

DOI: 10.11779/CJGE201410010

循环荷载下饱和砂土的孔压触变性

王志华^{1,2}, 吕丛², 许振巍², 周恩全², 陈国兴^{1,2}

(1. 南京工业大学城市地下空间研究中心, 江苏 南京 210009; 2. 南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009)

摘要: 将液化土体视为流体进行液化效应分析是一个前沿的技术思路。其中, 合理描述液化土体的流体性质是一个关键问题。提出循环荷载下饱和砂土孔压触变性的概念和基本设想。采用点差法计算相变后饱和砂土流动性曲线各点曲率, 给出了依据流动性曲线加速增长段的最大曲率确定初始流体状态的经验方法。基于饱和砂土不排水循环三轴试验, 发现进入流体状态后的饱和砂土应力-应变率关系满足 Cross 型触变性流体状态方程, 其内部结构参数与土中残余有效应力比具有正比例关系; 此时 Cross 型触变性流体速率方程描述的物理实质即为土体内的孔压增长过程。试验结果印证了论文提出的基本设想, 证明了循环荷载下进入流体状态后的饱和砂土具有孔压触变性流体特征。

关键词: 循环荷载; 饱和砂土; 液化; 触变性流体; 振动孔隙水压力

中图分类号: TU441

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)10-1831-07

作者简介: 王志华(1977-), 男, 江西东乡人, 博士, 副教授, 主要从事土力学与地震工程的研究和教学工作。E-mail: wzhnjut@163.com。

Thixotropy induced by vibration pore water pressure of saturated sands under cyclic loadings

WANG Zhi-hua^{1,2}, LÜ Cong², XU Zhen-wei², ZHOU En-quan², CHEN Guo-xing^{1,2}

(1. Research Center of Urban Underground Space, Nanjing University of Technology, Nanjing 210009, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing University of Technology, Nanjing 210009, China)

Abstract: It is a frontier technology used in the analysis of soil liquefaction effects that the liquefied soils are regarded as the fluid. In which, a key problem is how to describe the fluid characteristics of the liquefied soils. As a basic assumption, the concepts of the thixotropic fluid induced by the vibration pore water pressure are introduced to analyze fluid characteristics of the saturated sands after entering the initial fluid state. The initial fluid state is determined according to the maximum curvature of the accelerating growth phase of the flowing property curve. The flowing property curve can be obtained by employing the undrained cyclic triaxial experiments of the saturated sands, and the curvature is calculated using the point difference method. By analyzing the data from the conducted undrained cyclic triaxial experiments, it is discovered that the relationships between shear stress and shear strain rate of the saturated sands after the initial fluid state meet the state equation of the Cross thixotropic fluid. The structural parameter of the fluid is proved to be directly proportional to the residual effective stress ratio. Additionally, it is also discovered that the physical essence described by the rate equation is the growth process of the vibration pore water pressure resulting in the inner structural damage of sands. It is concluded that the proposed basic assumption is confirmed. It is also proved that the saturated sands after entering the initial fluid state possess the characteristics of the thixotropy fluid induced by the vibration pore water pressure.

Key words: cyclic loading; saturated sand; liquefaction; thixotropic fluid; vibration pore water pressure

0 引言

工程界和学术界关心的可液化场地的工程问题主要包括场地液化判别和液化效应评价及抗液化工程措施3个方面。液化效应主要涉及到场地土的强度、变形(尤其是大变形)和场地的稳定性问题^[1]。其中, 可液化土体在液化进程中的性质及性质演变是进行液化效应评价首要解决的关键问题。

传统的固体连续介质理论和方法仍是目前土体液化分析的主流方法, 可液化土体在动荷载下的力学性质主要依赖应力-应变关系来刻画。经过近半个世纪

基金项目: 国家自然科学基金项目(51378257); 国家自然科学基金重大研究计划集成项目(91215301); 江苏省自然科学基金项目(BK2011802); 江苏省普通高校研究生科研创新计划(CXLX13_439)
收稿日期: 2013-11-28

的研究积淀,成果颇丰,如:Elgamal 等^[2]、Huwang 等^[3]基于塑性势理论提出了一个描述非黏性土“循环活动性”的本构模型,通过室内三轴试验和动力离心机试验对其进行了验证,并应用于研究地震激励频率对液化后场地变形的影响。Yoshida 等^[4]基于孔压增长累积破坏的概念,采用广义硬化模型描述可液化土的剪切行为,建立了一个液化后土体动本构模型。张建民和王刚^[5-6]认为液化后土体受剪切作用会出现接触、悬浮和摩擦 3 种状态交替变化。将液化后循环剪切引起的体变分解为可逆和不可逆两个分量,根据不排水条件下的体变相容性,给出了土体液化阶段 3 种状态分别需要满足的条件,并在 Dafalias 的边界面塑性理论框架的基础上建立了模拟液化前后土体应力-应变行为的弹塑性本构模型。但是,采用传统固体连续介质理论研究可液化土体动力特性的局限性也是明显的:①可液化土体在液化前后的力学性质差异较大,采用固体连续介质理论描述土体液化过程中力学性质和行为的连续变化存在困难;②高孔压状态下的可液化土体的参数确定困难,此时土体已类似于“液体”或已具有“液体”的部分特征,而固体连续介质理论对“液体”固有的率相关性描述困难;③液化土体的变形尤其是大变形并非土体内部质点间的位移,而是土体质点在变形场内的大位移^[7],以固体连续介质理论对其进行分析同样存在困难。

