为固定边界进行计算，因此得出的结论也非常的有限。

(3) 破坏力学在材料破坏的计算中的一些成功应用使得人们很容易想到加入基于破坏力学的数值方法来模拟地裂缝的开展过程。但由于基于破坏力学的数值模拟依然刚刚起步，通常需要对常规的岩土工程数值方法进行改进，因此已有的研究并不多见。例如，陈立伟^[21]利用 MSC.Marc 软件中提供的弥散型裂缝模型对西安市一正断层

在活动情况下上覆土体中各种形态的隐伏地裂缝破裂扩展过程,结果说明,只要裂缝带两侧岩体发生很小的错动,就能引发隐伏地裂缝的扩展,并导致位移不连续的现象,模拟的地裂缝开展形态与实验结果一致。李全明等^[22]利用弥散型裂缝模型对土石坝心墙水力劈裂问题做了数值计算,描述了水力劈裂裂缝的发展过程,建立了用于描述水力劈裂发生和扩展过程的数值模型及有限元计算模式,得到的破坏部位以及蓄水高程同监测结果基本一致。喻葭临^[23]利用扩展有限元法模拟和探讨了土中剪切带的形成和扩展机理,并利用建立的模型对推移式滑坡的剪切带扩展过程、砂土中圆形隧洞开挖和多条裂缝扩展的土坡进行了模拟,实现了初步的应用。

1.3 本文的研究思路和主要工作

鉴于常规有限元方法并不能对土体开裂进行很好的计算,本文基于破坏力学中裂缝的模拟方法对常规有限元进行改进,力求模拟出在抽水条件下拉张型地裂缝从起裂到发展的完整过程,对拉张型地裂缝形成条件、力学机制进行定量、半定量的研究。

土力学的数值模拟研究多注重于模拟土体的宏观变形特性或计算某种特定结构的承载能力,对于局部土体开裂的数值模拟研究较少。但土体发生破坏开裂的情况在现实中是存在的,这些情况表现在数值模拟中,就会出现计算中某些单元的拉应力或剪应力超过极限强度,这时通常的做法仅仅是将超过极限强度的单元的拉应力和剪应力修正回极限平衡状态,认为土体的强度是有限的但永远不会发生开裂和软化。在常规应用中,这种简化带来的方便是显而易见的,并且从使用经验来看,在大多数情况下这种简化并不会导致在整体上的计算出现较大的误差。但若以裂缝开展过程作为研究对象的话,这种简化自然是不能采用的,必须要考虑材料的应变软化才能反映真实的变形特性。引入破坏力学理论可以看作去掉了这种简化,这主要体现在两点上:

(1) 考虑了单元的应变软化过程,处于应变软化过程中的单元被认为是部分破坏,其主要特征是土体在达到峰值强度之后完全破坏之前,土体依然可以传递部分拉应力和剪应力,但随着应变的增加强度不断的减小,这一过程应在计算中体现出来。

(2) 在应变软化的过程中需要进行应力迁移的计算,在每一增量步中,若有单元破坏,将超过极限强度的那部分应力转化为等效荷载,反向加在结构上并重新做该步的有限元计算,一直迭代到超出的应力部分可以忽略不计,整个结构稳定收敛为止。

实现了这两点,就基本上完成了对土体破坏的模拟。因此从这个角度来看,相比

于常规的土体变形的数值模拟，对土体开裂的模拟实质上是对土体破坏后的阶段进行更为精确的应力修正，可以看成是常规的岩土工程有限元计算的进一步发展。本文重点做了以下几方面工作：

（1）简述了破坏力学的主要理论和研究方法、目前对土体拉伸过程的主要认识以及常用的对裂缝开展模拟的数值方法，以确定本文的研究的技术方法和路线。通过比较各种理论与方法的优缺点，结合本文最终的研究目的，选用弥散型裂缝模型中的钝化断裂带模型（CBM）作为主要的研究方法，在常规有限元程序的基础上编写了相应的 FORTRAN 模块。

（2）利用钝化断裂带模型，在常规有限元程序基础上编制了考虑裂缝开展过程的有限元程序，实现了对裂缝开展过程的数值模拟；通过一定的分析和简化，对模拟过程中的一些具体问题提出了解决办法；利用文献[24]的实验数据对已建立的模型进行了验证，验证说明该模型对土体开裂过程的模拟与实际吻合较好，可以用作对拉张型地裂缝的研究。

（3）利用已建立的模型，分别对三种地裂缝形成的概念模型进行了有限元分析和计算，计算结果包括各种模型下地裂缝起裂至扩展稳定的全过程，土体中的应力应变、位移以及孔压分布。利用这些计算结果，对各种模型中地裂缝的形成机制和可能诱发区域做了定量、半定量的分析。

第二章 理论基础及模型选择

2.1 破坏力学的主要理论

破坏力学是从研究含缺陷材料的强度出发的，是人们对材料强度的认识的进步。传统的材料力学基于连续体假设，认为材料各处都为均匀连续，这样就可以用无限小的微单元体代表和研究某点的应力状态，计算材料中变形和应力应变的分布。基于这个假设，传统的连续体力学用实验室中测得的小尺寸试样的屈服极限、强度极限等力学指标代替大尺寸的目标构件的真实强度值，并以此判断目标构件能否满足强度的需求，或计算其安全系数。然而，利用宏观实验测得的其实是材料的平均性能，可以认为是材料的“平均有效强度”，实际上已将材料中广泛分布的微结构对整个材料强度的影响包含在内，回避了对微结构的分析。当这种缺陷或微结构分布均匀时，整个材料的确表现出各向同性的特征，只对整体的极限强度值有影响，这时古典连续力学的材料强度理论是适用的，但若材料中可能存在着分布不均的缺陷，导致应力在某一局部集中，缺陷的尺度越大这种应力集中的现象越明显，对于这种情况则不能完全以平均化的方法进行简化。另一方面，由于这种完全平均化的假设，使得人们绝不可能从传统的宏观实验得到的数据中得出微观或局部破坏发展的过程和规律，因此古典的连续体力学也不能揭示破坏发生的更深层次的力学机制。正是连续体力学的理论局限促进了破坏力学的出现和发展，使得人们对材料的强度有了更深的认识，传统强度理论得到发展和补充。

2.1.1 断裂力学理论

二战结束之后，大规模的工程开始兴建，人们注意到“低应力脆性断裂”的案例逐渐增多^[25]。所谓低应力脆性断裂指的是构件在远远低于实验室测得的理论屈服极限的荷载条件下出现了破坏，而且往往构件的尺寸越大，其承载力相对于理论设计值越低，即存在明显的尺度效应，这一现象是对古典固体力学强度理论局限性的良好证明，由此引出了断裂力学的研究。断裂力学的研究对象是带裂纹体，其最早源于经典的Griffith的工作^[26]。他提出了一个大胆的假设：裂缝的出现增加了系统的表面积，就和液体的表面具有能量一样，它的形成也需要吸收能量，与此同时裂缝的扩展是一个

卸载问题，在这一过程中会释放能量，那么裂缝能否扩展就在于扩展后释放的能量是否能支持产生新裂纹所需要的能量。当裂纹受到外界荷载时，有

$$\partial(W - U) / \partial a = G \quad (2.1)$$

式中， W 是外界对系统做的功， U 是系统释放出来的能量， a 是裂纹表面积， G 后来被称为裂纹能量释放率，或裂缝扩展力。当裂纹处于临界平衡状态时，式 (2.1) 符合：

$$\partial(W - U) / \partial a = G_f \quad (2.2)$$

这就是著名的 Griffith 判据，其中 G_f 是裂缝扩展时的能量释放率临界值。式 (2.2) 左端表示系统为裂纹扩展提供的驱动力，而右端表示材料对裂纹扩展的阻碍作用。当等式左端的值达到 G_f 的时候，裂纹将发生扩展。最初 Griffith 参照对液体的研究，将式 (2.2) 的右端 G_f 定义为材料的表面能 γ ，并在对于脆性材料的实验中证实了这一理论，随后 Orwan 等人在这种思想的基础上将 G 的概念进一步拓展，认为如果将 G 定义为材料表面能和裂纹扩展过程中塑性变形产生的塑性功，使得 G 包含 γ 但又不局限于 γ ，那么这一思想就可以对非脆性材料适用。这种能量的观点使得人们第一次对材料的断裂过程赋予了明确的物理机制，是后来发展出的其它断裂判据的理论基础，它的出现可以说搭建了破坏力学的理论框架，是破坏力学研究与传统的固体力学研究最主要的区别，为其后发展的断裂力学以及损伤力学理论开辟了道路。

根据不同的破坏方式，材料断裂破坏过程一般可分为三类（如图 2.1）：

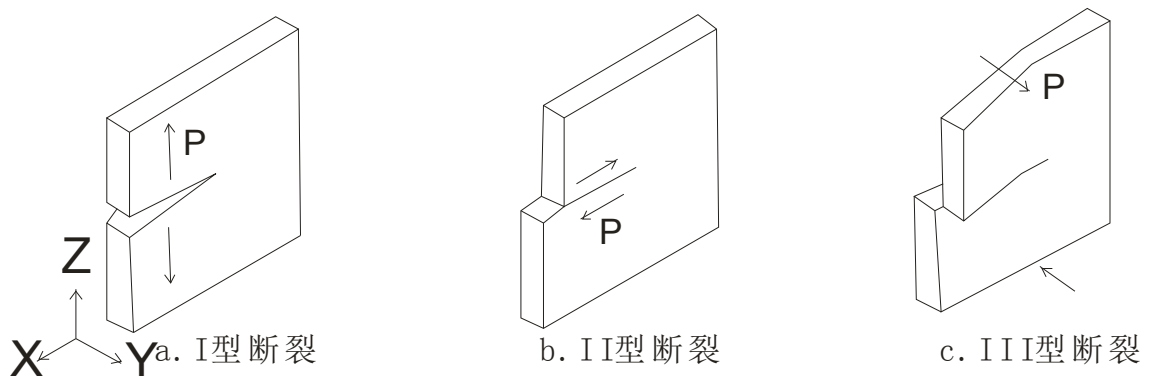


图 2.1 三种基本的断裂模式^[25]

(1) 张开型（I 型断裂），外荷载和裂纹表面位移垂直于裂纹面，裂纹两侧相互分开，方向均垂直于裂纹（图 2.1(I)）；

(2) 滑开型 (II 型断裂), 又称面内剪切型, 裂纹面在其平面上按裂纹扩展方向 x 轴相互滑动 (图 2.1(II));

(3) 撕开型 (III 型断裂), 又称面外剪切或纵向剪切, 对应于反平面剪切, 裂纹面沿 y 轴相对滑动 (图 2.1(III))。

I 型断裂是一个对称问题, 裂纹形成之后两侧材料脱离力学接触, 数学描述简单, 物理过程明确。而对于 II 型、III 型以及复合型断裂则呈现相当复杂的性质, 至今没有一个较为明确的数学模型对其进行描述。这种复杂性表现在: (1) II 型、III 型以及复合型断裂过程中裂缝上下两侧的不对称性; (2) 当裂缝处于压剪状态时, 开裂后裂纹两侧可能依然存在力学接触, 使得这些类型断裂的力学行为不仅和裂纹尖端的应力分布有关, 还和已经形成的宏观裂纹部分有关; (3) 裂纹的扩展也不沿原有的裂纹方向开展, 给物理过程的描述带来了相当大的困难, 断裂判据也与张开型断裂不相同, 其中较为常见的有最大周向拉应力理论、应变能密度因子理论、最大能量释放率理论等; (4) 非常重要的一点是对于 II 型、III 型以及复合型断裂模式的韧性指标临界值的测定方法也更为复杂, 对于金属等材料国内外已经有一些实验规范, 但关于土体这方面的研究还非常之少, 至今没有形成一个成熟、公认的方法, 这是土体复杂断裂研究中面临的最大的困难。

鉴于以上的困难, 目前来看不管是解析计算还是数值模拟, 断裂力学的主要成果依然集中在研究 I 型断裂中, 而对于更为复杂的断裂行为的研究成果较为少见。通过不断的实验验证和数学推导, 经过几十年的探索, 断裂力学已发展成为线弹性断裂力学和非线性断裂力学, 部分研究已经日趋成熟, 获得的主要成果有:

(1) 对传统的强度理论进行了改进, 引入材料韧性参数, 在能量释放率 G 判据的基础上建立了其他的断裂判据。虽然 G 判据是其他断裂判据的基础, 但其临界值 G_f 的测定更为困难, 而由 G 判据发展出的其他断裂判据, 如线弹性断裂力学中的应力强度因子 K 判据、以及非线性断裂力学中的裂纹张开位移判据、 J 积分判据等, 其临界值的获得则更为容易, 成为工程实际中广泛运用的断裂准则;

(2) 对材料的几种断裂韧度的实验方法进行了探索和研究。测量方法的确定为断裂判据的实际应用提供了前提条件, 使得断裂力学开始在结构设计、安全性评价等领域有了应用价值;

(3) 线弹性断裂力学的数学处理相对较为简单, 发展较快, 得出了一些边界条

件较为简单的问题的解析解。利用这些解析解，人们对宏观缺陷下的弹性材料力学行为有了更深入的认识，还可以对简单形状的构件的应力强度因子、承载能力进行较为精确的计算；

(4) 解析解计算过程精确严谨但应用条件十分苛刻，数值方法特别是广泛使用的有限元法一直是求解复杂力学问题的有力工具。基于断裂力学的强度理论，人们对常规的连续体力学的数值方法进行了改进，利用数值模拟来计算复杂边界条件下材料的应力强度因子、极限强度等指标，大大拓展了断裂力学的应用价值和适用范围。实际上，利用数值模拟对弹脆性材料进行分析和设计的研究已经非常广泛，而对于一些韧性材料，研究裂纹的缓慢扩展过程非常有意义，因此一些特殊的数值方法被开发出来，结合弹塑性断裂力学理论，力求实现对裂纹扩展过程的模拟。

2.1.2 损伤力学理论

一般认为，断裂力学主要是针对宏观的、连续的裂纹状缺陷的力学行为进行研究，而损伤力学则主要针对较小尺度上的缺陷进行研究。小尺度的破坏是指并没有形成连贯的宏观裂纹，但本身已对材料强度产生了折减的微缺陷。这里尺度上的区别并没有严格意义上的界限，它不取决于缺陷的绝对尺寸，而是与缺陷与结构尺寸的相对大小以及研究的细致程度有关，当缺陷的大小与研究区域的尺寸大小相差较远时在数值计算上就失去了利用断裂力学进行分析的可行性，但由于分布的不均匀以及高度的各向异性使其也不能利用传统的连续体力学分析，这时就需要利用损伤力学对这些小尺度缺陷做局部平均化的处理，在达到计算上方便的同时较为精确的描述材料所经历的破坏与损伤。损伤力学的出现比断裂力学更晚，在很多研究过程中也吸收了古典固体力学和断裂力学的已有成果，如强度理论等。现如今，断裂力学与损伤力学在某些领域已经不断融合，特别是在一些对高度非线性材料的研究中，由于考虑材料的逐渐破坏过程，往往会出现微裂隙损伤区和宏观裂纹区共存，所以必须将断裂力学和损伤力学结合起来进行研究。甚至有学者认为对于断裂力学和损伤力学只是研究尺度上的不同，在力学上应该有个统一的解释，将两者并为一种力学机制是未来对材料破坏研究的一种趋势。

从研究尺度和方法来看，损伤力学可分为宏观损伤力学和细观损伤力学^[27]。宏观损伤力学发展较早，在很长一段时间内所谓的损伤力学就是指宏观损伤力学，它将材

料作为具有损伤的均质体,将材料的破坏在单元尺度上平均化,认为破坏的过程并不是一个突然的,而是一个材料的损伤累积直至最后完全破坏的过程,这其实与非线性断裂力学中对裂纹尖端塑形区以及微裂隙区的描述相吻合。因此宏观损伤力学可以看作是对单元破坏过程更为细致的模拟,其主要思想就是选择一个可以描述材料损伤程度的“损伤变量”,这种损伤变量可以是标量也可以是张量,分别针对各向同性和各向异性的破坏过程。损伤变量越大,则材料力学强度越低,破坏程度就越高。由于宏观损伤力学的主要目的是得到与宏观实验相一致的模拟结果,因此它和断裂力学一样,也是属于一种半经验的、唯象的研究,它对材料破坏的力学描述也是一种近似,只能反映出材料破坏部分的平均性能,并不涉及到局部破坏发生的具体物理过程和更深层次的力学机制。宏观损伤力学也有明显的局限性:它忽略了由于小尺度上材料由于不均匀分布导致的“初始损伤”,以及由此产生的应力集中现象,这在多孔材料中表现尤为明显,而这一任务就成为了细观和微观损伤力学的研究目的之一。

细观损伤力学研究尺度更小,并通常表现为划分更细小的不同力学性质的单元,并经常结合新兴的小尺度观测技术如 CT 技术、电镜扫描技术等进行研究。在细观的尺度上,多孔材料、合金材料、多晶体材料等材料的初始状态不再被认为是均质体,而是将力学强度不同的材料和缺陷,用统计力学的方法按一定随机的分布函数分布组成混合材料,例如常见的岩石和混凝土研究中的 WeiBull 函数^[28]。细观损伤力学通过这些函数建立材料的“初始损伤”,所谓初始损伤就是由于材料一开始不是均匀的,使得材料各处还没有破坏之前就会普遍出现应力集中现象,而不是像宏观损伤力学那样,只有在单元破坏之后才会产生应力集中现象。损伤的细观模型可以考虑各种类型的损伤形态和分布,研究他们的成核、发展和导致材料破坏的过程,这些都是小尺度上的物理过程,因此客观的说,对于多孔介质等材料,细观损伤力学更符合真实的物理过程,也可以模拟更细微的物理过程。但由于对材料本身做了较为细致的描述,每一单元都被划分为一个与相邻单元不同的独立的材料集合体,不可避免地产生了较大的计算量,因此研究一般局限在试件尺度上,利用其对现实的宏观问题进行求解不具有计算上的可行性。然而本着宏观指导微观、微观解释宏观的原则,细观研究是人们对土体研究必不可少的途径,其与宏观损伤力学已在一些研究中有所结合,并在一些多尺度的研究中取得了一些成果。

不同于断裂力学的研究成果,不管是宏观损伤力学还是细观损伤力学,都将真实损伤在单元尺度上近似的平均化,无法用解析解的方法对损伤进行精确描述,因此几

乎所有的损伤力学的研究成果都是为了数值计算服务。目前，损伤力学已经成为材料破坏数值模拟研究的热门话题，基于损伤力学对试样尺度的材料破坏过程进行数值模拟的成果十分多见，已经有一批商业软件包和可执行代码被广泛认可和使用。现如今，损伤力学一方面被用在强度设计和安全评价上，另一方面，由于对试件的峰值后阶段的实验观测难度较大，因此损伤力学还可作为一种研究工具帮助人们更好的理解和认识材料破坏的全过程。

鉴于断裂力学和损伤力学各自的研究思路和研究对象，本文主要对拉张型地裂缝开展进行了研究：在常规有限元的基础上，引入断裂力学和损伤力学的研究成果，对土体破坏后的力学行为进行模拟。其中裂纹起裂后到完全破坏之前被认为是处于应变软化阶段，其力学特性利用各向异性的损伤力学方法进行模拟，而在宏观上裂纹是否扩展，则是利用非线性断裂力学的强度准则进行判定。

2.2 土体拉伸破坏过程的确定

2.2.1 强度理论

既然要模拟土体 I 型断裂的破坏过程，那么首先要判断土体在什么情况下会发生破坏，也就是确定强度理论。随着人们对材料力学行为的认识逐步加深，对强度理论的理解和探讨也在不断变化。一般来说，任何一个合理的强度准则都至少要具有两个条件，即合理明确的物理意义和一定数量的实验数据支持。简单地说，强度理论是判断材料在一般应力状态下是否破坏的理论，但由于不同学科和不同应用中对破坏有着不同认识和规定，因此对于强度理论也有不同的解释。

对于弹性材料，破坏一般是脆性的，因此强度理论也较为简单，只需判断材料是否达到破坏临界值即可。材料脆性断裂的强度理论一般包括最大拉应力理论和最大拉应变理论。按照这两种理论，当材料受到的拉应力或拉应变达到了某一极限值，该点的材料就产生破坏，并在破坏后立即产生宏观裂缝。这种强度理论应用比较简单，在某些实验中也得到了很好的验证。目前由于学界并没有形成一个公认的土体拉张的本构关系可以很好地对土体拉张过程进行描述，加上土体的抗拉强度也非常低，达到拉裂破坏时的极限应变非常小，因此很多早期的对土体拉张的数值模拟研究直接假设土体受拉过程为弹性变形，并在达到极限强度后产生脆性破坏^[22]。对于干燥的超固结土

等较硬的土体来说,这样的简化是有一定的合理性和适用性的,并可以大大减少模拟过程中的计算量。然而这样做的局限也十分明显,对于土体的拉张破坏呈弹脆性的简化并不总是正确,特别是一些黏性较大的软土往往具有较大的断裂韧度,塑性开展区的尺寸与宏观裂缝相比可能不能被忽略,整个破坏过程是一个渐变的高度非线性的过程,在这种情况下弹脆性的假设显然将难以适用。

在弹塑性力学中,材料受到外加荷载后分别进入弹性变形阶段、塑性变形阶段,并最终达到极限强度而破坏。因此弹塑性力学的强度理论包含了屈服准则和破坏准则。常见的弹塑性力学屈服准则有屈雷斯卡准则和米塞斯准则,与当前状态下的硬化参数有关,而破坏准则可以看成是应力空间中最外层的屈服面,从材料破坏的角度来看是材料从硬化阶段转为应变软化阶段的过渡面。由于在裂纹起裂和扩展之前材料中肯定首先会伴随着一定的塑形区开展,相较于理想的弹性体,这部分的塑性变形会使得材料产生较大的应变增量和较小的应力增量并伴随着一定的硬化效果,这部分的塑性变形实际上使得应力分布趋于平均,因此在塑形区较大的情况下,对塑形变形的分析变得非常重要。然而,虽然弹塑性力学可以对裂缝开展之前的塑形区进行描述,但仍然不能考虑土体破坏后的应变软化过程,因此对破坏后的土体研究,依然需要结合断裂力学的研究成果。这里需要注意的一点是,在材料达到破坏之后,由于韧性的作用会首先在裂纹尖端出现微裂隙损伤区,从塑性变形的定义来看,微裂隙的出现引起的这部分应变也具有不可恢复性,也属于一种塑性变形,但由于这种变形不符合德鲁克公设,往往不能直接利用常规的有限元方法进行计算,因此即使利用弹塑性模型对裂缝开展进行模拟,计算出的塑性变形其实是破坏发生之前使得材料产生硬化的那部分塑性变形,而对于破坏后产生的微裂隙导致应变软化的那部分变形则无法描述,这部分的变形在非线性断裂力学中将有特定的方法进行处理。

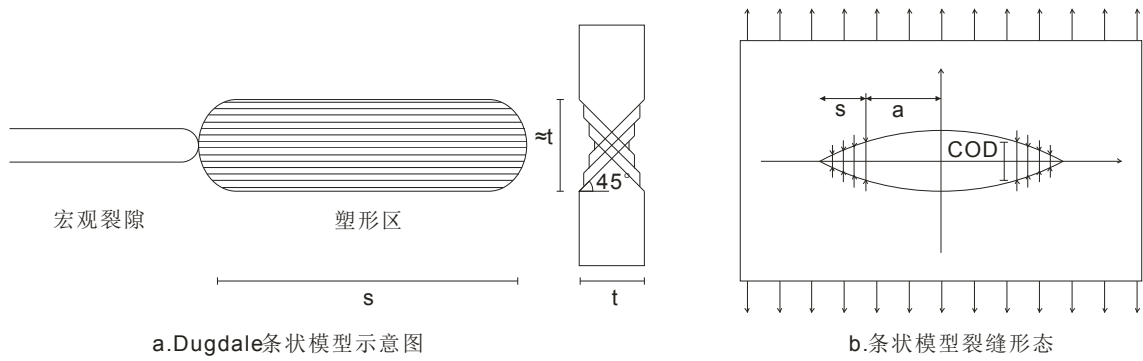
断裂力学是研究材料存在裂缝状宏观缺陷的情况下的力学行为和裂缝开展情况,由于这些初始裂缝往往会导致应力集中现象,使得材料的破坏几乎都是出现在裂缝处,因此断裂力学的强度准则其实就是裂缝扩展准则。虽然断裂力学在将裂缝作为理想的几何边界后依然利用了连续体力学的分析方法,但其针对裂缝尖端进行了特殊的分析,因此断裂力学中的扩展准则与连续体力学的强度理论相比有更特殊的形式。由于基本假设不一样,线弹性断裂力学和非线性断裂力学各自发展出不同的强度准则。

线弹性断裂力学主要针对的是玻璃、陶瓷等弹脆性材料,假设在这些材料中裂缝的扩展并不涉及到塑性区的形成,或塑性区的尺寸远远小于宏观裂缝的尺寸。线弹性

断裂力学利用弹性力学的方法来推导裂缝的扩展准则,认为宏观裂缝的某一韧性指标一旦达到临界值,材料就发生破坏。一般来说,常见的线弹性断裂力学裂缝扩展条件有基于应力强度因子的 K 判据和基于能量释放率的 G 判据,当材料的应力强度因子或能量释放率超过了相应的断裂韧度时,就认为裂缝会发生扩展,即不存在裂缝的稳定扩展阶段。目前基于应力强度因子的 K 判据已经成为工业设计等领域中对线弹性材料的裂缝进行定量分析的有力工具。而实际上,任何材料都是具有一定的韧性的,在裂缝开展之前,就会首先在裂缝的尖端处出现塑性区,那么,塑性区的范围大小就决定了线弹性断裂力学对这种材料的适用性。对于韧性较大的材料,用线弹性断裂力学的理论对破坏过程做简化是十分不妥的,这就引出了非线性断裂力学的研究。

目前,非线性断裂力学的发展还不够成熟,这是由于对于非线性问题的精确描述具有相当的复杂性,使得相比线弹性断裂力学,非线性断裂力学的研究成果更为唯象,常见的断裂判据有 J 积分判据和裂纹张开位移判据法,或简称 COD 法。 J 积分判据的数学形式完整,不管是对尖端塑形区较小的情况还是对大范围塑性屈服情况都适用,其临界值也已经可以通过一定的实验方法来测定。但一直以来对于 J 积分的物理意义还有争议,只在某些特殊情况下可以解释为与能量释放率有关的量,论证的过程也并不十分完善,使得 J 积分判据的研究更多的用在理论推导上,在数值模拟上的应用并不多见。

