

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.172

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



基于 Gross 方程的饱和砂土液化后流动特性模型

吴海清

(上海申元岩土工程有限公司, 上海 200002)

摘要:将液化后的饱和砂土视为一种流体,其流动特性表现出类似剪切稀化非牛顿流体的特性。根据非牛顿流体力学理论分析液化后饱和砂土的流动特性发现,当处于零有效应力状态时,可以用纯粘性流动本构模型较好地描述砂土的剪应变率-表观黏度关系。通过拟合动扭剪试验结果的流变曲线,对比分析了几种常用的纯粘性流动本构模型,发现 Gross 模型可以较好且较简洁地描述液化后砂土零有效应力状态时的流动特性。通过对拟合参数的分析,建立了基于 Gross 模型的液化后饱和砂土零有效应力状态的流动本构模型,得到时间量纲下的参数 K 以及零剪切表观黏度 η_0 和极限剪切表观黏度 η_∞ 的函数关系。考虑相对密度、固结应力和应力历史对模型参数的影响,阐释了模型参数的函数关系以及物理意义。

关键词:饱和砂土;剪切稀化;零有效应力;流动本构模型;剪应变率-表观黏度

中图分类号:TU447 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2020)03-0032-08

Flow constitutive model of post liquefied water-saturated sand based on Gross equation

Wu Haiqing

(Shanghai Shenyuan Geotechnical Engineering Co., Ltd., Shanghai 200002, P. R. China)

Abstract: When the liquefied water-saturated sand is regarded as a fluid, it can be idealized as a kind of shear thinning non-Newtonian fluid. Based on non-Newtonian fluid mechanics, the theoretical analysis was conducted on the liquefied water-saturated sand. According to this, the relationship between the shear strain rate and the viscosity under zero effective stress state can be properly described by pure viscous flow constitutive model. The Gross model of liquefied water-saturated sand is established by fitting the flow curve of the dynamic torsional shear test results on the basis of predictions obtained from several commonly used pure viscous flow constitutive models. The representative model parameters include the relative density, the consolidation stress and the impact of stress history. The functional relationships among time dimension K , zero shear apparent viscosity η_0 and limit shear apparent viscosity η_∞ are fitted based on the dynamic torsional shear test results, and the physical meanings of the parameters are introduced in the composed function. The research landmarks a theoretical foundation for further analysis of large deformation of liquefied flows based on fluid mechanics theory.

Keywords: water-saturated sand; shear thinning; zero effective stress; flow constitutive model; shear strain rate-apparent viscosity

收稿日期:2019-07-19

作者简介:吴海清(1988-),女,主要从事地震砂土液化研究,E-mail: haiqing_wu@arcplus.com.cn.

Received:2019-07-19

Author brief: Wu Haiqing (1988-), main research interest: seismic liquefaction, E-mail: haiqing_wu@arcplus.com.cn.

地震是人类面临的主要自然灾害之一。近年来,世界范围内地震活动频繁,如 2008 年中国“5·12”汶川大地震(里氏震级 $M=8.0$)^[1],2010 年智利“2·27”大地震(里氏震级 $M=8.8$)以及 2011 年日本“3·11”本州岛海域大地震(里氏震级 $M=9.0$)^[2],2018 年印尼“9·28”大地震(里氏震级 $M=7.4$)等,这些大地震中均存在因饱和砂土液化而引起的震害,因此,地震液化问题的研究仍然是土动力学与岩土地震工程领域重要的课题之一。

Seed 等^[3]把不排水循环剪切试验中有效应力第一次为 0 的状态称为“初始液化”,从而将液化过程分为“液化前(初始液化前)”和“液化后(初始液化后)”两个阶段。已有的震害调查发现,砂土层“液化后”引起的地基大变形是导致强震区各种基础设施和生命线工程遭到破坏的主要原因,因此,随着液化研究的深入,学者们越来越关注“液化后”砂土层应力应变的响应以及“液化后”地基大变形产生的机理。根据力学理论的不同,目前对砂土液化后大变形本构模型的研究主要有两类:一类基于固体力学理论,如 Shamoto 等^[4]提出描述砂土液化后不排水剪单调剪切大变形的本构模型;另一类将“液化后”的砂土层视为一种流体,基于流体力学的理论研究大变形的问题^[5]。