20 世纪 90 年代初,Towhata 等^[8]利用振动台和动三轴试验研究液化后砂土的流体特性。流体流动特性的一个重要特征是率相关性,即流体的应力-应变率关系。表观黏度是反映流体特性的重要参数^[8]。高孔压土体表观黏度与土体的相对密度、渗透性、围压等因素有关,因此该参数往往依赖试验获得。常用的试验方法有振动台拖管、拖球、落球或规则物体下沉试验、室内扭剪三轴试验以及小型球撞激振试验等^[9-12]。Towhata 等^[10]对液化后土体流动与流体的流动符合雷诺相似率的证明进一步促进了流体力学和流变学理论在土体液化分析方面的应用。诸如牛顿流体以及假塑性流、宾汉姆流等非牛顿流体模型可见用于描述液化土体的率相关性。Uzuoka 等^[13]将液化土体描述为宾汉姆流体,建立了一种模拟液化后土体流动破坏和侧向扩展的数值分析方法。陈育民等^[14]在幂律型非牛顿流体的基础上建立了一种用于分析砂土流动变形的简化方法。目前,将液化后土体视为流体进行液化效应分析正逐渐发展成为一种前沿技术思路。

在土体液化效应分析方面引入成熟的计算流体力学方法可克服固体连续介质理论在大变形分析中的困难。这是将液化后土体考虑为流体的一个主要原因和

出发点。但是,现有的关于液化土体流体特性的认识仍处于起步阶段,主要表现在:①液化土体具有“剪切稀化”非牛顿流体特征得到诸多试验验证。但是,对液化土体的流体性质的认识却未形成共识,甚至以牛顿流体简单处理。其主要原因在于已有的模型大多从试验结果的拟合中得到,模型参数与土性参数间缺乏物理联系;②几乎所有的模型都是针对土体进入“初始液化”后阶段,且假定场地土体完全液化,模型没有反映土体液化的机制,也无法描述土体液化的过程。

基于此,本文在笔者已提出的循环荷载下饱和砂土流动性概念的基础上^[15],借鉴触变性流体概念,研究循环荷载下饱和砂土的流体特性,揭示循环荷载下饱和砂土的孔压触变性,提出循环荷载下饱和砂土的孔压触变流体本构方程,详细论证模型参数的物理含义,并利用试验结果证明该模型的正确性和合理性。

1 孔压触变性流体的概念和基本设想

已有的非牛顿流体主要包括 4 大类^[16],即非弹性流体、具有屈服应力的流体、弹性流体以及依赖于时间的流体。表观黏度随剪应变率递减(剪切稀化)的幂律型假塑性流体属于典型的非弹性流体;宾汉姆流体则属于典型的具有一定屈服应力的流体。这两类流体模型在已有的液化土体流体性质研究中应用最多。还有一些典型的流体,如悬浮液、液体食品、血液以及原油等,其表观黏度随施加剪切率的持续时间而降低。这类流体属于依赖于时间的流体,也称触变性流体。

Cheng^[17]建立了一种基于结构概念的触变性理论。假定在一定剪切率作用下,结构内部存在的网状结构发生变化,继而导致流体的表观黏度发生变化,最终引起流体力学响应的变化。流体结构参数以 λ 表示,Cheng 给出的触变性流体本构方程的一般形式如下:

$$\text{状态方程: } \tau = \eta(\lambda, \dot{\gamma}) \cdot \dot{\gamma} \quad (1a)$$

$$\text{速率方程: } d\lambda/dt = g(\lambda, \dot{\gamma}) \quad (1b)$$

式中, τ 为剪应力; $\dot{\gamma}$ 为剪应变率; $\eta(\lambda, \dot{\gamma})$ 为依结构内部参数和剪应变率变化的表观黏度;式(1b)速率方程反映了流体结构受剪之后的变化过程。流体结构参数 λ 取值在 0 和 1 之间,当结构完整时 $\lambda = 1$,结构完全破坏时 $\lambda = 0$ 。

