

地基与基础译文集

1

砂土液化

中国建筑工业出版社

地基与基础译文集

1

砂土液化

《地基与基础译文集》编委会

中国建筑工业出版社

砂土液化，一般是指饱和松砂在地震作用下局部或全部丧失抗剪强度的一种现象，此时砂土处于流动状态，故称为“液化”。它能使建筑物遭到严重破坏。本集主要从美国、日本最近的一些研究成果中选译了16篇论文，文中引用了日本新潟地震和美国阿拉斯加地震等大量实例以及实验室试验成果，分别叙述了砂土液化的机理、预测砂土液化势的各种方法等。

本书可供土建科研、勘察、设计人员参考。

《地基与基础译文集》编委会名单（按姓氏笔划排列）

王 钟 琦	刘 颖	胡 定
俞 调 梅	秦 宝 玖	贾 永 昌
唐 念 慈	曾 国 熙	潘 千 里

地 基 与 基 础 译 文 集

1

砂 土 液 化

《地基与基础译文集》编委会

*

中国建筑工业出版社 出版（北京西郊百万庄）

新华书店北京发行所发行 各地新华书店经售

中国建筑工业出版社印刷厂印刷

*

开本：787×1092毫米¹/₁₆ 印张：10¹/₄ 字数：249千字

1979年3月第一版 1979年3月第一次印刷

印数：1—12,680册 定价：0.85元

统一书号：15040·3543

出版说明

我国地基与基础工程，解放以来有了很大的发展，取得了一些可喜的成就，但整个技术水平还是比较低的，也是建筑工程中的一个薄弱环节，还不能适应四个现代化的需要。无论是工程地质勘察、地基土的测试技术与评价、基础工程的设计与施工、地基处理、土力学与岩体力学理论等，跟国外先进技术相比，许多方面仍有差距。为了改变这种状况，努力提高我们的科学技术水平，要继续坚持独立自主、自力更生的方针，要学习国外的先进技术。学习先进，才有可能赶超先进。为了给大家提供学习参考条件，我们特组织出版《地基与基础译文集》丛书。

译文集按专题分册出版。本集为“砂土液化”专辑。从一九六四年日本新潟地震以来，地震引起砂土液化问题受到了世界各国的重视。一九七六年唐山地震后，砂土液化问题受到了国内各土建单位的普遍注意。为了了解、学习国外的技术成果，以便从中得到借鉴，主要从美国、日本的一些资料中选译了下面16篇文章，供参考。

参加本集选编工作的有中国科学院工程力学研究所刘颖同志、国家建委建筑科学研究所勘察技术研究所王钟琦同志、地基基础研究所秦宝玖同志。

中国建筑工业出版社编辑部

1978年6月

目 录

1.关于土的液化判定方法述评	1
2.历史地震对砂土液化特性的影响	13
3.液化的数值模型	23
4.关于砂土液化判定方法的研究	33
5.周期荷载下的液化原理	44
6.预测砂层地震液化势的统计方法	54
7.地震反应和砂土液化	65
8.关于地震使砂土地基破坏的考察	75
9.地震时砂层液化作用的简化分析方法	84
10.孔隙压力上升机理与土的液化	97
11.砂土液化时孔隙水压力的变化	105
12.砂土液化强度的实验研究	118
13.三轴扭剪试验中饱和砂的液化	125
14.大型单剪试验中的砂土液化	137
15.地基的液化	148
16.日本地震液化简评	158

关于土的液化判定方法述评

J.E.瓦莱拉(Valera) N.C.多诺万(Donovan)

1. 前言

过去几年中发展了很多种关于预测饱和土液化势的程序。由于考虑建立在可能液化的土层上的核动力工厂结构物的安全,所以为发展更好的预测方法和试验技术,进行了大量的研究工作。

本文的目的在于论述几种评价土的液化势的方法,以及分析用不同的方法在一些实例中所得到的结果。文章着重论述关于估计输入地震剪应力、应力循环次数以及它们的时间分布问题的分析方法。至于对土的液化特性有很大影响的其它因素,在本文中不拟涉及。

目前关于评价土层液化势的各种方法,可分为下列三种:(1)用简化的方法来计算土层中产生的循环剪应力和循环应力的有效次数,以及它们随时间的分布;(2)利用地面反映分析方法来计算土层中产生的循环应力;(3)根据过去地震中有无发生液化的场地进行对比得到的经验方法。第一和第二种方法需要用室内试验求得产生液化所需的循环应力或天然土层中有代表性试样的临界动应变(原文直译应为“有意义的循环应变”,下同——译者)的数据。这些数据常常是以施加的循环剪应力对有效覆盖压力之比与产生液化或产生临界动应变所需的应力循环次数的关系曲线来表示。把地层中产生的循环应力同室内试验测得的产生液化所需的循环应力或临界动应变相对比,就可以做出关于抗液化安全系数的估量。

第三种方法常常包括一些天然土层特性的测定,作为把一个工程场地液化势同过去地震中已经发生液化的其它场地进行对比的手段。

当这些方法首先由H.B.席德(Seed)及其合作者在伯克利的加利福尼亚大学提出来的。同时,其它一些研究者也在工程实践中对于实用方法作出了大量的贡献。

2. 简化方法

简单分析和评价水平土层液化势可采用两种方法:(1)等效均匀循环应力法;(2)累计破坏法。这两种方法主要区别在于如何考虑应力循环次数的分布。下面简单介绍每种方法中所考虑的重要因素。