相比之下,受到更为广泛应用的是裂纹张开位移 COD 法,它抛弃了线弹性断裂力学的分析中对裂缝尖端曲率无限大的假设,其本质是以尖端塑性区的某一尺寸作为材料断裂韧性的指标,即认为任何形式的裂缝在其产生的塑形区的某一尺寸达到某一临界值时就会产生破坏。具体到 COD 法中,将这种塑形区尺寸定义为裂纹顶端的张开位移。关于 COD 法的典型研究要数 Dugdale 和 Barenblatt 的杰出成果,Dugdale 通过对软钢薄板裂纹前缘的塑性区的实验观察发现:塑性区集中在与板平面成 45° 的横向滑移带上,因此平板上的塑性区也是高度为 t 的狭长条状区域(图 2.2(a)),以此建立了著名的条状模型^[29]。该模型假设,宏观裂纹的尖端处在起裂后并不立即形成新的宏观裂纹,而是首先形成狭长条状的塑形区,在塑形区内每一点都处于理想塑性状态并可传递一定的应力(图 2.2(b))。

图 2.2 Dugdale 模型原理图^[30]

这一假设其实将破坏过程分成了两个阶段，第一阶段材料达到屈服状态或称之为起裂准则后，并不是立即形成宏观裂纹，而是进入塑性屈服状态形成微裂隙损伤区，在该状态下的材料处于理想塑性状态，应力保持为屈服极限，仍然具有一定的闭合裂纹及阻碍其扩展的作用；第二阶段裂纹进一步发展，处于微裂隙损伤区的土体达到了某一极限拉应变之后裂缝两侧的土体完全分离，并不再传递应力，成为新的宏观裂纹的前端，这个拉应变极限在宏观上即表现为 COD。Barenblatt 的内聚力模型与之相似，认为在宏观裂纹尖端处存在一微小区域称为内聚区，与 Dugdale 的研究不同的是，在内聚区内颗粒之间的吸引力并不是常数，而是与颗粒间的拉开距离有一定的函数关系。那么只要选择合适的函数，就可以在在一定程度上对起裂后土体的应变软化过程进行近似的描述，当内聚力取常数且等于材料抗拉极限时，内聚力模型就退化为条状模型。从本质上看，这两种模型实际上都是通过修正裂缝尖端处的几何形态，将原裂纹长度转换为等效裂纹长度，从而将原本较为复杂的弹塑性问题简化成了等效的弹性问题，在计算过程中处理起来也相比基于 J 积分判据更为容易。另外这种模型从整个裂缝开展过程的物理概念上也非常容易理解和接受，它将材料的破坏视为一个渐变的过程，材料进入屈服状态是整个破坏过程的开始，或称为裂纹的起裂，起裂之后材料处于应变软化状态，粘聚力不断减小，若应变继续增大，材料最终会达到完全破坏的状态，这时裂纹向前发展。然而这种模型最开始是针对薄板等平面应力问题的，加上材料中可能出现的拉伸硬化现象，使得很多问题下塑形区的形状可能并不是狭带型。然而实际上材料的硬化和软化的过渡与叠加本身就是固体力学数值模拟中的难点，所幸的是在很多材料中（包括土体），拉伸产生的硬化现象并不十分明显。另外，相对于 J 积分法，COD 法由于其经验性较高、理论性不足而经常受到一些研究者的批评，但由于相关参数相对容易获得，同时 COD 作为塑形区的某一尺寸用来当作断裂准则也具有一定的物理意义，因此 COD 模型依然得到了非常广泛的应用。

2.2.2 本构关系

前文中提到, 由于土体较低的抗拉强度, 工程上一般不允许土体出现承受拉应力的情况, 因此早期关于土体拉伸及其本构关系的较为细致的研究并不多见。然而在很多应用中, 虽然宏观上并没有给土体施加拉荷载, 但局部土体中确实可能会产生受拉的情况, 例如边坡的坡肩处会出现拉张裂缝区, 土石坝快速蓄水的过程中心墙会出现水力劈裂现象等, 拉张型地裂缝的产生也属于这种情况。特别是近年来, 随着工程活动的规模越来越大, 这些问题也逐步凸显, 将土体受拉的研究提上日程, 已有很多的国内外学者对土体的拉张进行了实验研究, 得到了一定的成果。目前对土体抗拉特性得研究主要集中在以下几个方面。

(1) 对土体抗拉强度的研究。虽然拉伸实验对于材料力学来说并不是一个新的课题, 但实际上, 相较材料力学中经常研究到的金属、复合材料等对象, 土体的拉伸实验研究却显得异常的艰难。一方面是由于土体抗拉强度非常小, 对实验仪器的精度和稳定性要求较高, 对于细小干扰的敏感性较大, 甚至连土样的自重、仪器的摩擦力等因素也可以对结果产生很大的影响, 因此常规材料抗拉强度的试验方法在对土体的研究中可能并不适用, 特别是试件的固定成为主要的问题, 土样经常在约束处出现先于整体破坏的局部破坏, 影响实验过程, 因此土体拉伸的实验方法还有待改进, 目前的研究仍然以单轴拉伸实验和间接拉伸实验如点梁弯曲法为主; 另一方面, 土体作为一种三相多孔介质, 抗拉强度变化规律复杂多变, 宏观的力学表现不仅与其本身的物质组成和细观结构(例如级配、水化膜结构等因素)有关, 还受到当前的土体状态(例如含水率、干密度等因素)的影响, 这与金属材料有着很大的不同, 因此, 土体抗拉强度与这些因素之间的关系成为这些研究的重点, 如级配、含水率、干密度、粘土矿物成分等因素对土体抗拉强度的影响^[31]。

(2) 随着断裂力学在岩石、混凝土等相关领域广泛应用, 人们很自然的想到利用已有的断裂力学理论对土体破坏进行研究, 这使得测定土体的韧性指标临界值成为一个新的课题。然而土体韧性指标的实验测定同样具有灵敏度高、对实验条件要求严格等障碍, 其中最主要的困难是减小土体自重和仪器摩擦力对实验结果的影响。目前, 对土体韧性指标的实验测定仍然使用常规的测量材料韧性指标的方法如紧凑拉伸法和三点梁弯曲法, 但一般都有所改进。通常是将土体平放以减小自重影响, 并在与仪器的接触面上采取减小摩擦的措施。对于这方面的探索国外已有不少成果,

相比之下国内的研究还比较初步。大部分研究是对传统的测量方法进行了不同程度的改进，以求减小测量仪器对土体的干扰，对相关的韧性指标如应力强度因子临界值 K_{IC} 、能量释放率临界值 G_f 等进行测量，并进一步寻求这些指标和抗拉强度之间的关系^[32]，以便通过测量更容易获得的抗拉强度来代替对韧性指标的测量。然而研究发现，不同的实验方法往往会得出不同的测试结果，使得这些方法的适用性和合理性还有待于进一步的研究。

(3) 为了在较少干扰因素的情况下对某一力学指标进行测量，现有实验大多都是一维应力状态下进行的，边界条件明确、力学荷载简单。然而在现实情况中，土体往往都是处于一般应力状态下，因此按照一般力学研究方法，要对这些问题进行分析探讨首先需要建立材料拉张的应力应变的本构关系将一维应力状态的实验结果推广到一般应力状态。对此已有一些研究对土体的三轴拉伸进行了探索，得出了一些定性的结论。然而这些研究发现，在一般应力状态下，破坏往往不是单纯的拉伸断裂，而是不可避免的出现 II 型、III 型以及复合型断裂的特征，前文提到这些问题的研究还远远不够成熟，这给问题的定量研究带来了极大的困难。因此，目前建立的土体受拉破坏的本构关系非常的简单，还停留在单向的状态下，特别是利用拉应力极限强度作为断裂准则的研究，经常忽略围压对强度的影响，目前这些困难还很难得到改善。很显然，土体的软化本构关系应该是一个单调递减的函数，目前研究中常用的本构关系如图 2.4 所示。

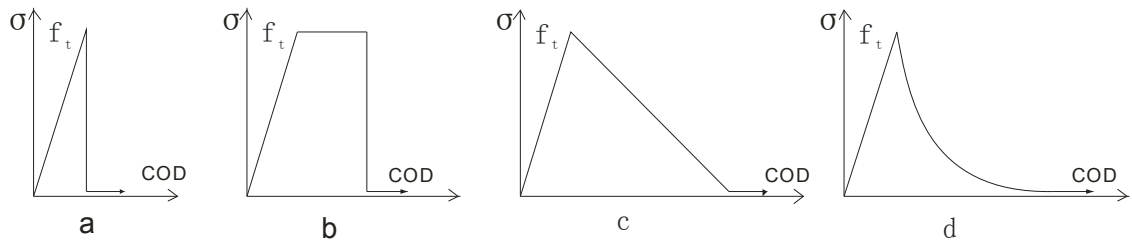


图 2.4 常用的土体软化关系本构模型^[33]

第一种本构关系对应土体破坏的弹脆性假设（图 2.4-a），这类研究对于干燥或非饱和的压实粘土有较大的实用性。例如王俊杰等^[34]在对某土石坝心墙的粘土进行土体韧性指标的测量研究中认为，线弹性断裂力学理论和弹脆性破坏的假设对于该粘土来说是合适的。根据这种本构关系假设，当土体某单元达到拉破坏后就判定单元完全失效，不考虑土体的韧性和软化过程，不存在裂隙稳定扩展阶段，失效后或者将单元应力定为零，或者将单元刚度定为零。这种方法处理简单，是最早基于断裂力学对材料

的数值模拟。而对于饱和的较软粘土，材料的韧性很大，采用非线性断裂力学的方法更为符合实际，也是基于断裂力学的数值模拟研究的一个进步。第二种本构关系对应典型的 Dugdale 的条状模型（图 2.4-b），对峰值后的土体假设处于理想塑性状态，传递与屈服状态应力大小相同的应力。最后两种本构关系对应 Barenblatt 的内聚力模型，认为峰值后的土体处于软化状态，传递的应力随着应变的增加而减小。对于土体软化曲线的研究比较少见，在混凝土研究中却多有涉及，提出了很多不同形式的软化曲线。除了简单的线性（图 2.4-c）、双线性曲线，也有较为复杂的指数型等非线性软化曲线（图 2.4-d）。线性软化关系最为简单，有利于数值计算的便利性，也比较符合人们的物理认知，因此得到了极为广泛的运用。实际上，这些本构关系往往都与一些实验室尺度的实验观测结果相吻合，且本构关系的选择并不会在整体结构上带来非常可观的变化，对于计算结果的影响往往不如参数选取来的重要。因此，本文的研究采用较为简单的线性的软化关系。

2.3 裂缝模拟的数值方法的选取

裂缝模拟用到的数值方法主要有有限元、边界元和离散元。虽然其他方法特别是边界元在对金属构件等一些研究对象的裂缝模拟中体现出一定的优越性，但对于边界条件较为复杂、内部材料性质变化较大的岩土体来说，经过多年的发展的有限元依然是最为合适的方法。有限元方法从本质上来说是在连续体力学基础上的，然而断裂力学理论本身与传统的连续体力学相比有一定的特殊性，因此通常需要对现有的有限元法进行改进，以便对裂缝的力学行为进行描述。总体来说，现有的基于断裂力学的有限元研究有两个目的：一种是针对准静态断裂力学问题，在尖端处进行细致的单元划分或是划分为特殊的力学单元，由于这种对裂缝尖端区域的特殊处理，使得该方法一般不支持对裂缝扩展进行模拟，而着重于对静态的宏观裂纹进行分析和计算，以求出已有裂缝进一步扩展前的力学行为、韧性指标、结构的安全系数等；另一种则是对裂纹扩展的动态模拟，包括对材料起裂、部分破坏到完成破坏的全过程模拟，这也是本文的主要研究内容。对这两种目的的研究可能基于相同的断裂力学理论，但具体的数值实现方法却大相径庭。目前，岩土工程数值模拟研究中已有一些基于第二种方法对于裂缝扩展模拟研究的成果，但大多集中在岩体和混凝土材料，鲜有将其利用在土体研究上。从数值计算中对材料开裂的处理方法来看，基于有限元模拟裂缝扩展

的模型有离散型裂缝模型、弥散型裂缝模型和嵌入非连续模型。应该注意到，这些方法都不是对解析解进行推导计算，而是完全为了数值模拟研究服务的。

2.3.1 离散型裂缝模型

离散型裂缝模型也叫分离式裂缝模型。断裂力学的一个重要思想就是将宏观裂缝作为几何理想化的边界，进而利用固体力学理论进行计算和分析，因此人们很自然的想到在数值计算中，将新形成的宏观裂隙作为新的边界带入下一步有限元计算。离散裂缝模型就是这样一种方法：在裂缝开展后，将裂缝两边的单元分开或插入一个特殊的单元来模拟宏观裂缝的开裂过程（图 2.5(b)）。

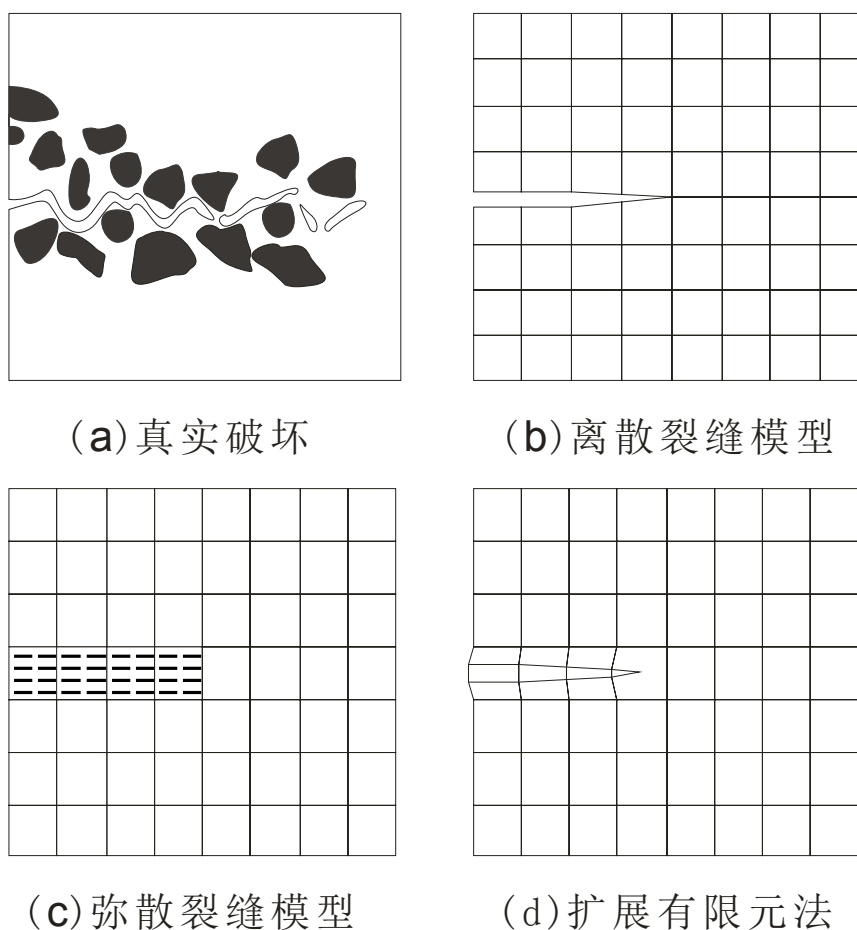


图 2.5 三种数值方法的比较^[33]

这种方法较为直观，物理概念明确，但实现起来却有种种的困难。由于开裂被限制在节点上，因此裂缝的发展方向受到很大的限制：要么裂缝发展方向不是随机的而是事先规定的，以便在网格划分的时候将单元边界分布在预定的开展方向上，要么就需要在裂缝开展后对裂缝尖端重新划分网格，不管是哪种方法都带来了很强的网格依

赖性，以及需要在开裂过程中对拓扑关系进行不断调整，造成单元划分、自由度等基本信息的改变，给下一步计算带来巨大的麻烦。基于自划分网格技术的离散裂缝模型似乎成为一种解决方案，但网格自划分技术自身的复杂性以及随之带来的巨大的计算量成为其发展的最主要障碍，另外拓扑关系改变后的计算结果继承问题也是一个难点。因此这种方法往往适用于几何形态简单，边界条件比较明确的情况，如对形状较为规则的构件进行断裂分析等，但对于地裂缝分析，几何形态和边界条件都非常复杂，地表以下的地裂缝的开裂方向和地点都无法事先预知，发展状况也很难在现实中进行观测，因此难以用离散裂纹模型进行模拟。

早期的离散裂缝模型多采用弹脆性的假设，但不久便加入了非线性断裂力学的内容。1976 年 Hillerborg 提出著名的“虚拟裂缝模型”（Fictitious Crack Model, FCM）^[35]，是较早的基于 COD 模型实现裂缝开裂的数值模拟分析的研究。Hillerborg 简述了常用的几种断裂判据，比较和分析了不同判据各自的优缺点，并结合 Barenblatt 的内聚力模型和离散裂缝模型对混凝土梁的弯曲试验进行了数值计算（如图 2.3）。

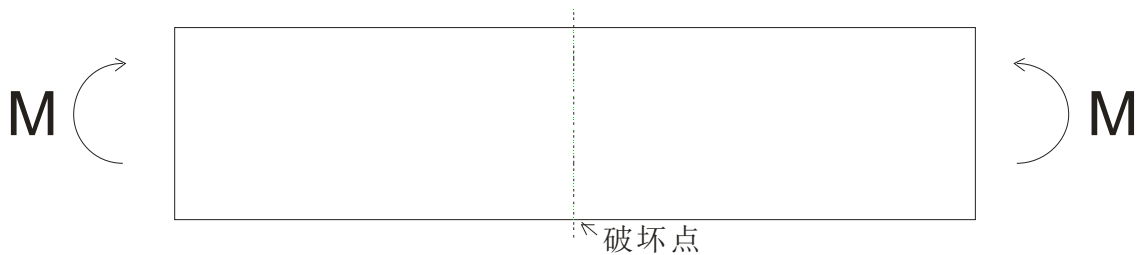


图 2.6 虚拟裂缝模型所用算例(据 Hillerborg^[35])

Hillerborg 的研究假设起裂准则为最大拉应力准则，起裂后破坏的材料可传递的应力大小与裂纹张开度成反比，不能承受的多余的应力转化为等效荷载反向加载到结构上，以此来模拟材料的应变软化过程。研究的结果显示，如果假设混凝土为完全脆性材料，即破坏后材料不再传递应力，则梁在图 2.6 中破坏点处的拉应力达到强度极限时就会发生完全的失稳破坏。但如果赋予混凝土材料一定的韧性，考虑破坏后的应变软化过程，则即使该破坏点达到拉应力极限，整个结构也并不会发生完全的失稳破坏，即出现了所谓的裂隙的稳定扩展。赋予的材料韧性越大，这种稳定扩展的过程越明显，达到梁整体破坏所需要的弯矩也就越大，即在极限强度相同的情况下，韧性较大的材料比韧性较小的材料更难以破坏，需要吸收更多的能量。这一研究可以说是首次利用 COD 判据对非线性材料的裂隙扩展进行的较为成功的模拟，不仅如此，Hillerborg 还提出相比于通常使用的基于应力强度因子的 K 判据，以 COD 作为数值模拟中的断裂准则并不要求在裂隙尖端处划分较细的网格，这一特征可以为裂隙扩展

的有限元模拟研究节省大量的计算量。该模型不仅考虑了峰值后材料的软化特性，还首次在裂缝扩展的数值模拟中使用能量释放率作为断裂判据的参数之一。起初由于能量释放率判据 G 的获得比应力强度因子 K 等其他韧性参数更为困难，使得人们较少将其作为断裂判据，但 Irwin 的研究证明： G 的计算不必涉及整个结构，而只需要在裂纹顶端的局部范围进行^[25]，这一工作使得 G 的获得特别是在数值模拟中的计算大为简化，成为很多模型的断裂判据参数。虚拟裂缝模型中，COD 临界值是能量释放率和材料抗拉强度的函数，当材料的软化本构关系为线性时，能量释放率临界值 G_c 可表示为：

$$G_f = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma dw = f_t \varepsilon_f / 2 \quad (2.3)$$

ε_f 为 COD 临界值对应的应变变量，可得

$$\varepsilon_f = 2G_f / f_t \quad (2.4)$$

2.3.2 弥散型裂缝模型

弥散型裂缝模型也叫分布式裂缝模型，最早由 Rashid 提出^[36]。弥散型裂缝模型假设单元破坏后，裂缝在单元中是平均分布的（即无数平行的微裂隙），因此把形成的裂缝作为是一种单元内部的均变量处理（图 2.5(c)），通过将裂缝法线方向的刚度折减来描述材料的软化过程，这一思想本身与采用张量形式的各向异性损伤模型非常相似，实际上也运用了损伤力学的分析方法。由于没有把裂缝当作一种不连续面来处理，弥散型裂缝模型实现起来更为简单方便，其对常规有限元程序良好的相容性使其在研究裂缝问题的相关领域都得到很好的应用和发展，成为大多数裂缝模拟研究采用的方法。与物理意义较为明确直观的离散裂缝相比，弥散型裂缝模型的自由性更高，没有裂缝开展方向上的种种限制，也不需实现规定裂缝的开展方向，甚至对网格划分的要求也不高，但也因此使得弥散型裂缝模型对裂缝的描述显得更为模糊，对裂缝细节如裂缝张开位移、裂缝扩展长度等参数的计算精度往往不如离散裂缝。然而幸运的是，尽管离散裂缝模型和弥散型裂缝模型都有各自的局限性，但其主要面对的问题和研究目的往往完全不同，正好可以形成互补。弥散型裂缝更关注于裂缝的扩展形态以及整体结构的力学行为，而离散裂缝模型则可以支持对裂缝细节进行更好的描述。因此，对于不同的问题可以利用不同的方法，甚至有研究指出可以利用两步走的方法，先用

弥散型裂缝计算裂缝扩展的大致形态和分布,再根据需要利用弥散裂缝的计算结果进行离散裂缝模型的分析。

和离散裂缝模型一样,弥散型裂缝模型最初也是采用经典的强度准则作为判据,但随后加入的断裂力学理论大大推动了其发展,其中最为著名的就是 BAŽANT 提出的钝化断裂带模型 (Crack Band Model, CBM)^[33]。和 FCM 一样, CBM 也是采用抗拉强度作为起裂准则,而将某一极限 COD 作为宏观裂隙形成的阈值。比起 FCM 更进一步的是,在 CBM 中的 COD 极限值不仅和材料的能量释放率临界值和抗拉强度有关,同时也是单元尺寸的函数,通过这种方法考虑裂缝在大小各异的单元中不同影响程度的差别,进一步消除了计算结果的网格依赖性,这也是该方法与各向异性损伤力学模型最大的区别。

2.3.3 富集模拟方法

富集模拟方法是一种近年来出现的基于有限元法模拟不连续问题的思想^[37],数值流形法也与这种思想相似。其典型的代表为扩展有限元法 (图 2.5(d)),由 Belyschko 和 Black 于 1999 年首次提出^[38]。

虽然采用了一些技术手段来减小网格依赖性,但离散裂缝模型和弥散裂缝模型并不能完全消除网格划分的影响,从根本上说这种依赖性并不是这两种方法本身的缺陷,而是常规有限单元法的特点导致。常规有限元采用分片近似的思想,任意一点的自由度只与该点所在单元的节点自由度有关,插值过程中的形函数定义域也被限制在单元里。实际上这么做只是为了建模的方便,有限元的求解过程并未对参与插值的节点自由度以及插值形函数的定义域做要求,只需形函数满足单位分解条件

$$\sum_{i=1}^n N(i) = 1 \quad (2.5)$$

即可,其中 n 为影响待插值点的所有的节点自由度总数, $N(i)$ 为其中的某一自由度在插值点上的形函数值。利用这一特性,扩展有限元将不连续面的特征表现到形函数上,通过水平集等方法产生跳跃的、不受单元约束的、但满足单元分解条件的形函数,利用这种方法使得对裂缝的描述独立于网格化分。因此可以说,扩展有限元继承了传统有限元所有的优点,但对裂缝的描述独立于网格剖分,通过增加并不算繁重的计算成本显示出明显的优越性。它不仅克服了常规有限元对梯度太大的应力分布难以精确

模拟的缺点（需要非常密集的网格划分），同时不连续面的生长与变化也不需要进行网格的重新划分，是一种非常节约和高效的方法。鉴于此优点，扩展有限元的生命力极强，在短时间内得到了相当程度的发展，对于强弱不连续面的模拟都可以提供很好的支持，不仅可用在二维裂缝的研究中，在比较复杂的三维裂纹扩展研究中也有广泛运用。有研究称扩展有限元是“迄今为止求解不连续力学问题最有效的数值方法”^[39]，并已有一些商业有限元软件如 ABAQUS、LS-DYNA 等已经初步具有扩展有限元的分析功能。但由于扩展有限元等非连续模型发展时间较短，建模过程尚未被大多数岩土工程师所熟悉，在很多技术环节上需要依靠并不常见的数值手段，例如单位分解法、水平集方法、不连续场积分法等，这些方法不仅复杂，在对非线性问题描述的过程中还容易造成收敛较慢甚至不收敛的情况，总的来说这种模型实现起来还比较困难，因此目前多作为一种研究性课题，对于普通的工程实例中的应用并不多见。

2.4 本章小结

本章主要对与本文研究有关的理论基础进行了简要的介绍，包括破坏力学主要理论、土体拉伸破坏过程的描述以及常用的对裂缝扩展过程进行模拟的几种数值方法，重点分析了不同理论和方法对材料破坏过程描述的异同点，对它们的适用范围和优缺点进行了分析和评价，并在此基础上确定本文的研究所采用的理论和方法。

本文的研究目的是对抽水条件下拉张型地裂缝的发育过程进行数值模拟，力求较完整地模拟出土体从起裂到稳定扩展再到形成宏观裂缝的全部过程，以此对几种概念模型下地裂缝的扩展形态、分布以及成因机制进行定量、半定量的研究。从破坏力学的角度来看，随着应变和荷载的增加，材料破坏的完整过程可分为：破坏前变形阶段（可能包括弹性变形和塑性变形）、微裂隙形成阶段和完全破坏阶段，为了描述这一完整的开裂过程，本文将选取弥散型裂缝模型中的钝化断裂带模型（CBM），利用非线性断裂力学的断裂判据 COD 来作为起裂和扩展的判据，利用宏观损伤力学平均化的方法将处于软化阶段的单元处理为各向异性单元，以此对土体开裂的全过程进行有限元计算。

第三章 土体开裂过程的有限元实现

3.1 增量法计算中的一些问题

在求解非线性问题时，有三种可以选择的方法：增量法、全量法和混合法。虽然这些方法在常规有限元法中已经发展得非常成熟，但在求解土体开裂的过程中会遇到一些新的问题。事实上，由于全量法的自身特点，在某些问题上使用基于全量法的有限元对裂缝开展模拟的处理往往更为方便，因此在实际工作中，很多对裂缝的模拟研究都使用了基于全量法的有限元模拟^[33, 40]。然而增量法概念直观，方便于模拟施工加载过程或变化的长期荷载，对于岩土工程领域来说，增量法比一次加载的全量法具有无可比拟的优越性，特别是对于运用较广的增量弹塑性力学理论，必须要使用增量法进行计算，因此，本文依然使用增量法对土体开裂进行模拟，在计算过程中的具体技术环节上需要考虑以下几个问题：

