

DOI: 10.11779/CJGE202210009

海洋沉积物力学特性及其弹塑性本构模型

刘文化¹, 杨 庆², 孔纲强³, 李吴刚¹, 林欣怡¹, 洪国钱¹, 王忠涛²

(1. 江南大学环境与土木工程学院, 江苏 无锡 214122; 2. 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;
3. 河海大学土木与交通学院, 江苏 南京 210024)

摘要: 海洋沉积物的工程性质决定着海洋平台等海底锚固系统的安全稳定。针对南海科考 2020 年嘉庚号共享航次获得的南海西部深海沉积物, 开展南海西部海域深海原状和重塑沉积物的固结试验和三轴排水剪切试验, 探讨结构性对原状海洋沉积物的力学和变形特性影响。通过分析海洋沉积物的沉积环境和胶结结构性的形成过程, 对原状海洋沉积物的有效应力进行修正, 定义结构性因子, 假设原状海洋沉积物的正常固结压缩指数为结构性因子的函数, 引入结构性因子发展式并结合修正剑桥模型, 提出考虑原状海洋沉积物胶结结构性的弹塑性本构模型, 并通过与试验结果的对比, 验证了其有效性。研究结果表明: 原状海洋沉积物的压缩曲线具有明显的非线性特征, 其压缩性随着荷载增大而迅速增大, 压缩曲线逐渐趋近于重塑土; 相同围压条件下原状海洋沉积物的抗剪强度低于重塑土, 体变则大于重塑土; 所建立的弹塑性本构模型能够较好地描述不同受力状态下原状海洋沉积物的应力 - 应变特征。研究成果将为海底锚固系统的稳定性分析和海底工程灾害的防治提供理论基础。

关键词: 海洋沉积物; 土体结构性; 结构性因子; 本构模型

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2022)10-1837-09

作者简介: 刘文化(1987—), 男, 博士, 副教授, 主要从事软弱土处理与资源化利用及土的本构关系研究。E-mail: wenhualiu@jiangnan.edu.cn。

Mechanical properties and elastoplastic constitutive model of undisturbed marine sediment

LIU Wen-hua¹, YANG Qing², KONG Gang-qiang³, LI Wu-gang¹, LIN Xin-yi¹, HONG Guo-qian¹, WANG Zhong-tao²

(1. School of Environment and Civil Engineering, Jiangnan University, Wuxi 214122, China; 2. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 3. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: The safety and stability of submarine anchoring system of marine platforms are dependent on the engineering properties of marine sediment. The consolidation tests and triaxial drainage shear tests are carried out on undisturbed and remolded deep-sea sediment in the western basin of South China Sea obtained by the Jiageng shared voyage in 2020. The effects of structure on the mechanical and deformation characteristics of undisturbed deep-sea sediment are discussed. By analyzing the sedimentary environment of marine sediment and the formation process of inter-particle cementation, the effective stress is modified, and the degree of structure is newly defined. The normal compression index is assumed to be a function of the degree of structure. By introducing an evolution law for the degree of structure, an elastoplastic constitutive model considering the inter-particle cementation of undisturbed marine sediment is established based on the modified Cam-clay model. The effectiveness of the constitutive model is verified by comparing the predicted results with the experimental ones. The results show that the compression curve of undisturbed deep-sea sediment is highly nonlinear, and its compressibility increases rapidly with the increase of loads, and the compression curve of undisturbed deep-sea sediment gradually approaches that of the remolded sediment. Under the same confining pressure, the shear strength of the undisturbed sediment is lower than that of the remolded sediment, while the volume change of the undisturbed sediment is greater than that of the remolded sediment. By comparing the consolidation and triaxial shear test results with the predicted results, it is found that the proposed model can describe the stress-strain characteristics of undisturbed marine sediment well under different stress states. The research results will provide a theoretical basis for the stability analysis of submarine anchorage system and the prevention and

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51639002); 国家自然科学基金青年项目(52009049; 51709129)

收稿日期: 2021-10-08

control of submarine engineering disasters.

