

· 港口 ·



[抗震设计讲座] 港口结构抗震设计方法的发展 (3)

贡金鑫

(大连理工大学 海岸与近海工程国家重点实验室, 辽宁大连 116024)

摘要: 以我国、美国和日本的港口码头设计规范、手册为基础, 对我国、美国和日本港口码头抗震设计的方法进行了分析, 同时介绍了国际航运协会标准《港口结构抗震设计指南》的有关规定。此系列论文共分6部分, 该文为第3部分。分析和对比了上述规范中抗震设计时场地类别划分、地基液化判别、动主动土压力和动被动土压力的计算方法。对比表明, 我国、美国和日本场地上分类方法相似, 但划分的类别数不同。对于地基液化, 我国规范通过土的地质年代、黏粒含量和标准贯入击数采用两步判别法进行判别; 美国港口设计手册采用地震剪应力方法进行判别; 日本的液化判别方法比较复杂, 采用土的均匀系数、标准贯入击数、等效加速度和循环三轴试验进行综合判别。对于动土压力计算, 各规范都采用经典的物部-冈部公式或以该公式为基础改进的公式。

关键词: 港口工程; 抗震设计; 规范

中图分类号: U 612.3⁺7

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2012)08-0043-05

Development of seismic design of port and harbor structures: part 3

GONG Jin-xin

(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: A comparative study is made on seismic design of port and harbor structures based on Chinese code, US guidelines and Japanese standards as well as guideline of International navigation association. This is the third of the series papers and the method for classification of site, evaluation of subgrade liquefaction, calculation of dynamic active and passive earth pressure acting on the structure in these codes are analyzed. It is shown that the methods for classification of site in these codes are similar but with different numbers. For evaluation of subgrade liquefaction, two step methods are used based on geological time, clay content and SPT counts in Chinese code. Soil shear stress method under earthquake excitation is adopted in US guideline. In Japanese code, a set of parameters based on uniformity coefficient, SPT, equivalent peak acceleration of ground motion and triaxial test are used for evaluation of subgrade liquefaction. For calculation of dynamic earth pressure, the Mononobe-Okabe equation or its modified formats are used in these codes.

Key words: port and harbor structures; seismic design; code and standard

3 场地类别

地震破坏调查表明, 不同场地上建筑物的震害具有明显的差异, 且因地震大小、工程地质条件而不同, 基本规律性是: 在软弱地基上, 柔性结构最容易遭到破坏, 刚性结构表现较好; 在坚

硬地基上, 柔性结构表现较好, 而刚性结构表现不一, 有的表现较差, 有的又表现较好, 常常出现矛盾现象。在坚硬地基上, 建筑物破坏通常是结构破坏所产生; 而在软弱地基上, 则有时是由于结构破坏, 有时是由于地基破坏。就建筑物总

收稿日期: 2012-01-09

作者简介: 贡金鑫(1964—), 男, 教授, 主要从事结构设计理论和方法的研究。

的破坏现象来说,在软弱地基上的破坏要比坚硬地基上的破坏严重。上述结论反映了场地在两个方面对结构抗震的影响,即场地影响结构的地震反应和地基承载力。

我国《水运工程抗震设计规范》首先根据场地土性状、承载力和剪切波速将场地土分为坚硬土、中硬土、中软土和软弱土4种类型,再根据场地土类型和覆盖层厚度将场地划分为坚硬场地、中硬场地、中软场地和软弱场地4个类别。当覆盖土层有不同的场地土组成时,采用等效的剪切波速进行分析,规范给出了覆盖层厚度的确定方法。美国统一设施准则UFC 4-152-01:2005《设计:墩与码头》和《海洋油码头》根据覆盖土层的平均剪切波速或其他参数(平均标准贯入锤击数、平均不排水抗剪强度)将场地分为6类,计算深度取为30 m。日本《港口设施技术标准与解说》(1999)根据土的类型和土层厚度的不同,将场地土分为3类。当场地土包含两种以上土层时,按厚度较大的土层进行判别,如果土层厚度大致相同,按所有土层中场地土条件系数最大的土层进行判别。