3.1.1 裂缝开裂方向的变化

在断裂力学的讨论中，单元破坏是一个逐步发展的过程，因此在增量法中，一个单元从起裂到完全破坏可能需要好几个计算步。由此引出的一个问题是，在单元软化过程中，由于外荷载的不断变化，应力主轴可能会发生偏转，与刚起裂时形成的微裂隙方向产生一定的夹角。对于应力主轴和应变主轴是否重合的问题，学界分为两种不同的看法，形成了两种不同的方法：固定裂缝模型（FCM）和旋转裂缝模型（RCM）。

固定裂缝模型认为，材料的损伤是真实的物理过程，微裂隙一旦产生就不再可逆，该方向上的力学性质也会受到永久性的影响。因此，起裂之后裂缝的方向不会再发生改变，应变主轴应该永远与刚起裂时的微裂隙方向一致，但应力方向在增量步中可能发生旋转。而旋转裂缝模型则允许起裂后裂纹的方向随着应力主轴发生旋转，这样，应力主轴和应变主轴的方向永远保持一致，这么做的好处之一是裂纹面上永远不会出现剪应力，使得问题得到了简化。很明显，如果在加载过程中，破坏单元起裂后的应力方向不发生变化，那么固定裂缝模型和旋转裂缝模型其实是一样的。但若破坏单元在起裂后的应力主轴发生了偏转，就可能会导致另一方向上的拉应力达到抗拉强度。这样在固定裂缝模型中，裂纹面上会出现剪应力，而且在计算中，固定裂缝模型得出

的剪应力往往较真实情况偏大,阻碍裂缝的发展,这种现象被称为“应力锁死”现象。而在旋转裂缝模型中,由于起裂后裂纹方向可随着最大拉应力的法向方向变化而改变,因此在裂纹面上不会出现剪应力。这种处理方法好处很明显,即避免了复杂的Ⅱ型断裂分析,不需要确定剪切模量的折减系数,因此也不会出现固定裂缝模型中的应力锁死现象。但 Li 等^[41]的研究指出,这么做的同时也带来了比较强烈的对单元边界划分方向的依赖性,会使得计算出来的裂缝开展方向趋于与单元边界平行,特别是当单元的几何形态比不一致,或边界与实际裂缝开展方向不一致的时候,这种差别就会显得比较明显了,而固定裂缝模型则没有表现出这一局限性。

对于本文的研究来说,抽水条件下引起的应力的改变是一个非常缓慢的过程,即使在近井区可能会产生较大的应力主轴偏转,但在大部分区域的应力偏转依然是非常小的,本文的模拟结果也验证了这一假设;而近井区虽然受水头降的影响较大,可能会有较明显的应力偏转,但有效应力增加明显,土体强度随之增加,是土体中的压缩区,反而不利于土体开裂的发生;再者对于地层情况较为复杂的条件,事先也不能知道裂缝的开展方向,因此选择固定裂缝模型进行计算显然更为合适。

3.1.2 软化过程的模拟

在材料发生应变软化的过程中(图 3.1(b)),应力应变曲线是单调递减的,这时应力做功非正,切线软化模量为负。此时若直接使用软化模量进行增量法计算,则会出现单刚矩阵主对角线元素为负,若相邻几个单元都产生破坏,甚至可能会出现总刚矩阵中主对角线元素为负,即在该自由度上单位荷载反而造成了反向的位移,这在通常的有限元计算中一般是不允许的,强行计算的结果往往是应力增加应变减小,与实际的应变软化过程相反。而这种情况在全量法中就不存在(图 3.1(b)),由于全量法使用的是割线模量,只需在迭代中将模量折减即可,避免了出现模量为负的情况。

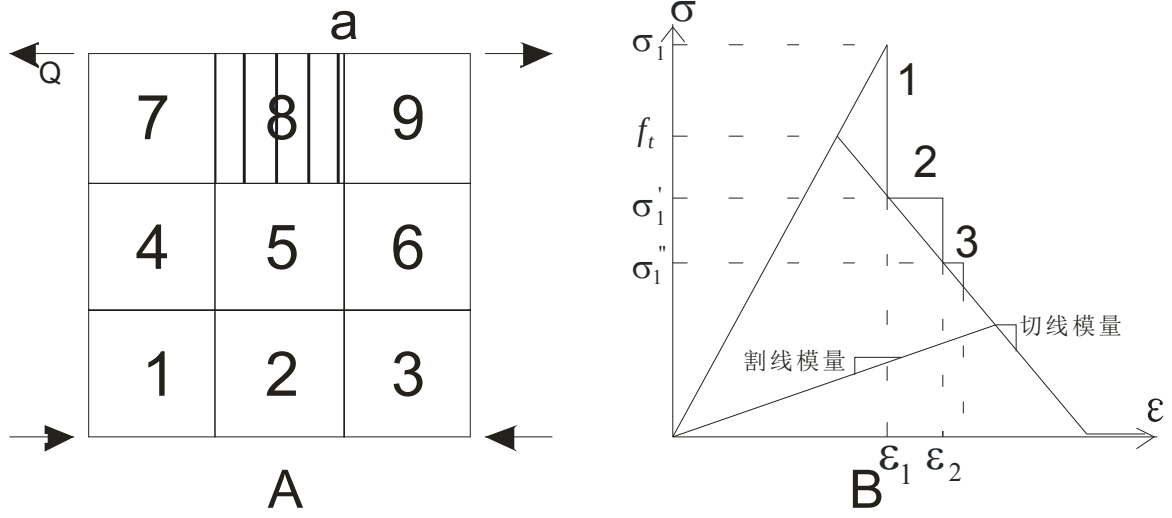


图 3.1 应变软化模拟过程示意图

对于增量法求解这种非线性问题,常采用迭代的方法对非线性平衡方程进行逼近,常用的迭代方法包括全牛顿迭代法、修正牛顿迭代法和割线迭代法等^[42]。本文采用与牛顿迭代法类似的方法来对这一阶段的应力应变进行求解,如图 3.1(a)中所示,当图示荷载 Q 对称且足够大时,单元 8 将首先达到起裂准则,在垂向方向上产生破坏,水平方向上的刚度受到损伤而折减。进入软化过程后的处理如图 3.1(b)所示,当单元 8 的拉应力 σ_1 在某一计算步中超过抗拉强度 f_t 时,则利用当前的应变值 ε_1 ,根据本构关系曲线将应力 σ_1 和该单元的抗拉强度 f_t 修正到 σ_1' ,并将释放的应力 $\sigma_1 - \sigma_1'$ 转化为等效的荷载反向加载在结构上,同时将单元 8 的裂缝法向模量降低为极小值,将这些调整带入有限元,在当前计算步中重新计算。这时,由于单元 8 水平向的刚度很低,主要荷载由单元 2 和单元 5 来承担,因此第二次计算时,单元 8 的应变变为 ε_2 ,但应力增量会非常小,依然为 σ_1' ,这时再重复上述过程,再次利用 ε_2 将拉应力和抗拉强度修正到 σ_1'' ,一直到 σ 达到收敛条件,收敛于本构关系曲线为止。由于破坏后的单元刚度非常的低,因此在下一步的迭代计算中几乎不承受应力,因此一般来说这种方法是收敛的,本文的实验也证明了这一观点。若计算结果产生不收敛的情况,往往说明单元 2 和单元 5 也产生了破坏,整体结构发生失稳,不再能承受该荷载步下的荷载,因此计算结果将发散。

3.1.3 应力释放的模拟

除了不会产生刚度矩阵主对角线元素非正定的情况,全量法求解软化问题的另一优势是:由于每次迭代都是将荷载全部一次加载到结构上进行重新计算,每一次迭代都是对全部的应力应变进行一次重新分配,因此对于全量法自动满足了软化过程中的应力释放的过程。相反,如上所述由于在增量法中模量正定,不能模拟应力减小的现象,因此需要对应力进行修正并将修正的应力部分进行应力迁移的计算,然而在这过程中有可能出现同一计算步下相邻两个单元同时达到起裂准则的情况,这又会在计算中产生以下的问题:

如图 3.1(a)所示,假设荷载 Q 不对称,则单元 8 和单元 9 就有可能在某一次荷载步加载后同时发生垂向方向上的起裂,但真实情况有可能是单元 9 先开裂进入应变软化阶段,单元 9 在应力释放的同时降低了单元 8 的应力,使得单元 8 远离破坏状态,因而不会出现单元 8 和 9 同时开裂的情况。这种差异的存在实际是由于将现实中连续增加的荷载简化为了分级并瞬间施加的荷载,这种荷载的跳跃可能会使得多个相邻的平行单元同时达到破坏。由于更多单元的破坏相当于裂缝的有效宽度变大,集中的应力被进一步平均,开裂释放的能量被更快吸收,不利于材料的进一步破坏,使得最终计算出的裂纹长度偏小,整体强度偏高^[43]。另外,多个相邻平行单元同时开裂的情况还可能会出现计算上的错误:如图 3.1(a)中所标的 a 节点只和单元 8、9 有关,如果假设单元 8、9 同时垂向开裂,那么 a 点自由度上的水平向刚度自然会变得非常小。这时如果对单元 8、9 释放的应力做应力释放的计算,就要在 a 节点上加上等效的荷载,则会导致 a 节点的水平位移变得非常的大而影响整体计算的准确性。

对于这种情况,本文的解决方法是:首先应尽量减小增量法中计算步的大小,另外,每一计算步的每一次迭代中,都限定只有一个新的单元开裂,开裂单元的选择标准为拉应力最大的单元。这样,如单元 9 最先开裂,则单元 9 会释放一部分应力,释放的应力被转化为反向等效荷载加在单元 9 的节点上,在 a 节点上会施加一个向左的节点力,使得单元 8 的应力减小,远离拉破坏的状态。值得注意的是,在韧性材料的破坏中,确实有平行的多裂缝形成的现象,特别是在土体中往往很常见,但上述这种方法的使用并不是限制平行的多裂缝形成,而只是为了防止相邻单元同时起裂时产生的数值问题。例如在单元 9 破坏之后,单元 8 可能不会再产生足够的拉应力,但单元 7 仍然有可能达到起裂准则,形成两条平行的垂向裂缝。这种方法也更符合实际情况,

因为当单元 9 处开裂后，单元 8 靠近新形成的边界，水平向的应力必然会减小，而更远离边界的单元 7 相比单元 8 反而更可能会首先达到起裂准则而破坏。实际在后面的计算中，也的确可以观察到平行裂缝的产生。如若单元 9 和单元 8 依然先后发生了方向平行的破坏，就在求解方程组之前将刚度矩阵主对角线上位移刚度过小的自由度上的荷载清除以避免计算错误的发生。事实上，计算中出现相邻单元先后平行开裂的情况本身就已经说明了在该区域的单元划分过大，最好的方法是做更细致的单元划分来进行计算。

3.2 钝化断裂带模型的数值实现

钝化断裂带模型（CBM）由 BAŽANT 于 1983 年提出，属于弥散型裂缝模型，从本质上讲，是一个将位移的非连续转化为应变的非连续，用弱不连续来代替强不连续的简化过程。这种简化带来了计算中的极大方便，但也限定了 CBM 的适用范围：由于并没有产生新的边界和自由度，所以新形成的裂纹表面不能有外加的荷载，因此严格来说弥散型裂缝模型对于某些特殊的情况如水力劈裂无法提供很好的支持。与早期的弥散型裂缝模型相比，钝化断裂带模型最主要的改进是引入了能量的观点，用断裂力学的理论代替了传统的强度理论。

3.2.1 概念模型

在模型实现之前首先要认清基于钝化断裂带的概念模型。钝化断裂带模型是在弥散型裂缝模型基础上发展而来，其主要思想是将损伤和宏观裂隙假想为有一定宽度的、平行的、均匀分布的断裂带。当单元受到拉应力并发生开裂时材料进入应变软化阶段，开裂后产生的微裂缝被作为损伤在单元上均匀分布，并导致垂直于破坏面的弹性模量及平行于破坏面的剪切模量出现不同程度的降低。

如图 3.2(b)，假设材料在受拉情况下呈线弹性变形，弹性模量为 E 。起裂准则采用最大拉应力准则，当某单元受到的拉应力超过抗拉强度 f_t 时，单元进入软化状态，属于宏观裂缝尖端前端的微裂隙损伤区。以最简单的线性软化关系为例，材料的切线软化模量 E_n 为负值，则断裂带每扩展单位的长度，其消耗的能量为

$$G_f = w_c \int_0^{\varepsilon_f} \sigma_z d\varepsilon_f = \frac{\varepsilon_f^2 w_c}{2(E^{-1} - E_n^{-1})} = \frac{1}{2} f_t^2 w_c (E^{-1} - E_n^{-1}) \quad (3.1)$$

其中 $\varepsilon_0 = \frac{f_t}{E}$, 为材料的拉应力达到峰值强度 f_t 时的应变值, 表示了软化阶段的开始。

$\varepsilon_f = \frac{f_t}{E} - \frac{f_t}{E_n}$ 为单元产生宏观断裂的应变值, 表示软化阶段的结束, w_c 是断裂带的宽度。这样裂缝释放的能量就平均到整个断裂带上, 单元尺寸 w_c 也作为影响因素之一体现在断裂判据中。

则式 (3.1) 即可得出 E_n 的取值为:

$$E_n = \left(\frac{1}{E} - \frac{2G_f}{f_t^2 w_c} \right)^{-1} \quad (3.2)$$

这样, 在计算过程中, 只需要知道断裂带的宽度 w_c 、材料单轴抗拉强度 f_t 以及裂缝扩展单位面积时释放的能量也即能量释放率 G_f , 就可以求出线性软化假设下的软化模量 E_n 、临界应变值 ε_0 和 ε_f , 判断出材料处于开裂的哪个阶段, 这也是断裂力学强度理论的数值表现。断裂带的宽度 w_c 和网格划分有关, 以四边形网格为例, 如图 3.2(a) 所示, 当裂缝扩展方向与单元网格边界方向一致时, 裂缝的宽度就是单元的尺寸, 单轴抗拉强度 f_t 可以通过实验测得, 能量释放率 G_f 的测定可以通过测定应力强度因子临界值 K_{IC} 来求得, 对于应力强度因子 K_{IC} 的实验测量现已有了一部分相关的研究, 得出土体的 K_{IC} 数值大概在几到几十个 $\text{kN/m}^{3/2}$ 的数量级上。由断裂力学理论可知, 断裂韧度指标 K_{IC} 和 G_f^I 之间存在以下关系:

$$G_f^I = \frac{K_{IC}^2}{E}, \quad \text{对应平面应力情况} \quad (3.3)$$

$$G_f^I = (1 - \nu^2) \frac{K_{IC}^2}{E}, \quad \text{对应平面应变情况} \quad (3.4)$$

也可以利用经验公式^[32]:

$$K_{IC} = \alpha f_t \quad (3.5)$$

通过单轴抗拉强度 f_t 求得, α 为实验待定系数。

当材料处于软化过程中的某一点时, 利用上述的本构关系可以通过单元的应变来求得单元的应力。如不产生卸载回弹的情况, 则对于起裂后单元的进一步破坏过程假设为一直处于极限破坏状态, 单元的抗拉强度也随着应变的增加而减小, 数值上等于修正后的拉应力。

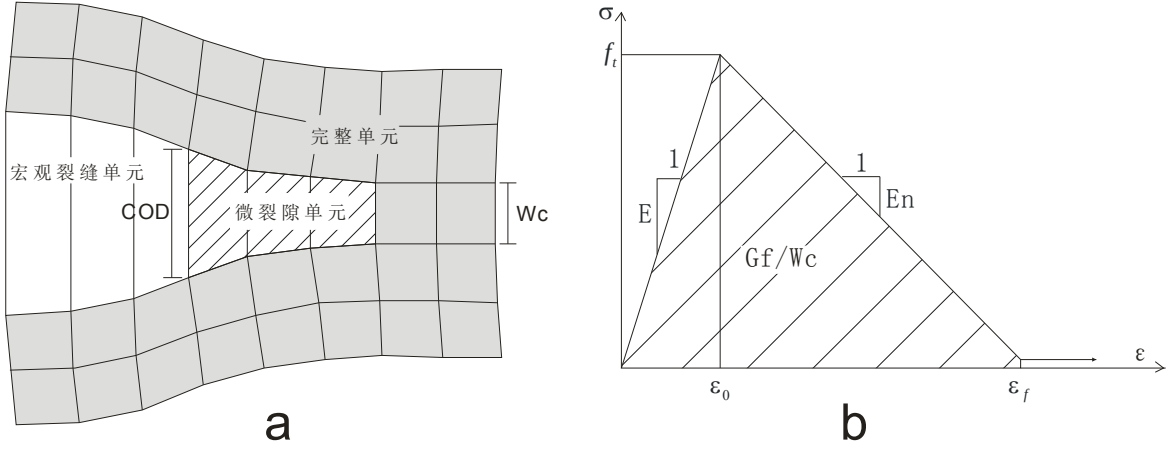


图 3.2 钝化断裂带模型概念示意图及本构关系

3.2.2 程序实现

有限元法将非线性的微分方程(组)转化为大型线性方程组进行求解, 因此, 断裂力学的数学模型也需要变为矩阵的形式才可以利用有限元进行计算。弥散型裂缝模型的实现方法是在计算过程中将原有的各向同性的刚度矩阵处理为各向异性的刚度矩阵, 来模拟宏观裂缝对应力应变分布的影响, 这种方法实际上和各向异性的损伤模型相似。本节主要针对二维平面应变问题的软化过程本构关系的增量形式进行分析, 具体推导过程如下^[44]:

首先, 将土体在全局坐标系下的总应变 $\Delta \epsilon$ 分为两部分:

$$\Delta \epsilon = \Delta \epsilon^{cr} + \Delta \epsilon^{co} \quad (3.6)$$

其中 $\Delta \epsilon^{cr}$ 表示在全局坐标系下土体开裂部分产生的应变, 包括两个正应变分量和一个剪应变分量, 而 $\Delta \epsilon^{co}$ 则表示在全局坐标系下土体完整部分产生的应变。以裂缝开裂方向为 x 轴建立局部坐标系, 则局部坐标系下的总应变 Δe^{cr} 为:

$$\Delta e^{cr} = [\Delta \epsilon_n^{cr} \quad \Delta \epsilon_t^{cr}]^T \quad (3.7)$$

其中 $\Delta \varepsilon_n^{cr}$ 为垂直于裂缝方向的正应变分量, $\Delta \varepsilon_t^{cr}$ 为平行于裂缝方向的剪应变分量, T 表示矩阵的转置。全局坐标系下的总应变 $\Delta \varepsilon^{cr}$ 和局部坐标系下的总应变 Δe^{cr} 之间的坐标转换关系如下:

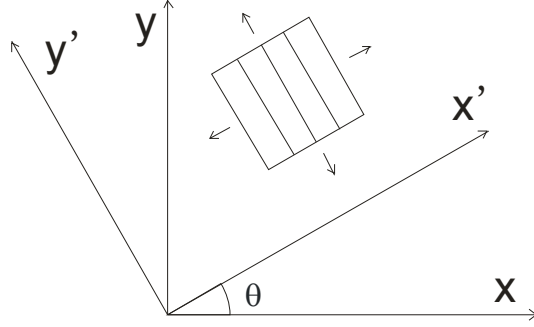


图 3.3 单元开裂示意图

$$\Delta \varepsilon^{cr} = N \Delta e^{cr} \quad (3.8)$$

其中, $N = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & -\sin \theta \cos \theta \\ \sin^2 \theta & \sin \theta \cos \theta \\ 2 \sin \theta \cos \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix}$, θ 是从全局坐标系的 x 轴方向按逆时针转到 σ_3 方向的角度 (如图 3.3)。同样, 全局坐标系下的应力 $\Delta \sigma$ 和局部坐标系下的应力 Δs 之间的坐标转换关系为:

$$\Delta s = N^T \Delta \sigma \quad (3.9)$$

其中, $\Delta s = [\Delta s_n^{cr} \quad \Delta s_t^{cr}]^T$, Δs_n^{cr} 表示与裂缝方向垂直的正应力分量, Δs_t^{cr} 表示与裂缝方向平行的剪应力分量。在增量法中, 假设每一步长中的土体变形为弹性变形, 则对于裂缝两侧完整土体部分, 应力应变关系符合弹性力学方程:

$$\Delta \sigma = D^{co} \Delta \varepsilon^{co} \quad (3.10)$$

其中 D^{co} 为完整土体的弹性模量矩阵。对于裂缝产生的应力和应变, 在局部坐标系下符合以下关系:

$$\Delta s = D^{cr} \Delta e^{cr} \quad (3.11)$$

其中 $D^{cr} = \begin{bmatrix} D_{11}^{cr} & D_{12}^{cr} \\ D_{21}^{cr} & D_{22}^{cr} \end{bmatrix}$, 是一个 2×2 的矩阵。利用以上的等式, 就可以得出软化过程中全局坐标系中总的应力应变增量关系如下:

$$\Delta \sigma = [D^{co} - D^{co} N (D^{cr} + N^T D^{co} N)^{-1} N^T D^{co}] \Delta \varepsilon \quad (3.12)$$

由上式就可对有限元中的弹性矩阵进行修正，模拟裂缝法向上力学性质的劣化过程。从式 $\Delta s = D^{cr} \Delta e^{cr}$ 不难看出，裂缝应力应变的本构关系 D^{cr} 矩阵描述了裂缝的力学行为，控制着裂缝对整个单元的本构矩阵的影响，其中 D_{11}^{cr} 描述了局部坐标系下正应力 Δs_n^{cr} 和正应变 $\Delta \varepsilon_n^{cr}$ 之间的关系，主要控制 I 型断裂的力学行为； D_{22}^{cr} 描述了局部坐标系下剪应力 Δs_t^{cr} 和剪应变 $\Delta \varepsilon_t^{cr}$ 之间的关系，主要控制 II 型断裂的力学行为；而 D_{12}^{cr} 和 D_{21}^{cr} 则描述了拉应力和剪应力之间的交叉影响。在通常的研究中，往往直接将单向的本构关系用于一般应力状态，并认为 I 型断裂和 II 型断裂是相互独立的，不考虑两者之间的交叉影响，因此，通常将 D_{12}^{cr} 和 D_{21}^{cr} 设为零，则可以得到以下两个等式：

$$\Delta s_n^{cr} = D_{11}^{cr} \cdot \Delta \varepsilon_n^{cr} \quad (3.13)$$

$$\Delta s_t^{cr} = D_{22}^{cr} \cdot \Delta \varepsilon_t^{cr} \quad (3.14)$$

D_{11}^{cr} 和 D_{22}^{cr} 的物理意义即为：在软化过程中垂直于裂缝开展方向的弹性模量 E_n 和平行与裂缝开展方向上的剪切模量 E_s ，分别对应了 I 型断裂和 II 型断裂。对于 E_n 的取值可由式 (3.2) 得出，而对于 E_s 的研究则相对较少，特别是剪应力往往存在于一般应力状态下，如前所述在这方面还没有非常系统、成熟的理论研究。由于本文主要考虑 I 型断裂，即拉张型裂缝的开展，因此在计算中将 D_{22}^{cr} 取一小值，即认为破坏过程都是拉剪的过程，破坏之后不能传递剪应力，这也是研究 I 型裂缝常用到的一种简化。

另外，在对土体开裂的研究中还需要考虑到土体开裂对渗透系数的影响，主要思想是利用渗透张量模拟渗透系数的各向异性^[22]。实际上，裂缝法向上的低透水能力对含裂缝的土体在抽水条件下的进一步变形影响非常大。假设水平向和垂向向为初始的渗透主轴 k_x 和 k_y ，通过增大单元在裂缝扩展方向的渗透系数，减小裂缝扩展法向的渗透系数，来模拟裂缝开展产生的裂缝扩展方向上的通道作用和法向上对渗流的阻碍作用。设初始的渗透向量为：

$$\{K\} = [k_x \quad k_y] \quad (3.15)$$

在裂缝开裂之后，渗透向量调整为：

$$\{K\} = [T_c]\{K'\} \quad (3.16)$$

其中, $\{K\}$ 和 $\{K'\}$ 分别为全局坐标系和局部坐标系渗透系数向量, $[T_c]$ 为转换矩阵, 具体为:

$$[T_c] = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

3.3 钝化断裂带模型算法流程图

通过以上的探讨, 对土体开裂的计算方法已基本确定, 图 3.4 中给出了本文计算的主要流程。在计算过程中, 将单元状态分为三种, 分别为完整状态、部分破坏状态 (软化状态) 和完全破坏状态 (宏观开裂), 存储在特定数组中, 初始宏观裂缝也可以通过设置为完全破坏状态的单元来实现。在每一次荷载步计算中, 当某单元为破坏单元, 则读取这些单元的开裂方向, 生成各向异性的弹性矩阵和渗透矩阵, 并形成刚度矩阵和总方程组, 用常规有限元方法进行求解。求解得到结构的应力场包括主应力大小和方向, 这时判断该迭代步下有没有新开裂的单元, 如果没有, 则直接进入下一荷载步, 否则, 对不同破坏状态的单元进行如下处理: 对新开裂单元, 判断其是否为该迭代步中所有新开裂单元中拉应力绝对值最大的一个, 如果是, 则存储当前的主应力方向作为裂缝开展的方向, 否则将单元的状态重新设置为完整状态等待下一步计算; 对部分破坏单元, 则需判断其是否进入完全破坏状态。最后对所有的破坏单元 (包括原有的破坏单元和该迭代步下新形成的破坏单元) 进行应力、抗拉强度的修正和多余应力释放的计算, 并在荷载步不变的情况下进行一次新的迭代, 直到整个结构不再出现新的开裂单元为止。