Key words: marine sediment; soil structure; degree of structure; constitutive model

0 引言

大型海洋或海底构筑物是海洋空间和海洋资源合理开发的平台, 海洋和海底构筑物的正常工作依赖于海底锚固系统的安全和稳定。由于沉积环境、物质来源和固结状态等的复杂性, 作为海底锚固系统载体的海洋软黏土的工程性质与陆上软黏土存在较大差异, 具有强度低、压缩性高、渗透性低等特点, 且具有明显的软化性。在地震、风、浪等循环荷载以及桩、锚等基础贯入扰动作用下, 海洋沉积物的结构性遭受破坏, 抗剪强度降低, 易进而引发海洋地基基础的失稳破坏和海底工程灾害, 造成巨大的经济损失。

近年来, 国内外研究者对海洋土的物理力学特性展开了系列研究。孔令伟等^[1]对湛江海域结构性海洋土的工程特性和微观结构进行了研究, 发现湛江海域海洋土的无侧限抗压强度达到 50 kPa, 灵敏度大于 12, 具有一定的结构性。Chen 等^[2]通过室内三轴试验和压汞试验研究了上海和温州附近海域海洋土的力学特性和微观结构特性。Nian 等^[3]则通过室内动三轴试验、扫描电镜试验和压汞试验探讨了南海海域海洋土在动荷载作用下的微观结构演化规律。郭小青等^[4]、任玉宾等^[5]分别研究了珠江口海洋土和南海海域软黏土的循环软化特性。既有研究均表明原状海洋土具有较强的结构性, 其物理力学特性与重塑土存在较大的差异。虽然国内外学者对海洋土进行了深入研究且取得了很多重要成果, 但多以浅海海域海洋土为主, 针对南海西部等深海海域沉积物的研究则较少, 深海沉积物的力学和变形特性还有待深入研究。

在描述结构性土的力学特性方面国内外学者也做了大量的工作。Liu 等^[6]基于修正剑桥模型, 引入附加孔隙比及相应演化规律, 建立了结构剑桥模型。万征等^[7]以 UH 模型为基础, 通过考虑胶结结构性土的拉伸强度并引入状态变量来修正屈服面, 建立了结构性土 UH 模型。Jiang 等^[8]、Xiao 等^[9]则以边界界面模型为基础, 建立了结构性土的本构模型。Ouria^[10]采用状态方程来描述当前状态下结构性土压缩曲线的斜率, 在扰动状态理论基础上建立了结构性土的本构模型。袁庆盟等^[11]、蒋明镜等^[12]则通过考虑水合物对能源土填充和胶结作用, 建立了能够描述深海能源土力学特性的弹塑性本构模型。上述本构模型较好地描述了天然结构性土和深海能源土的力学特性, 但由于深海沉积物与陆上软黏土及深海能源土的沉积环境、物质来源和固结状态等的差异, 上述模型是否适用于深海沉积物还有待验证。

为此, 本文针对南海西部海域深海沉积物进行了固结试验和三轴剪切试验, 分析了结构性对海洋沉积物力学特性的影响; 考虑胶结结构性对海洋沉积物力学特性的影响, 定义结构性因子并构建与结构性因子相关的压缩指数, 结合结构性因子的发展式, 提出考虑原状海洋沉积物胶结结构性的弹塑性本构模型, 并详细阐述了模型参数的意义和取值方法, 并通过固结试验和三轴剪切试验验证了本文所提模型的有效性。

1 南海西部原状深海沉积物的力学与变形特性

1.1 试验材料和制样方法

试验土样依托南海科考 2020 年嘉庆号共享航次取自南海西部某海域, 位于西北海盆以西, 西沙海槽以南, 主要分布有深海软泥, 取样点经纬度为东经 113.03 度, 北纬 17.96 度, 平均水深约 2000 m, 取样点水深 2044 m, 试验土样取样深度 0.5~3.0 m。通过船载起重设备将重力柱状取样器以一定速度放入水中, 依靠重力将取样器扎入海底沉积物中。取样器内部套有等直径的 PVC 装样管, 取样器端部和尾部装有金属瓣膜以防止提升过程中沉积物脱落或被水冲刷。沉积物取出后进行分割、密封、保温等处理并运回实验室进行相关试验。取样设备、取样过程及原状样照片如图 1 所示。沉积物的物理力学特性指标如表 1 所示, 其中, 渗透系数采用变水头法在嘉庆号取样船上测得。采用激光粒度仪对沉积物的粒度成分进行分析, 颗粒级配曲线如图 2 所示。采用 X 射线衍射仪对沉积物矿物成分进行分析, 其主要矿物为石英和方解石, 衍射图谱如图 3 所示。根据《土的工程分类标准》^[13], 试验土样为高液限粉土。