等效均匀循环应力法

席德和I.M.伊德里斯(Idriss)曾经提出一种简化方法^[10],即假设一组均匀循环应力等效于一次地震所产生的不规则应力,并予以测定。这方法包括利用下述公式计算土层中任意点上产生的等效均匀循环剪应力 τ_{av} 。

$$\tau_{av} = 0.65 \gamma h a_{\max} r_d \quad (1)$$

式中 $a_{\max}$ = 地面最大水平加速度,单位为g; γ = 总容重; h = 地面下的深度; r_d = 深度折

减系数；系数0.65是假设的等效均匀剪应力占绝对最大剪应力的65%，深度折减系数 r_d 考虑了土是可以变形的，并且不同于刚体的性质。这个系数的标准数值范围席德已给出^[10]，一维的地面动力反应分析也可以给出近似的深度修正系数。

等效均匀剪应力的应力循环次数可以利用近似的加权方法或自各种震级的地震中选用有代表性的循环次数^{[11]、[16]、[19]}。席德和伊德里斯^[10]首先提出的标准循环数已被很多研究者^{[11]、[16]}采用。在各种情况下，对应于等效均匀剪应力（一般为 $0.65\tau_{max}$ ）的循环次数，可以作为地震震级的函数作图。图1示出席德等^[10]提出的关系曲线。

土层基本周期的标准值①（秒） 表1

土层深度(英尺)	密实砂	15英尺填土覆盖于正常固结粘土
30	0.5	0.55~1
100	0.7~1.2	1.5~2.3
200	1.2~1.8	1.8~2.8
300	1.5~2.5	2.0~3.0
500	2.0~3.5	—

① 基岩运动最大加速度 = $0.4g$ 。

注：1英尺 = 0.305米。

图1给出的数据，表示等效均匀应力循环次数的变化范围，是从记录的加速度时间历程利用均值调整的方法计算出来的。当计算结果的标准离差近于二倍的时候，应力循环次数的变化范围就很明显了。上述第三次中的问题可能是不太显著的。各种土类室内液化试验数据的曲线形状变化很大，含有少量粉粒和粘粒的砂土更大。

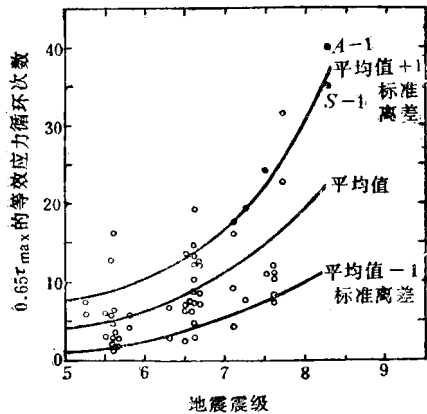


图1 等效应力循环次数与地震震级的关系^[16]

当从一个地震运动系列中计算出应力循环次数如图1所示的结果，则需要假设：(1) 在所有的场地上以及离震源为任一距离处的地震运动是均一的；(2) 在所研究的深度处应力的时间历程是直接正比于地面上或近地面处所记录的加速度；(3) 对所有的土来说，室内液化试验数据可用应力比对导致液化的应力循环次数的单一标准曲线来表示。

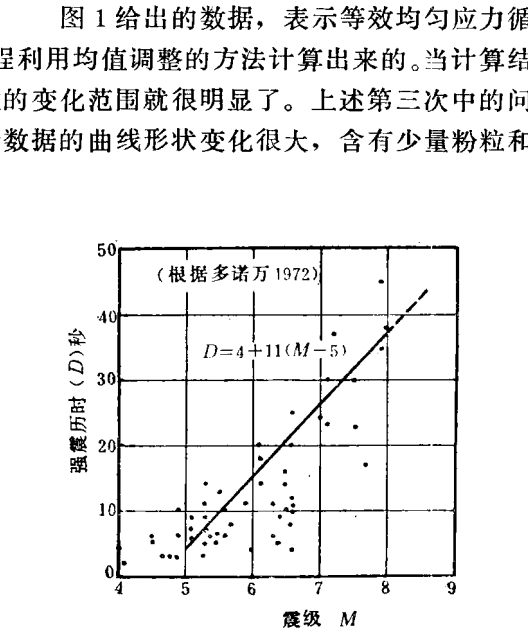


图2 强震历时与里氏震级的关系

累计破坏法

这是另一种用于评价水平土层液化势的简化方法，它基于这样的概念，即土所承受的循环荷载效应可以比拟为结构性物质的疲劳效应。这个方法，曾由多诺万^[5]做过介绍，并且可以称作累计破坏法，因为它运用了以一个积分形式表达的迈因纳（Miner）破坏率方程。

这个方法可以使用从地面反应分析得到的实际剪应力时间历程，或者以一种直接的方式使用记录的地震运动统计参数，来描述地震产生的剪应力循环次数的分布。

在简化累计破坏率方法中,从实际地震记录得到的统计参数,用来近似描绘用几率分布函数求得的时间历程中峰值剪应力的实际频率曲线。假设有一个相当于窄频带的瑞利波分布,瑞利波分布的选择方法,已另有详细的说明^[6],使用一个以积分形式表达的迈因纳破坏率方程,可以直接用数值积分方法计算出累计破坏率。

有几种方法可供计算液化安全系数,较常见的方法是根据导致液化所需的剪应力比或临界动应变对地震产生的剪应力之比。此比值对应于相同等效应力的循环次数。在累计破坏法中,抗液化安全系数是通过把地震产生的应力分布按比例调整,直到震害系数为1而求得的。

为使用累计破坏率方法评价土层的液化势,需要求得下列数据:(1)地面最大水平加速度 $a_{\max}$;(2)土层基本周期的估计值 T_s ;(3)地震的有效历时 D ;(4)平均 σ 比;(5)判定液化深度处的有效应力和总应力。