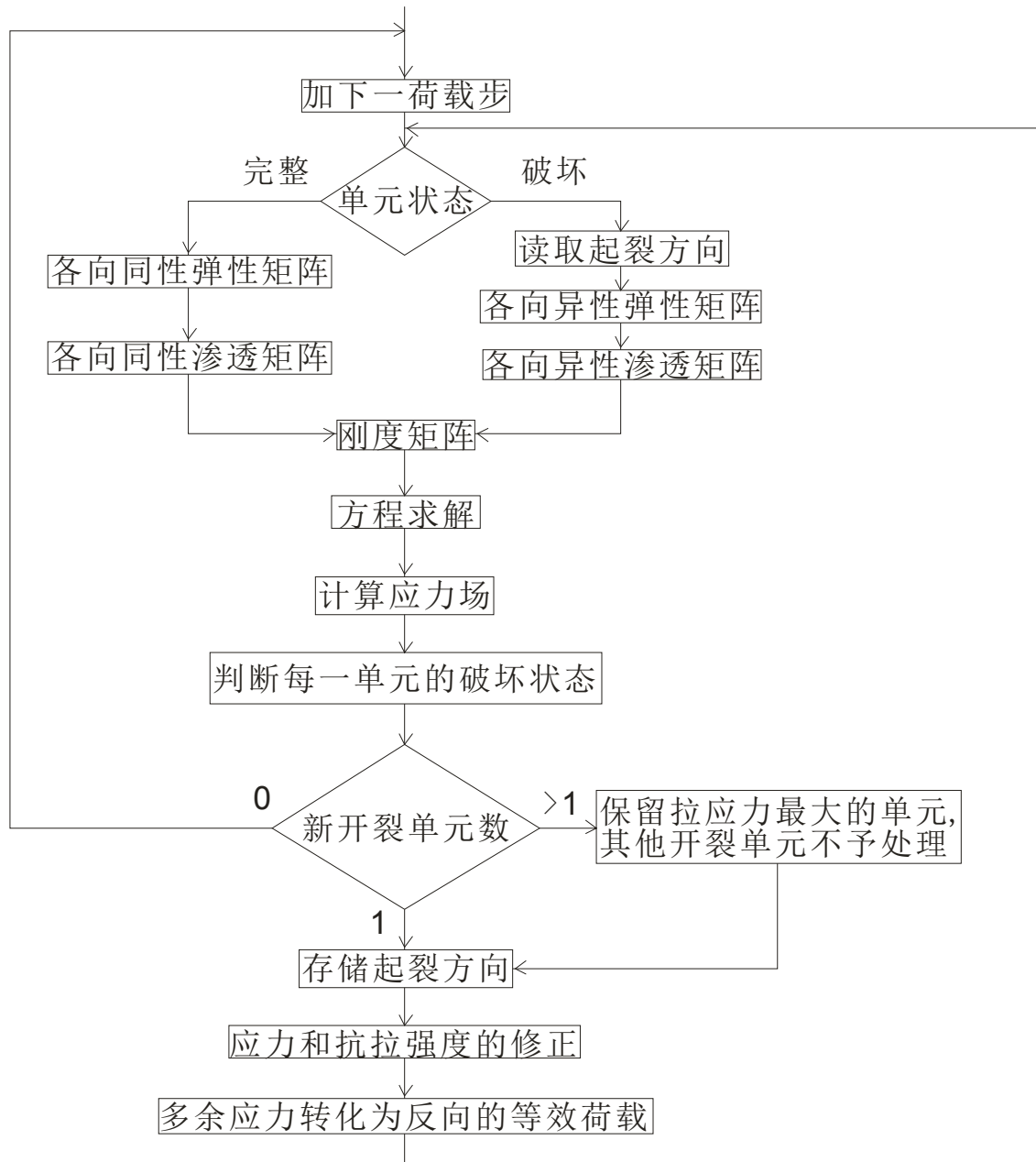


图 3.4 钝化断裂带模型算法流程图

3.4 基于钝化断裂带模型的二维算例分析

通过以上的分析和步骤，本文基于传统的有限元计算程序，结合破坏力学的理论和钝化断裂带模型的方法建立了土体开裂的数值模型。上文提到，本文采用的弹塑性断裂力学和宏观损伤力学的研究都比较唯象，目的在于得到与实验数据相吻合的数值模拟结果，然而目前这种土体拉张实验研究并不多见，特别是对土体断裂韧性指标的实验测量工作并不完善，因此还没有太多的实验数据可以对该模型进行细致的定量评

价。文献[24]通过改进的紧凑拉伸法对某水库筑坝壤土进行了土体张开型断裂韧度 K_{IC} 的测定，通过控制土体的单个指标，归纳出裂缝长度、干密度、含水率、抗拉强度以及断裂韧度 K_{IC} 等因素之间的相互关系，实验装置如图 3.5 所示。本文将参照该实验结果建立验证性算例，对已建立的钝化断裂带模型进行初步的验证和评估。实验所测得的材料基本力学指标如表 3.1 所示。

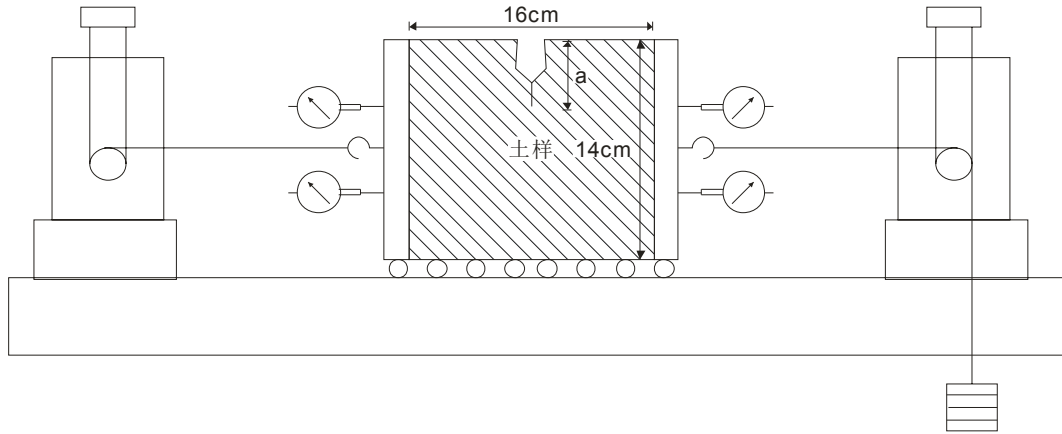


图 3.5 测定土的断裂韧度实验仪器示意图（据丁金粟^[24]）

表 3.1 试验土体的基本力学指标

$\gamma(\text{kN}\cdot\text{m}^3)$	$c(\text{kPa})$	$\varphi(^{\circ})$	$E(\text{MPa})$	ν	$K_{IC}(\text{kN}/\text{m}^{3/2})$	$f_t(\text{kPa})$
17	36	25.5	14	0.3	2.9	10

实验中试样厚度为 7cm，因此将其作为平面应力情况进行计算。并由式（3.3）得出所需的土体断裂能量释放率临界值 G_f^I ，对该试验土样进行有限元计算，计算中连续体力学模型选用弹性模型。网格划分采用四边形四节点单元，如图 3.6 所示。网格为 1cm*1cm 的正方形网格，总单元数 224 个，节点数 255 个，在结构底部施加垂向方向的位移约束，在右侧面上施加水平方向的位移约束，在左侧面上施加有随计算步数线性增加的水平荷载，方向向左。

15	30	45	60	75	90	105	120	135	150	165	180	195	210	225	240	255
209	210	211	212	213	214	215	216	217	218	219	220	221	222	223	224	
14	29	44	59	74	89	104	119	134	149	164	179	194	209	224	239	254
193	194	195	196	197	198	199	200	201	202	203	204	205	206	207	208	
13	28	43	58	73	88	103	118	133	148	163	178	193	208	223	238	253
177	178	179	180	181	182	183	184	185	186	187	188	189	190	191	192	
12	27	42	57	72	87	102	117	132	147	162	177	192	207	222	237	252
161	162	163	164	165	166	167	168	169	170	171	172	173	174	175	176	
11	26	41	56	71	86	101	116	131	146	161	176	191	206	221	236	251
145	146	147	148	149	150	151	152	153	154	155	156	157	158	159	160	
10	25	40	55	70	85	100	115	130	145	160	175	190	205	220	235	250
129	130	131	132	133	134	135	136	137	138	139	140	141	142	143	144	
9	24	39	54	69	84	99	114	129	144	159	174	189	204	219	234	249
113	114	115	116	117	118	119	120	121	122	123	124	125	126	127	128	
8	23	38	53	68	83	98	113	128	143	158	173	188	203	218	233	248
97	98	99	100	101	102	103	104	105	106	107	108	109	110	111	112	
7	22	37	52	67	82	97	112	127	142	157	172	187	202	217	232	247
81	82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	
6	21	36	51	66	81	96	111	126	141	156	171	186	201	216	231	246
65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	75	76	77	78	79	80	
5	20	35	50	65	80	95	110	125	140	155	170	185	200	215	230	245
49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	
4	19	34	49	64	79	94	109	124	139	154	169	184	199	214	229	244
33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	
3	18	33	48	63	78	93	108	123	138	153	168	183	198	213	228	243
17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	
2	17	32	47	62	77	92	107	122	137	152	167	182	197	212	227	242
1	16	31	46	61	76	91	106	121	136	151	166	181	196	211	226	241

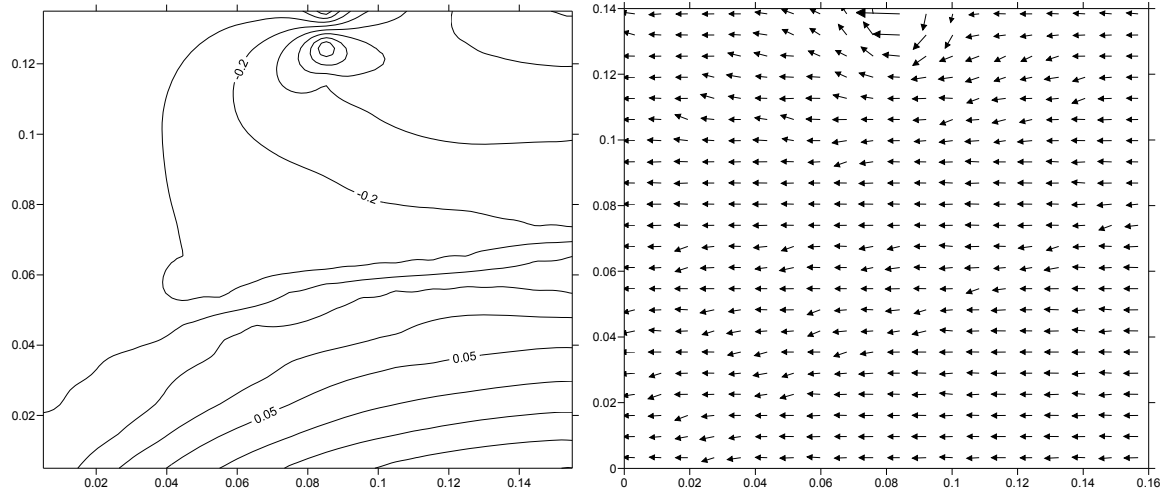
图 3.6 网格划分示意图

3.4.1 不同断裂韧度裂缝扩展过程模拟验证

材料在受荷情况下从起裂到裂缝稳定扩展到最后完全失稳的全过程一直是本文的重点，利用已经建立的模型，通过在上述的算例中加入预设的裂缝，即可对裂缝扩展的全过程进行模拟。具体方法是在进行有限元计算前，预先将图 3.6 中 217 号单元设置为垂向向下的初始宏观裂纹，以模拟裂缝对位移分布、应力应变分布以及整体强度的影响。值得注意的是，如图 3.5 中所示，实验虽然是通过改变右端砝码的重量来控制荷载边界，但由于土样的两端与刚度较大的金属体之间用环氧树脂固定，因此此处的边界并不是严格意义上的应力边界，而是类似于非线性增加的应变边界，这种应变边界会使得土体中的应力分布更为均匀，整体强度提高。因此，在本次计算中，在最左边设置了一系列刚度值较高的网格，并将荷载加载在高刚度的单元上，以模拟金属对土样边界变形的约束和固定作用。

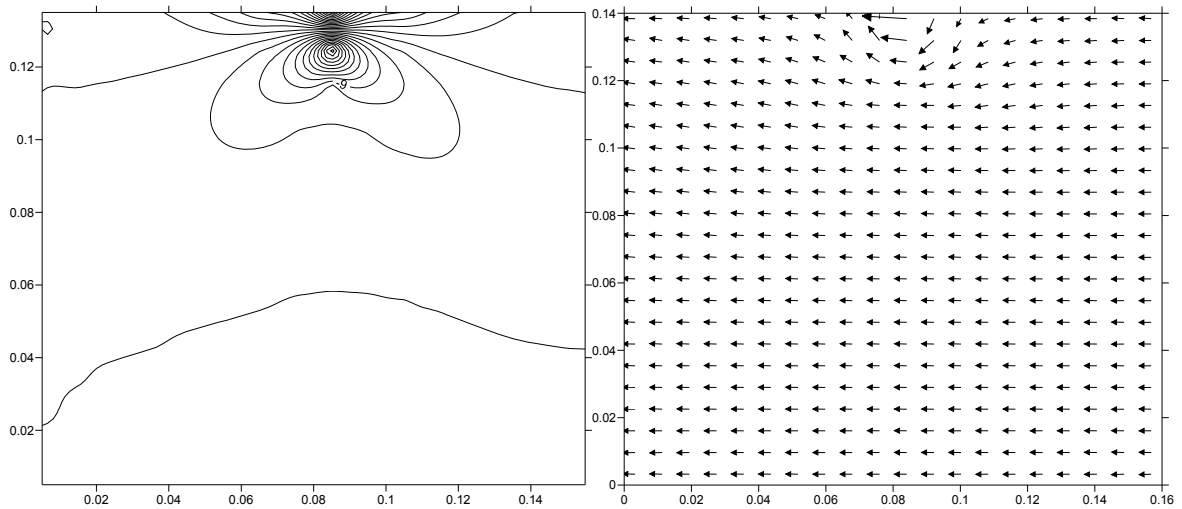
图 3.7 分别是结构在受到 0.1kPa、7.5kPa、9.4kPa、10.1kPa 和 10.4kPa（临界破

坏状态)的水平荷载下产生的拉应力(最小主应力 σ_3)分布图和水平位移的梯度分布图。可以看到,模型较好的模拟出了裂缝稳定扩展的过程,反映出了整个结构逐步破坏的特征。当材料中存在宏观裂缝时,裂缝尖端会迅速产生极大的应力集中和位移的突变现象,这种现象随着单元损伤程度的增加而增加,并随着荷载的增大而逐渐向下发展,最后达到整体结构的失稳。



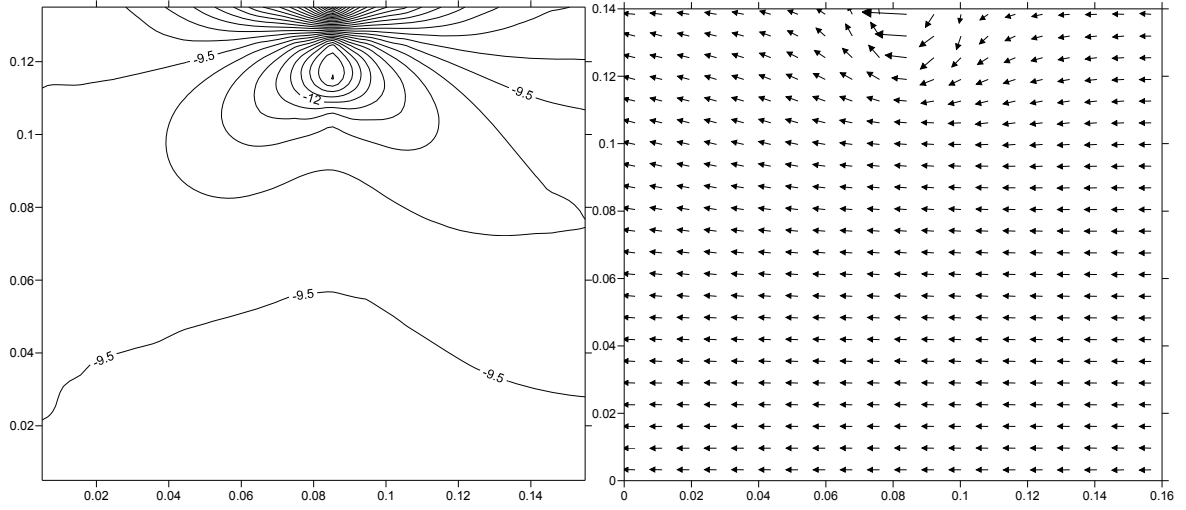
(a).0.1kPa 荷载下的最小主应力等值线 (kPa)

(b). 0.1kPa 荷载下的水平位移梯度图



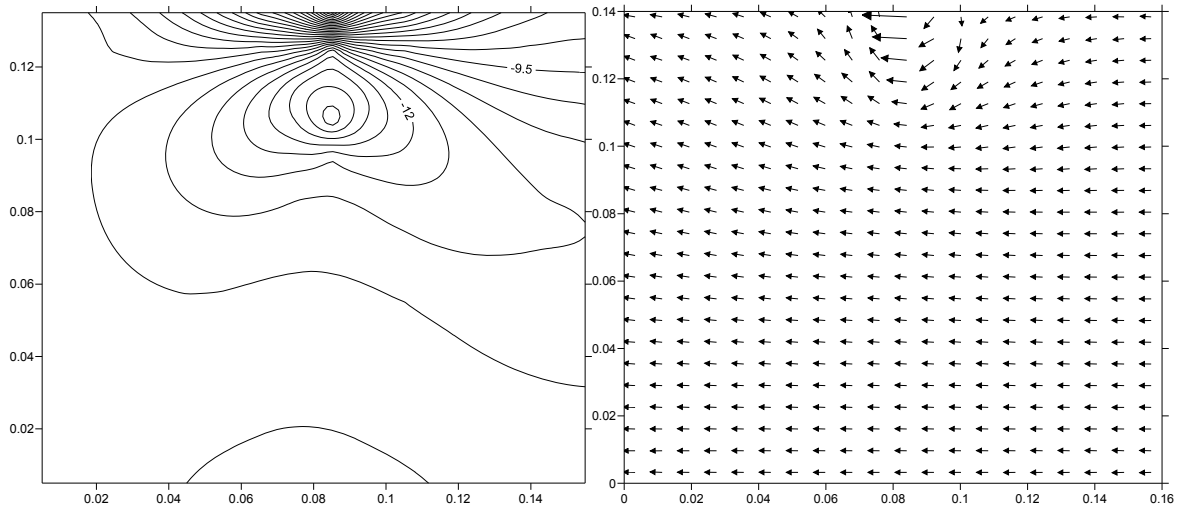
(c).7.5kPa 荷载下的最小主应力等值线 (kPa)

(d). 7.5kPa 荷载下的水平位移梯度图



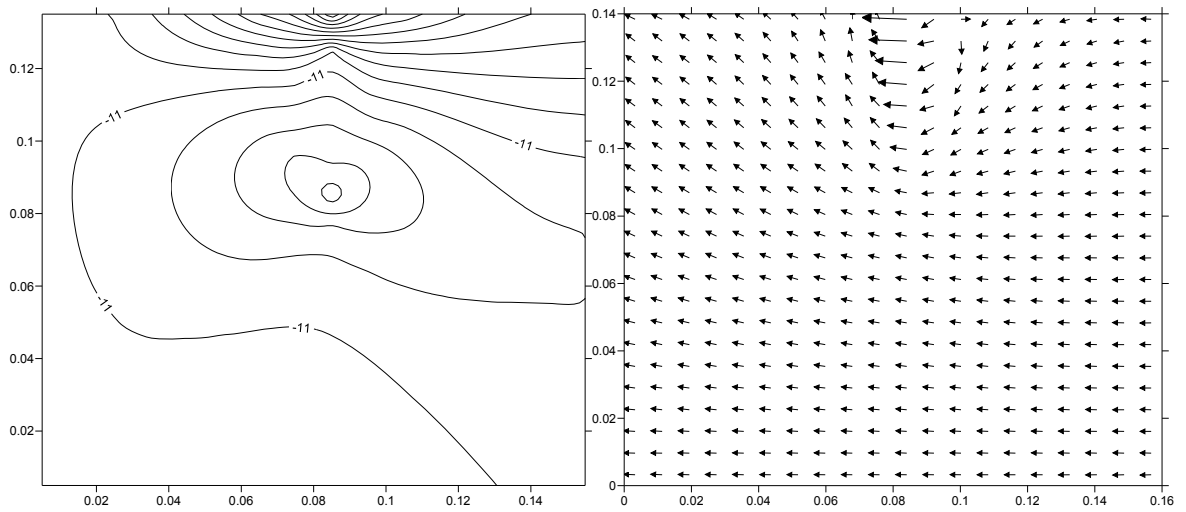
(e).9.4kPa 荷载下的最小主应力等值线 (kPa)

(f). 9.4kPa 荷载下的水平位移梯度图



(g).10.1kPa 荷载下的最小主应力等值线 (kPa)

(h). 10.1kPa 荷载下的水平位移梯度图



(i).10.4kPa 荷载下的最小主应力等值线 (kPa)

(j).10.4kPa 荷载下的水平位移梯度图

图 3.7 单裂缝开裂过程的模拟结果

在破坏早期荷载较小的情况下，由于此时的裂缝还未进入稳定扩展阶段，微裂隙损伤区未形成或范围较小，对于整体结构的影响不大，这时可以将材料看作连续体而不去考虑软化过程的影响。按照弹塑性力学的解析解形式，裂缝尖端的塑形区开展分布如图 3.8 所示，与计算结果中加载的前期阶段的最小主应力分布非常相似，从这点来看，可以说该模型对于裂缝尖端应力场分布的描述基本属实。随着荷载的不断增加，计算结果表明该性状的土体具有明显的非线性断裂特征，微裂隙损伤区的产生在一定程度上弱化了这种应力集中的情况，使得应力在微裂隙损伤区趋于平均化并向下发展。但由于计算中施加的荷载是应力控制，因此裂缝一旦扩展到结构完全失稳的过程较为迅速（从 7.5kPa 到 10.4kPa），并且裂缝长度的发展速度越来越快，一旦材料失稳计算结果将迅速发散，得不到峰后的应力应变曲线。应该注意到可以在实验中得到应力应变全过程曲线的仪器一般都是采用应变控制式，宏观的应力在破坏之后是减小的，因此本次模拟的结果并不能说明材料呈脆性破坏，而是受失稳之后依然不断增加的宏观荷载的影响所致。如在模型中也采用应变控制式的边界，韧性材料的峰后软化阶段将会更为明显，可得到整个破坏过程的应力-应变全过程曲线。

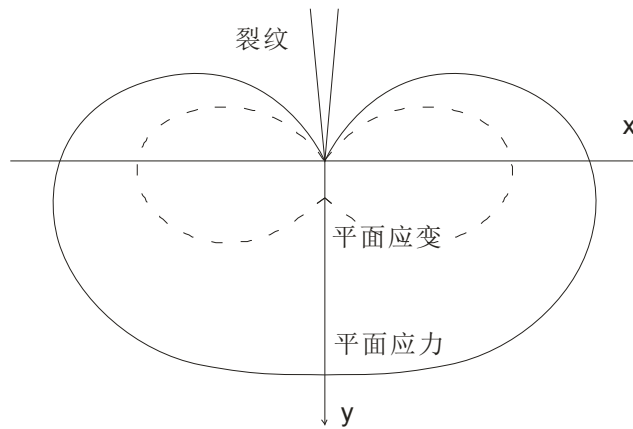
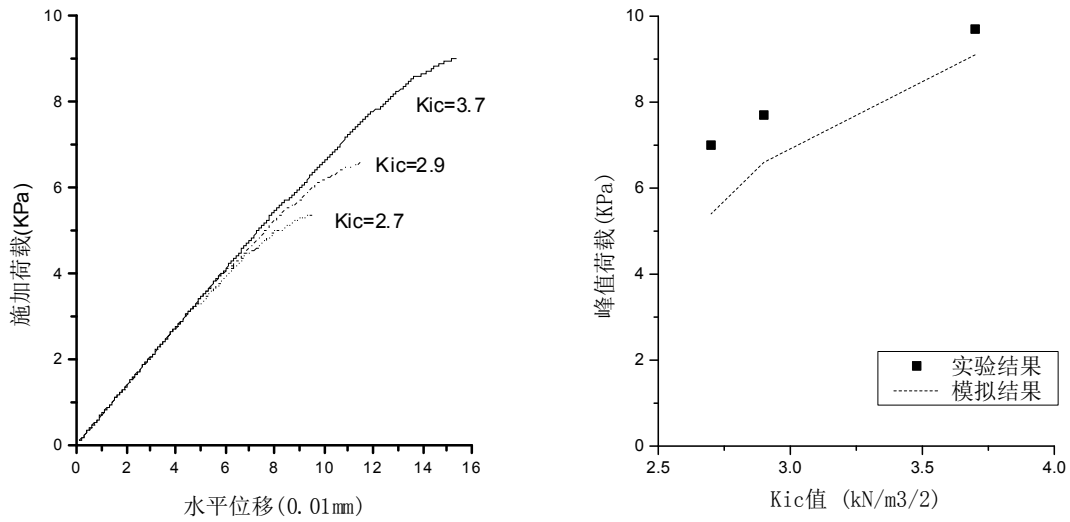


图 3.8 裂缝尖端处应力分布

文献[24]通过调整土样的干密度和含水率，分别对裂缝长度为 0cm 和 3cm 的土样进行了对比实验，实验测得了不同干密度和含水率下的材料抗拉强度和含裂缝结构的整体极限强度，以此计算出不同土样的 K_{IC} 值。本文利用所得出的不同的 K_{IC} 值重新计算出土样破坏时的极限强度，并与文献[24]中的实验结果进行对比。主要计算结果如图 3.9 所示：



(a).不同断裂韧度下土样变形过程 (b).不同断裂韧度下土样极限强度

图 3.9 不同断裂韧度下结构的力学行为

图 3.9(a)是不同韧性指标下含 3cm 裂缝的土体的轴向荷载和变形直接的关系，可以看到，整体结构的变形在较高的荷载下呈非线性变化，由于微裂隙损伤区可以传递一定的应力，并且在一定程度上减缓了应力集中现象，因此更高的韧性给结构提供了更高的强度和更大的应变值（轴向位移）。图 3.9(b)是不同韧性指标下结构的整体强度计算值和实测值的比较，可以看出，该模型的计算值较文献中的实验值小，土样更快达到破坏，但总的来说整体强度随 K_{IC} 变化的趋势与实验数据相符。在 K_{IC} 较低时，整体强度的增长率随 K_{IC} 的增加而逐渐减小，说明土体的韧性对整体结构强度的贡献是有限的，对于韧性较强的含裂纹材料，继续增加其韧性对整体强度的影响并不明显，这时材料的抗拉强度的大小起到了决定性作用，而对于低韧性的含裂纹材料，适当增加其韧性指标也是提高其整体强度的有效方法。

应该注意到的是，如图 3.5 中，实验中的土样的高度为 14cm，切口深 3cm，因此即使在不考虑切口处的应力集中现象的情况下，假设切口下部的土样受到的拉应力均匀分布，但由于受力面积的减小土样也不可能达到实验中测得的强度（强度至少折减 3/14）。例如 $K_{IC} = 2.7 \text{ kN/m}^{3/2}$ 的土样对应的抗拉强度是 8kPa，而实验中含 3cm 长的裂缝的土体整体强度达到了 7kPa，强度只折减了 1/8。这种现象的产生可能是由于实验中的摩擦力等边界因素阻碍了土体的变形和裂缝的进一步发展，提高了土体的强度，由此推断该实验中测得的土样整体强度可能偏高，本次模拟得到的计算值可以