这里,借鉴流体“结构触变性”概念,针对循环荷载下饱和砂土的性质演变过程作出如下解释:土体因孔压升高,由孔隙和颗粒骨架构成的细观结构发生破坏。孔压达到一定程度时,能够形成接触的固体颗粒有限,土体进入流体状态(固-液相变)。孔压持续

升高, 则土体细观结构进一步破坏, 及至颗粒接触力消失, 乃为初始液化。若孔压下降, 土体颗粒接触力复现, 土体细观结构重建。本文将循环荷载下饱和砂土的上述特征定义为孔压触变性。

定义 1: 孔压触变性是指循环荷载下的饱和砂土具有的伴随孔压演变而呈现的细观结构破坏和重建的性质。

饱和砂土与流体触变性定义的区别主要在于流体是在恒剪切应变率的作用下发生的内部微观结构随时间的改变, 而饱和砂土是在循环荷载下发生的由孔隙和土体颗粒组成的细观网状结构随时间的改变。

本文将在笔者前期工作基础之上^[15], 针对发生固-液相变后进入流体状态的饱和砂土, 提出以一种简单的触变性流体, 即 Cross 模型描述其孔压触变性的设想。Cross 模型本构方程如下^[16]:

$$\text{状态方程: } \tau = (\eta_0 + a\lambda) \cdot \dot{\gamma}, \quad (2a)$$

$$\text{速率方程: } d\lambda/dt = b(1-\lambda) - c\lambda\dot{\gamma}^n, \quad (2b)$$

式中, η_0 , a , b , c 和 n 为由试验测定的常量。这里, 方程 (2b) 中的前一项 $b(1-\lambda)$ 反映的是流体结构重建速率, 后一项 $c\lambda\dot{\gamma}^n$ 反映了结构破坏速率。

若进入流体状态后的饱和砂土的孔压触变性得以证实, 则以下推论应成立:

(1) 式 (2) 中的内部结构参数 λ 应与孔压相关, 且应满足: 若振动孔压比 $u/\sigma'_c = 1$, 内部结构完全破坏, 则 $\lambda = 0$ 。

(2) 因饱和砂土孔压与内部结构改变具有因果关系, 故式 (2b) 的速率方程描述的结构重建和破坏过程应为进入流体状态后饱和砂土的孔压演变过程。

下文将利用文献[15]中的饱和砂土不排水循环三轴试验数据对上述设想的合理性予以证明。

2 循环荷载下饱和砂土初始流体状态的确定

饱和砂土在循环荷载下由固体状态向流体状态转变需要具备一定的孔压发展条件。笔者^[15]前期工作中曾定义了定量描述土体抗剪性和流动性的平均流动系数, 及平均流动系数随振次的关系曲线, 即流动性曲线 (图 1)。

如图所示流动性加速增长阶段, 饱和砂土平均流动系数随着振次增加而急速增长, 饱和砂土的流动性显现, 且流动性不断增强。这一阶段预示着饱和砂土内部结构发生了质的变化, 指示了饱和砂土由固态向液态的转变。故而, 图中平均流动系数急速增长初始点 (A 点) 对应的孔压被定义为固-液相变孔压。但是, A 点对应的平均流动系数仍然很小, 该点时刻土体的

流动性仍然很低, 不宜将 A 点视为流体状态的初始点。本文提出循环荷载下饱和砂土初始流体状态的定义, 并建议以下经验方法以确定初始流体状态。

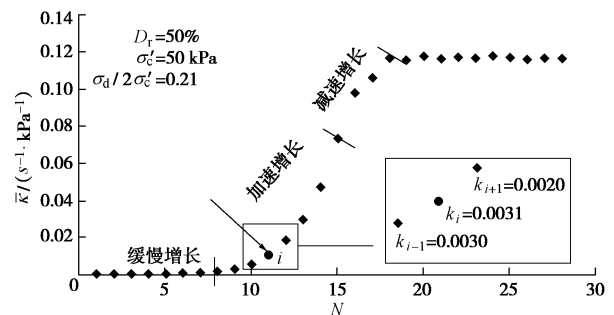


图 1 依据流动性曲线确定初始流体状态

Fig. 1 Determination of initial fluid state according to flow curve

定义 2: 循环荷载下饱和砂土初始流体状态是指土体在特定条件下能够达到初始液化的前提下, 其流动性曲线加速增长段的曲率最大点对应状态。

根据以上定义, 采用离散点点差法计算流动性曲线加速增长段的曲率。

由试验得到的加速增长段的平均流动系数与时间 t 的离散关系可得

$$y'_i = \frac{d(\bar{k})}{dt} \Big|_{t=i} = \frac{1}{2} \left[\frac{\bar{k}_{i+1} - \bar{k}_i}{t_{i+1} - t_i} + \frac{\bar{k}_i - \bar{k}_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} \right], \quad (3)$$