判定液化深度处产生的最大剪应力为:

$$\tau_{\max} = \gamma h a_{\max} r_d \quad (2)$$

场地基本周期 T_s ,可用几种不同方法进行估计。计算基本周期的方法已在军用建筑法规1976年版本中给出,表1给出几种一般类型的土层周期值的预计范围^[7],这些数值并不意味着可以取代 T_s 值的计算,但是可以用来对基本周期计算值进行一般性的校对。

地震的有效历时,按里氏震级大于5和小于8时,可近似表示为:

$$D = 4 + 11(M - 5) \quad (3)$$

式中 D ——有效历时或强震的历时,以秒计; M ——里氏震级,从最近地震包括日本的地震得到的历时数值曾由多诺万^[6]作了估算,并将其补充于G.W.豪斯纳(Housner)的历时表^[9]。这些结果示于图2。多诺万根据R.胡习德(Husid)等人^[10]提出的研究成果,计算了振动的有效历时,即总的累积加速度平方的90%。在表2中,B.A.博尔特(Bolt)^[11]所定义的总有效历时和括号中的历时,是由一些近期地震记录列出的。

用以定义在整个地震运动过程中循环剪应力峰值的大小和分布的一个数值,即为 σ 比。这个比值是将峰值应力除以应力的均方根。这个数值曾用各种地震记录的总历时和有效历时进行验算,并列于表2。按地震总历时计算其值为5~12,当用地震有效历时计算时其值为3~7。应该看到,较小的 σ 比值代表着比一个较大值更为严重的应力分布,在液化分析中建议采用一个保守的数值4。

席德和W.H.皮科克(Peacock)^[12]曾分析了发生与未发生液化的历史地震计34例,用以验证这些简化方法的适用性。并且由席德等人^[17]和J.T.克里斯琴(Christian)及W.F.斯威格(Swiger)^[13]所提供的另外一些实例,也用来做了分析。这些计算结果连同假设的输入地震参数列于表3。

当所研究的场地没有实际的动强度试验数据可以利用时,则可利用多诺万^[6]所收集和发表的动强度数据来估算场地的液化势。这一套资料包括各种砂的指标,因此代表了对砂类土在地震荷载作用下所表现的性状的合理估计。

使用累计破坏率法分析中,采用 σ 比为4的同时,深度折减系数应为1。最初一些作者曾报导利用地震历时来估计液化势。这些分析结果表明,在41例中仅有7例与他们介绍的情况不同。

对这些历史地震,曾利用式(3)得到的有效历时重复进行分析。式(3)代表了一

σ 比 及 地 震 历 时 综 合 表

表 2

地震名及记录站	地震动分量	里氏震级	震源深度 (公里)	峰值加速 度 (g)	历 时 (秒)				σ 比	
					总 计 (D_T)	包括90% 的累计破坏 D_{90}	$\geq 0.05g$	$\geq 0.1g$	D_T	D_{90}
帕克费尔德—1966	N65E	5.3	0.8	0.49	43.7	7.0	14.0	6.5	9.4	4.0
"	N85E	5.3	5.5	0.43	43.9	6.7	11.9	8.8	11.9	4.6
"	N50E	5.3	9.5	0.26	26.0	13.6	9.4	5.6	9.3	6.9
"	N40W	5.3	9.5	0.26	26.0	10.8	9.3	5.4	8.2	5.5
"	N50E	5.3	14.4	0.06	44.0	29.1	6.6		6.6	5.6
"	N40W	5.3	14.4	0.06	44.0	27.8	6.0		6.6	5.4
"	N65W	5.3	10.7	0.26	30.0	5.6	6.1	4.2	10.1	4.6
"	S25W	5.3	10.7	0.37	30.2	4.4	6.2	4.5	11.7	4.9
"	S54W	5.3	84.0	0.01	29.7	20.3			5.6	4.8
"	N36W	5.3	84.0	0.01	30.0	18.5			4.8	3.9
圣费尔南多—1971 Pacoima	S16E	6.5	4.0	1.18	20.1	6.6	15.8	11.2	6.9	3.1
"	S74W	6.5	4.0	1.15	19.9	6.8	13.6	11.6	6.6	3.6
圣费尔南多—1971 Orion	N	6.5	9.0	0.25	59.5	16.6	20.6	14.8	6.6	3.7
"	W	6.5	9.0	0.13	59.5	22.0	20.6	12.6	4.9	3.1
Lima, Peru—1966	N82W	7.5	224.0	0.27	20.4	10.1	20.3	17.3	4.9	3.3
"	N8E	7.5	224.0	0.35	18.0	9.8	15.8	10.0	5.3	4.1
凯那—1967	LONG	6.5	2.6	0.49	9.8	4.9	9.5	8.5	4.5	3.6
"	TRANS	6.5	2.6	0.43	10.5	4.9	10.4	7.7	4.7	3.6
埃尔森特罗—1940	NS	7.1	11.3	0.35	54.0	24.4	30.2	26.3	7.2	5.1

个简单的线性关系；与图2中所示的线段是相符的。有个间接的例证表明，对于震级大于八级的地震，地震历时也较长。对于震级为8.3或更大的地震，则按式(3)所给的历时增加50%。按计算历时所得的结果与列于表3的实报历时相符。然而重要的是要注意到6个相反的情况，即判定不会液化而实际发生液化的情况。在观察与计算结果不符时，大概是由于表3所给的实际参数和估计参数有出入所致，或者由于假设土的液化特征参数在一些情况下并不代表实际场地土的性质。

等效均匀应力法也用来验证表3所列的41个实例。计算深度处产生的平均剪应力是按深度折减系数为1，并用式(1)计算出来的。对应于平均剪应力为 $0.65\tau_{\max}$ 的等效应力循环次数，是按图1的平均曲线估算的，与用累计破坏法所得的相似结果，是利用等效均匀循环应力法求得的。