4 地基液化及液化引起的流动变形

4.1 地基液化

地基土的液化是指土由固态转化为液态的一种物质状态的转变。土液化后不能抗剪、不能维持自身的形状,有流动性,有浮力,内摩擦角为0。液化会导致土体刚度和抗剪强度降低,进而引起地面破坏和土体沉降或大面积流滑,增大挡土墙的主动土压力,降低土的被动土压力和锚碇区的承载力。如1995年日本兵库县南部地震中神户港发生土体液化,导致码头多处破坏;1989年美国洛马·普里埃塔地震中,液化导致奥克兰港的第七街码头和Matson码头及旧金山港的第27, 29, 45号码头和轮渡码头破坏;1994年美国北岭地震中,中等水平的液化即造成了一定的次生灾害。所以,建造码头时判别建筑场地的液化势并进行处理是避免地震时码头遭到破坏的一个重要方面。

土液化的原因是地震时剪切波由下卧岩土层向上传播,并在土体中引起交变应力,从而产生振动孔隙水压力。在交变应力作用下,土粒的接触点处会产生新的应力,当这种应力达到一定的数值时,就会破坏土粒间原来的联结和结构状态,使砂粒之间彼此脱离接触。此时,原先由砂粒通过接触点传播的应力,传给孔隙中的水来承担,从而引起孔隙水压力的增加。随着应力循环次数的增加,孔隙水压力因逐渐累计而上升。一方面,孔隙水在一定的振动孔隙水压力作用下力图向上排出;另一方面,土颗粒在自重作用下又力图向下沉落,致使在结构破坏的瞬间或一定时间内,土粒向下沉落受到孔隙水向上排出的阻碍,使土粒处于局部或全部悬浮状态,抗剪强度局部或全部消失,出现不同程度的变形或完全液化。

地基液化的机理比较复杂,不确定性大,所以各国标准规范中的判别方法差别也很大。我国《水运工程抗震设计规范》采用两步法对场地土液化的可能性进行评判。当覆盖层厚度20 m范围内存在砂土和粉土时,首先根据场地土的地质年代和黏粒含量进行初判,当符合其中的一个条件时即判为不液化;对判为液化的土层,再按标准贯入试验结果做进一步判别。建筑物建成后和建造前的地面高程和地下水位有较大变化时,需对标准贯入试验结果进行修正。

美国TR-2077-SHR《土体液化的抗震设计准则》采用Seed和Idriss 1971年^[25]提出的地震剪应力方法进行土体液化判别。首先计算地震引起的循环应力比(CSRE,为剪应力与覆盖层应力之比),采用循环三轴压缩试验或直剪试验确定导致土体液化的循环应力比(CSRL),安全系数定义为地震引起的循环应力比与导致土体液化的循环应力比的比值,顺岸码头、码头堤岸和突堤码头的设计以当地地震活动研究为依据,采用双水准方法,即50 a超越概率50%的水准I地震和50 a超越概率10%的水准II地震。对于水准I地震,要求抗液化安全系数大于1.5;对于水准II地震,抗液化安全系数大于1.0。准则给出了震级为7.5时不同细度砂

土和粉土导致土体液化的循环应力比与60%能量比的标准贯入试验击数的关系曲线，分析中需采用能量比修正系数、钻孔直径修正系数、取土方法修正系数和杆长修正系数将现场测得的标准贯入击数修正为60%能量比的标准贯入试验击数。准则也给出了根据静力触探试验结果确定导致土体液化的循环应力比进而进行场地土液化判别的方法。美国《海洋油码头》按照与TR-2077-SHR《土体液化的抗震设计准则》相同的方法判别土体的液化可能性，如果安全系数>1.4，认为震后引起的剪应力降低可忽略；如果1.0<安全系数<1.4，应根据地面运动引起的剩余超孔隙水压力确定土体的抗剪强度；如果安全系数<1.0，应考虑土抗剪强度降低到残余的不排水抗剪强度水平。

日本《港口设施技术标准与解说》（2007）判别土液化的方法比较复杂。首先按土的均匀系数对土进行分类，对粒径分布处于“有液化可能性”区域（图2）之外的土，判为不液化土。当粒径分布处于“有液化可能性”的区域内时，黏土需采用循环三轴试验预测，当透水系数大于3 cm/s时砾土判为不液化。对于粒径分布中细颗粒含量较大的土，需进行循环三轴试验；对于粗颗粒土，当渗透系数≥3 cm/s时，判为不液化土。对于粒径级配落入图2“可能液化”区的土层，再按