更接近于无干扰下的理想受拉情况。

3.4.2 不同长度裂缝扩张过程模拟验证

断裂力学最早出现是由于传统的强度理论不能解释材料强度的尺寸效应, Griffith 在早期的工作中就将裂缝的尺寸 a 和极限强度联系起来, 相对于传统的强度理论来说, 这是人们对材料认识的重大进步。对于单向拉伸的含中心裂纹的无限大板, 裂纹临界扩展的 Griffith 判据为:

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2E'\gamma}{\pi a}} \quad (3.18)$$

其中, σ_{cr} 为无限远处极限拉伸应力, $E' = \begin{cases} E & \text{平面应力} \\ \frac{E}{1-\nu^2} & \text{平面应变} \end{cases}$, γ 为材料的表面能, a

为裂缝尺寸。由于结构的尺寸越大, 就越可能存在较大尺寸的损伤和裂缝, 对整体结构强度的折减也越大, 这就很好的解释了材料强度的尺寸效应。利用建立的模型, 对含不同长度裂隙的、韧性和强度相同的土体进行受拉模拟。

图 3.10 分别代表了初始裂缝长度为 0cm、2cm、3cm 和 4cm 时整体结构失稳时的临界状态。图中较粗的实线部分表示的是宏观裂缝, 虚线部分表示的是形成的微裂隙损伤区。可以看到, 在没有初始宏观裂缝的情况下 (图 3.10(a)), 材料各点都基本接近了材料的抗拉强度 10kPa, 并在某一荷载步下突然完全破坏, 没有裂缝稳定扩展的过程, 这说明在不考虑裂缝的前提下, 传统材料力学的强度理论是适用的。但当结构中存在较大尺寸的宏观裂缝时, 应力的分布将与无裂缝的情况大相径庭。

图 3.11(a)是计算得到的含有不同长度裂缝的土样的所受荷载和轴向位移之间的关系, 由计算可得, 当裂缝长度分别为 2cm、3cm 和 4cm 时, 结构的整体强度为 7.3kPa、6.6kPa 和 6.0kPa, 破坏时的总轴向位移分别为 0.1168mm、0.1160mm 和 0.1170mm。可以明显的看到, 在拉伸开始的初期, 即使有初始裂缝的存在, 整体结构仍然呈线弹性特征, 裂缝的影响并不明显。但随着荷载的不断增加, 裂缝尖端处的应力集中现象越来越明显, 材料产生劣化导致模量的降低, 增大了结构的总位移量, 使得土体的变形呈现出非线性变化。这种非线性的程度和所含裂缝长度呈正相关, 初始裂缝越长, 产生微裂隙所需的临界应力就越低, 材料就越早进入非线性阶段, 这也符合破坏力学对材料破坏过程的描述。

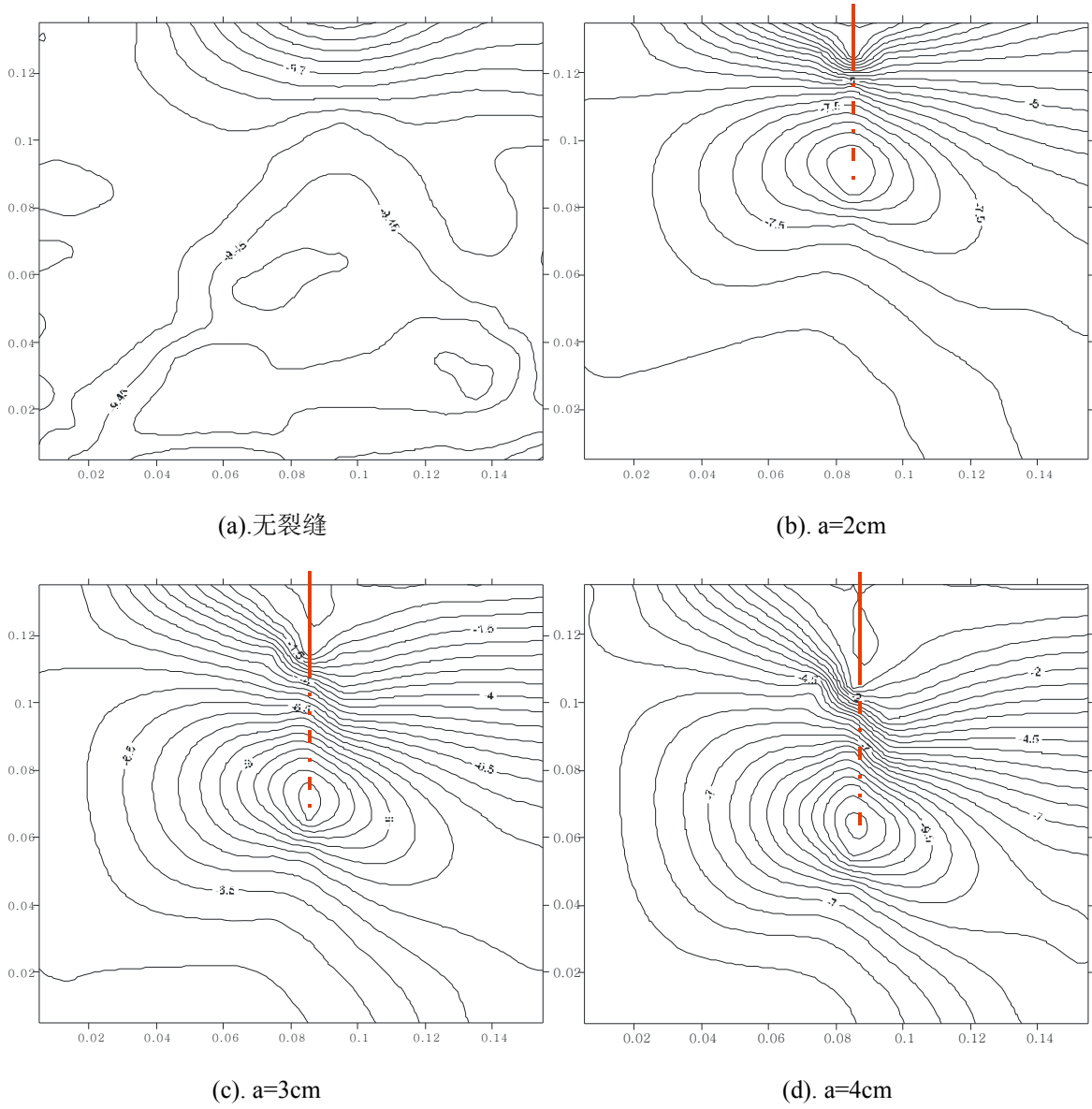
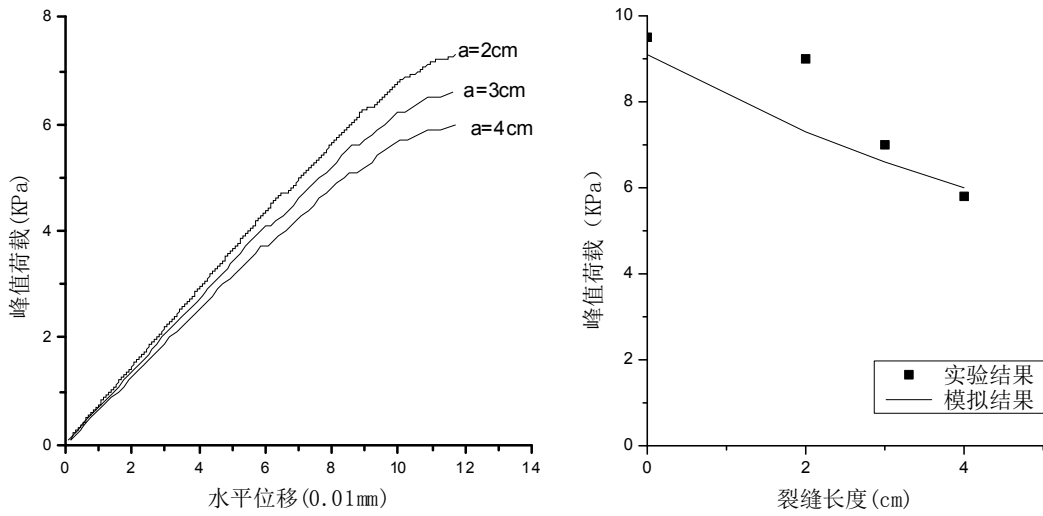


图 3.10 不同长度裂缝临界状态时最小主应力等值线(kPa)

文献[24]中对同一断裂韧性 ($K_{IC} = 2.9\text{KN}/\text{m}^{3/2}$)、不同裂缝长度的土样进行了对比试验, 并分别测得了整体结构破坏时的峰值强度。图 3.11(b)是整体结构峰值强度的计算值和文献[24]中实验所测得的土样峰值强度的对比, 可以看出, 除了裂缝长度为 2cm 时该模型的计算值较实验得到的数据有所出入, 在其他裂缝长度下, 计算值和实测值吻合良好, 说明了该模型可以较好的描述不同长度的裂缝对整体结构的影响。



(a).不同裂缝长度下土样变形过程

(b).不同裂缝长度下土样极限强度

图 3.11 不同裂缝长度下结构的力学行为

3.5 本章小结

本章利用破坏力学的理论和方法,在常规有限元的基础上建立了用于模拟土体开裂的钝化断裂带模型,描述了程序实现过程中的各个技术环节。

首先,对钝化断裂带模型在常规增量法有限元中实现所遇到的困难进行了分析:

(1) 对于裂缝开裂方向做出了规定,由于抽水过程中主应力方向变化不大,假设单元一旦破坏裂缝方向就已确定,不会随着应力主轴的旋转而变化;(2) 对于应变软化过程中的应力减小、应变增大现象的模拟采用类似于牛顿迭代法的方法进行逼近,并在每次应力修正后进行应力释放的计算;(3) 对于相邻单元同时产生多条并列裂缝采取了一定的措施进行避免。

其次,根据简化后土体拉伸的应力-应变全过程曲线和断裂判据,建立了单元破坏状态时的弹性矩阵和渗透矩阵,至此,钝化断裂带模型已经建立。

最后,利用文献[24]中的实验数据对该模型进行了验证。验证分为两部分,分别为含固定长度单条裂缝的不同断裂韧度的土体的对比实验和同一断裂韧度含不同长度单条裂缝的土体的对比实验。将计算结果与实验结果对比发现,本文建立的模型对土体开裂过程的模拟效果较好,可以用来分析地裂缝的形成与发展。

第四章 抽水条件下拉张型地裂缝的数值模拟

城市的发展导致了迅速增加的工业、农业和生活用水需求,地下水资源被大量利用,由此造成了严重的地面沉降灾害以及与之伴生的地裂缝问题。目前,虽然大部分抽水型地裂缝灾情严重的地区已经采取了一些限采甚至禁采的措施,有的地区转向于使用地表水资源,然而在很多灾情严重的地区,特别是在北方,往往地表水资源有限,很难做到完全不使用地下水;另外我国地表水资源普遍污染严重,使用成本较高,特别是对于一些循环周期较长的湖泊水,如大量的开采甚至可能会加速其水环境的恶化;同时一些大型工程项目特别是一些长期工程如地铁项目,施工中的抽水活动也无法避免,因此抽水问题依然是大部分地裂缝受灾区长时期面临的问题。

图 4.1 是几种常见的抽水形成地裂缝的成因机制概念模型,主要的形成因素分别为基岩起伏、先期断层面和压缩层厚度不均。本文通过建立的土体开裂有限元模型,对这三种模型进行了数值模拟,以期对地裂缝的形成机制和分布有一个半定量的认识和分析,对于开裂长度、开裂与抽水量的关系等更为细致的定量计算目前还很难做到。

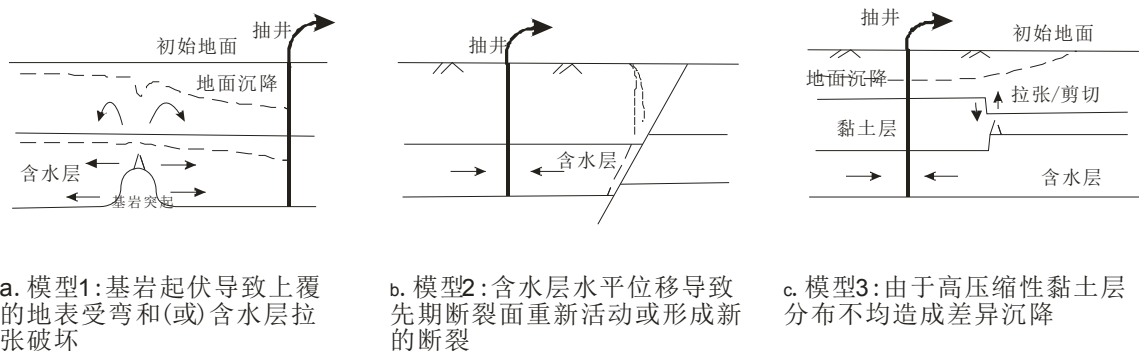


图 4.1 抽水形成地裂缝的几种力学模型 (Sheng^[13])

4.1 基岩起伏时抽水活动的影响模拟

基岩起伏是比较常见的地裂缝形成原因,在苏锡常地区形成的地裂缝大部分都与此有关。Sheng 等^[13]讨论了这种不规则基岩处上覆土体中的地裂缝的形成(图 4.1(a)),他们指出这种地裂缝的形成可能由两种力学机制产生:一是由于基岩的起伏造成上覆土层产生差异沉降并导致了地裂缝的形成;二是基岩起伏阻碍了一部分地下水的横向运动,使得土层深处出现渗流力的差异导致深层地裂缝发育。假设基岩起伏为对称问题(即突起基岩两边都存在抽水活动),取左半部分土体进行模拟。

图 4.2 为该算例的网格划分，其中总单元数 612 个，节点数 656 个，结构的左右两侧施加水平方向约束，底部施加水平和垂向方向的约束。整体结构分为四层，从上到下为粘性土和砂性土交错沉积，分别高 7m、8m、7m 和 8m。其中灰色网格为粘性土层单元，黑色网格为砂性的含水层单元，右下角为隆起基岩，切割承压含水层和第二粘土层的下半部分。地下水潜水面在第一层与第二层的交界面上，整个结构左边为定水头边界，其他边界为不透水边界，在承压含水层中靠近隆起基岩处，设置一个完整井进行定流量抽水，注意到由于该模型是平面应变模型，这里的抽水条件实际上代表的是垂直于平面的一排完整井。计算中连续体力学模型采用邓肯-张非线性弹性模型，为了确保各参数之间不会产生不必要的冲突，各层土的邓肯模型参数都取自文献 [45]，具体参数如表 4.1 和 4.2 所示（土层顺序从浅到深）。

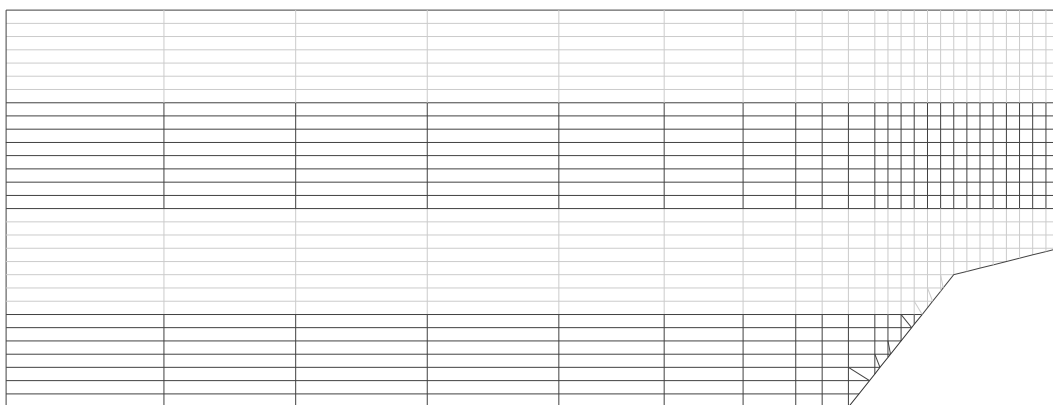


图 4.2 算例 1 网格划分

表 4.1 土层的邓肯模型参数

γ	c	ϕ	R_f	K	n	G	F	d	K_{ut}
19	20	30	0.73	44	0.75	0.187	0.057	4.13	363
20	37	19	0.77	267	0.84	0.358	0.147	7.06	1155
19.5	15	20	0.84	188	0.52	0.336	0.255	4.45	623
20	37	19	0.77	267	0.84	0.358	0.147	7.06	1155

表 4.2 土层其他力学参数

土层	K_x (m/d)	K_y (m/d)	P_c (kPa)	σ_t (kPa)	$K_{IC}(\text{kN/m}^{3/2})$	E_n (MPa)
粘土	0.0000864	0.0000864	50	15	18.3	10
砂土	0.864	0.864	50	500	100	10

含水层中砂性土虽然抗拉强度较低，但却具有良好的颗粒调整的特性，吸收能量的能力较强，一般不会产生宏观裂隙。在计算中砂土是作为第二层和第四层土层，当形成的裂缝只局限在上层的粘土层时，不会存在砂土开裂的问题，然而一旦裂缝开展到砂土层，将砂土的韧性指标和抗拉强度都设为大值以阻碍裂缝在砂土层的进一步扩展。严格地说这种方法并不符合事实，这么做只是一个数值上的处理，对于砂土的真实断裂特性则需要进一步的实验研究。其他算例中相关的边界条件以及材料参数取值与本算例相同。计算过程分两步，第一步中计算土体在自重应力下的固结变形，作为土层的初始地应力，等到土体变形稳定再加入抽水井进行第二步运算。

4.1.1 地裂缝形成过程与分布

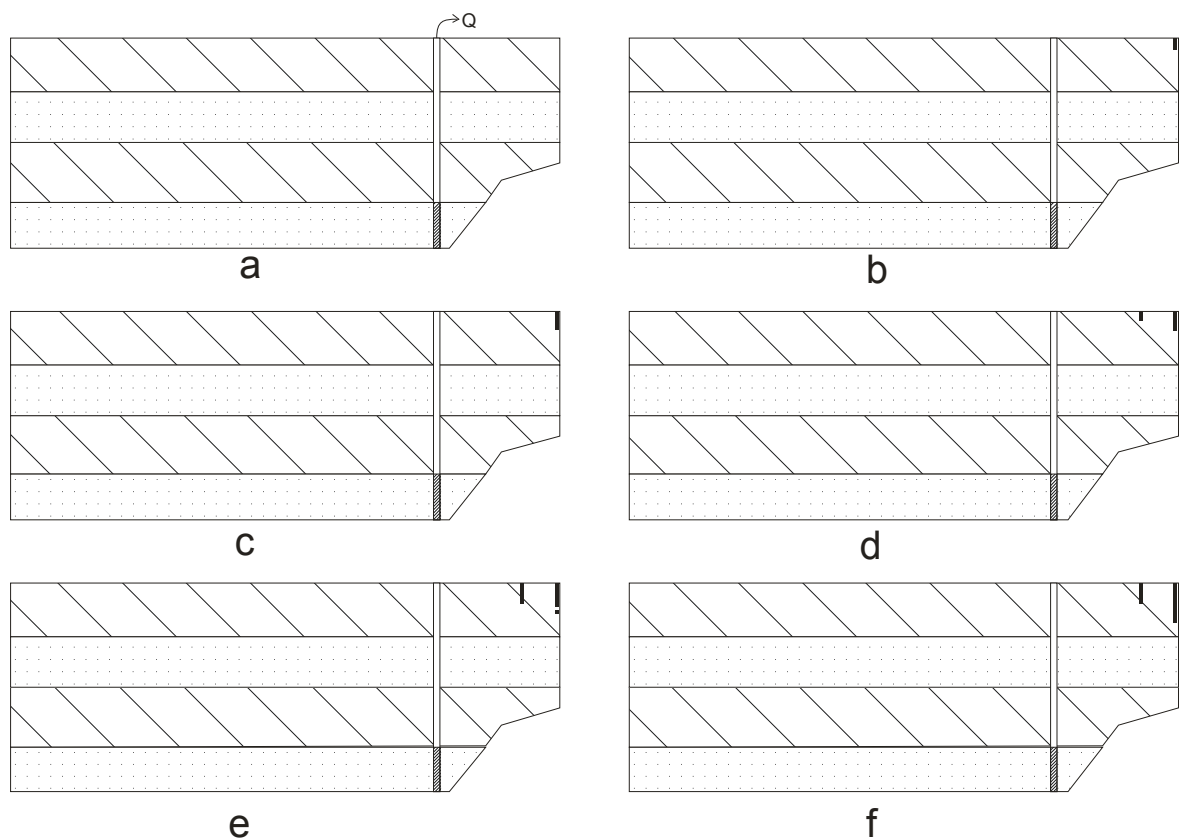


图 4.3 地裂缝开展模拟结果

图 4.3 描述了该算例在自重固结和抽水过程中地裂缝的形成和发展的全过程。图

4.3(a)是模型没有受到任何荷载时的初始状态和抽水井位置示意图, 这里结构没有受到任何形式的荷载, 包括土体的自重应力。在施加自重应力后结构就已经在起伏基岩上方的地表处产生了垂向向下的裂缝(图 4.3(b))。这里有一点与真实情况不同的是: 在计算自重应力的影响时, 所有单元被作为整体一次性建立并通过增量法进行计算的, 然而实际上土层是经过长期缓慢的沉积而形成的, 基本上可以认为上覆土层的堆积总是发生在下伏土层在自重应力作用下充分固结变形之后, 因此新覆盖的土层其实较少的受到下伏基岩形态的影响。这样一来, 本次计算中浅层土体的拉应力可能在这一步中被夸大, 在现实情况下该结构可能更难在自重应力下产生地裂缝, 这是将长期缓慢堆积的土层简化为初始应力为零的完整结构一次性带入有限元计算的一个主要缺陷。抽水开始之后, 在自重应力下形成的地裂缝将继续向下扩展(图 4.3(c)), 并随着抽水活动的继续在主裂缝的两侧形成了与主裂缝平行的第二条地裂缝(图 4.3(d)), 第二条裂缝的出现将进一步减少该区域的拉应力, 使得主裂缝的扩展大大减缓(图 4.3(e)), 并最终随着抽水引起的超静孔隙水压力的逐步消散而达到稳定(图 4.3(f))。

从计算结果可得知, 该条件下地表产生的拉张型地裂缝的开裂方向一般为垂向向下。另外为了验证前文所述的忽略在抽水作用下主应力轴旋转的假设, 表 4.3 列出了本次计算中各个破坏单元初始开裂的方向和抽水稳定后破坏单元的主应力方向, 可以看到, 运算结果与假设相符合, 在抽水作用下主应力轴和初始开裂的方向基本保持一致(这里 180° 和 0° 是同一方向)。

表 4.3 抽水前后破坏单元的主应力方向变化情况

破坏单元号	开裂方向 ($^\circ$)	运算结束时主应力方向($^\circ$)
540	0.796	178.675
564	179.33	0.607
583	177.737	4.576
588	176.89	6.837
607	178.98	4.707
612	0.12	179.481

4.1.2 抽水活动影响分析

由上节的结果可以看到, 虽然该结构在自重应力下已经产生了一定程度的损伤和

破坏,但当达到最终稳定时,大部分破坏的单元还是在抽水过程中形成的,这说明了抽水活动对该结构下地裂缝的形成有着非常显著的推动作用。一般来说,抽水活动对土层变形和破坏的影响主要表现在位移、渗流、应力应变分布的变化等方面,为了进一步讨论基岩起伏附近抽水活动对地裂缝形成过程的影响,本文分别对土层中的位移、最小主应力(在地裂缝形成区域表现为拉应力)和超静孔隙水压力的分布进行了计算。