将液化后砂土视为一种流体是一种较新的研究思路。Sasaki 等^[6]利用振动台试验研究砂土液化变形问题时发现,液化砂土具有非常类似于流体的性质;Miyajima 等^[7]采用拖球及落球试验,根据流体力学中的公式获得液化后砂土的表现黏度。Tamate 等^[8]在拖管试验中,根据钢管受到的拖拽力和相似性,研究液化后砂土的流动特性。Hadush 等^[9]总结了几组由不同测量方法获得的表现黏度与剪应变率关系后,发现液化后砂土的表现黏度随剪应变率的增大而减小的特性。Hwang 等^[10]等通过沉球试验及拖管试验研究液化后地表流对桩基的影响时,同样发现液化砂土的这种特性。陈育民等^[5, 11-12]通过动扭剪试验和振动台拖球试验,王志华等^[13]通过自由场地基振动台试验,其他一些学者^[14-20]通过空心扭剪实验、离心机振动台实验等方法,研究液化后砂土流动特性时,也获得了同样的结果,即液化后砂土是一种“剪切稀化非牛顿流体”。由于对于液化后砂土流体动力学特性的研究起步较晚,理论研究相对缺乏,在流动本构模型方面的研究

尚处于初步探索阶段^[14]。

笔者采用流体力学理论进一步解释砂土液化后大变形的机理,通过对动扭剪试验结果的分析,探讨可以描述液化后砂土零有效应力状态的流动本构模型。

1 流体力学方法分析液化后砂土流动特性的理论基础

1687 年,牛顿在其所著的《自然哲学的数学原理》中提出牛顿内摩擦定律

$$\tau = \mu \frac{du}{dy} \quad (1)$$

式中: μ 为比例系数,称为动力黏度(简称黏度),单位是 $\text{Pa} \cdot \text{S}$,该系数即反映了流体的粘稠性。 $\frac{du}{dy}$ 为流速在层流法线方向的变化率,称为流速梯度。

由于液化砂土的流速梯度很难获得,因此,需要进一步说明该项的物理意义。如图 1 所示,在厚度为 dy 的上、下两流层间取矩形流体微团。因上、下层的流速相差 du ,经过时间 dt 后,微团除位移外,还有剪切应变 $d\gamma$,即

$$dy \approx \tan(d\gamma) = \frac{du dt}{dy} \quad (2)$$

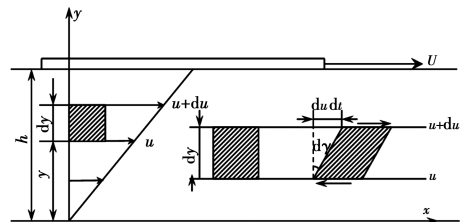


图 1 动力黏度的物理意义^[21]

Fig. 1 Dynamic viscosity physical significance^[21]

式(2)可变形为

$$\frac{du}{dy} = \frac{d\gamma}{dt} \quad (3)$$

因此,式(1)又可写成

$$\tau = \mu \frac{d\gamma}{dt} \quad (4)$$

陈育民等^[5]通过不同试验发现,液化后砂土的流动特性表现为“非牛顿流体”的性质。而只有牛顿流体才具有一种严格意义的黏度概念,即 μ 。非牛顿流体则需要两个或两个以上的参数来描述其黏稠特性。但为了方便起见,引入动力表现黏度(简称表现黏度) η 来近似描述非牛顿流体的黏稠特性,即 $\eta = f(\dot{\gamma})$ ($\dot{\gamma} = \frac{d\gamma}{dt}$),为方便起见,采用 $\dot{\gamma}$ 代替 $\frac{d\gamma}{dt}$ 。于

是式(4)可改写为

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (5)$$

式(5)即为可描述液化后砂土流动特性的流动本构模型。

由于液化后砂土的表观黏度 η 随剪应变率 $\dot{\gamma}$ 的增大而减小,即表现为一种“剪切稀化”的特性。剪切稀化非牛顿流体材料表现为:在低剪应变率 $\dot{\gamma}_0$ 下,表观黏度为常数或趋向于一个常数,该常数 η_0 称为“零剪切表观黏度”;与此同时,在高剪应变率 $\dot{\gamma}_\infty$ 下,表观黏度再次为常数或趋向于一个常数(且 $\eta_\infty < \eta_0$),该常数 η_∞ 称为“极限剪切表观黏度”^[22]。

可以推断,砂土液化后处于零有效应力状态时,颗粒间失去土骨架结构,处于类似“悬浮”的状态,当没有受到剪应力作用时,颗粒在溶液中处于静止状态,由于颗粒本身在液化过程中受到动荷载的作用,处于杂乱无章的分布状态,一旦受到剪应力的作用,随着流动的进行,它们将沿着流动方向开始有序地排列起来,此时剪应变率开始增大,这种定向排列将随着流动的进行,越来越整齐,流动的阻力就越来越小,即其表观黏度将越来越小,这就反映出一种剪切稀化的趋势。当剪应变率较小时,不足以破坏原有的结构,即不能够使排列得杂乱无章的颗粒定向排列,此时表观黏度为常数 η_0 且与剪应变率无关,而当剪应变率很大时,已经最大限度地使颗粒定向排列,从而颗粒已经处于有序整齐的状态,此时再增大剪应变率,表观黏度也无法再小了,即趋向于一个常数 η_∞ ,且 $\eta_\infty < \eta_0$ 。