等效的贯入试验击数（如果土细颗粒成分占5%以上，还要对其进行更为详细的修正）和等效加速度将土分为I，II，III和VI类，然后按表9确定所属土类别的液化可能性和判别结果。

表9 根据粒径级配和标准贯入试验判定土层的液化

范围	液化预测	液化判别
I	液化可能性很高	会发生液化
II	液化可能性高	判为液化或根据循环三轴试验进一步评估
III	液化可能性低 不液化可能性高	判为不液化或根据循环三轴试验进一步评估 对于非常重要的结构，判为液化或根据循环三轴试验进一步评估
IV	液化可能性很低	判为不液化

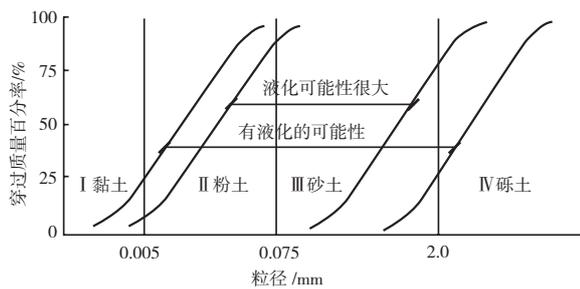
上面的方法是根据贯入试验和土粒径进行液化判别的方法，当不能判别地基土液化的可能性时，需进行地基反应分析和对未扰动砂样进行循环三轴试验预测和判别。

对于不同规范中地基液化判别方法的详细分析可见文献[26]。

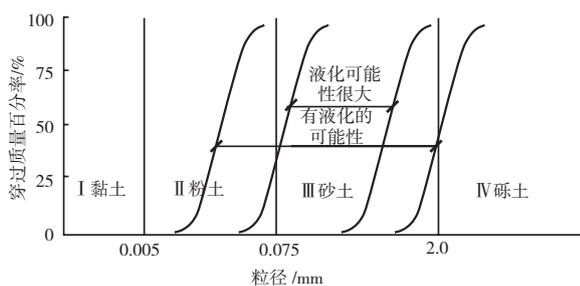
4.2 地基沉降、侧向变形和扩展

在地震作用下，建筑场地地基土孔隙水压力增高，即使没有发生液化，也可能发生沉降。我国和日本规范没有关于地基沉降的判别或预测方法，美国TR-2077-SHR《土体液化的抗震设计准则》建议采用Castro 1987年提出的方法计算地震引起的地基沉降^[27]。首先计算地震引起的土层内的循环剪应变，然后根据循环剪应变和体应变的关系估算每一土层的体积压缩率，将每一土层的体应变乘以相应土层的厚度，即可求得每一土层的体积压缩率。将各土层压缩量相加即可求得地震引起的沉降。

在地震作用下，抗剪强度降低的地基会发生侧向变形和扩展，我国和日本规范没有相关的计算方法，美国TR-2077-SHR《土体液化的抗震设计准则》给出了自由面条件下和斜坡条件下预测地基侧向变形和扩展的公式。两个公式是Bartlett和Youd（1992）根据搜集的8次地震侧向扩展案例的数据得出的^[28]，其中6次发生在美国西部，2次发生在日本。日本地震的侧向扩展数据是从一



a) 均匀系数大的土 ($U_c \geq 3.5$)



b) 均匀系数小的土 ($U_c < 3.5$)

图2 可能液化土的粒径级配

较小的地震震级范围获得的，震级为7.5和7.7，震中距21~30 km。美国6次地震中，震级变化范围较大(6.4~9.2)，震中距也较大(>90 km)，但均发生在美国西部，该地区地震动随震中距的衰减比较明显，观测数据主要来自于地震动衰减相对较快地区的刚性场地。当判别土体液化的安全系数 <1.4 时，美国《海洋油码头》要求评估存在下列危险的可能性：1) 流滑；2) 斜坡运动；3) 水平扩展；4) 地面沉降和不均匀沉降；5) 其他表面现象。

5 地震土压力和水压力计算

地震发生时，受地面运动激励，港口结构会产生动力反应，作用于港口结构的土压力与水压力会随地震作用而发生变化，根据抗震设计要求的不同，可以采用拟静力法或动力时程法进行计算。下面讨论的是拟静力计算的一些方法。