有很多因素都可能影响液化分析的结果，鉴于缺乏强震资料和表3所列的大多数场地土的资料，所以现场观察结果和使用任意一种简化方法所得分析结果可认为是十分相符的。因此这些方法对于判定饱和和无粘性土层液化势具有相当的效果。

估算 $0.65\tau_{\max}$ 的等效均匀应力的等效均匀应力循环次数是可能的。这种计算可以提供与用简化的累计震害法所得相同的安全因素。表3列出将一些实际的液化记录转换为等效均匀应力循环次数的实例，其结果绘于图3。为了比较起见，将图1中的平均曲线绘成虚线。从此图上可以看出，当震级小于6.5时，根据数值点计算的平均关系曲线与席德等人给出的平均关系曲线很一致。在较大震级下，两条曲线则有较大的差异。

在较大震级和较远的地震下，局部的地区性的场地条件可能对地震历时有很大的影

历史地震液化情况

表 3

液 化 实 例			液 化 评 价				判 定 结 果	实 报 结 果
			参 数 ①					
			相对密度	加速度 (g)	基本周期 (秒)	历时(秒)		
编 号	识 别 特 征							
1	新 潟	(1806, M = 6.6)	0.53	0.12	0.80	20	不 液 化	不 液 化
2	"	(1806, M = 6.6)	0.64	0.12	0.80	20	"	"
3	"	(1887, M = 6.1)	0.53	0.12	0.80	12	"	"
4	"	(1887, M = 6.1)	0.64	0.08	0.80	12	"	"
5	浓尾(日本)	(1891, M = 8.4)	0.65	0.35	1.00	75	液 化	液 化
6	"	(1891, M = 8.4)	0.55	0.35	1.00	75	"	"
7	"	(1891, M = 8.4)	0.75	0.35	1.00	75	"	"
8	"	(1891, M = 8.4)	0.72	0.35	1.00	75	"	"
9	埃尔森特罗	(1940, M = 7.0)	0.50	0.275	0.50	30	"	"
10	"	(1940, M = 7.0)	0.43	0.25	0.50	30	"	"
11	"	(1940, M = 7.0)	0.32	0.25	0.50	30	"	"
12	东南海(日本)	(1944, M = 8.3)	0.40	0.08	1.00	70	不 液 化	" ②
13	"	(1944, M = 8.3)	0.30	0.08	0.50	70	液 化	"
14	福 井	(1948, M = 7.2)	0.72	0.30	0.60	30	不 液 化	不 液 化
15	"	(1948, M = 7.2)	0.90	0.30	1.00	30	"	"
16	"	(1948, M = 7.2)	0.40	0.30	1.00	30	液 化	液 化
17	"	(1948, M = 7.2)	0.50	0.30	1.00	30	"	"
18	旧 全 山	(1957, M = 5.5)	0.53	0.18	0.50	18	不 液 化	" ②
19	智 利	(1960, M = 8.4)	0.50	0.15	1.00	75	"	" ②
20	"	(1960, M = 8.4)	0.55	0.15	1.00	75	"	" ②
21	"	(1960, M = 8.4)	0.75	0.15	1.00	75	"	不 液 化
22	新 潟	(1964, M = 7.5)	0.53	0.16	0.80	40	液 化	液 化
23	"	(1964, M = 7.5)	0.70	0.16	0.80	40	不 液 化	" ②
24	"	(1964, M = 7.5)	0.64	0.16	0.80	40	"	不 液 化
25	"	(1964, M = 7.5)	0.53	0.16	0.80	40	"	"
26	阿 拉 斯 加	(1964, M = 8.3)	0.50	0.15	2.00	180	液 化	液 化
27	"	(1964, M = 8.3)	0.44	0.15	2.00	180	"	"
28	"	(1964, M = 8.3)	1.00	0.12	2.00	180	不 液 化	不 液 化
29	"	(1964, M = 8.3)	0.65	0.16	2.00	180	液 化	液 化
30	"	(1964, M = 8.3)	0.68	0.25	2.00	180	"	"
31	土胜冲(日本)	(1968, M = 7.8)	0.78	0.21	1.00	45	不 液 化	不 液 化
32	"	(1968, M = 7.8)	0.58	0.21	1.00	45	液 化	液 化
33	"	(1968, M = 7.8)	0.80	0.21	1.00	45	不 液 化	不 液 化
34	"	(1968, M = 7.8)	0.55	0.18	1.00	45	液 化	液 化
35	圣巴巴拉	(1925, M = 6.3)	0.40	0.20	0.50	15	"	"
36	加拉加斯	(1967, M = 6.3)	0.60	0.13	0.50	15	不 液 化	" ②
37	圣费尔南多	(1971, M = 6.6)	0.30	0.40	0.40	15	液 化	"
38	"	(1971, M = 6.6)	0.58	0.35	0.40	15	"	"
39	智 利	(1960, M = 8.4)	1.00	0.25	0.50	75	不 液 化	不 液 化
40	"	(1960, M = 8.4)	1.00	0.25	0.50	75	"	"
41	克 恩	(1952, M = 7.7)	0.58	0.25	0.25	30	液 化	"