2 非牛顿流体的流动本构模型

描述流体剪切应力和剪应变率之间关系的方程,称为流动本构模型。当研究非牛顿流体时,流动本构模型即式(5),由于表观黏度 η 受到非牛顿流体类型以及环境等众多因素的影响,表现为关于剪应变率 $\dot{\gamma}$ 的非线性函数。

由于目前还没有一个普适的流动本构模型可以统一描述非牛顿流体的流动特性。因此,在研究非牛顿流体剪应变率-表观黏度之间的关系时,存在着许多流动本构模型。归纳起来可以分为两大类:一类是纯粘性流动本构模型,即在撤除剪应力后,它们在受剪应力作用期间的任何形变都不会恢复;另一类是粘弹性流动本构模型,即在撤除剪应力

后,它们在受剪应力作用期间所产生的形变会完全或部分得到恢复。

张建民等^[23]在研究砂土不排水循环扭剪试验时发现:初始液化后零有效应力状态时产生的剪应变分量 γ_0 的变化特点为: γ_0 只在液化后有效应力过零点时产生; γ_0 的大小与当前的剪应力大小无关,只依赖于应力应变历史。由于笔者研究的对象为液化后处于零有效应力状态的砂土,只需要考虑剪应变分量 γ_0 ,即在此状态下,砂土不存在土骨架的概念,因此,该研究对象属于纯粘性流体。

根据式(5),可以得出广义的非线性粘性流动本构模型,即

$$\mathbf{S}_{ij} = \eta(\Pi) \mathbf{A}_{ij} \quad (6)$$

式中: \mathbf{S}_{ij} 为偏应力张量; \mathbf{A}_{ij} 为一阶 Rivlin-Ericksen 张量; Π 为 \mathbf{A}_{ij} 的第二不变量。

为了获得流动本构模型方程式(6),需要知道

$$\eta = \eta(\Pi) \quad (7)$$

由于液化后砂土的流动特性比较接近侧黏流动,即在流动过程中只需要考虑平移和转动,不需要考虑拉伸等其他因素。因此 $\Pi = \dot{\gamma}$,即描述液化后砂土流动特性的流动本构模型可以写成 $\eta = \eta(\dot{\gamma})$ 的形式,流动本构模型的书写将采用这种统一的形式。

表 1 中列出了 7 种常用的纯粘性流动本构模型。

表 1 纯粘性流动本构模型

Table 1 Viscous flow constitutive model

类型	公式
Power Law 模型	$\eta = K \dot{\gamma}^{n-1}$ (8)
Bingham 模型	$\eta = \eta_\infty + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}$ (9)
Casson 模型	$\eta = \left[\eta_\infty^{\frac{1}{2}} + \left(\frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} \right)^{\frac{1}{2}} \right]^2$ (10)
Oldroyd 模型	$\eta = \frac{\eta_0 (1 + \lambda_2 K \dot{\gamma}^2)}{1 + \lambda_1 K \dot{\gamma}^2}$ (11)
Gross 模型	$\eta = \eta_\infty + \frac{\eta_0 - \eta_\infty}{1 + (K \dot{\gamma})^m}$ (12)
Carreau 模型	$\eta = \eta_\infty + (\eta_0 - \eta_\infty) [1 + K \dot{\gamma}^2]^{\frac{n-1}{2}}$ (13)
Sisko 模型	$\eta = \eta_\infty + \frac{\eta_0}{(K \dot{\gamma})^n}$ (14)

注:表格中 τ_0 为初始屈服应力; K 为无量纲下的常数; λ_1 、 λ_2 、 m 为无量纲常数。

3 基于动扭剪试验结果分析液化后砂土的流动本构模型

3.1 试验方法

试验采用河海大学岩土所和日本圆井株式会社共同研制的静动多功能三轴试验仪。采用的砂样为重塑试样(颗粒比重 G_1 为 2.56,有效粒径 $d_{10} = 0.16$ mm,限制粒径 d_{60} 为 0.42 mm,最大孔隙比 e_{max} 为 0.974,最小孔隙比 e_{min} 为 0.568,不均匀系数 C_u 为 2.63,曲率系数 C_c 为 1.17,粘粒含量为 0%),试样采用空中砂雨法制备。试验中,采用先通 CO_2 气体排除试样中空气,再通脱气水,然后再施加反压的方法进行饱和,确保饱和度 $B \geq 0.97$ 。试样完成固结操作后,在不排水条件下以一定的动剪应力比给试样施加动扭剪应力,当试样发生初始液化后,继续施加动扭剪应力,以此来模拟液化后砂土的流动特性。试验中考虑了不同初始相对密实度和前期固结应力对流动特性的影响,具体方案如表 2 所示。