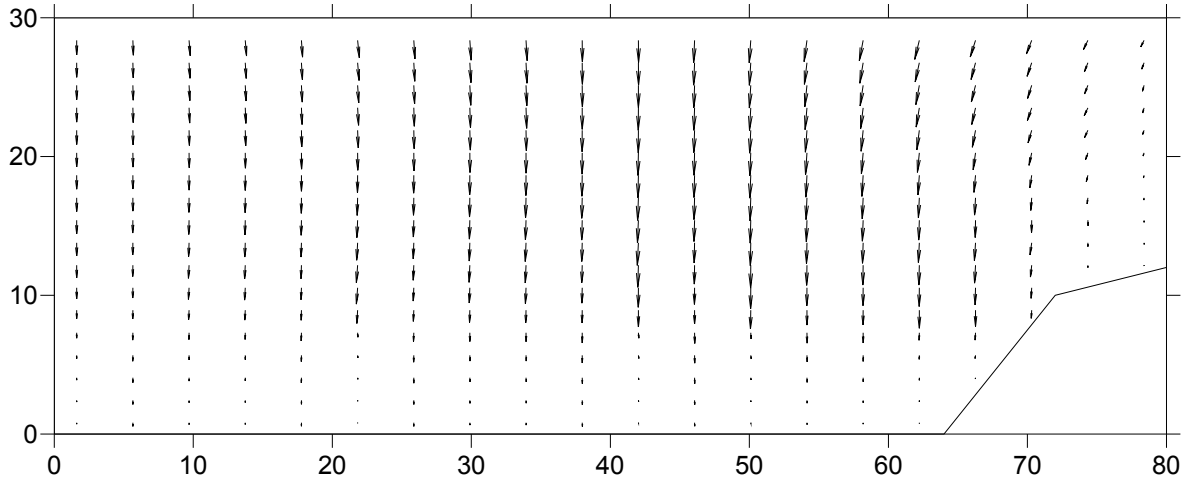


图 4.4 抽水稳定后土层中的位移分布

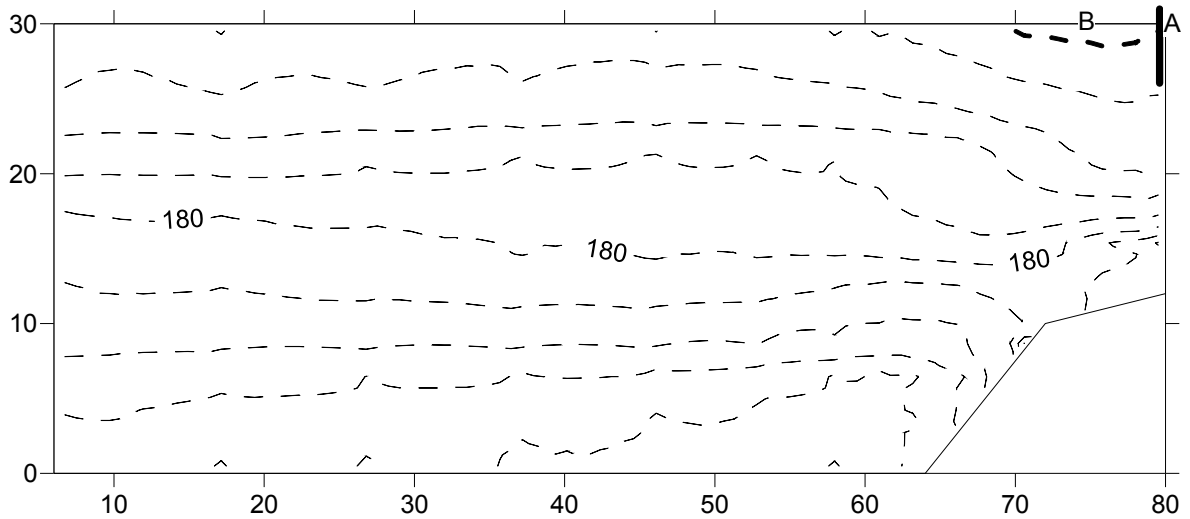


图 4.5 抽水稳定后土层中最小主应力等值线图

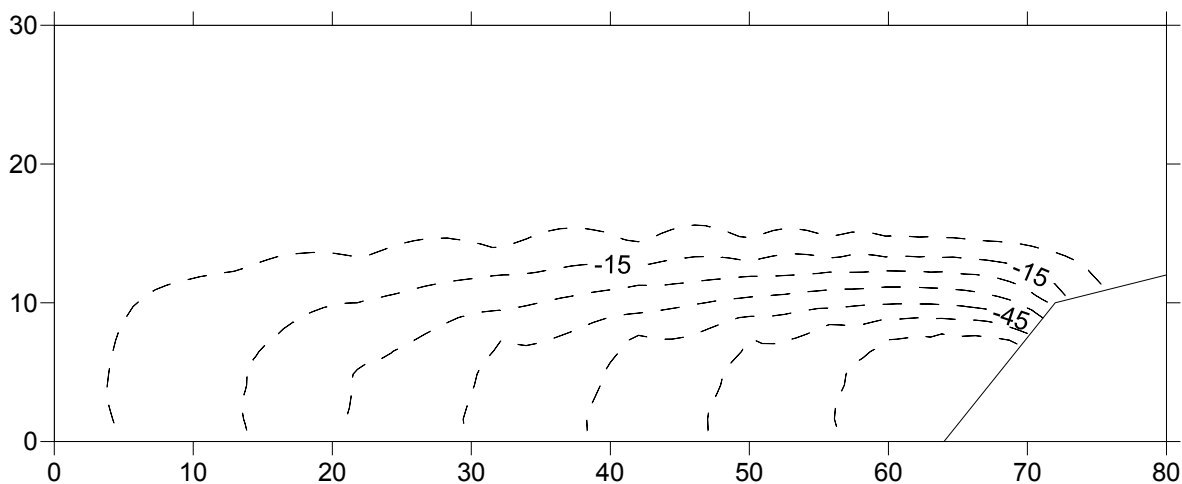


图 4.6 抽水稳定后土层中超静孔隙水压力等值线图

图 4.4 是在抽水荷载下土体变形稳定时土体的位移矢量图，由图中可见，起伏基岩对土体位移的影响是十分明显的，基岩隆起使得上覆土体向两侧移动。图 4.5 是在抽水荷载下土体变形稳定时土体的最小主应力分布，图中较粗的实线为形成的地裂缝，较粗的虚线为拉应力为零的等值线，可以看到大部分等值线呈水平分布，在隆起基岩正上方的地表处出现了拉应力集中，但受到形成裂缝之后应力释放的影响，拉应力最大值并不出现在结构最右上角处（图 4.5 中的 A 点），而是产生于临近的地表处（图 4.5 中的 B 点）。图 4.6 是抽水荷载下土体变形稳定时土体中的孔压分布情况，由于本算例的简化，抽水只在承压含水层进行，潜水面处于第一粘土层和第一含水层交界处，因此抽水造成的孔压降低主要影响到第二粘土层，以抽水井为高负压中心向四周递减。

值得注意的是，在本算例中，地裂缝的产生是在基岩起伏的地质条件下抽水活动的结果，通过前文分析，本次计算中结构在自重应力作用下形成的拉应力有被过高估计的可能，但由抽水作用形成的拉应力部分却不受其影响。图 4.7 是土体抽水前（在自重应力下变形稳定）和抽水稳定后最小主应力分布的对比，其中实线为抽水前最小主应力等值线，虚线为抽水稳定后的最小主应力等值线。可以清楚的看到，抽水活动开始之后在大部分土体中的最小主应力等值线都将向上移动，说明这些区域都是处于压缩状态，抽水活动导致的孔压减小使得这部分土体中有效应力增加，提高了最小主应力值。但在计算区域的右上角处，即拉应力集中区，一些等值线的右半部分发生了向下移动，最小主应力趋于减小。

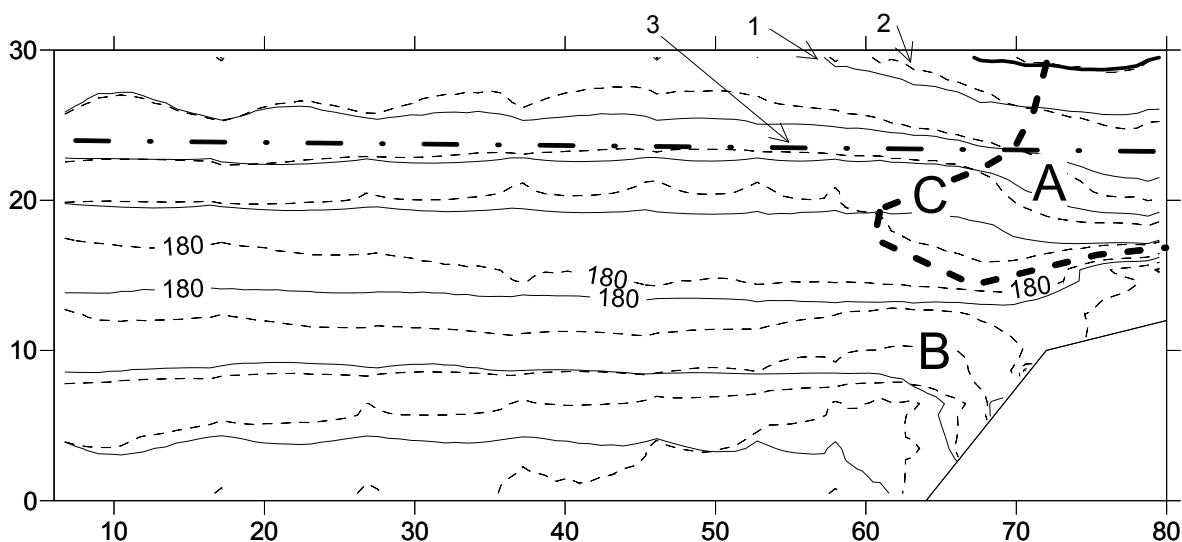
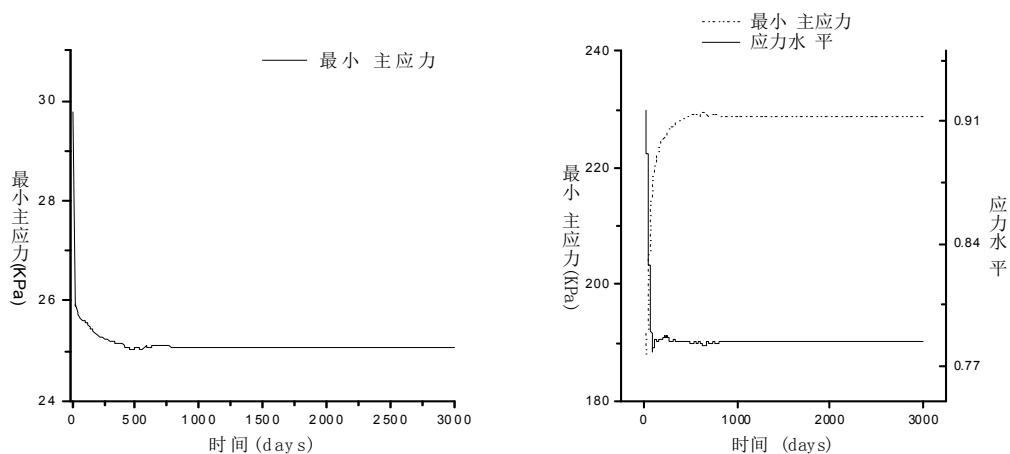


图 4.7 抽水前后最小主应力等值线图变化

选取图 4.7 中的 A 点和 B 点，其最小主应力随着时间的变化曲线如图 4.8 所示。其中图 4.8(a)是 A 点附近最小主应力随着时间的变化情况，图 4.8(b)是 B 点附近的最小主应力（虚线）和应力水平（实线）随着时间的变化情况，可以很清楚的看到，A 点最小主应力值是逐渐减小的，如果抽水活动的强度足够大，A 点有可能会达到拉应力状态，而 B 点的最小主应力值是增大的，随之应力水平逐渐减小，该处土体的状态逐渐稳定并远离极限平衡状态。可以认为，抽水对土体中应力分布的影响可能造成部分土体的最小主应力减小（以 A 点为例），也可能造成最小主应力增大（以 B 点为例）。



(a).A 点最小主应力变化

(b).B 点最小主应力与应力水平变化

图 4.8 A、B 两点应力状态变化

再观察图 4.7 中的等值线 1（实线）和等值线 2（虚线），两条等值线分别代表了抽水前和抽水稳定后最小主应力为 20kPa 的等值线，因此两条等值线的交点是抽水过程中的最小主应力不变点。为了研究最小主应力不变点的位置在整个抽水活动中的变

化, 选取图 4.7 中直线 3 对该现象进行更为细致的描述。图 4.9 展示了直线 3 上的最小主应力分布随抽水活动的进行而变化的情况, 值得注意的是曲线上 A、B 两点在整个抽水过程中最小主应力一直保持不变, 因此可以推测图 4.7 中的等值线 1 和等值线 2 的交点位置在整个抽水过程中也是不变的。A、B 两点之间为近井区, 最小主应力随着抽水活动的进行而不断增大, 而 A、B 两点的外围的区域则恰恰相反。从这一点看出, 抽水活动似乎是将应力在整个结构上进行了重新分配, 使得初始的应力分布趋向于更为不均匀的状态, 促进了个别区域的应力集中, 使得区域内受到的荷载梯度增大, 而这种变化往往是导致地裂缝形成和发展的原因。

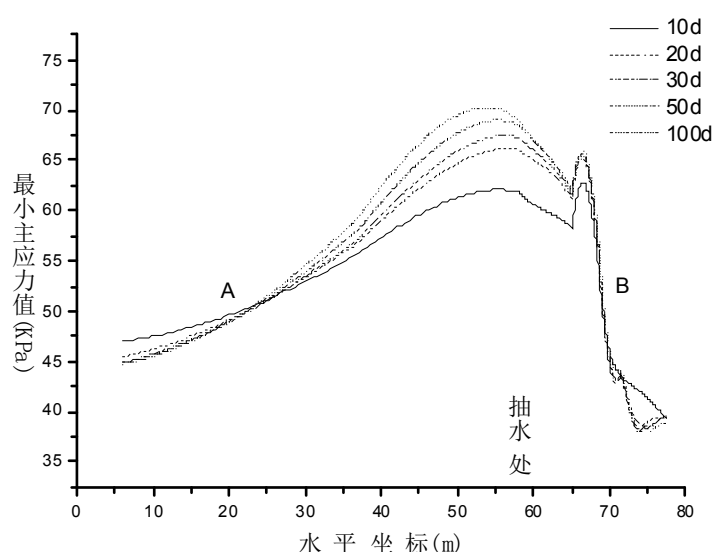


图 4.9 最小主应力的水平分布

那么如果在图 4.7 中的每条等值线上都找到这种最小主应力不变的点, 就会发现: 所有的最小主应力保持不变的点似乎都落在了一条光滑的曲线上, 将该曲线取名为曲线 C, 由于点 B 不属于最小主应力减小的区域, 因此曲线 C 的下端应该也是封闭的。由前面的分析可得, 由于曲线上每一点在抽水过程中位置保持不变, 因此曲线 C 的形态在整个抽水过程中也是不变的, 这样曲线 C 组成的封闭曲线就围成了一个位置和形态固定的地裂缝潜在诱发区, 其外侧是土体的压缩区, 不管抽水活动如何强烈, 该区域的最小主应力总是保持正值(压应力)并将随着抽水活动的进行进一步增大, 而曲线 C 的内侧土体的最小主应力则会随着抽水活动的进行而逐渐减小, 试想如果抽水活动的强度足够大, 那么该区域中任何一点都有可能发展成为拉应力状态。如果以最大拉应力准则作为地裂缝形成的断裂判据, 那么无疑在这种荷载条件和边界条件

下所有的拉张型地裂缝都将出现在曲线 C 的内侧。但可以推测，当土层的力学参数、几何形态或者边界条件发生变化，这个区域的位置和形态将有可能随之发生变化，具体的定量关系需要进行更为深入的灵敏度分析。

总的来说：一方面，抽水活动的存在使得近井区的大部分土体中最小主应力增大，应力水平降低，远离了破坏状态，但在隆起基岩上方却造成了更加集中的拉应力区并不断向下发展，对地裂缝的形成和发展有利；另一方面，由于拉应力区和压应力区的这种此消彼长的补偿式发展，因此并不是所有的拉应力区都是地裂缝形成的潜在区域，相反，也不是所有的压应力区都不会发生地裂缝。

4.1.3 地裂缝影响分析

前文所述，地裂缝的形成对土体的进一步的变形有着重要的影响，为了揭示这种影响，本文对地裂缝形成之后土体的变形特征进行分析。从对地裂缝形成过程的模拟结果可以看到，本次计算中形成了两条垂向向下的拉张型地裂缝，且都形成于地表处。下面选取受地裂缝影响程度最大的地表处土体作为研究对象。

图 4.10 展示了地裂缝形成过程中地表处的水平位移（实线）和水平位移梯度（虚线）的分布及其变化。可以看到，由于抽水井的影响，主要的水平位移集中在抽水井的附近，并随着抽水的进行和变形的逐步稳定而逐渐增大（负值代表向左的位移）。当土体中还未形成地裂缝时，水平位移分布均匀，水平位移值梯度也较小，但随着主裂缝和平行于主裂缝的第二条裂缝先后形成，都使得地表处的水平位移产生了一个比较明显的跳跃，水平位移梯度值在此处也为极大值。由此可以得出，该处的拉张型地裂缝的形成对土体水平位移分布的影响是十分显著的，土体的开裂将具有一定的宽度，当然在实际工作中观测到的地裂缝开裂宽度会因为外力的侵蚀而进一步增大。

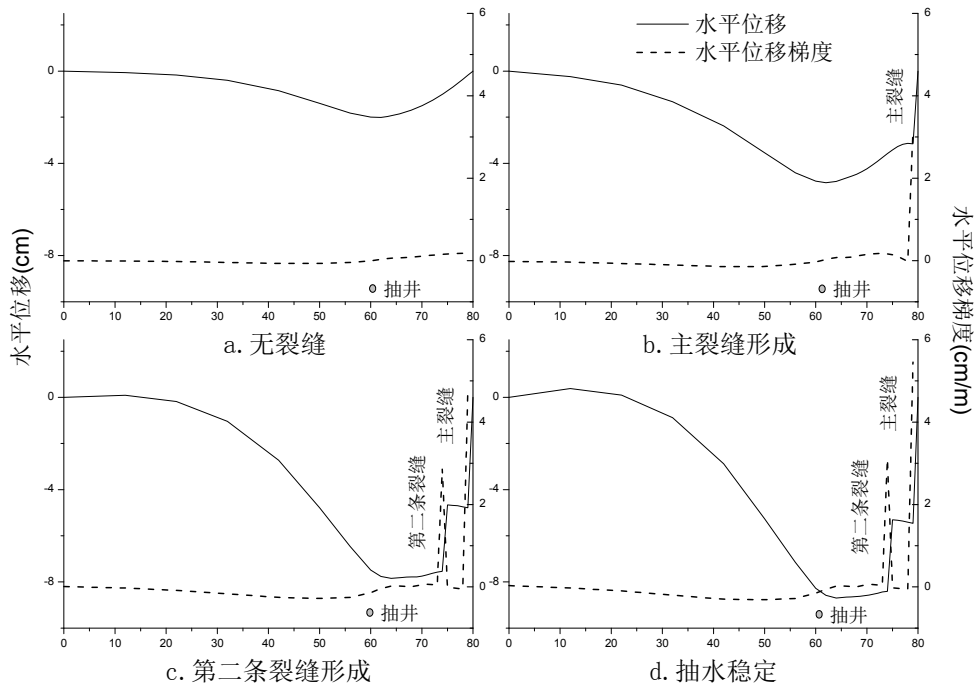


图 4.10 地裂缝形成过程中地表处水平位移分布变化

图 4.11 展示了地裂缝形成过程中地表处的垂向位移（实线）和垂向位移梯度（虚线）的分布及其变化。与水平位移的情况相似，垂向位移随着抽水活动的进行不断增大，但由于起伏基岩的原因，在抽水井上方并没有形成沉降中心，而是整体呈现左高右低的分布，且沉降差值随着抽水活动的进行而不断增大。两条地裂缝的产生对垂直位移的影响并没有水平位移那样明显，虽然从垂向位移梯度分布上来看也的确在两条裂缝处形成了极大值，但与水平位移梯度相比小了一个数量级，因此垂向位移分布曲线依然比较均匀，没有出现太大的突变和跳跃。值得注意的是，这个结果并不能说明该处地裂缝的形成与沉降不均关系不大，而是说明地裂缝的形成对进一步的垂向变形影响不大。另一方面，在模型建立的时候本文并没有对裂缝表面受平行裂缝方向剪切的计算做详尽的分析（式 3.11），而只是将切向模量 D_{22}^c 设为小值，但从该结果可以看到，由于裂缝两侧并没有较大的垂向位移变化，说明在较小的剪切模量下裂纹面也没有产生较大的剪应变，那么可得出该地裂缝表面就没有受到太大的剪应力作用，这也从一个方面支持了本文所做的简化。

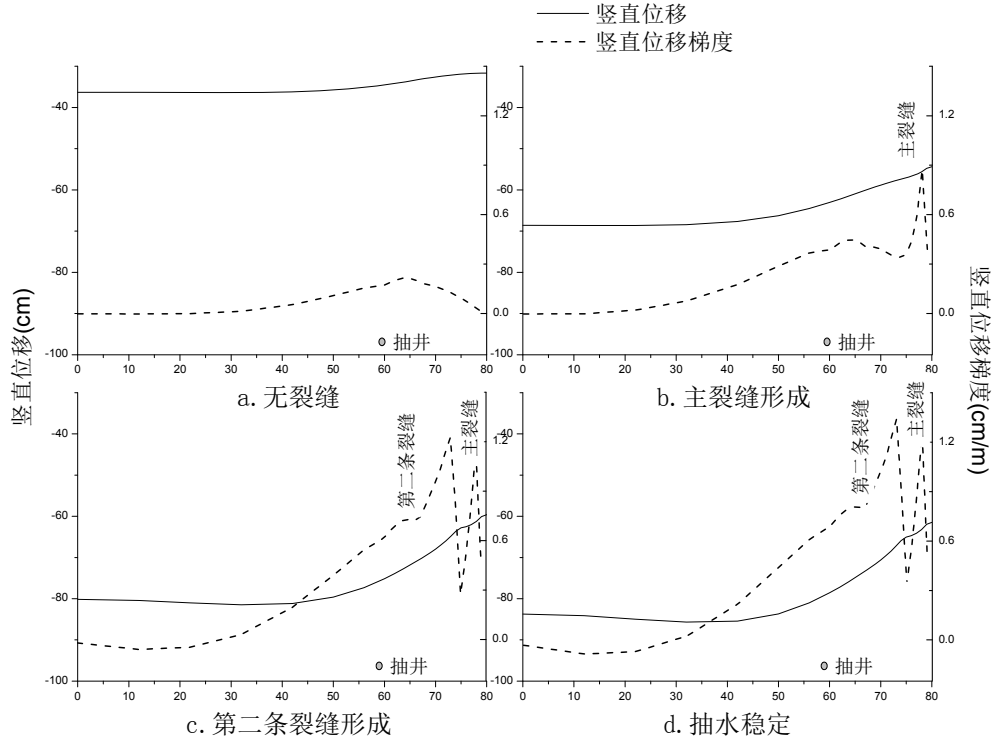


图 4.11 地裂缝形成过程中地表处垂向位移分布变化

4.1.4 剪破坏分析

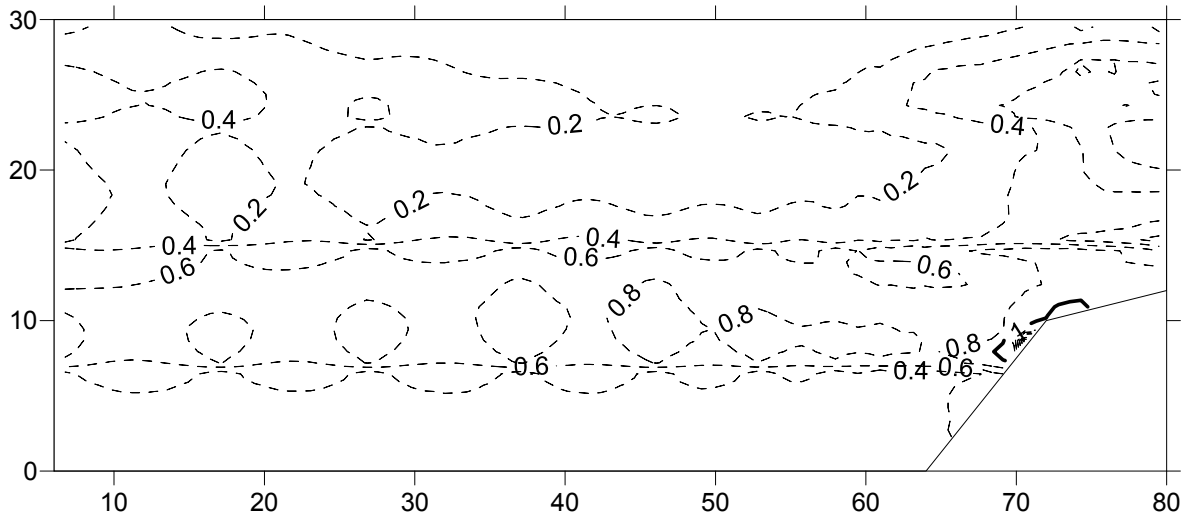


图 4.12 抽水稳定后土层中应力水平等值线图

由于本文并未对剪切破坏进行处理，因此也没有考虑剪破坏的影响。虽然上节提到结果显示地裂缝处并没有太大的剪应力和剪应变，但其他区域的剪破坏的忽略可能对结果有所影响。为了比较直观地对土体中剪切破坏程度有一个总体的认识，图 4.12

展示了在抽水荷载下土体变形稳定时土层中的应力水平分布情况，土中较粗实线表示应力水平为 1 的等值线。可以看到，在基岩表面曲率较大处出现了一定的剪切破坏区，但剪破坏范围较小，应力水平也只是稍微高出临界值 1，另外在形成地裂缝的地表处，土体一般远离剪切破坏状态，因此可以认为对地表处拉张型地裂缝的影响不大，在该算例下产生的地裂缝多为拉张型地裂缝。

4.2 断层附近抽水活动的影响模拟

断层在很多构造活动频繁的地裂缝灾害区例如汾渭盆地、华北平原等地区较为常见，对于先期断层对土体变形的研究也一直受到人们的重视，对其进行的数值模拟研究也比较的常见^[33, 40, 46]。Sheng 等^[13]中对断层面的影响做了如下描述（图 4.1(b)）：由于断层面上较低的力学强度和不透水性使得断层两边的土层变形不一致，导致先期隐伏断裂重新发展或形成新的地裂缝。本文对先期断层附近的抽水活动进行了有限元模拟研究，结构的几何形态和网格划分如图 4.13 所示，其中共划分单元 1050 个，总节点数 1110 个。为了模拟断层的力学特性，将断层处单元的力学参数设置为低模量 E 、低水平渗透系数 K_x 和高垂向渗透系数 K_y ，其余土层的参数与上例相同。断层切割所有的土层，并使得上下两盘的第二粘土层发生相互错动，但上下两盘土层中总的压缩层厚度相同，以保证较为平均的地面沉降。抽水井设为断层上盘承压含水层中的定流量完整井。