① 估计值。

② 判定结果与实报结果不同。

响。影响历时的一些特例，就是墨西哥大学从远场地震的长时间的地面运动记录到的。

累积震害法已编有计算机程序 CUM-LIQ。有关程序及使用指南可从国家情报局——地震工程部分中得到。该机构设在加州伯克利的加利福尼亚大学。

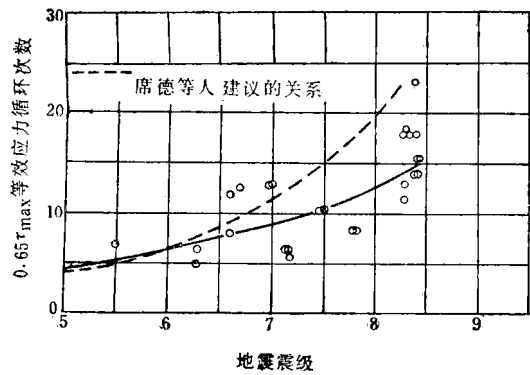


图 3 已发生液化场地算得的等效均匀剪应力循环次数

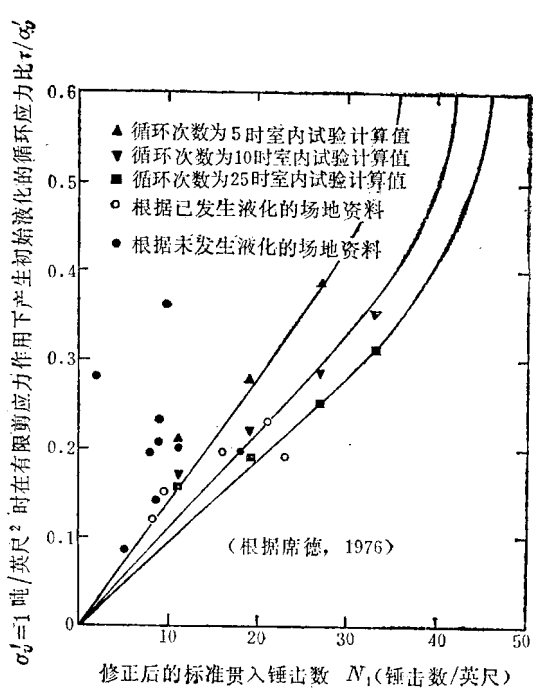


图 4 现场发生液化的应力比与砂土标准贯入锤击数的关系

3. 基于过去地震中的表现的分析方法

经验判定中，包括把过去地震中已发生或未发生液化的场地条件进行对比的方法。过去的方法是把砂土层的相对密度与 τ_{avg}/σ'_v 比值进行比较，其中 τ_{avg} 是等效均匀（平均）水平动剪应力， σ'_v 是有效上复压力^[21]。利用各种场地地面运动的估计加速度，计算出地震产生的剪应力。用相对密度这一参数，适宜于室内试验研究均质砂土在不同密度下的液化性状。但对天然土层的这项参数计算是困难的，并且可能导致很大的误差，因为相对密度通常是由标准贯入试验确定的。近来曾利用标准贯入试验锤击数直接估计场地的液化势，日本勘察人员是首先利用这种校准经验关系来判定液化势的^[12]。第一批校准试验包括一大批场地的资料，曾由席德和皮科克发表，并且形成了后来很多类似校准关系的基础^{[21]、[3]、[17]}。

根据现场资料和大比例尺室内试验资料确定的水平地层条件下砂土的液化性状和修正的贯入指标关系示于图 4。已知与场地液化或不液化有密切联系的循环应力比值，被当作砂层中求得的修正的标准贯入锤击数的函数而绘于图中。修正后的标准贯入锤击数，相当于按 N.J. 吉布斯 (Gibbs) 和 W.G. 霍尔茨 (Holtz)^[8] 的研究成果校正到有效上复压力为 1 吨/英尺² (100 千牛顿/米²) 的实测砂土标准贯入锤击数。

关于图 4，有以下几点值得注意：（1）在各种场地条件下修正后的贯入锤击数，相当于试验深度处的标准贯入锤击数的平均值；（2）所有的现场试验数据，仅对应于临界深度等于或小于 25 英尺（8 米），仅有的例外情况是 Jensen 净化过滤厂，该处在 1971 年

随地震烈度而变的 $\bar{N}$ 值 表 4

修正麦卡里烈度	$\bar{N}$ (每英尺贯入锤击数)
≈ 7	6
≈ 8	10
≈ 9	16

圣费尔南多地震时,观测到液化的深度约在地面下55英尺(17米)。

中国近来也建立了饱和砂土液化势及其标准贯入锤击数的经验关系,其中区别可液化与不液化条件的标准贯入锤击数的临界平均值 N_{crit} ,是按下式计算的:

$$N_{crit} = \bar{N} [1 + 0.125(d_s - 3) - 0.05(d_w - 2)] \quad (4)$$

式中 d_s ——所判定的砂层埋藏深度(米); d_w ——地下水位(米); $\bar{N}$ ——地震烈度的函数,如表4所示。

中国抗震规范的英译本指出,上式仅适用于深度等于或小于50英尺(15米),这可能是由于它是以浅层液化的观测情况为基础的^①。

4. 利用地层动力反应分析所得剪应力的方法

虽然可以用简化的方法估算一次地震在地层中产生的最大剪应力或等效均匀剪应力,但是利用一维波动理论求得地层动力反应分析,可能对产生的剪应力以及它的分布和随时间的变化问题提供更好的估量。这种方法首先是由席德和伊德里斯在1967年介绍出来的^[18]。

有几种方法可供估算,根据地层动力反应分析计算一个地层剖面中某一深度处的剪应力时间历程:(1)从最大剪应力绝对值计算等效均匀循环剪应力 τ_{av} ,并利用图1绘出的数据,以得到应力循环次数 N_{aq} ;(2)利用随机的剪应力时间历程及室内试验数据,计算等效均匀剪应力及等效应力循环次数。