表 2 动扭剪试验方案

Table 2 Experimental plan of dynamic torsional test

试验编号	相对密实度/%	固结围压/kPa
1	30	50
2	30	100
3	40	100
4	50	50
5	50	100
6	70	100

3.2 分析方法

根据流体力学中常用的建立流动本构模型的方法,即采用实验数据建立流变曲线进行参数拟合。为了确定描述液化后砂土非零有效应力状态的流动本构模型,将根据动扭剪试验结果绘制成的流变曲线作为研究对象。根据所采用流动本构模型的形式,流变曲线采用剪应变率-表观黏度之间的关系曲线。剪应变率和表观黏度均由试验数据计算获得,公式为^[11]

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{2} \left(\frac{\gamma_{i+1} - \gamma_i}{t_{i+1} - t_i} + \frac{\gamma_i - \gamma_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} \right) \quad (15)$$

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (16)$$

式(15)中 γ_{i-1} 、 γ_i 和 γ_{i+1} 分别对应时间 t_{i-1} 、 t_i

和 t_{i+1} 时的剪应变,表观黏度 η 的国际单位是 $Pa \cdot s$,由于在处理试验数据时发现液化后砂土的表观黏度较大,所以在数据分析中采用的单位为 $kPa \cdot s$ 。

液化后动加载时,每一个荷载周期包括两次加载和两次卸载过程,根据以往学者的研究,只有在加载阶段超孔压比 $FL \left(FL = \frac{\Delta u}{\sigma_{3c}} \right)$ 接近 1.0 时,液化后砂土才会在极低的剪应力作用下使得剪应变迅速增长,即表现出近似粘性流体的特性。此外,文本选择的研究对象为液化后零有效应力状态下的砂土也满足了这一特性。因此,将每组试验中超孔压比接近 1.0(这里取大于 0.99)时的数据点筛选出来,并借鉴陈育民等^[11]的观点,将 1 个周期的两次加载过程分为“第一半周加载”和“第二半周加载”,具体的数据组如表 3 所示。

表 3 动扭剪试验数据整理

Table 3 Experimental data reduction of dynamic torsional test

数据组编号	相对密实度/%	固结围压/kPa	加载周期	数据数量
No. 1	30	50	24 #	12
No. 2	30	50	25 #	20
No. 3	30	50	26 #	8
No. 4	30	50	27 #	12
No. 5	30	50	23.5 #	10
No. 6	30	50	24.5 #	14
No. 7	30	50	25.5 #	20
No. 8	30	50	26.5 #	25
No. 9	30	100	25 #	11
No. 10	30	100	26 #	18
No. 11	30	100	24.5 #	12
No. 12	30	100	25.5 #	16
No. 13	40	100	24 #	13
No. 14	40	100	25 #	19
No. 15	40	100	23.5 #	17
No. 16	40	100	24.5 #	20
No. 17	50	50	22 #	17
No. 18	50	50	23 #	18
No. 19	50	50	24 #	20
No. 20	50	50	25 #	18
No. 21	50	50	21.5 #	11
No. 22	50	50	22.5 #	14
No. 23	50	50	23.5 #	18
No. 24	50	50	24.5 #	18
No. 25	50	100	29 #	13
No. 26	50	100	30 #	14
No. 27	50	100	28.5 #	11
No. 28	50	100	29.5 #	14

注:加载周期中 24 # 表示循环荷载第 24 周的第一半周加载;23.5 # 表示循环荷载第 23 周的第二半周加载。

3.3 剪应变率-表观黏度曲线拟合

将试验结果中超孔压比接近 1.0 的液化后砂土剪应变率-表观黏度的关系采用不同的流动本构模型进行曲线拟合,绘出流变曲线。采用的数据组为 No. 9、No. 10、No. 13、No. 14、No. 25 和 No. 26。

图 2 为采用不同流动本构模型进行曲线拟合的结果,从图 2 可以发现,Carreau 方程和 Gross 方程能较好地拟合出试验结果。尽管两个方程均为 4 参数方程,但 Carreau 方程在形式上比 Gross 方程更加复杂,因此,考虑在工程上本构模型越简单越方便应用的原则,选择 Gross 方程作为液化后砂土零有效应力状态的流动本构模型。