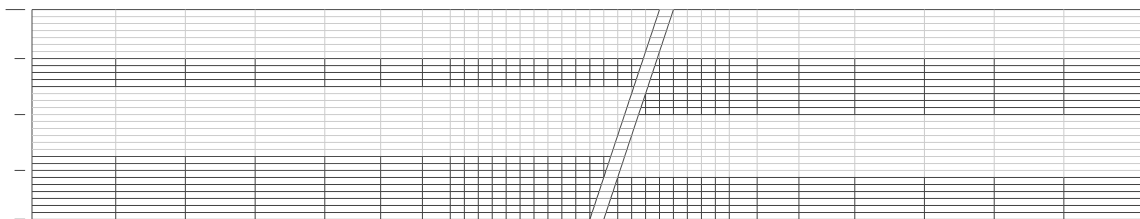


图 4.13 算例 2 网格划分

4.2.1 地裂缝形成过程与分布

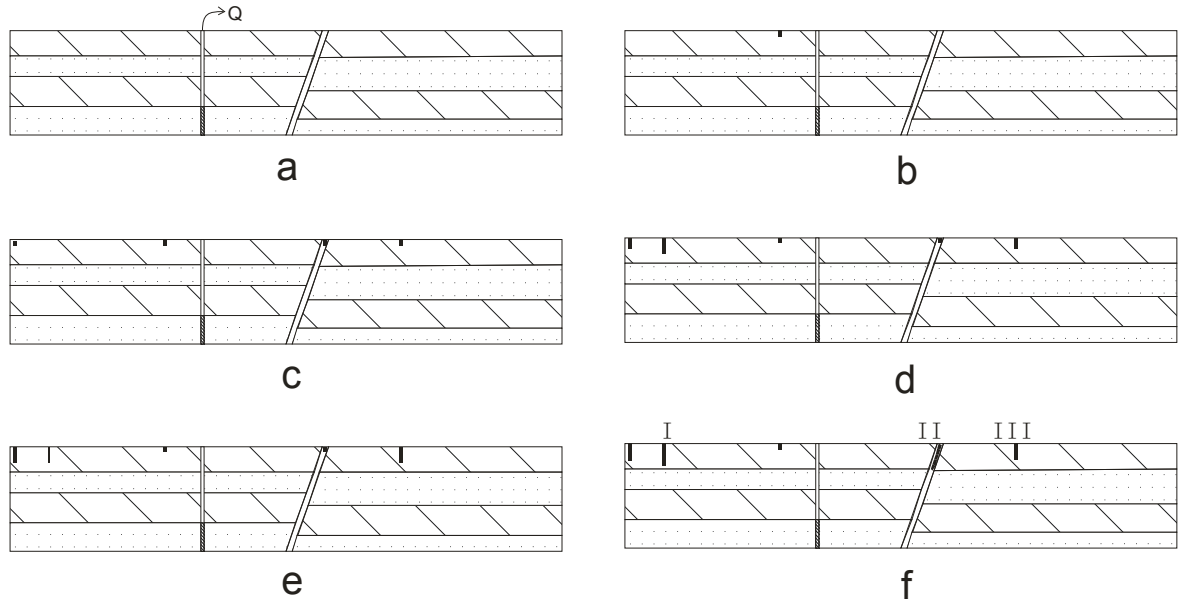


图 4.14 地裂缝开展模拟结果

图 4.14 是存在先期断层时抽水活动引起地裂缝的全过程，抽水井设在断层上盘处（图 4.14(a)），由于压缩层分布不均匀以及断层作为一个软弱层提供了一个良好的滑动面，使得断层上盘的地表在自重应力下就产生了垂向向下的拉张裂缝（图 4.14(b)），然而在抽水活动开始之后，由于这条裂缝距离抽水井比较近，受到向井方向的渗流力抑制因此不再扩展，相反在断层上盘靠近边界处的地表（图 4.14(f)中 I 点处）、原有断层处（II 点处）以及断层下盘靠近断层的地表（III 点处）这三个区域形成了地裂缝的活跃区（图 4.14(c、d、e、f)），其中以断层处的裂缝发展最深，贯穿第一粘土层达到潜土层。这三处裂缝的成因机制各不相同，容易推断断层面处较弱的力学性质使得 II 点易于产生应力集中现象，是断层处产生裂缝的原因，在现实中也经常可以观察到先期软弱面重新开裂的现象。同时断层的影响还包括对水平方向上位移和渗流的阻碍，使得断层下盘（III 点处）水平向左的位移小于断层上盘水平向左的位移，易于形成拉应力区，因此可以认为此处的地裂缝主要是由于断层上盘的抽水作用和断层的阻碍作用产生的拉应力造成的。至于断层上盘区域形成的地裂缝（I 点），则很大程度上可能是受到左侧边界条件的影响而产生。边界条件和断层相似，对于位移和力的传递具有阻碍作用，容易在此产生应力集中现象。在此例中左侧边界上施加了水平方向上的约束，使得抽水形成的水平位移在此处无法继续传递，导致该处土体产生了较大的水平位移梯度并形成拉应力，属于由于模型的简化产生的计算误差。在

真实情况下,如果边界为无限远,在土体中将不存在绝对的位移约束,渗流梯度也将更为均匀的分布,就不会产生过高的位移梯度和拉应力的集中。

上述分析还反映出了另一个事实:即水平作用力的梯度在地裂缝的形成过程中起到了决定性的作用。当这种水平作用力例如水平方向的渗流力以一个较小的梯度均匀的分布在较大范围的材料中时,也许不会对材料产生太大的影响,但是一旦这种水平作用力受阻无法继续传递,就会在受阻处产生极大的应力集中现象,例如本例中的断层层面和边界条件对土体变形的影响就属于这种情况,在现实情况下,软弱断层面在地裂缝灾害区并不少见,边界也不可能是无限远的,这就使得边界条件的选取显得尤为重要。事实上,很多这种边界或材料之间的接触面,例如出露基岩和土体之间的接触界面等,都是地裂缝发生的理想场所。

4.2.2 抽水活动影响分析

和上例相似,最终形态稳定的地裂缝主要是在抽水活动开始之后形成的,另外,断层作为在整个结构中力学性质相对比较薄弱的材料,给土层的变形产生了一定的集中或阻碍的作用,对抽水活动的影响尤为重要,因此对抽水过程中土层中应力应变、渗流、孔压和位移变化进行分析无疑对理解抽水条件下先期断层附近地裂缝的形成机制非常有意义。

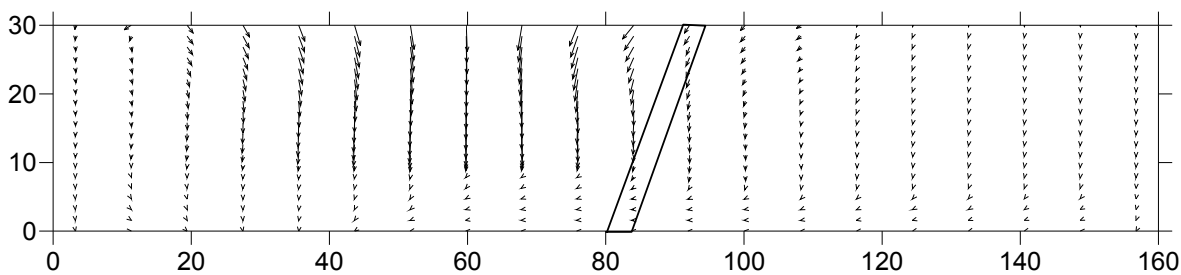


图 4.15 抽水稳定后土层中的位移分布

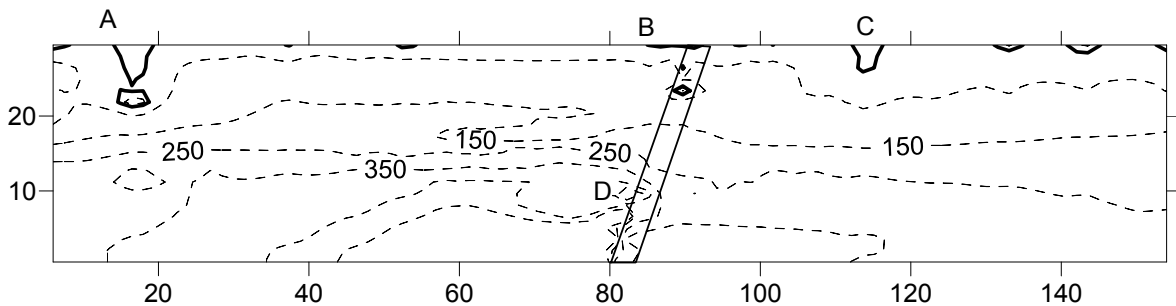


图 4.16 抽水稳定后土层中最小主应力等值线图

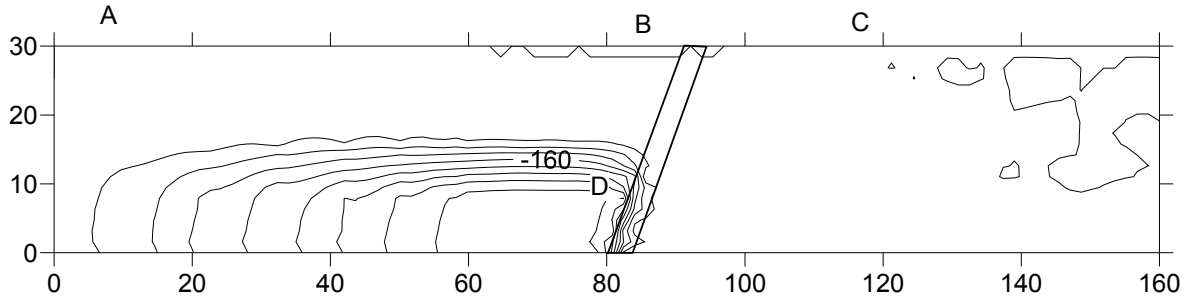


图 4.17 抽水稳定后土层中超静孔隙水压力等值线图

图 4.15 是该算例在抽水活动下变形稳定后土体的位移矢量图，总的来说大部分土体向着抽水井方向移动，但土体位移在断层上下两盘产生了明显的差异：由于抽水井位于断层上盘土体中，因此在抽水过程中断层上盘的土体将向着抽水井的方向产生了较大的移动，而位于下盘的土体位移量相对来说就小得多。图 4.16 是土层在抽水活动下变形稳定后土体的最小主应力分布，较粗的实线表示最小主应力为零的等值线，是拉应力区和压应力区的分界线。与上一算例相同，最小主应力在深部土层中表现为压应力，而在浅部土层中表现为拉应力，分布也对应了上述的三处地裂缝活跃区（图 4.16 中的 A、B、C 三点）。在这些地裂缝活跃区，拉应力都延伸到土层中较深的部分，表明软弱断层附近的抽水活动一般容易产生较深的地裂缝。由于断层对渗流的阻碍作用，断层上盘将产生较大的负超静孔隙水压力，由于断层的阻碍，该负超静孔隙水压力很难穿过断层进入下盘土体消散（如图 4.17），因此该区域的最小主应力也将普遍高于下盘的主应力，并在靠近断层处达到最大值（图 4.16 中 D 点）。

综合分析图 4.15-4.17，可以看出除了 A 点是由于靠近位移约束边界而产生了拉应力，在上盘的土体中几乎没有拉应力的分布。因此可以推断，在存在软弱的先期断层面的情况下，抽水井所在的一侧土体较另一侧的土体更为稳定，产生的负孔压对土体的破坏产生了抑制作用，因此在这种情况下，抽水活动引起的地裂缝更可能会出现断层面上或断层的另一侧。

4.2.3 地裂缝影响分析

图 4.18 为地表处土体的水平位移和水平位移梯度分布及其变化。可以清楚地看到，断层上盘土体的位移量普遍高于下盘，但由于抽水井附近断层（II 处）的影响，并没有在抽水井处形成对称的向井的位移，抽水初期大部分土体的水平位移变化比较平缓（图 4.18(a)），地表也无裂缝出现。随着抽水活动进行，III、I、II 三处裂缝区先

后形成(图 4.18(b、c)), 逐渐产生较大的水平位移变化, 并随着抽水活动的进行而表现的越来越明显, 这也可以从水平位移梯度分布曲线上较清楚的看到, 该结构下形成的三处地裂缝都对应了水平位移梯度的极大值。

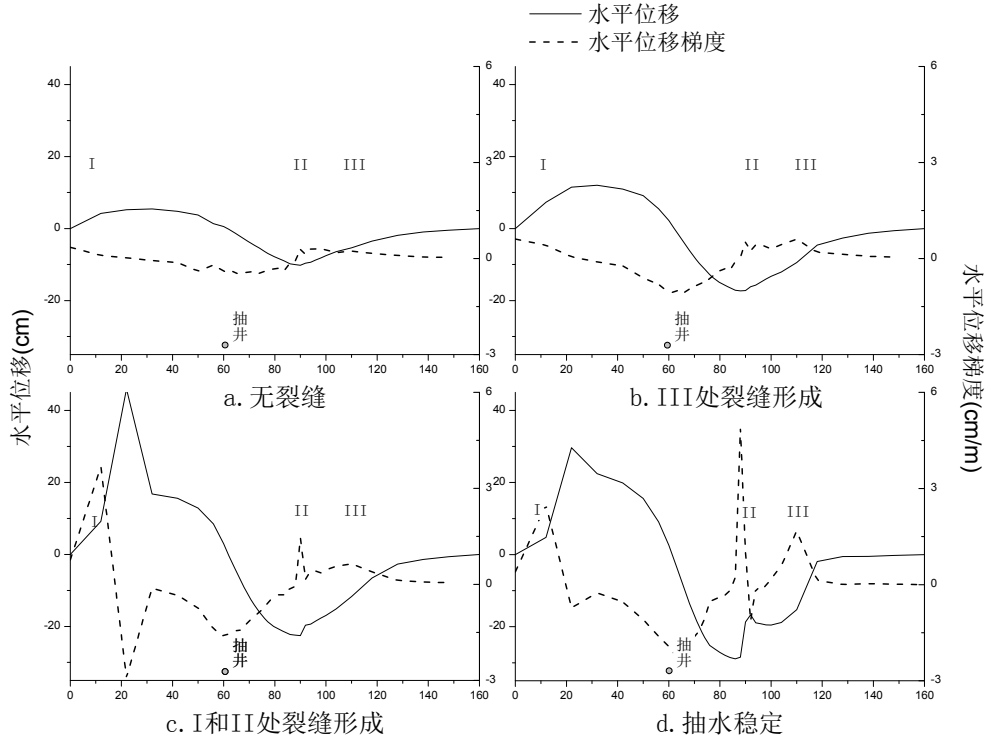


图 4.18 地裂缝形成过程中地表处水平位移分布变化

再看垂向位移的分布(图 4.19), 地表处的垂向位移大致呈现出了以抽水井为中心的沉降漏斗, 但也明显受到了 II 处的先期断层对位移和渗流阻碍作用的影响, 使得断层下盘土体沉降较小。在整个抽水活动中 I 和 III 处形成的地裂缝都未对土体的垂向位移产生显著的影响, 但先期断层处却产生了较大的垂向位移梯度, 与算例 1 的情况相比, 该处的垂向位移梯度已经达到了不可忽略的量级(图 4.19(d)), 与同时期造成的水平位移梯度在同一数量级上。因此, 可以推断先期断层两侧的土体不仅由于拉张产生了相互分离, 同时在沿断裂面方向上产生了一定程度的相对滑动, 其断裂面表面有显著的剪应力存在, 在现实情况下, 这种地裂缝两侧相对错动的现象也经常发生。事实上在模型建立的过程中, 对先期断层面的处理和对完全破坏的单元处理方法基本相似, 对剪切模量取小值, 但却产生了不同的模拟结果。这一差异也说明了先期断层的重新开裂与地表处新开裂的裂缝的力学行为不同, 推测其主要原因是先期断层在土体中一般较为连续, 贯穿一个或几个土层, 将土层分为左右两个独立的力学单

元。而计算中地表新形成的地裂缝由水平拉张形成，往往发展的深度较浅，因此地裂缝附近的土体依然可以看作是一个受损的力学单元，其完整部分对地裂缝两侧垂向方向的自由度具有一定的约束作用，因此可以推断出，新形成的裂缝较难形成大的垂向位移梯度，对土体变形的影响主要表现在水平方向上。但当这种裂缝继续向深处发展，并贯穿较厚的土层，这时该地裂缝就可能与计算中的先期断层一样，产生较大的垂向位移变化。

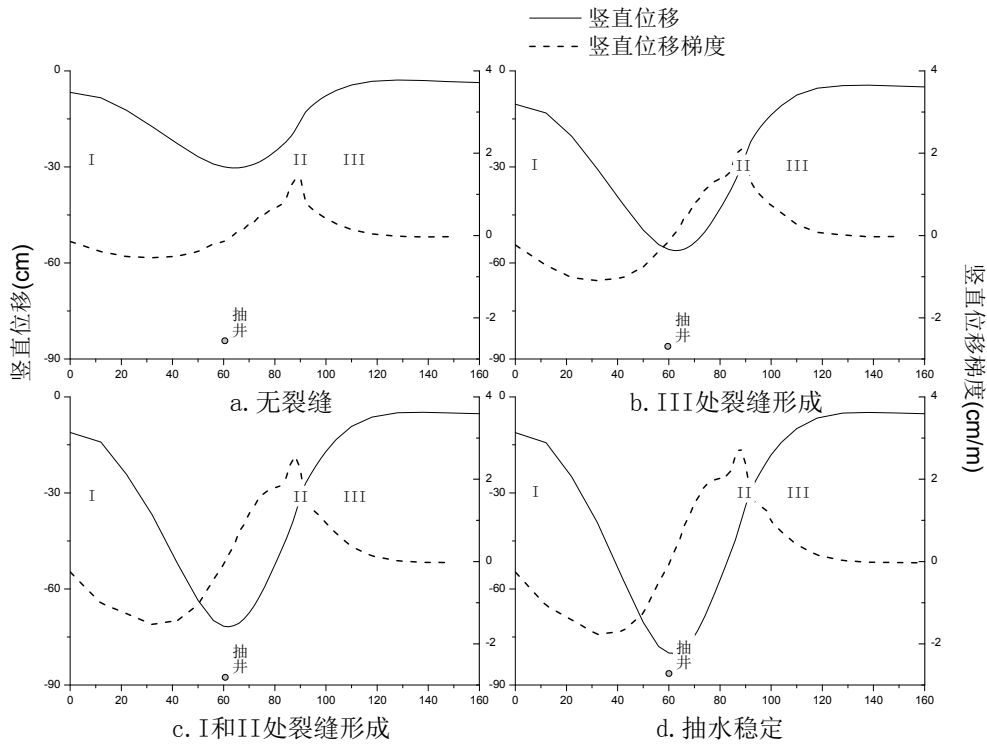


图 4.19 地裂缝形成过程中地表处垂向位移分布变化

4.2.4 剪破坏分析

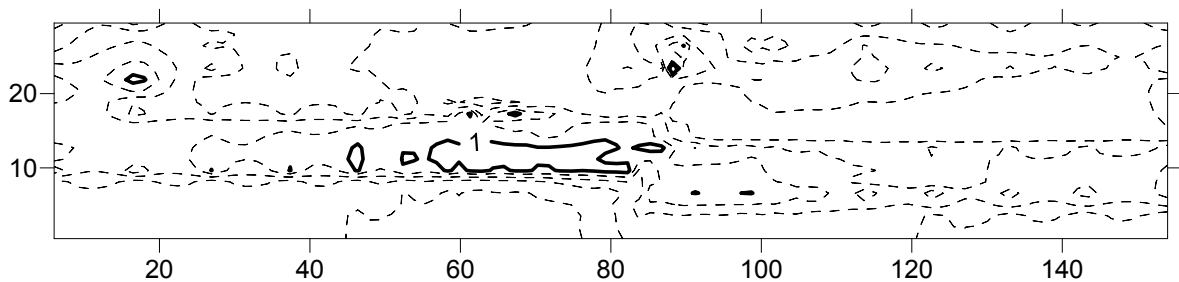


图 4.20 抽水稳定后土层中应力水平等值线图

图 4.20 表示的是土层在抽水活动下变形稳定后土体的应力水平分布，较粗实线

表示的是应力水平为 1 的等值线。可以看到，先期软弱断层的存在引起了较大范围的剪破坏，主要分布在上盘抽水井附近的第二粘土层底部，先期断层上也有少量分布，这和上一节的说明相符。虽然在土体中产生了较大范围的剪破坏，但由于大部分剪破坏区埋深较深，应力水平值也不大，因此仍然认为此处剪应力对地表形成的拉张型地裂缝影响不大。

4.3 压缩层厚度不均时抽水活动的影响模拟

除了基岩起伏和先期断层面，压缩层厚度不均的现象在大多数沉积盆地中也非常普遍，大多数研究者也将其归类于一种地裂缝的形成机制^[13]（图 4.1(c)）。该观点认为在多层堆积的土层中，如果存在粘土层厚度分布的不均匀，那么可能会由于不同土层之间较大的力学行为差异而造成地表各处不均匀沉降，特别是在压缩性较高的粘土层厚度变化梯度较大的情况下表现尤为明显，这样的地面沉降不均匀也会导致地裂缝的产生。根据这一力学模型，本文对压缩层厚度不均时抽水活动产生的地裂缝现象进行了有限元模拟。图 4.21 是对压缩层厚度不均时土体在抽水作用下变形和破坏的过程进行有限元模拟的网格划分，其中共划分单元 1020 个，总节点数 1085 个。为了模拟压缩层厚度的变化，设置第二粘土层的厚度在结构中心轴附近发生变化，从结构左侧处的 5m 变为结构右侧处的 13m，抽水井为右侧压缩层较厚处的承压含水层中的完整井，其余边界条件和材料力学参数与上两例中相同。

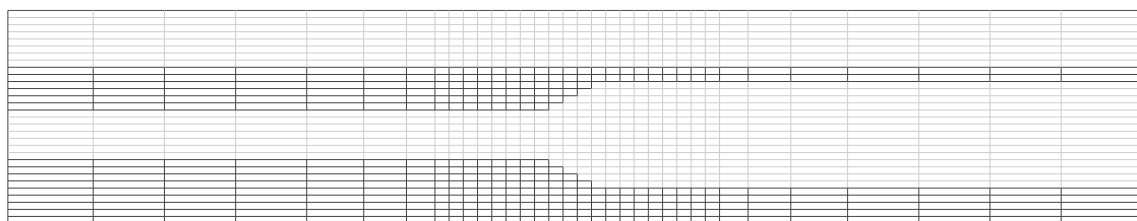


图 4.21 算例 3 网格化分

4.3.1 地裂缝形成过程与分布

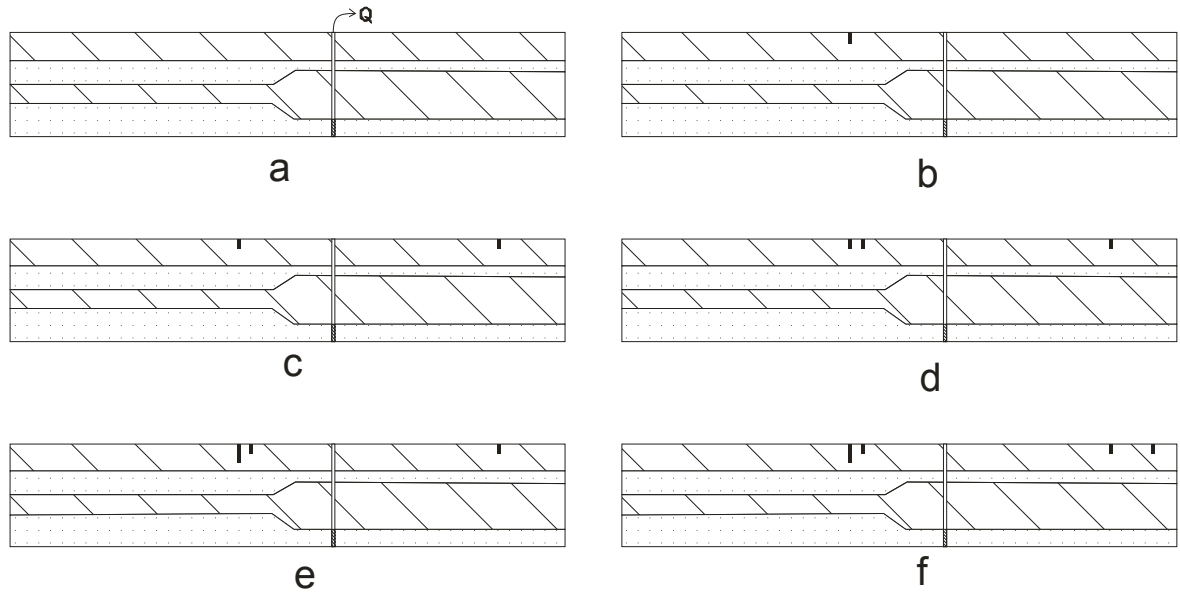


图 4.22 地裂缝开展模拟结果

图 4.22 是压缩层厚度变化时土层在抽水条件下形成地裂缝的全过程。在本次计算中,该条件下的土层在自重应力下的变形较为稳定,并未产生较明显的拉应力分布,也没有损伤与裂隙的产生,如图 4.22(a)。在抽水活动开始后,很快就在结构中心轴左侧的地表处产生了垂向向下的开裂现象(图 4.22(b)),随着抽水活动的继续进行,该区域的地裂缝一直处于不断发展的状态,主裂缝不断向深处扩展并在附近产生了较小的平行裂缝(图 4.22(c、d、e、f)),一般认为该处地裂缝的产生是由于差异沉降导致。另外,在结构右端地表处也有一些垂向向下的裂缝产生,然而不难看出:该处的土体既没有出现材料的力学性质或土层几何形态的突变,也不存在较大的荷载,因此与上例相似,这些地裂缝的产生是由于右侧水平位移约束边界的影响产生的,如果在无限远边界的假设下,该区域将不会形成破坏和开裂。

4.3.2 抽水活动影响分析

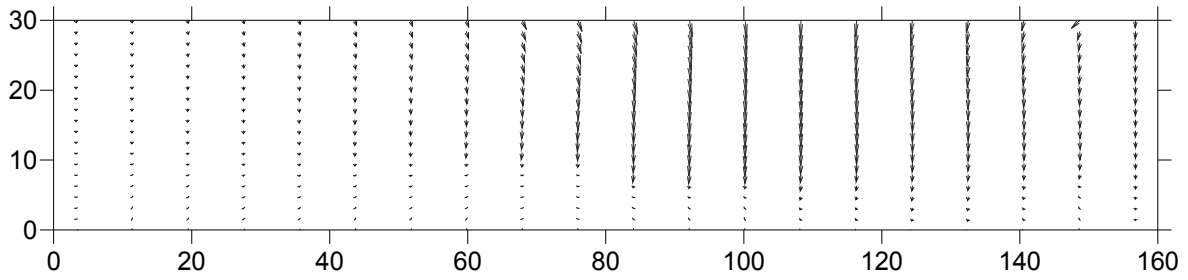


图 4.23 抽水稳定后土层中的位移分布

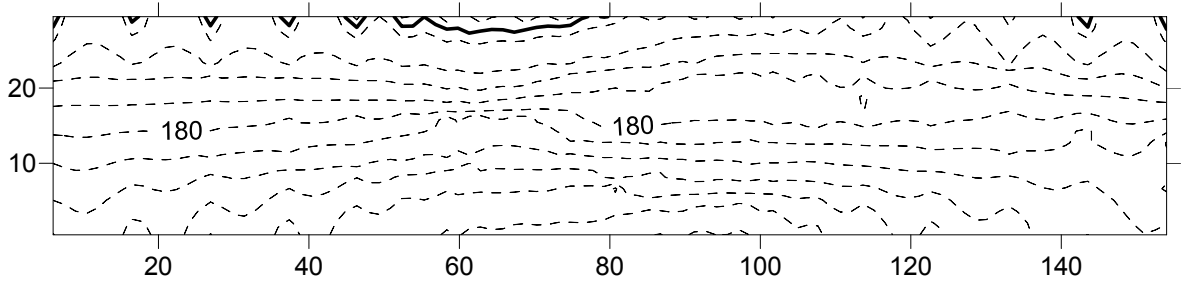


图 4.24 抽水稳定后土层中最小主应力值等值线图

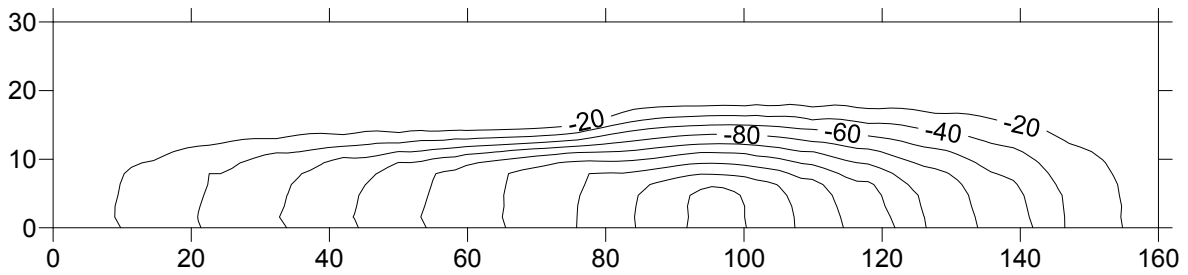


图 4.25 抽水稳定后土层中超静孔隙水压力等值线图

图 4.23 是压缩层厚度不均的土体在抽水活动下变形稳定后的位移矢量图。抽水井附近较大的水头降以及该处较厚的压缩层叠加使得该处比附近区域产生了更大的地面沉降。图 4.24 和图 4.25 分别是压缩层厚度不均的土体在抽水活动下变形稳定后的最小主应力分布和超静孔隙水压力分布，可以看到，大部分区域受到压缩层厚度变化的影响较小。图 4.24 中黑色实线代表了最小主应力为零的等值线，与上文所述相似，拉应力主要出现在了压缩层厚度变化处的左侧区域，形状较为扁平，说明拉应力并不集中，而是分布在一个较大的区域中。这样的分布会导致多条平行地裂缝的形成，而且地裂缝的扩展深度也非常有限，这与本文的计算结果也相符合。由上述分析可以得出，压缩层变化引起的表层土体的开裂主要是由于不均匀沉降在地表处产生弯曲所致，这种机制与基岩起伏时抽水活动的影响一致，因此通常地裂缝会出现在压缩层厚度突变处附近。