式中, \bar{k} 为平均流动系数。在此基础上, 对式 (3) 得到的 y'_i 与时间 t 的离散关系做以下运算:

$$y''_i = \frac{d^2(\bar{k})}{dt^2} \Big|_{t=i} = \frac{1}{2} \left[\frac{\frac{d(\bar{k})}{dt} \Big|_{t=i+1} - \frac{d(\bar{k})}{dt} \Big|_{t=i}}{t_{i+1} - t_i} + \frac{\frac{d(\bar{k})}{dt} \Big|_{t=i} - \frac{d(\bar{k})}{dt} \Big|_{t=i-1}}{t_i - t_{i-1}} \right]. \quad (4)$$

将式 (3) 和式 (4) 计算值代入下式求得每个试验数据点的对应曲率:

$$k_i = \frac{|y''_i|}{[1 + (y'_i)^2]^{3/2}}. \quad (5)$$

从计算得到的流动性曲线加速增长段中找出最大曲率点, 该点振次对应时间即为饱和砂土进入初始流体状态时间。

3 孔压触变性流体本构方程

本文采用文献[15]中相对密度为 50%, 有效固结压力分别为 150, 100, 50 kPa, 循环应力比为 0.25, 0.21, 0.17 和 0.15 时的试验数据。

3.1 状态方程

依据上述孔压触变性的基本设想, 当土体进入完全液化状态 ($u/\sigma'_c = 1$)、结构完全破坏时, 对应结构

内部参数 $\lambda = 0$ 。此状态下式 (2a) 可表示为

$$\tau_1 = \eta_{01} \cdot \dot{\gamma} \quad (6)$$

式中 τ_1 为土体进入完全液化阶段的剪应力 (kPa); η_{01} 为土体进入完全液化阶段的表观黏度 (kPa·s), 可由不排水循环三轴试验得到的初始液化后的剪应力和剪应变率按文献[15]中的式 (9) 计算得到。 η_{01} 对每个工况都是一个正的常量, 其物理意义为循环荷载下饱和砂土的表观黏度极小值。

确定 η_{01} 后, 将试验得到的剪应力和剪应变率代入式 (2a), 则可得到不同振次的 $a\lambda$ 。由此, 可以得到不同振次试验测得振动孔压比与 $a\lambda$ 的关系, 如图 2 所示。

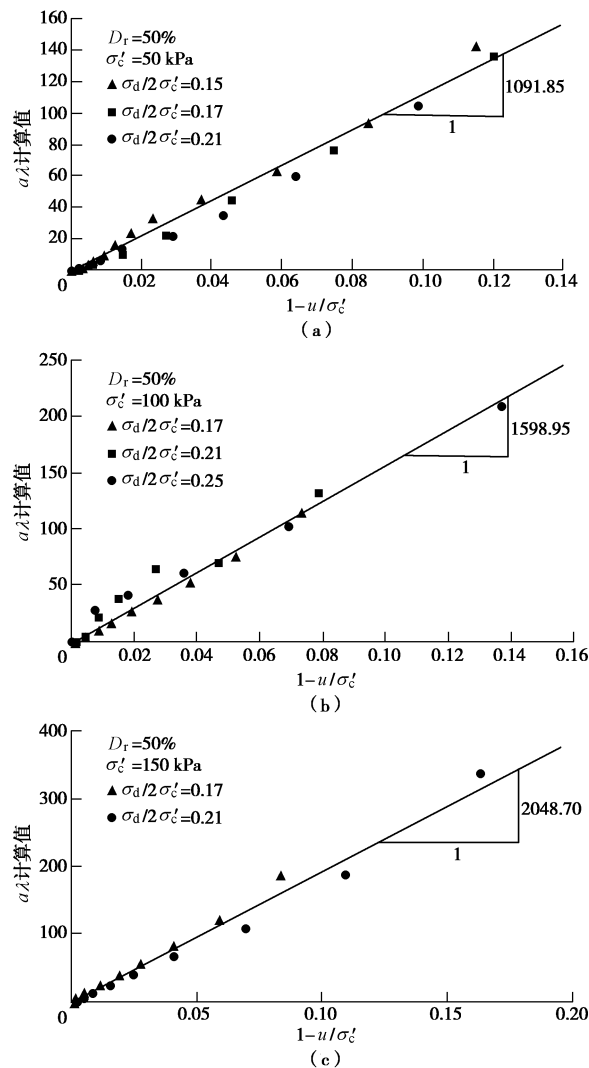


图2 $a\lambda$ 与 $1-u/\sigma'_c$ 的关系

Fig. 2 Relationship between $a\lambda$ and $1-u/\sigma'_c$

由图可见, 所有工况饱和砂土在进入初始流体状态后得到的 $a\lambda$ 与 $1-u/\sigma'_c$ 均呈现很好的正比例关系, 定义 a 为图 2 中的直线斜率。此时, 结构内部参数 λ 可以下式表示:

$$\lambda = 1-u/\sigma'_c \quad (7)$$

式 (7) 说明, 进入流体状态的饱和砂土的内部结构参数 λ 实为残存有效应力与有效固结压力的比值 (残余有效应力比), 且完全满足: $u/\sigma'_c = 1$, 则 $\lambda = 0$ 。这一结果为进入流体状态后的饱和砂土孔压触变性提供了直接而有力的证明。