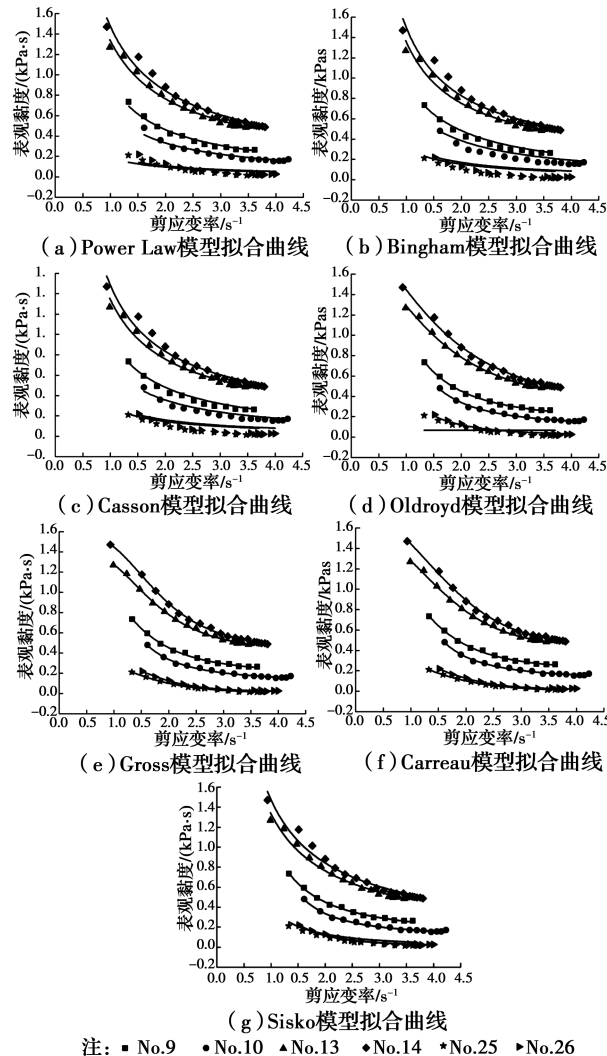


图 2 不同试验参数下液化后砂土的剪应变率-表观黏度关系及不同本构模型的拟合结果

Fig. 2 Relationship between shear strain rate and apparent viscosity and Fitting results of different constitutive equations

3.4 Gross 方程曲线拟合的结果分析

采用 Gross 方程进行曲线拟合,拟合的方式为

最小二乘法。调整相关度后,拟合度均达到了 0.99,说明拟合出来的曲线和实验数据点之间具有良好的相关度。

图 3 为不同相对密度下 Gross 方程的拟合结果,从图中可知,在同一个周期的两次加载过程中,“第一半周加载”和“第二半周加载”为两个独立的加载过程,剪应变率-表观黏度关系不一致。主要原因是,两个加载过程的方向相反,应力-应变历史不一致,因此,有必要把两个加载过程分开分析。

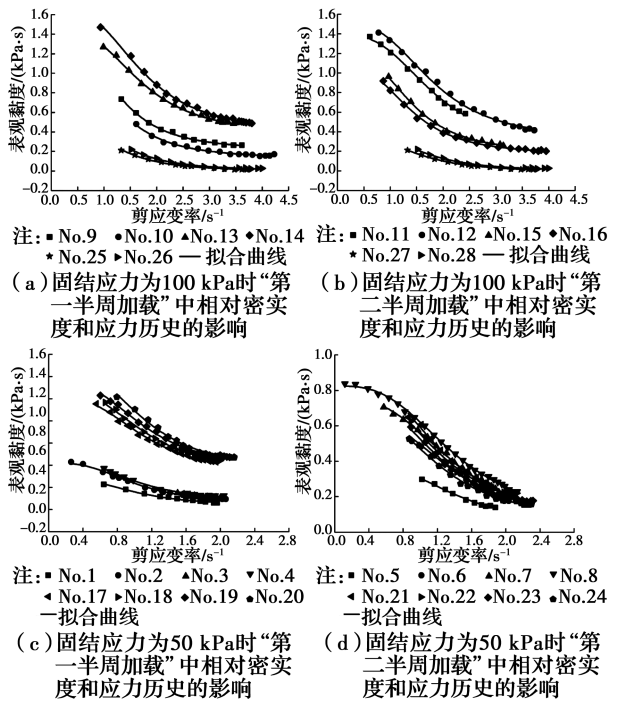


图 3 不同相对密度下液化后砂土的剪应变率-表观黏度关系及 Gross 方程拟合结果

Fig. 3 Relationship between shear strain rate and apparent viscosity and Fitting results

从图 3(a)中拟合曲线可知,当剪应变率相同时,相对密度不同的液化后砂土,其表观黏度不同,其中,相对密度为 40% 的液化后砂土表观黏度大于相对密度为 30% 的液化后砂土,反映了松砂的表观黏度随相对密度的提高而增加,即提高相对密度可以增强疏松砂层液化后抵抗变形的能力。产生这一现象的原因是:松砂在振动受剪时,颗粒可以滚落到平衡位置,使得排列更加紧密,表现出剪缩性,当液化后砂土流动时,砂颗粒会重新排列,趋于整齐,砂颗粒越紧密,趋于整齐的过程中受到的流动阻力就越大。相对密度为 50% 的液化后砂土,其表观黏度与相对密度的关系没有反映出松砂的特性,产生这一现象的原因是:紧砂在液化后大