5.1 动主动和动被动土压力

在码头结构静力设计中，墙后的主动土压力或墙前的被动土压力常采用库伦土压力公式或郎肯土压力公式进行计算。对于地震作用下的动主动土压力和动被动土压力，经典的计算方法是在库伦公式中引入地震角后的物部-冈部(Mononobe-Okabe)公式。经典的库伦公式是针对砂性土的，不适用于黏性土，我国《水运工程抗震设计规范》通过对库伦公式进行改进，给出了类似于物部-冈部公式且考虑了黏性土粘聚力的动主动土压力公式和动被动土压力公式。美国《钢板桩设计》^[29]中直接采用物部-冈部公式。除此之外，美国也常采用希德(Seed)和威特曼(Wittman)的动主动土压力和动被动土压力的计算方法，即将动主动土压力表示为静主动土压力与主动土压力增量之和的形式，动被动土压力表示为静被动土压力动被动土压力增量之差的形式，动主动土压力或与被动土压力按线性规律变化，动主动土压力增量合力作用点在距墙底0.6倍的墙高处。对于砂性土，日本《港口设施技术标准与解说》(2007)直接采用经典的物部-冈部公式；对于黏性土，所采用的公式与我国规范和美国标准中的方法不同，特别是动被动土压力，非

常简单，为土压力、码头面荷载和粘聚力的和。

对于墙后有剩余水位的情况，需要考虑墙后填土水位的变化。在我国《水运工程抗震设计规范》中，水位以下的土采用浮密度，不对地震系数进行调整。对于墙后回填土为饱和土的情况，美国《钢板桩设计》假定孔隙水随土颗粒而移动，土颗粒采用浮密度，并对地震系数按总密度与浮密度的比例对地震系数进行修正，墙后的剩余水压力按动水压力计算。对于墙后回填土部分完全饱和、部分无水的情况，则采用剩余水位二次函数的比例系数确定墙后填土的等效密度。对于墙后砂性土部分饱和、部分不饱和的情况，日本《港口设施技术标准与解说》(2007)根据土的总竖向压力(土层厚度乘土密度和重力加速度，包括码头面荷载产生的土压力)与除水压力之外的总竖向压力的比值确定地震系数。

对于地震角，我国规范直接给出了7度、8度和9度时的值，美国、日本规范采用地震系数表示。图3和图4分别给出了我国、美国和日本规范、手册中动主动土压力、动被动土压力和破裂角随地震系数的变化。