关于 a , 其量纲 (kPa·s) 与表观黏度量纲相同。由试验结果可知, a 值是与振次和孔压大小无关的常量, 且对循环应力比也不敏感, 但其值与初始有效固结压力的关系有一定规律性。图 2 表明, a 与初始有效固结压力的关系可定性描述为有效固结压力越大, 则 a 越大。结合式 (2a) 的物理意义可判断, a 是由饱和砂土初始条件 (有效固结压力、相对密度、级配等条件) 所决定。其物理意义为对应于内部结构参数为 1 时, 即初始流体状态所具有的表观黏度。参数 a 与有效固结压力、土体相对密度和颗粒级配等初始条件的定量关系需要依赖更多的试验结果, 这里不作讨论。综合参数 a 的物理含义, 且为了区别于一般触变性流体, 将循环荷载下饱和砂土进入流体状态后的孔压触变性流体模型中的参数 a 以 a_u 代替, 则得到孔压触变性流体状态方程如下:

$$\tau = \left[\eta_{01} + a_u \cdot \left(1 - \frac{u}{\sigma'_c} \right) \right] \cdot \dot{\gamma} \quad (8)$$

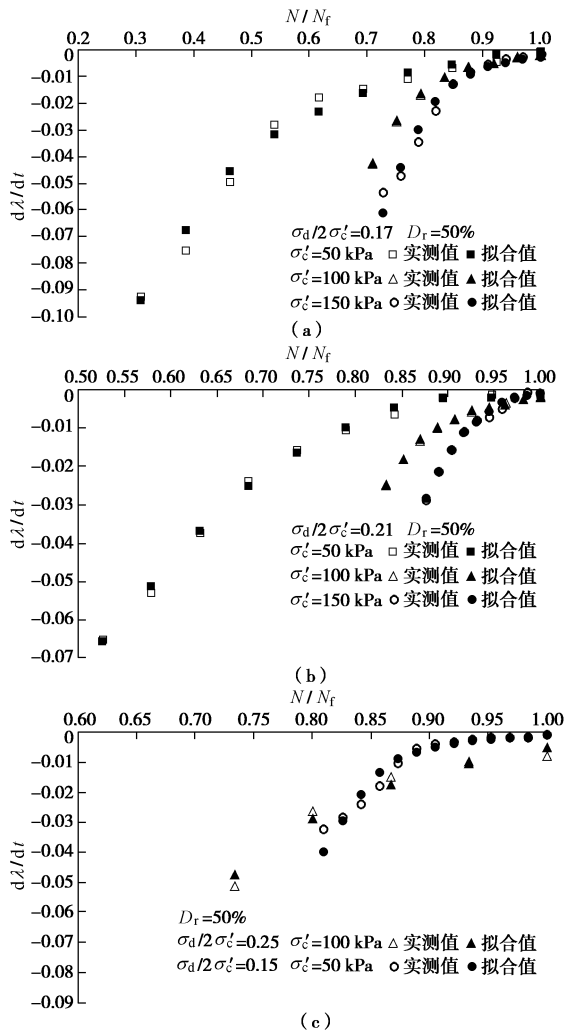
3.2 速率方程

Cross 触变性流体速率方程如式 (2b)。以初始流体状态后各振次 N 对应实测孔压值代入式 (7), 并将式 (7) 计算结果代入方程 (2b) 等号左边项。将每个工况孔压比达到 1 时对应的振次以 N_f 计, 则可得到 $d\lambda/dt - N/N_f$ 关系, 见图 3 中的实测值。以方程 (2b) 等号的右边项作为回归拟合公式, 将试验各振次测得孔压值与该振次最大剪应变率代入, 则可得到拟合计算的 $d\lambda/dt - N/N_f$ 关系, 见图 3 中的拟合值。各工况相应的最优拟合参数 b , c 和 n 列于表 1。图 3 中实测值和拟合值的比较结果说明, 以式 (2b) 描述进入初始流体状态后的饱和砂土孔压增长速率过程是可行的。