变形的过程中,主要体现了剪胀性,即紧砂在振动受剪时,颗粒只能通过抬高或者错位来离开原有位置,表现为剪胀性,当液化后砂土流动时,砂颗粒同样会重新排列,趋于整齐,趋于整齐的过程中受到的流动阻力随着砂颗粒的齐整程度而减小。图 3(b)中也存在类似的情况。

由图 3(c)中拟合曲线的走势可知,在相对密实度和固结应力相同时,同一剪应变率对应的表观黏度随着循环周期的增长而增长,图 3(d)中也存在类似的情况。产生这一现象的原因是:液化后零有效应力状态下砂土的流动过程即是砂颗粒重新排列整齐的过程,进行这一过程前,就已经存在过一次砂颗粒排列整齐后再被打乱的循环,本次重新排列过程势必受到上一次的影响,并且这样的影响是一种累加的过程,即建立在前一次循环基础上的后一次重新排列过程要更困难,张建民等^[17]的研究也发现,液化后零有效应力状态时,砂土经历的前期最大剪应变越大,此后发生的剪应变也越大。此外,从图中相同条件下不同循环周期的拟合曲线分布较密可知,这种应力-应变历史导致表观黏度的增长幅度不大。

图 4 为不同固结应力下 Gross 方程的拟合结果,从拟合曲线的走势可知,在剪应变率相同时,同一相对密实度的液化后砂土表观黏度在固结应力为 100 kPa 时比在固结应力为 50 kPa 时大,即相同条件下,固结应力越大,液化后砂土流动时受到的阻力越大,产生这一现象的原因是:前期固结应力越大,砂颗粒之间越密实,当液化后砂土开始流动,砂颗粒开始重新排列整齐时,如果砂颗粒之间接触得越紧密,则这种重新排列的过程越困难,从而流动阻力增大。

3.5 液化后砂土基于 Gross 方程的本构模型探讨

由式(12)可知,Gross 方程中包含 4 个参数:零剪切表观黏度 η_0 , 极限剪切表观黏度 η_∞ , 时间量纲下的参数 K 和无量纲参数 m 。这些参数在描述液化后砂土零有效应力状态下的流动特性时,具体表现为:

1) 无量纲参数 m 不受初始相对密实度、前期固结应力、同一荷载周期内加载方向以及循环荷载周期的影响。

2) 时间量纲下的参数 K , 单位为 s, 受初始相对密实度、前期固结应力以及同一荷载周期内加载方

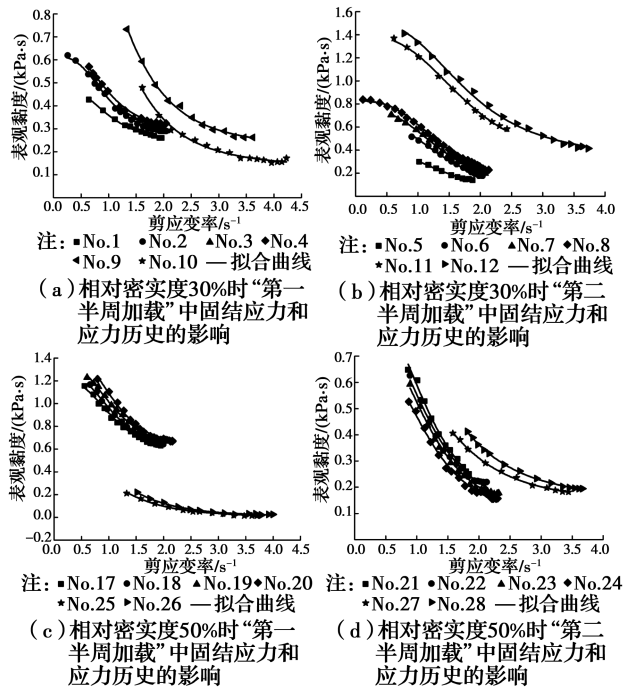


图 4 不同固结应力下液化后砂土的剪应变率-表观黏度关系及 Gross 方程拟合结果

Fig. 4 Relationship between shear strain rate and apparent viscosity and Fitting results

向的影响,但与循环荷载周期无关。在试验结果中,当处于“第一半周加载”时,参数 K 随前期固结应力单调递减,初始相对密实度越高,参数 K 越小;当处于“第二半周加载”时,参数 K 随前期固结应力单调递减,初始相对密实度越高,参数 K 越大。参数 K 的表达式可以写为

$$K = \begin{cases} f(\sigma_3, D_r), T = 0 \\ f(\sigma_3, D_r), T = 1 \end{cases} \quad (17)$$