原状海洋沉积物运回实验室后参照《土工试验方法标准》^[14], 用切土刀小心将沉积物削切成稍大于环刀直径的土柱, 将内壁涂有薄层凡士林的环刀刀口向下并垂直下压, 边压边削, 直至土样伸出环刀, 削平试样两端, 制备成 61.8 mm×20 mm 的原状海洋沉积物环刀试样。采用切土盘和钢丝锯对原状海洋沉积物进行切削, 制备 39.1 mm×80 mm 的原状海洋沉积物三轴试样, 如图 4 所示。重塑三轴试样则参照 Burland^[15]的方法通过对泥浆施加上覆荷载固结获得。将海洋沉积物烘干后碾碎并过 0.1 mm 筛, 配置 1.5 倍液限含水率的泥浆; 浸泡 1 d 后, 用搅拌器搅拌均匀; 抽真空 3 h 后将泥浆倒入固结盒, 逐级施加上覆荷载至 50 kPa 固结, 以保证试样具有一定的强度, 如图 5 所示。固

表1 南海西部某海域海洋沉积物的物理性质指标

Table 1 Physical properties of marine sediment in western basin of South China Sea

天然密度 $\rho/(g\cdot cm^{-3})$	含水率 $w/\%$	相对质量 密度 G_s	孔隙比 e	液限 w_L	塑限 w_p	塑性指数 I_p	渗透系数 $k/(m\cdot s^{-1})$	有机质含量 /%
1.39	110.21	2.65	3.01	67.29	46.16	21.13	5.36×10^{-8}	8.21

结稳定后参照《土工试验方法标准》^[14], 切削制备重塑土三轴试样和环刀试样。



(a) 柱状取样器



(b) 柱状样分割



(c) 柱状样密封



(d) 运回实验室柱状样

图1 海洋沉积物取样设备、取样过程及原状样照片

Fig. 1 Photos of sampling equipment, sampling process and undisturbed samples of marine sediment

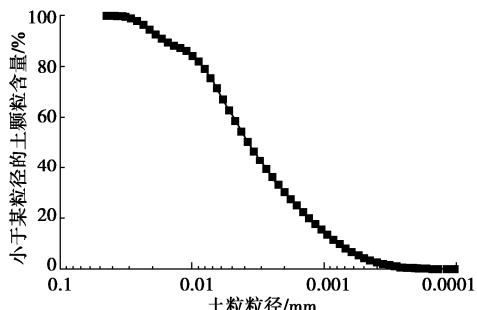


图2 南海西部某海域海洋沉积物的颗粒级配曲线

Fig. 2 Grain-size distribution curve of marine sediment in western basin of South China Sea

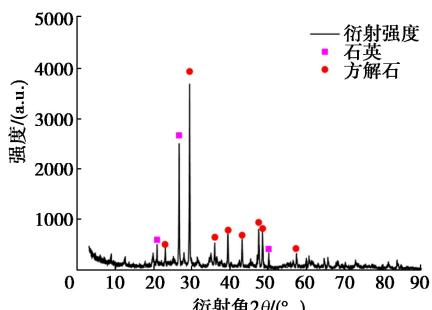


图3 南海西部某海域海洋沉积物的XRD衍射图谱

Fig. 3 XRD patterns of marine sediment in western basin of South China Sea



图4 原状海洋沉积物三轴试样

Fig. 4 Triaxial sample of undisturbed marine sediment



图5 重塑样制样过程

Fig. 5 Preparation process of remolded samples

1.2 原状海洋沉积物的固结特性

采用分级加载的一维固结试验对代表性原状海洋沉积物的压缩变形特性进行分析, 并与重塑土的压缩变形特性进行对比。固结试验过程中当试样每小时的变形量小于 0.005 mm 时认为固结达到稳定。通过前期对 100, 200 kPa 压力下试样的变形量进行测定, 发现 23~24 h 间的变形量仅为 0.002 mm。因此, 固结试验完成时间定为每级荷载 24 h。图 6 所示为原状和重塑海洋沉积物的 $e - \lg p$ 曲线。可以看出原状海洋沉积物的 $e - \lg p$ 曲线位于重塑土的上方, 即相同荷载作用下原状海洋沉积物相比于重塑土具有更高的孔隙比; 原状海洋沉积物存在明显屈服应力, 在固结压力小于屈服应力时, $e - \lg p$ 曲线较为平缓, 土样以弹性变形为主; 当固结压力超过屈服应力时, $e - \lg p$ 曲线呈现陡降趋势, 以塑性变形为主, 且 $e - \lg p$ 曲线的斜率明显大于重塑土, 表明原状海洋沉积物具有更高的表现压缩性; 随着固结压力的进一步增加, 原状沉积物的 $e - \lg p$ 曲线逐渐趋近于重塑土; 当在某一荷载处