表 1 速率方程的拟合参数 b , c 和 n

Table 1 Fitted parameters b , c and n in rate equation

工况编号	有效围压/kPa	动应力比	b	c	n
1	50	0.21	-0.0006	0.783	0.206
2	50	0.17	-0.0008	1.250	0.359
3	50	0.15	-0.0007	0.349	0.008
4	100	0.25	-0.0044	0.858	0.188
5	100	0.21	-0.0012	0.581	0.050
6	100	0.17	-0.0013	0.321	0.010
7	150	0.21	-0.0028	0.468	0.101
8	150	0.17	-0.0015	0.453	0.146

图 3 $d\lambda/dt - N/N_f$ 关系Fig. 3 Relationship between $d\lambda/dt$ and N/N_f

根据触变性流体速率方程的物理含义, b 是反映流体结构重建速率的参数, 而参数 c 影响流体结构破坏速率。对于进入流体状态的饱和砂土而言, 由于试验过程均是在不排水的情况下进行的, 若忽略土体在循环荷载下的孔压波动特征 (文中采用的孔压为各振次振动孔压的外包络), 则可认为土体内部的孔压仅有增长和平稳过程, 无下降过程。依此可推出, 土体内部结构不存在重建的现象和特征。因此, 速率方程中的结构重建速率参数 b 理论上应等于零。事实上, 表 1 中列出的拟合参数 b 在各工况中均为一个很小值, 相对结构破坏速率参数 c 平均小 10^{-2} 量级。

综合以上分析, 若不考虑饱和砂土液化过程中的孔压波动特征, 可将进入流体状态的饱和砂土的速率方程修改为

$$d\lambda/dt = -c\lambda\dot{\gamma}^n \quad (9)$$

式 (9) 及上述定性分析的合理性还可通过以下方式证明。对式 (9) 进行积分运算, 可得

$$\lambda = \lambda_0 \exp \int_{-\infty}^{\gamma} \dot{\gamma}^n dt, \quad (10)$$

式中, λ_0 为饱和砂土进入初始流体状态时的内部结构

参数, $\lambda_0 = 1 - u_0/\sigma'_c$, u_0/σ'_c 为初始流体状态时对应的振动孔压比。

由于式 (10) 方程右边的积分项难以得到解析解, 故以表 1 中拟合得到的 c , n 值代入, 采用增量法计算式 (10), 则可得到每个工况的 λ 的变化过程。图 4 给出了实测和计算的 $\lambda - N/N_f$ 的关系。

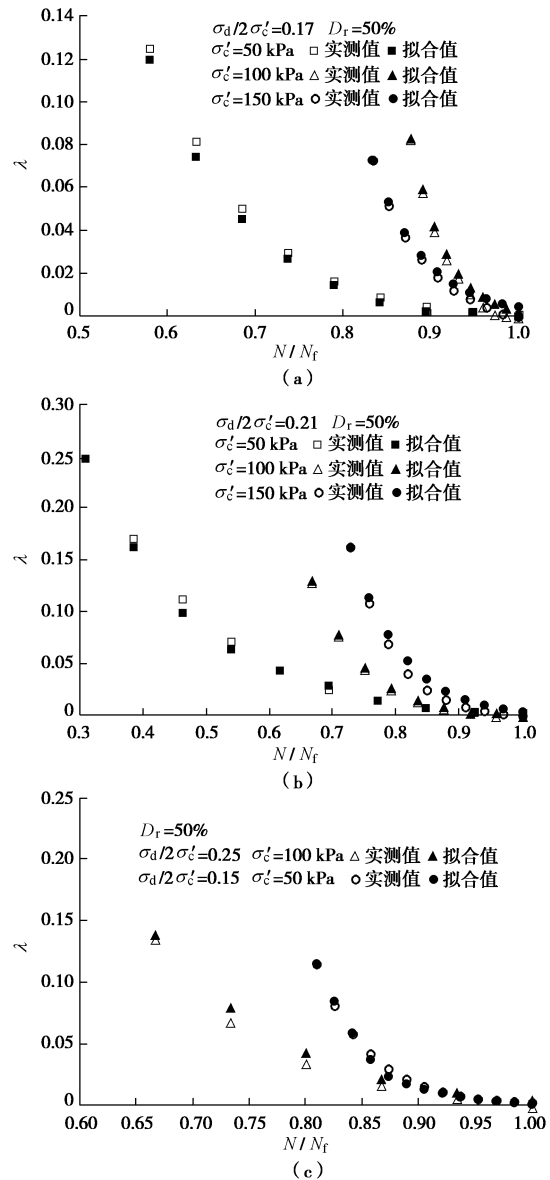
图 4 $\lambda - N/N_f$ 关系Fig. 4 Relationship between λ and N/N_f