上述第一种方法是和等效均匀循环应力法相同的,只是等效均匀剪应力是从地层动力反应分析中求得的。第二种方法需要将随机的剪应力时间历程改变为等效均匀剪应力历程,以便把它们和室内试验在均匀循环应力控制条件下求得的室内试验数据直接进行对比。这可利用类似于K.L.李K.Chan^[11]以及席德等人^[16]建议的加权法来完成。另一种可供利用的方法是累计破坏法^[6]。在此方法中,直接使用实际随机的剪应力历程,而不需将它改变为等效均匀剪应力历程。

这里论述的累计破坏法与前述的简化方法相似,只是用实际的剪应力历程取代记录的地震运动参数。在这项方法中,每个应力历程中的应力零点间的最大正负应力峰值是被省略了。于是每一应力循环中的正负峰值的绝对值被取平均值。通常在取平均值前首先选取峰值,以便降低其大小,如果需要的话,可以在以后再做这项工作。于是,峰值应力的每个平均值可以和适当的循环剪应力曲线比较,以求得与导致液化或临界应变所需的应力值对应的应力循环次数。整个剪应力历程的累计破坏可用离散逼近法来表示:

$$\text{累计破坏率} = \sum_{i=1}^i \frac{1}{N_i} = \frac{1}{N_1} + \frac{1}{N_2} + \dots + \frac{1}{N_i} \dots \quad (5)$$

①原作者对于我国《工业与民用建筑抗震设计规范》TJ11-74中有关饱和砂土液化可能性判定问题的论述,在某些用语上不够准确,应以我国上述规范(中国建筑工业出版社出版)原文为准。——译者

式中 j ——应力循环总次数; N ——每一应力值对应的导致液化或临界应变所需的应力循环次数。抗液化安全系数是通过不仅取震害的倒数,而且还利用迭代法来计算的。在每次迭代中,为了需要得到破坏率为 1,其应力值的增减是以整个时间历程中的所有应力值直接比例于最大应力这一假设为基础而计算的。于是安全系数可作为破坏率为 1 的最大应力与实际剪应力历程对应的最大应力之比。

5. 实 况 分 析

下面介绍利用前述的几种方法对两个场地估计其液化势的分析实例。

实例 I 在 1964 年阿拉斯加地震中,在阿州的瓦尔迪兹观测到剧烈的液化。在瓦尔迪兹港大量的地下工程建设中,需要对一个标准地层进行动力反应分析。

瓦尔迪兹地层情况的资料,是由 H.W.库尔特(Coulter)和 R.R.米格利亚西奥(Migliaccio)^[4]提供的。它指出,瓦尔迪兹土层在 600 英尺(180 米)深度范围内,主要是由砂和砾石组成。钻探到 100 英尺(30 米)深度,查明土层属于松散到中密状态。标准贯入锤击数随深度的变化示于图 5。这个资料表明在 100 英尺(30 米)深度以上, N 值随深度变化不大,且多数在 10~20 范围之内。利用吉布斯和霍尔茨^[8]建议的关系,从锤击数数据中估算了相对密度。从这些数据给出了最小二乘法拟合方程(即回归方程——译注):

$$D_r = 60 - 0.16d \quad (6)$$

式中 D_r ——相对密度; d ——深度(英尺)。

用实测 N 值计算的相对密度变化直方图,以及拟合的正态分布曲线示于图 6。求得的相对密度平均值为 51%,其标准离差为 10%。此相对密度值与表 3 中的数值 68% 有出入。

利用已有土层资料,制成了用于分析自由场地(指无其他边界条件限制的场地——译注)液化的代表性土层剖面。土层的动力特性参数是根据公开发表的以及室存的类似土层试验资料估算的。假定地下水位在地表下 5 英尺(1.5 米)。

用不同的地震模拟方法^{[13]、[22]}将两次地震综合成一个代表 8 级以上的地震,其距离相当于从瓦尔迪兹到 1964 威廉桑德(William Sound)。

这些地震动的总历时为 90 秒,其强震历时为 60 秒,峰值加速度为 0.2g。这些加速度历程从 600 英尺(180 米)深层剖面的基底输入。对前述两次地震动进行了等效线性一维波动分析^[14]。除了计算各个深度土层的剪应力时间历程之外,还计算了地面运动最大加速度。用分析得到的地面加速度峰值变化于 0.25g 到 0.27g 之间,与估计值 0.25g 极为一致。分析计算中采用的上部 50 英尺(15 米)剪切波波速,与根据地震中若干直观的表面波振幅及波长而实际估计的数值^[4]亦相当一致。场地的固有周期计算为 $2 \frac{1}{2} \sim 3$ 秒。

利用动三轴试验结果,包括已发表和未发表的在具有类似的相对密度的砂土的室内试验资料来计算抗液化安全因数,还采用了单剪试验的折减系数为 0.65。

席德等人^[17]对瓦尔迪兹提出一个标准化的平均贯入锤击数 N_1 为 16。如果以 0.65 的系数去乘从判定液化深度处的反应分析中计算的最大应力,则求得的等效均匀应力比值约在

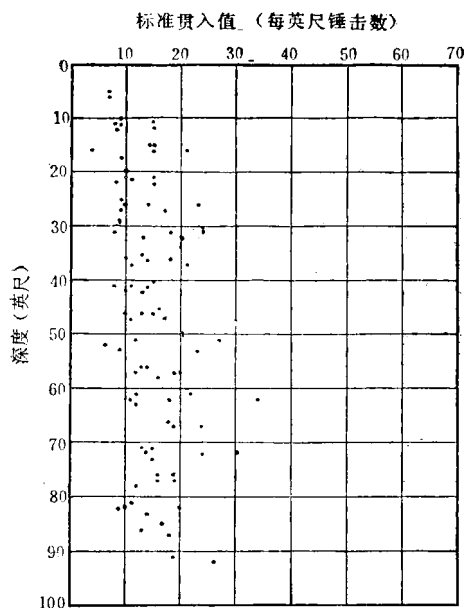


图 5 阿拉斯加瓦尔迪兹的标准贯入试验
(1 英尺 = 0.305 米)