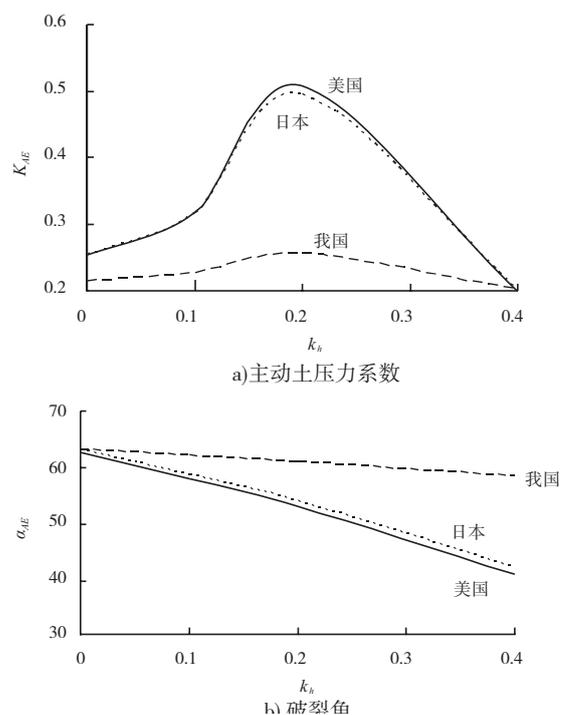


图3 砂性土动主动土压力系数和破裂角随地震系数的变化

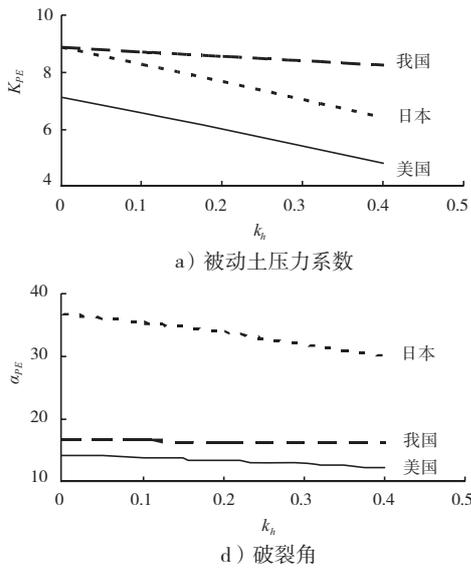


图4 砂性土动被动土压力系数和破裂角随地震系数的变化

在1999版的日本《港口设施技术标准与解说》中，确定地震系数的方法比较简单，用地区系数、场地系数和重要性系数的乘积得到。2007版的日本标准做了重大修改，对于重力式和板桩式码头，以实测的地震动为基础，考虑震源特性、传播路径和场地特性，根据地震危险性分析确定地面峰值加速度，对地面峰值加速度进行折减后考虑码头系泊处的容许变形确定地震系数。对于重力式码头，容许的变形为10 cm；对于板桩码头，容许的变形为15 cm。这两个值都是根据水准1地震下板桩岸壁码头地震反应残余变形计算结果的平均值确定的。图5为日本标准确定重力式码头

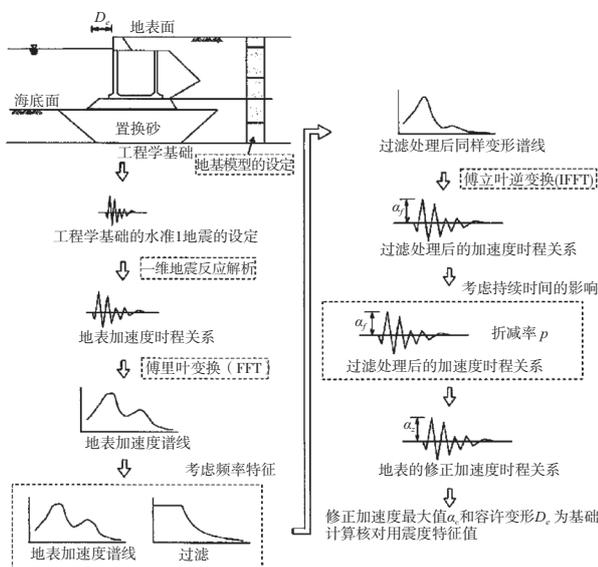


图5 日本标准中确定重力式码头地震系数的过程

地震系数的过程。

5.2 动水压力

在地震作用下，挡水结构除受到静水压力的作用外，还受到水地震惯性力产生的动水压力的作用。对于半无限长的挡水结构，韦斯特伽德（Westergaard）1931年给出了水平地震下直墙上的动水压力计算公式。假定挡水结构的基本周期远小于地震周期，这样大体积挡水结构的振动加速度近似等于刚性基础地震动的加速度，这时挡水结构的直立面对基础以相同的加速度运动。美国《钢板桩设计》和日本《港口设施技术标准与解说》（2007）均直接采用韦斯特伽德地震动水压力公式计算。由于韦斯特伽德公式是针对半无限水域得出的，而实际港口水工建筑物更接近于有限矩形水域中作刚性运动的情况，所以我国《水运工程抗震设计规范》采用了修正的韦斯特伽德公式，即对韦斯特伽德公式乘以与水面自墙面向前延伸距离与水深比值有关的系数，同时也乘地震综合影响系数。我国规范还规定：板梁式、无梁面板式、桁架式高桩码头和高桩墩式码头及重力式码头前的动水压力，抗震计算时一般不予考虑。码头墙后土中水的动水压力已在表观地震系数或水下地震角中考虑，也不必另行计算。

参考文献：

[25] Seed H B, Idriss I M. A simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, 1971, 97 (9):1 249-1 273.

[26] 李颖, 贡金鑫. 国内外抗震规范地基土液化判别方法比较[J]. 水运工程, 2008(8): 30-38.

[27] Castro G. On the behavior of soil during earthquake-liquefaction[C]. Princeton, New Jersey: Cakmak A S. Department of Civil Engineering, Princeton University, 1987: 169-204.

[28] Bartlett S F ,Youd T L. Empirical analysis of horizontal ground displacement generated by liquefaction-induced lateral spread[R]. Buffalo: State University of New York, 1992.

[29] Robert M E ,Ernest E M. Design of sheet pile walls[R]. Florida: Pile Buck, Inc., 2003.