图 4 中的计算值与实测值吻合很好。这进一步证明了对进入流体状态的饱和砂土, 忽略式 (2b) 一般触变性流体速率方程中的结构重建部分是合理的。如此, 将式 (7) 代入式 (9) 则可得进入流体状态后的饱和砂土的速率方程:

$$d(1 - u/\sigma'_c)/dt = -c \left(1 - \frac{u}{\sigma'_c} \right) \dot{\gamma}^n \quad (11)$$

对式 (11) 进行简单积分可得下式:

$$\frac{u}{\sigma'_c} = 1 - \left(1 - \frac{u_0}{\sigma'_c}\right) \exp^{-c \int \dot{\gamma}^n dt} \quad (12)$$

式(12)实为饱和砂土孔压增长模式,且类似于所谓的A型孔压增长模式的一般表达式^[18]。这也意味着式(11)作为孔压触变性流体的速率方程,其实质是描述进入流体状态后的饱和砂土伴随内部结构破坏的孔压增长过程。至此,根据孔压触变性延引的第二个推论得以证明。

此外,式(12)表明,进入流体状态后的饱和砂土的孔压增长过程与土体的非线性剪应变率项有直接的关系,也即孔压增长过程是率相关的。这蕴含了土体剪应变率在孔压增长机制中的作用,或可用于从流体角度解释饱和砂土的“循环活动性”。另文将对此作进一步地讨论。

4 结 论

本文利用饱和砂土不排水循环三轴试验,研究了循环荷载下饱和砂土的流体性质,得到以下结论:

(1) 提出了循环荷载下饱和砂土孔压触变性的概念,发现进入流体状态后的饱和砂土满足 Cross 型触变性流体的状态方程和速率方程。

(2) 由试验结果得到的结构内部参数 λ 与土体的 $1-u/\sigma'_c$ 具有很好的正比例关系,证明了进入流体状态后的饱和砂土具有孔压触变性。

(3) 不排水循环荷载下饱和砂土以内部结构破坏为主要特征,其孔压触变性流体速率方程描述的物理实质为伴随土体内部结构破坏而产生的孔压增长过程。

本文提出的描述循环荷载下饱和砂土流体特性的孔压触变性本构模型物理概念简单,各参数物理意义明确且易于确定,便于应用。但是,由于试验数据有限,模型的适用性和可靠性仍有待更多的试验验证。此外,文中忽略了饱和砂土在液化进程中存在的孔压波动特征,对于进入流体状态后的孔压下降过程是否适用有待验证。

参考文献:

[1] 陈国兴. 岩土地震工程学[M]. 北京: 科学出版社, 2007. (CHEN Guo-xing. Geotechnical earthquake engineering[M]. Beijing: Science Press, 2007. (in Chinese))

[2] ELGAMAL A, YANG Z H, PARRA E. Computational modeling of cyclic mobility and post-liquefaction site response[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2002, 22(4): 259 - 271.

[3] HUWANG 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(2/4): 313 - 323.

[4] YOSHIDA H, TOKIMASTU K, SUGIYMA T, et al. Practical three-dimensional effective stress analysis considering cyclic mobility behavior[C]// The 14th World Conference of Earthquake Engineering. Beijing, 2008.

[5] 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 Jian-min, WANG Gang. Mechanism of large post-liquefaction deformation in saturated sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(7): 835 - 840. (in Chinese))

[6] 王 刚, 张建民. 砂土液化大变形的弹塑性循环本构模型[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 51 - 59. (WANG Gang, ZHANG Jian-min. A cyclic elasto-plastic constitutive model for evaluating large liquefaction-induced deformation of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 51 - 59. (in Chinese))

[7] 黄 雨, 郝 亮. 基于 CFD 的地震液化研究新进展[J]. 岩土力学, 2008, 29(8): 2231 - 2235. (HUANG Yu, HAO Liang. New development of seismic liquefaction research based on CFD[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(8): 2231 - 2235. (in Chinese))

[8] SAWICKI A, MIERCZYNSKI J. On the behaviour of liquefied soil[J]. Computers and Geotechnics, 2009, 36(4): 531 - 536.

[9] 陈文芳. 非牛顿流体力学[M]. 北京: 科学出版社, 1984. (CHEN Wen-fang. Non-Newtonian fluid mechanics[M]. Beijing: Science Press, 1984. (in Chinese))

[10] TOWHATA I, VARGAS M, ORENSE R. P, et al. Shaking table tests on subgrade reaction of pipe embedded in sandy liquefied subsoil[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, 18(5): 347 - 361.

[11] DUNGCA J R, KUWANO J, TAKAHASHI A, et al. Shaking table tests on the lateral response of a pile buried in liquefied sand[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2006, 26(2/4): 287 - 295.

[12] SAWICKI A, MIERCZYNSKI J. On the behaviour of liquefied soil[J]. Computers and Geotechnics, 2009, 36(4): 531 - 536.