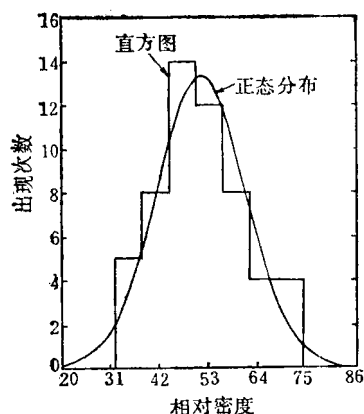


图 6 根据吉布斯等资料求得的瓦尔迪兹
的相对密度

0.20~0.30。在图 4 中如取标准 N_v 值为 16，则在一次等于或大于 8 级的地震中，根据最小的循环应力比值下的经验资料进行判定，此场地即将发生液化。式 (4) 表示的中国判定公式，也判定此场地在等于或大于七度地震下产生液化。

用不同方法分析瓦尔迪兹砂土的抗液化安全系数 表 5

深度(英尺)	等效均匀循环应力法①		累计破坏率法	
	第 1 式	第 2 式	第 1 式	第 2 式
15	0.72	0.62	0.80	0.67
40	0.70	0.55	0.78	0.60
70	0.83	0.58	0.91	0.62

① 将动力反应分析所得最大应力绝对值乘以 0.65 而计算得等效均匀应力。等效应力循环次数取为 25 (图 1)。

注: 1 英尺 = 0.305 米。

利用动力反应分析和前述的方法计算在不同深度处的抗液化安全系数。其结果列于表 5。利用一个等效均匀循环应力法和累计破坏率的修正方法，求得的抗液化安全系数，两者相当一致。用不同的分析方法得到极近相同的结果，可能是由于仔细地选择合理而有代表性的地震动输入参

数起了控制作用，而不同分析方法本身所带来的差异性则显得次要了。必须注意到，观测到的安全系数的差别与其他可能影响液化分析结果的因素相对而言是很小的。

实例 II 某个场地的地层条件是，约有 50 英尺 (15 米) 厚的中密砂层，其下为基岩所组成，对它进行液化判定分析。为了测定此地层在天然条件下的静力和动力特性，进行了广泛的现场试验和室内试验。

为进行分析而选定的地层剖面以及上复荷载的总压力和有效压力，示于图 7。地下水位设定在地面下 5 英尺 (1.5 米)。相对密度是从室内容重试验和根据标准贯入锤击数^[8]估计的。图 8 (a) 为表示由三层砂土的 N 值算得的相对密度变化直方图。此资料中不包括标准贯入试验不适用的部分 (锤击数大于 100 者)。从锤击数换算的相对密度值可能超过 100%。为了资料的完整，把这些数值用虚线绘于直方图上，如图 8 (b) 所示。大于 100%

的数值可能是由扰动了土的结构，轻度的胶结作用或颗粒结构的年代效应 (Effect of aging) 导致的。算得第1及第3层土的平均

相对密度约为75%。第二层的相对密度计算约为85%。第二层的一大批试验结果不能使用，可能是由于此层中含有一定数量的贝壳、砾石、小卵石等所致。也可用以解释第二层的平均相对密度偏高的原因。

标准的 N 值是用标准贯入试验锤击数和席德等人建议的关系式^[17]计算出来的。不能用的试验数据仍然予以除外，而标准 N 值的直方图示于图8(b)。平均标准 N 值及三层砂土的标准离差列于表6。

将12英寸到15英寸(300毫米到380毫米)直径的原状土样及其重塑土样进行应力控制式动三轴试验。这些试验结果表明，在近似的相对密度下，天然土样较重塑土样强度约大20%。为了一维等效线性波动分析的需用，还进行了动力特性试验。