式中: σ_3 为前期固结应力; D_r 为初始相对密实度; $T=0$ 时,处于“第一半周加载”, $T=1$ 时,处于“第二半周加载”。

3) 零剪切表观黏度 η_0 和极限剪切表观黏度 η_∞ , 单位为 $\text{kPa} \cdot \text{s}$, 受初始相对密实度、前期固结应力、同一荷载周期内加载方向以及循环荷载周期的影响,在试验结果中,当处于“第一半周加载”时, η_0 和 η_∞ 随循环荷载周期单调递增; η_0 和 η_∞ 随固结应力单调递增; η_0 和 η_∞ 随相对密实度单调递增。当处于“第二半周加载”, η_0 和 η_∞ 随循环荷载周期的增加在低固结应力时单调递增,在高固结应力时单调递减(由于递减的幅度很小而且数据组数量有限,这里考虑到试验精度以及物理性质的统一性,函数关系依然采用递增关系); η_0 和 η_∞ 随固结应力单调递增;

η_0 和 η_∞ 随相对密实度单调递增。 η_0 和 η_∞ 的表达式可以写为

$$\begin{cases} \eta_0 = f(\sigma_3, D_r, n) \\ \eta_\infty = f(\sigma_3, D_r, n) \end{cases} \quad (18)$$

式中: n 为循环荷载周期数。

由于筛选出的试验组数量有限,式(17)和式(18)具体的形式还有待更多的试验数据来进行拟合推导。

4 结论

开展了液化后砂土零有效应力状态的流动本构模型研究,得出以下主要结论:

1) 液化后砂土在零有效应力状态时,表现为一种固液混合流体,其流动特性可以归属于混合粘性流体的研究范畴,这种混合流体结构导致其剪应变率-表观黏度的流动曲线上出现了“零剪切表观黏度” η_0 和“极限剪切表观黏度” η_∞ 。

2) 对动扭剪试验结果的分析表明:液化后砂土在零有效应力状态下,相对密实度较低时,即松砂相对密实度越高,液化后砂土流动时表观黏度越大,相对密实度较高时,则反映了紧砂的剪胀性;液化后砂土流动过程中受到的阻力随着受剪循环周期的增加而增加;前期固结应力越高,液化后砂土流动过程中受到的阻力越大。

3) 对动扭剪试验结果的拟合表明,Gross 方程可以较好且相对比较简洁地描述液化后砂土零有效应力状态时的流动特性,其方程中的参数在加载过程的“第一半周加载”和“第二半周加载”是相互独立的,并且通过对拟合参数的分析,得到了时间量纲下的参数 K 以及零剪切表观黏度 η_0 和极限剪切表观黏度 η_∞ 的函数关系。

动扭剪试验获得的有效数据数量有限,为获得液化后砂土零有效应力状态的流动本构模型的具体形式,还需要开展更多的室内试验进行验证和校正。

参考文献:

[1] 袁晓铭,曹振中.汶川大地震液化的特点及带来的新问题[J].世界地震工程,2011,27(1):1-8.

YUAN X M, CAO Z Z. Features and new aspects of liquefaction in the Wenchuan Earthquake [J]. World Earthquake Engineering, 2011, 27(1): 1-8. (in Chinese)

[2] VERDUGO R. Comparing liquefaction phenomena observed during the 2010 maule, Chile earthquake and 2011 great east Japan earthquake [C] // Proceedings of the International Symposium, Tokyo, Japan, 2012.

[3] SEED H B, LEE K L. Liquefaction of saturated sands during cyclic loading [J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE, 1966, 92(6): 105-134.

[4] SHAMOTO Y, ZHANG J M, GOTO S. Mechanism of large post-liquefaction deformation in saturated sand [J]. Soils and Foundations, 1997, 37(2): 71-80.

[5] 陈育民,刘汉龙,周云东.液化及液化后砂土的流动特性分析[J].岩土工程学报,2006,28(9):1139-1143. CHEN Y M, LIU H L, ZHOU Y D. Analysis on flow characteristics of liquefied and post-liquefied sand [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(9): 1139-1143. (in Chinese)

[6] SASAKI Y, TOWHATA I, TOKIDA K, et al. Mechanism of permanent displacement of ground caused by seismic liquefaction [J]. Soils and Foundations, 1992, 32(3): 79-96.

[7] MIYAJIMA M, KITAURA M, KOIKE T, et al. Experimental study on characteristics of liquefied ground flow [C] // The First International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Balkema, 1995: 969-974.

[8] TAMATE S, TOWHATA I. Numerical simulation of ground flow caused by seismic liquefaction [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, 18(7): 473-485.