4.3.3 地裂缝影响分析

同样，为了研究地裂缝对土体变形的影响，对地表处土体的位移分布进行分析。图 4.26 展示了地表处土体的水平位移及水平位移梯度的分布，由于抽水活动的影响，在抽水初期地裂缝形成之前，地表土体水平位移变化缓慢而均匀，抽水井两侧的土体向着中心部分移动（图 4.26(a)）。随着抽水活动的进行，在抽水井和压缩层变化处的左侧先后出现了两条垂向向下的平行裂缝（图 4.26(b、c)）。可以看到，产生的地裂缝并没有对水平位移产生非常明显的影响，水平位移分布曲线只产生了一个比较弱的跳跃，总体趋势和没有开裂之前相似，其梯度值小于 1cm/m ，远远低于前两个算例中地裂缝产生的水平位移梯度值。最后，该结构的右边界处产生了地裂缝（图 4.26(d)），并对水平位移分布产生了较大影响，但如前所述，这种边界影响产生的地裂缝在真实情况中并不一定会出现，在此不再赘述。因此，可以认为，由压缩层厚度不均引起的地裂缝水平张开度较小，当然这只能是一个比较定性的结论，具体的计算结果会随着地层几何形态、土体力学性质等变化而变化，特定情况下也可能产生较大的水平位移梯度值。

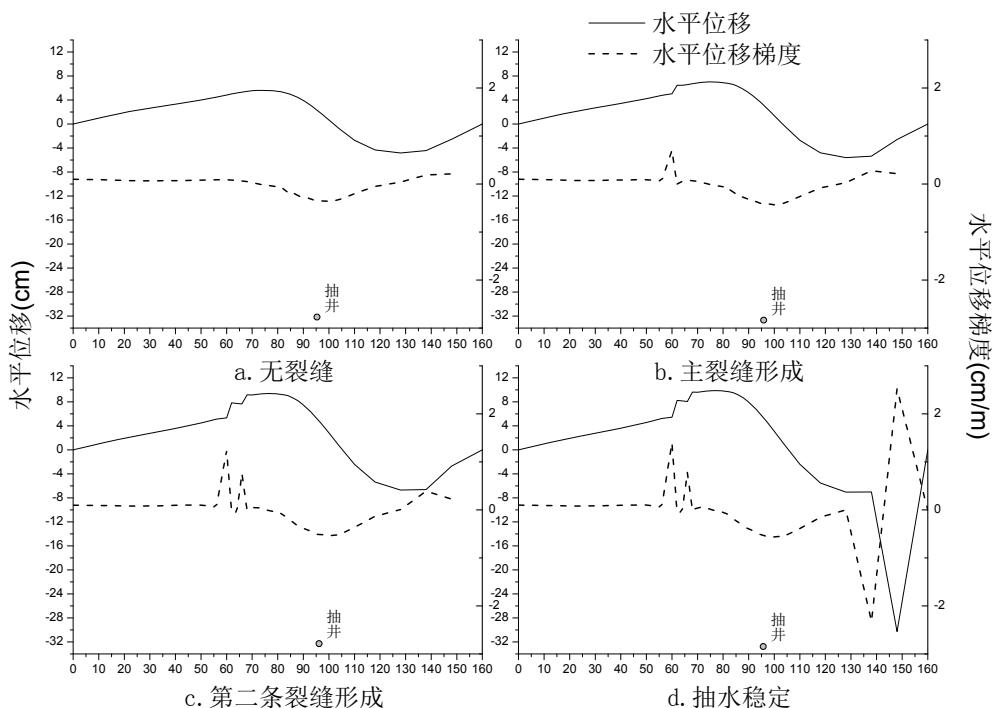


图 4.26 地裂缝形成过程中地表处水平位移分布变化

垂向位移分布如图 4.27 所示。可以看到，在整个抽水的过程中，垂向位移分布

基本没有因为地裂缝的开裂和发展而受到影响，只是随着抽水活动的进行以抽水井为中心的地面沉降漏斗不断发展。因此，该结构下形成的拉张型地裂缝也没有产生明显的裂纹面上的错位和剪切，对垂向位移分布影响甚微。

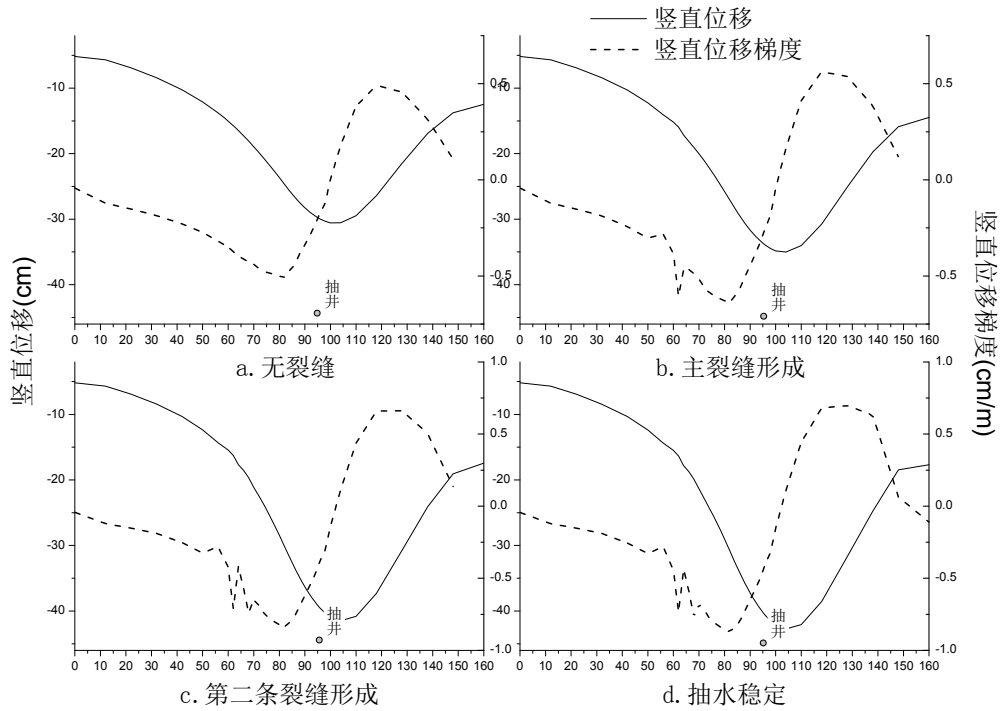


图 4.27 地裂缝形成过程中地表处垂向位移分布变化

4.3.4 剪破坏分析

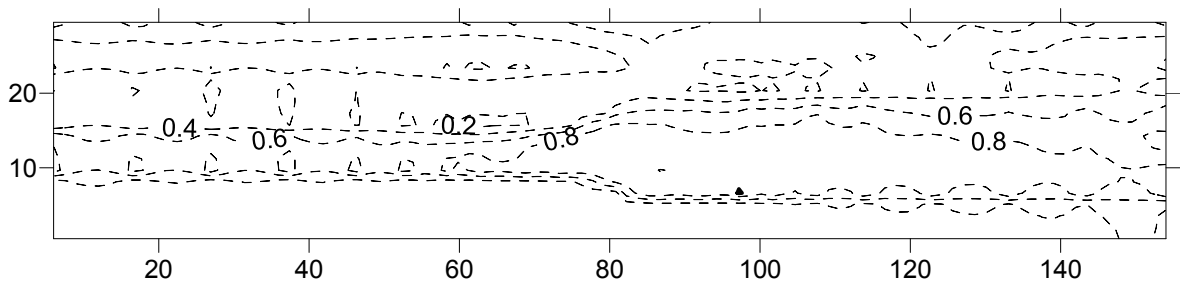


图 4.28 抽水稳定后土层中应力水平等值线图

图 4.28 是压缩层厚度不均的土体在抽水活动下变形稳定后的应力水平分布。几乎全部的土体应力水平都在 1 以下，只在靠近抽水井的第二粘土层和承压含水层界面处接近于 1。因此可以认为该算例下整个土体都没有产生剪切破坏，压缩层厚度不均引起的地裂缝都是拉张型地裂缝。

4.4 本章小结

本章利用实现了的钝化断裂带模型在常规有限元的基础上对三种概念模型下地裂缝的开展过程进行了模拟，分析了在这些条件下地裂缝的分布、发展过程以及成因机制，得出以下几点主要结论：

(1) 拉张型地裂缝主要分布在地表附近，并在形成后垂向向下发展。在本文的研究中，除了软弱先期断层处形成了较深的拉伸地裂缝，深度贯穿至潜水层中，其它的拉张地裂缝一般都在地表较浅的位置，向下延伸数米就停止了。联系到上文所述的地裂缝成因机制观点中的差异沉降说，由差异沉降产生的地裂缝多是上覆土体受弯形成的，而且向下发展的深度也较小，这与本次模拟结果相似。鉴于此，在某种程度上也可以将本研究近似的看作是对由差异沉降产生的地裂缝的模拟和预测。应该注意到，其他一些对构造型地裂缝的数值模拟研究可能会得出地裂缝是在土层深处形成并向上扩展至地表，而本次研究针对的是抽水作用下土层上部的拉张地裂缝，在模型的边界上都施加位移约束条件，并不考虑构造活动对地裂缝产生的影响，因此本文的结论与这些研究成果并不矛盾。

(2) 基岩的起伏会使得在靠近起伏基岩的土体范围内的应力重新分布，具体是在起伏基岩上方的部分土体中，抽水活动会使得最小主应力不断的减小并可能会形成一定范围拉应力区，是地裂缝产生的理想地点，而该范围之外的土体，最小主应力将不断增大，对土体破坏产生抑制作用。在最小主应力变大的区域和最小主应力变小的区域的临界面往往是一条光滑的曲线（面），各点的最小主应力保持不变，在给定的地层条件下，该界面的形态在整个抽水过程中是固定不变的，但对于不同的土层结构、材料性质以及基岩形态该界面可能会产生变化，因此不管抽水活动强烈与否，所有的拉张型地裂缝都将形成在这个区域以内，并不会随着抽水活动的增加而产生更大范围的地裂缝潜在区域。

(3) 先期软弱断层面面对地裂缝活动的影响主要是体现在断层特殊的力学性质对水平方向上的位移和（或）应力分布产生了阻碍和集中的效果，使得断层附近产生了较大的位移和（或）应力梯度，当这种梯度产生的拉应力达到土体的抗拉强度时，土体就会产生拉张破坏，因此这种情况下地裂缝往往产生于先期软弱面上或是在这些软弱面的附近，并且裂缝的发展通常会较深。

(4) 压缩层的厚度不均也可能导致表层土体产生拉张破坏，与先期软弱断层面

的影响不同的是,压缩层厚度变化的影响往往体现在对垂向方向的位移和应力上,特别是当压缩层厚度变化的影响和抽水活动的影响相互耦合时,就会产生可观的地面沉降梯度,导致地表土体受弯,当这种梯度达到一定的强度时,该处土体将发生拉张破坏。因此,这种情况下地裂缝发生地点往往与压缩层厚度变化点有较好的空间相关性。

(5) 应该注意到,虽然在建模过程中考虑了新形成的地裂缝对渗流的阻碍作用,由于本文的几个算例中计算得出的地裂缝一般都位于浅部的第一粘土层,处于潜水面以上,因此实际上在计算中回避了地裂缝形成后对渗流的阻碍作用。设想当地裂缝深入地下水面以下时,地裂缝对渗流的阻碍作用可能与算例二中的软弱断裂面的作用相似,可以推测,地裂缝对渗流的阻碍作用将会进一步扩大裂缝两侧的应力状态差异,并促进地裂缝的发展。

第五章 结论与展望

5.1 本文的主要结论

文本利用破坏力学的理论和方法,采用钝化断裂带模型,在常规有限元程序的基础上加入计算土体拉伸破坏的模块,对三种概念模型进行了有限元分析,得出了几种情况下地裂缝的形成和发展以及在这过程中的应力应变、位移和孔压的变化情况,并对地裂缝的形成机制和分布特征做了初步的分析。主要取得了以下几点结论:

(1) 利用钝化断裂带模型对土体拉伸破坏进行模拟是可行的。钝化断裂带模型利用非线性断裂力学的理论,结合 COD 判据和能量判据,对土体完整的破坏过程进行了很好的描述。通过两组与实验数据的对比,证实本文建立的模型可以较好的模拟土体开裂过程中各物理量的变化与分布情况。

(2) 单纯由抽水活动引起的拉张型地裂缝主要形成于应力较小的地表处并竖直向下发展,而在较深的土层中则由于较大的压应力使得拉张型开裂受到抑制。这一结论与现场实际观测结果基本符合。

(3) 在浅部土体起裂形成的地裂缝都属于拉张型地裂缝。计算结果表明,浅层地表处土体的应力水平较小,不易产生剪切破坏。虽然在抽水活动下,土体深部也会产生剪破坏,但除了在先期断层存在的情况中出现了一定范围的剪破坏区分布,其他情况下形成的剪破坏区范围很小,加上剪破坏区一般分布在土体较深处,因此可以忽略其对地表处的拉张型地裂缝的影响,但也不排除深部土体产生剪切破坏并在特殊的荷载条件下发展至地表的情况。

(4) 在拉张型地裂缝形成初期往往只产生水平方向的开裂,而随着地裂缝不断开展可能会观察到的裂缝两侧有相对错动的情况,反过来也可以认为拉张型地裂缝产生两侧土体的错动往往说明了该地裂缝已发展较深。

5.2 本文的不足与展望

本文利用钝化断裂带模型对土体开裂过程以及几种情况下拉张型地裂缝的产生进行了探索性的模拟。应该来说目前这种分析还是比较初步的,由于计算过程中涉及到很多参数,整体结构的几何特征等因素也并不具有一般性,因此还不能仅仅依靠这

些结果对拉张型地裂缝的形成建立很好的理论和认识，一旦材料的力学指标，抽水点位置、强度，改变结构的几何形态等因素改变，都有可能会对计算结果产生重要的影响。总的来说，本文的研究还存在一些不足，这也是未来工作的重点：

(1) 忽略了土体中剪应力及剪切破坏的影响。鉴于弥散型裂缝模型自身的局限，本文主要对拉张型地裂缝即土体的 I 型破坏进行模拟和计算，模型的建立中将其剪切模量设为小值，这种简化会使得裂缝表面的剪应变增大，但剪应力对整个结构变形的影响减小，不能说精确的模拟了剪切过程，这也是本文计算中的一点不足。虽然有研究提出剪应力作用不会导致完整单元产生起裂，但已有裂缝的进一步扩展却会在一定程度上受到剪应力的影响。计算结果也显示，虽然本文一、三两个算例中地裂缝并没有出现垂直方向的相对错动，但在先期断层一例中却有所表现，具体的影响程度不得而知。事实上在地裂缝的现场勘测中往往可以观察到地裂缝的两侧出现了沿裂缝方向的位移，说明剪应力是存在的且可以通过地裂缝的形态表现出来。这一方面还有待于进一步的研究。

(2) 对现实情况的模拟和预测是建立模型的目的所在，但由于土体的强度较小，使得相对于土体其他力学行为的计算，土体开裂过程的模拟具有更强的敏感性和复杂性。目前对于材料开裂的模拟依然还是做了很多的简化，特别是平面应变的假设，可能会使计算结果与真实情况产生很大的误差。虽然文中通过文献[24]实验结果对模型进行了验证，模拟的结果也基本吻合，但真实情况下土体经历的状态也比实验尺度下的土样更为复杂，因此更可靠的模拟结果可能需要更复杂的本构关系以及更高维数的模型。因此本文对土体开裂的研究目前还处于尝试和摸索阶段，只针对理想化的较小尺度的模型进行了一定的模拟和验证，着重于对土体裂缝开展过程的再现，还没有利用现实观测的数据进行模型验证，也没有对一个现实的案例进行模拟和预测。这些工作将是下一阶段工作的重点。

参考文献

- [1] 耿大玉, 李忠生. 中美两国的地裂缝灾害 [J]. 地震学报, 2000, (04):433-441+448
- [2] 王哲成, 张云. 地下水超采引起的地裂缝灾害的研究进展 [J]. 水文地质工程地质, 2012, 39(2):88- 93
- [3] 王光亚, 施斌, 王晓梅, 吴曙亮, 武健强. 江阴南部地面沉降及地裂缝研究 [J]. 水文地质工程地质, 2009, (02):117-122
- [4] HOLZER T L, PAMPEYAN E H. Earth fissures and localized differential subsidence [J]. Water Resources Research, 1981, 17(01):223-227
- [5] JACHENS R C, HOLZER T L. Differential compaction mechanism for earth fissures near Casa Grande, Arizona [J]. Bulletin of the Geological Society of America, 1982, 93(10):998-1012
- [6] BOLING J K. Earth-fissure movements in south-central Arizona, U.S.A, Wallingford, ROYAUME-UNI, F, 1986 [C]. International Association of Hydrological Sciences,
- [7] HOLZER T L. Ground failure caused by groundwater withdrawal from unconsolidated sediments-United States [M]. Wallingford, ROYAUME-UNI: International Association of Hydrological Sciences, 1986
- [8] WOLFF R G. Relationship between horizontal strain near a well and reverse water level fluctuation [J]. Water Resources Research, 1970, 6(6):1721-1728
- [9] LOFGREN B E. Significant Role of Seepage Stresses in Compressible Aquifer Systems [J]. Eos, Transactions, American Geophysical Union, 1971, 52(11):832
- [10] HELM D C. Hydraulic Forces that Play a Role in Generation Fissures at Depth [J]. Bulletin of the International Association of Engineering Geology, 1994, 31:293-302
- [11] ROTHENBURG L. Horizontal ground movements due to water abstraction and formation of earth fissures [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1996, 33(8):239-249
- [12] 王庆良, 刘玉海, 陈志新, 王文萍. 抽水引起的含水层应变—地裂缝活动新机理 [J]. 工程地质学报, 2002, 10(1):46-51
- [13] SHENG Z P, HELM D C, LI J. Mechanisms of earth fissuring caused by groundwater withdrawal [J]. Environmental and Engineering Geoscience, 2003, 9(4):351-362

- [14] 伍洲云, 余勤, 张云. 苏锡常地区地裂缝形成过程 [J]. 水文地质工程地质, 2003, 30(1):67-73
- [15] BUDHU M. Mechanics of earth fissures using the Mohr-Coulomb failure criterion [J]. Environmental and Engineering Geoscience, 2008, 14(4):281-295
- [16] ZHANG Y, XUE Y Q, WU J C, YU J, WEI Z X, LI Q F. Land subsidence and earth fissures due to groundwater withdrawal in the Southern Yangtse Delta, China [J]. Environmental Geology, 2008, 55(4):751-762
- [17] BURBEY T J, CARRE N-FREYRE D, CERCA M, GALLOWAY DEVIN L, SILVA-CORONA J J. Mechanisms for earth fissure formation in heavily pumped basins [J]. IAHS-AISH publication, 2010, 339(8):3-8
- [18] TUCKWELL G W. The control of stress history and flaw distribution on the evolution of polygonal fracture networks [J]. Journal of Structural Geology, 2003, 25(8):1241-1250
- [19] 易学发, 苏刚, 王卫东, 唐俊昌. 用数值模拟研究西安地裂缝 [J]. 水文地质工程地质, 1999, 26(005):33-36
- [20] 石玉玲, 门玉明, 彭建兵, 黄强兵, 刘洪佳, 陈立伟. 西安城区地裂缝破裂扩展的数值模拟 [J]. 水文地质工程地质, 2008, 35(6):56-60
- [21] 陈立伟. 地裂缝扩展机理研究 [D]. 西安; 长安大学, 2007
- [22] 李全明, 张丙印, 于玉贞, 王建国. 土石坝水力劈裂发生过程的有限元数值模拟 [J]. 岩土工程学报, 2007, 29(2):212-217
- [23] 喻葭临. 土中剪切带扩展机理研究和扩展过程模拟 [D]. 北京; 清华大学, 2009
- [24] 丁金粟, 刁玉椿, 孙亚平. 击实粘性土断裂韧度性质研究 [J]. 水利学报, 1990, 21(07):55-60
- [25] 范天佑. 断裂理论基础 [M]. 北京: 科学出版社, 2003
- [26] GRIFFITH A A. The phenomena of rupture and flow in solids [J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1921, 221:163-198
- [27] 葛修润, 任建喜, 蒲毅彬, 马巍, 孙红. 岩土损伤力学宏观试验研究 [M]. 北京: 科学出版社, 2004
- [28] 易顺民, 朱珍德. 裂隙岩体损伤力学导论 [M]. 北京: 科学出版社, 2005
- [29] DUGDALE D S. Yielding of steel sheets containing slits [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960, 8(2):100-104
- [30] 黄克智, 余寿文. 弹塑性断裂力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 1985
- [31] HANSON J A, HARDIN B O, MAHBOUB K. Fracture toughness of compacted cohesive soils using ring test [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 120(5):872-891

- [32] 王俊杰, 朱骏高. 击实粘性土断裂韧度 KIC 的试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(21):47-52
- [33] BAŽANT Z P, OH B H. Crack band theory for fracture of concrete [J]. Materials & structures, 1983, 16(3):155-177
- [34] WANG J J, ZHU J G, CHIU C F, ZHANG H. Experimental study on fracture toughness and tensile strength of a clay [J]. Engineering geology, 2007, 94(1-2):65-75
- [35] HILLERBORG A, MODER M, PETERSSON P E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements [J]. Cement and Concrete Research, 1976, 6(6):773-781
- [36] RASHID Y R. Ultimate strength analysis of prestressed concrete pressure vessels [J]. Nuclear Engineering and Design, 1968, 7(4):334-344
- [37] 庄茁, 柳占立, 成斌斌, 廖剑晖. 扩展有限单元法 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2012
- [38] BELYTSCHKO T, BLACK T. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 45(5):601-620
- [39] 黄献海. 扩展有限元法计算裂纹问题的研究 [J]. 山西建筑, 2008, 34(31):3-4
- [40] 周元德, 张楚汉, 金峰. 混凝土断裂的三维旋转裂缝模型研究 [J]. 工程力学, 2004, 21(5):1-4+82
- [41] LI Y J, ZIMMERMAN T. Numerical evaluation of the rotating crack model [J]. Computers and Structures, 1998, 69(4):487-497
- [42] 方德平. 岩石应变软化的有限元计算 [J]. 华侨大学学报(自然科学版), 1991, (02):177-181
- [43] 姜庆远, 叶燕春, 刘宗仁. 弥散裂缝模型的应用探讨 [J]. 土木工程学报, 2008, 41(2):81-85
- [44] ROTS J G. Smeared and discrete representations of localized fracture [J]. International Journal of Fracture, 1991, 51(1):45-59
- [45] 张云, 薛禹群, 吴吉春, 蒲晓芳, 刘运涛, 魏子新, 李勤奋. 上海第四纪土层邓肯——张模型的参数研究 [J]. 水文地质工程地质, 2008, (1):19-22
- [46] HERNANDEZ-MARIN M, BURBEY T J. Controls on initiation and propagation of pumping-induced earth fissures: insights from numerical simulations [J]. Hydrogeology Journal, 2010, 18(8):1773-1785

致谢

时光荏苒，岁月如梭，硕士研究生的学习已接近了尾声。本篇论文远远不是我一个人的成果，在论文的撰写过程中，身边很多热心的人给了我莫大的帮助和支持，不仅如此，在整个硕士研究生的历程中，他们给我带来的成长和进步都将使我受益终生，对此我希望在论文的结尾表达我的感激之情。

首先是我的导师张云教授，最初刚刚师从张老师时，我还是一个基础薄弱的跨专业学生，然而张老师的耐心和关注使我没有知难而退，而是努力的汲取专业知识，提高自身能力。张老师在学术上认真严谨，一丝不苟，同时也充分尊重学生的思想和规划，给我的硕士生涯带来了“严肃活泼”的良好环境，对我硕士阶段的个人能力的培养和自身素养的修缮都产生了无可替代的推动作用。从论文的选题到最后的定稿，张老师倾注了大量的心血，从论文的内容到形式上都不断的提出了中肯的意见和修改，对于张老师付出的所有的耐心和精力在此我致以深深的敬意。

其次，我要感谢南京大学给我提供了这个良好的学习平台，特别是地球科学与工程学院的各位老师，你们的谆谆教导带给我的不仅是专业知识的扩充和能力的提高，更重要的是让我体会到了南大不骄不躁的学术氛围和宽厚包容的思想境界。在南大的学习经历使我受益匪浅并让我感到莫大的荣幸，在本文定稿之际正值南京大学一百一十周年校庆，在此身为一名南大学子送上我衷心的祝福。

同时，我要感谢我的师兄徐乃芳、师姐王慧敏、何佳佳，感谢你们在我初来乍到时给予我的关心和支持，祝你们今后的工作顺利；感谢师妹鄢丽芬、古扎丽、师弟王帅，你们共同给实验室带来了和谐的气氛和良好的学习环境；感谢我的舍友给我带来了珍贵的友谊和良好的生活环境；最后感谢地科院的全体同学们对我的帮助，能在这样一个环境中成长将是我一生的财富。

当然还要感谢我的家人这么多年来对我无私的奉献和绝对的支持，感谢一生中所有关心我、爱护我的人，没有你们我的人生将是一无所有。

最后，我要将感谢送给参与我论文评审和答辩的所有老师和同学们，你们给了我一个审视几年来学习成果的机会，让我能够明确今后的研究方向。我将在今后的学习研究中加倍的努力，以期获得更多的成果回报社会。再次感谢上述所有的老师、长辈和朋友们，祝你们一生幸福安康。

攻读学位期间取得的研究成果

王哲成, 张云. 地下水超采引起的地裂缝灾害的研究进展 [J]. 水文地质工程地质, 2012, 39(2):88- 93.