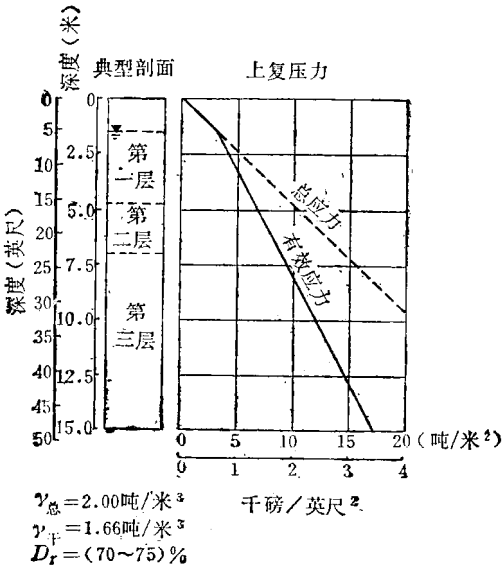


图7 典型剖面

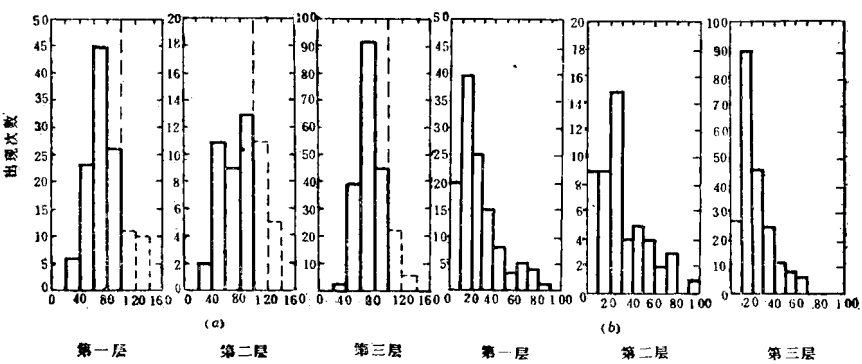


图8 第1、2、3砂层直方图

(a) 相对密度变化; (b) 标准 N 值

第1、2、3层平均 N 值 表6

层 次	N 值	平均 N 值	标准离差
1	121	26	18
2	52	31	22
3	205	22	13
		24	16

利用判定液化深度处输入的最大剪应力绝对值，来计算抗液化安全系数。按实际剪应力历程所做的分析，在这里不予论述了。

液化势是利用等效均匀循环应力法和累计破坏法这两种简化的方法^{[5]、[10]}进行估算的。

还做了代表近场及远场地震的地震动反应分析，该地震分别具有0.10g、0.15g及0.30g的峰值加速度，以及振动总历时变化在30~90秒之间。将这些地震动从地层剖面的底部输入。根据相当于室内试验的轴向应变变为10%的双幅值作为液化破坏临界标准，

在这些方法中首先使用的等效均匀应力法,是将地震动反应分析中的最大剪应力绝对值乘以0.65的安全系数。根据所考虑的地震的估计震级,选用了10~15次的等效应力循环次数。在简化的累计破坏法中,还使用了判定液化深度处算得的最大剪应力绝对值以及20秒钟的有效历时,大约为4的 σ 比和变化在0.36~0.44秒间的场地基本周期,这些参数都是动力反应分析中得到的。在这两项方法中,使用了单剪修正系数0.55,对室内动三轴试验数据进行修正。

起初,把场地液化势同图4中一个7.5级地震已知液化历史资料进行比较。在比较中,使用了表6的平均标准 N 值。在这对比的基础上,判定在基岩输入加速度峰值为0.10g和0.15g时将不会产生液化,但当地震加速度为0.30g时,液化将会发生。

于是分别利用0.10g和0.30g地震动下的分析判定方法来估计抗液化安全系数,如图9所示。两种方法所得结果对0.30g地震来说极近一致。但对于0.10g的地震,两种结果有所差异。在两种情况下,安全系数都大于1.4,这表明用任何一种判定方法都将证明场地是稳定的。

这些分析结果说明,对于勘察场地在假设地震的液化势的估计当中,各种方法所揭示的液化性状相似。当用直接的经验方法和理论分析方法得到相当一致的结果时,则其可靠程度将会更大。

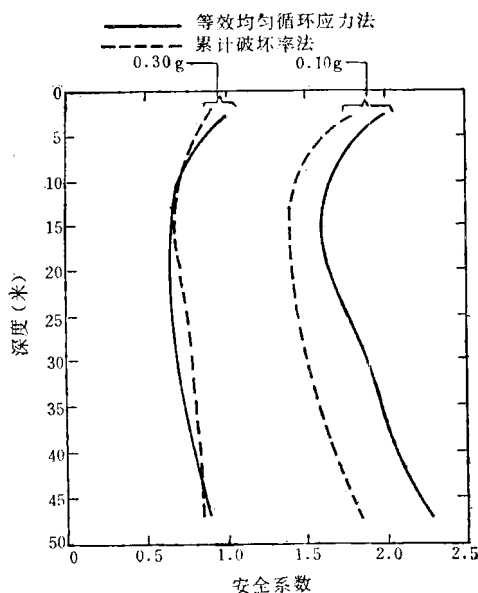


图9 抗液化安全系数

6. 安全系数

表6和图9所示的抗液化安全系数,就是室内试验达到液化临界动应变时所需的应力值与地震产生的应力值之比。虽然这种习惯作法已被广泛使用,但仍可用其他方法来定义安全系数。

抗液化安全系数在很多分析问题的都被当作一项重要指标,这是由于日益需要满足规律性作用的要求之故。这种规律性要求表现为更多地侧重于数值分析结果,而不是停留在很多液化问题的不定性和分析结果的可靠程度上。在考虑任何可能发生的液化的范围和意义,以及在足以导致液化的地震烈度下产生地震动的可能性方面,都必须以安全系数来表征。密实的土可能达到初期液化条件,但不会产生很大的变形,应该明显地和松散土区别对待,并分别指定不同的安全系数。

然而,实际需要的安全系数的变动,并不是对松散与密实土在性状上的差异所给予的充分的调节。在易液化的松散土层地区对所有地震动输入参数的选择需要极度小心。同时还必须考虑到勘察场地利用与否的经济和社会因素。在某些条件下,经济上的考虑甚至可能决定一个易液化场地的利用问题,而对一些不甚危急的设施并不采取补救措施。本文不拟论述关于改变安全系数的定义问题。但是,必须强调指出,对于一系列参数的选择和决

定,以及单从应力比确定的安全系数的定义问题,在解释上需要给予非常细心的技术判断。

7. 结 论

根据应用各种经验的和理论分析的方法来判定饱和土层的液化势所取得的经验,可以得出以下的结论:

(1) 可以选用不同的方法来评价饱和和无粘性土层的液化势,这些方法可配合估计的场地参数或包括场地动力反应分析结果一起使用。

(2) 提出的简化方法可以对土层液化势做出近似的估计。使用简化方法所得结果,和已发生或未发生液化的场地实际历史地震情况对照,则在理论分析结果与观测的现场情况之间存在相当好的一致性。

(3) 液化分析工作需要细心选用所有的地震输入参数,而理论分析结果的解释则需以富有经验的技术判断为基础。

参 考 资 料〔略〕

王 钟 琦 译

(译自美国《Journal of the Geotechnical Engineering Division, Proceedings ASCE Vol.103,GT6,June 1977》)