[9] HADUSH S, YASHIMA A, UZUOKA R. Importance of viscous fluid characteristics in liquefaction induced lateral spreading analysis [J]. Computers and Geotechnics, 2000, 27(3): 199-224.

[10] HWANG J I, KIM C Y, CHUNG C K, et al. Viscous fluid characteristics of liquefied soils and behavior of piles subjected to flow of liquefied soils [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2006, 26(2/3/4): 313-323.

[11] 刘汉龙,陈育民.动扭剪试验中砂土液化后流动特性分析[J].岩土力学,2009,30(6):1537-1541.

LIU H L, CHEN Y M. Analysis of flow characteristics of dynamic torsional tests on post liquefied sand [J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1537-1541. (in Chinese)

- [12] 陈育民, 刘汉龙, 邵国建, 等. 砂土液化及液化后流动特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(9): 1408-1413.
CHEN Y M, LIU H L, SHAO J G. Laboratory tests on flow characteristics of liquefied and post-liquefied sand [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(9): 1408-1413. (in Chinese)
- [13] 王志华, 周恩全, 陈国兴. 孔压增长后的饱和砂土流体特性及其孔压相关性[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(3): 528-533.
WANG Z H, ZHOU E Q, CHEN G X. Fluid characteristics dependent on excess pore water pressure of saturated sand after growth of pore pressure [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(3): 528-533. (in Chinese)
- [14] 黄雨, 毛无卫. 液化后土体的流态化特性研究进展[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2011, 39(4): 501-506.
HUANG Y, MAO W W. State of art of fluidization behavior of post-liquefied soils [J]. Journal of Tongji University(Natural Science), 2011, 39(4): 501-506. (in Chinese)
- [15] 周葛. 缓倾砂土地液化侧向变形离心模型试验与预测方法研究[D]. 南京: 河海大学, 2016.
ZHOU G. Centrifuge tests and numerical predictions of liquefaction-induced lateral spreading on mildly sloping sandy ground [D]. Nanjing: Hohai University, 2016. (in Chinese)
- [16] 李晶, 陈育民, 方志, 等. 减饱和砂土缓倾场地的液化性状分析[J]. 岩土力学, 2019, 40(9): 1-9.
LI J, CHEN Y M, FANG Z, et al. Liquefaction characteristics analysis on gently tilting desaturated sandy ground [J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(9): 1-9. (in Chinese)
- [17] 周葛, 刘汉龙, 井合进, 等. 基于应变空间多机构 CG 模型的地震液化大变形数值分析[J]. 岩土力学, 2016, 37(8): 2417-2425.
ZHOU G, LIU H L, IAI S, et al. Liquefaction-induced lateral spreading analysis in gently sloping ground from earthquakes based on CG model [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(8): 2417-2425. (in Chinese)
- [18] 周正龙, 陈国兴, 吴琪. 四向振动空心圆柱扭剪仪模拟主应力轴旋转应力路径能力分析[J]. 岩土力学, 2016, 37(Sup1): 126-132.
ZHOU Z L, CHEN G X, WU Q. Analysis of capabilities of stress paths of HCA to simulate principal stress rotation under four-direction dynamic loads [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(Sup1): 126-132. (in Chinese)
- [19] 周正龙, 陈国兴, 赵凯, 等. 循环加载方向角对饱和粉土不排水动力特性的影响[J]. 岩土力学, 2018, 39(1): 36-44.
ZHOU Z L, CHEN G X, ZHAO K, et al. Effect of the direction angle of cyclic loading on undrained cyclic behavior of saturated silt [J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(1): 36-44. (in Chinese)
- [20] 方志, 陈育民, 何森凯. 基于单相流的减饱和砂土流固耦合改进算法[J]. 岩土力学, 2018, 39(5): 1851-1857.
FANG Z, CHEN Y M, HE S K. A modified method of mechanical-hydraulic coupled simulation based on single-phase fluid for desaturated sand [J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(5): 1-7. (in Chinese)
- [21] 陈玉璞. 流体动力学[M]. 南京: 河海大学出版社, 1990: 9.
CHEN Y P. Fluid dynamics [M]. Nanjing: Hohai University Press, 1990: 9. (in Chinese)
- [22] 韩式方. 非牛顿流体本构方程和计算解析理论[M]. 北京: 科学出版社, 2000: 343.
HAN S F. Constitutive equation and computational analytical theory of Non-Newtonian fluid [M]. Beijing: Science Press, 2000: 343. (in Chinese)
- [23] 张建民, 王刚. 砂土液化后大变形的机理[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(7): 835-840.
ZHANG J M, WANG G. Mechanism of large post-liquefaction deformation in saturated sand [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(7): 835-840. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)