[13] UZUOKA R, YASHIM A, KAWAKAMIC T, et al. Fluid dynamics based prediction of liquefaction induced lateral spreading[J]. Computers and Geotechnics, 1998, 22(4): 243

- 282.
- [14] 陈育民, 高 星, 刘汉龙. 砂土液化流动变形的简化方法[J]. 岩土力学, 2013, **34**(6): 1567 - 1573. (CHEN Yu-min, GAO Xing, LIU Han-long. Simplified method of flow deformation induced by liquefied sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(6): 1567 - 1573. (in Chinese))
- [15] 王志华, 周恩全, 陈国兴, 等. 循环荷载下饱和砂土固-液相变特征[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(9): 1604 - 1610. (WANG Zhi-hua, ZHOU En-quan, CHEN Guo-xing, et al. Characteristics of solid-liquid phase change of saturated sands under cyclic loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(9): 1604 - 1610. (in Chinese))
- [16] 陈文芳. 非牛顿流体的一些本构方程[J]. 力学学报, 1983(1): 16 - 26. (CHEN Wen-fang. Some constitutive equations for Non-Newtonian fluids[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 1983(1): 16 - 26. (in Chinese))
- [17] CHENG C H. A differential form of constitutive relation for thixotropy[J]. Rheologica Acta, 1973, **12**(4): 228 - 239.
- [18] 张建民, 谢定义. 饱和砂土振动孔隙水压力增长的实用算法[J]. 水利学报, 1991(8): 45 - 51. (ZHANG Jian-min, XIE Ding-yi. Practice calculating method for increasing of vibrated pore water pressure in saturated sandy soil[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1991(8): 45 - 51. (in Chinese))

悼念曾国熙教授

(本刊编辑部)

《岩土工程学报》第二届至第五届编委会委员、我国岩土工程学科的先驱之一、著名土力学与岩土工程专家、浙江大学岩土工程学科创始人、原浙江大学土木工程学系系主任曾国熙教授因病医治无效, 于 2014 年 9 月 24 日下午 16 时 10 分在杭州逝世, 享年 97 岁。

曾国熙教授的逝世, 使我们失去了一位杰出的土力学与岩土工程专家, 失去了一位我们尊敬和爱戴的岩土工程学科的老前辈。

曾国熙教授于 1918 年 2 月生于福建泉州。1943 年毕业于厦门大学土木工程系, 获工学学士学位。早年留学美国专攻土力学, 1950 年于美国西北大学获硕士学位, 并发明了袖珍贯入仪。回国后任厦门大学副教授, 1953 年院系调整到浙江大学土木工程学系, 创立浙江大学土工学教研室, 历任副教授、教授、系主任(1979—1984)。1981 年经国务院批准为首批岩土工程专业博士生导师。曾任国务院学位委员会土木、建筑、水利学科评议组成员(1981、1982 年两届), 浙江省政协委员(第四、五、六届), 浙江大学校务委员会委员, 中国土木工程学会理事、中国土力学及基础工程学会副理事长、地基处理学术委员会主任委员, 国际土力学及基础工程学会会员, 兼任西安交通大学、华侨大学等六所大学和研究所的名誉教授或兼职教授、香港通达理中国建筑工程顾问公司等单位特级工程顾问或高级技术顾问。

曾国熙教授在长达六十余年的高校教学和科研工作中, 坚持倡导以理论、室内外测试和工程实践相结合的指导思想, 为我国岩土工程的理论和实践做出了卓越的贡献, 造就和培养了一大批岩土工程专业骨干力量和高级人才, 其中包括我国第一位岩土工程博士、浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心主任龚晓南院士, 桃李满天下。1997 年他参加的“岩土工程博士生全面能力的高效培养模式”获浙江省教学成果一等奖。

曾国熙教授长期从事软黏土力学和地基处理的科研工作, 取得了丰硕的研究成果, 在国内外重要刊物和学术会议论文集上发表了具有高学术水平的论文 100 余篇, 获得了全国科技大会奖、国家教委科技进步二等奖、国家科技进步三等奖以及浙江省科技进步一等奖等系列荣誉。曾国熙教授在国际岩土工程界也享有极高声誉, 曾多次出国参加国际会议和讲学, 对促进学术交流和学科发展做出了重要贡献。

曾国熙教授作为归国华侨, 他为我国的岩土工程学科建设及教学和科研贡献了毕生的精力, 他在软黏土力学与地基处理领域的深厚造诣、对工程问题敏锐的洞察力和对后辈的关爱赢得了岩土工程界的普遍尊敬和爱戴, 他倡导的理论、室内外测试和工程实践相结合的治学思想和践行的淡泊名利、豁达乐观的生活理念必将启迪一代代岩土工程专业的年轻学子成长。

曾国熙教授安息吧!