卸载时, 原状和重塑海洋沉积物均能发生一定的弹性恢复变形, 且原状和重塑海洋沉积物回弹曲线的斜率基本相同。原状海洋沉积物的上述特性与结构性有关。深海原状海洋沉积物在自然沉积过程中片状黏土颗粒之间能够相互搭接形成蜂窝、绒状、片架和絮凝之类的高孔隙度结构^[16], 且长期的自然沉积过程中在化学、微生物等作用下颗粒间形成一定的胶结结构, 使得相同孔隙比下原状海洋沉积物能够抵抗比重塑土更高的固结压力; 但随着固结压力的逐渐增大, 原状海洋沉积物的结构性逐渐遭到破坏, 压缩曲线逐渐趋近重塑土。

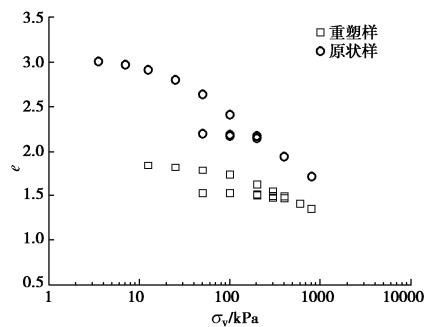


图 6 原状和重塑海洋沉积物的一维固结压缩曲线

Fig. 6 Compression curves of undisturbed and remolded marine sediments

1.3 原状海洋沉积物的三轴剪切特性

图 7 所示为原状和重塑海洋沉积物的固结排水三轴剪切试验结果。从图 7 (a) 可以看出, 在试验围压范围内, 原状和重塑海洋沉积物的偏应力均随轴向应变的增加逐渐增大, 表现出明显的应变硬化特征。对比原状和重塑海洋沉积物的试验结果可以发现, 相同围压条件下原状海洋沉积物的抗剪强度低于重塑土。图 7 (b) 所示为原状和重塑海洋沉积物在三轴排水剪切过程中的体应变 - 轴向应变曲线, 可以看出, 重塑土的体应变随轴向应变的增加先逐渐增大, 之后趋于稳定; 而原状海洋沉积物的体应变随轴向应变的增加逐渐增大, 轴向应变达到 20% 时仍未稳定, 表明原状海洋沉积物在三轴排水剪切过程中持续体缩。对比图 7 (b) 中原状和重塑海洋沉积物的体应变 - 轴向应变曲线, 发现剪切初期原状海洋沉积物和重塑土的体应变基本一致, 随着剪切的进一步进行, 原状海洋沉积物的体应变逐渐大于重塑土。上述试验现象与 Hong 等^[17]、Chen 等^[2]的试验结果一致。

上述试验现象可能是由原状和重塑海洋沉积物的初始孔隙比差异以及剪切过程中的结构性破坏所导致。围压 100, 200, 300 kPa 条件下原状海洋沉积物试样剪切前的初始孔隙比分别为 2.40, 2.17, 2.19, 而重塑土的初始孔隙比则分别为 1.61, 1.49, 1.33。

可以发现, 相同围压条件下原状海洋沉积物的初始孔隙比大于重塑土; 初始孔隙比越大, 试样密度越小, 颗粒之间排列越松散, 强度越低。图 8 所示为原状和重塑海洋沉积物试样的典型 SEM 照片, 原状样以絮凝结构为主, 黏土颗粒大多以“边-面”和“边-边”形式进行结合, 颗粒排布定向性较差, 局部有较大的絮凝体间孔隙, 絮凝体间通过一些黏土桥或黏土畴连接, 结构性较强, 但容易被破坏, 属于一种“亚稳态”结构形式^[5]; 而重塑样微观结构主要以致密的黏土片堆积体为主, 堆积体多以“面-面”形式进行接触, 颗粒排列形式较稳定。三轴剪切过程中原状海洋沉积物在剪切硬化的同时伴随有絮凝结构破坏, 使得相同围压条件下原状海洋沉积物的强度低于重塑土。

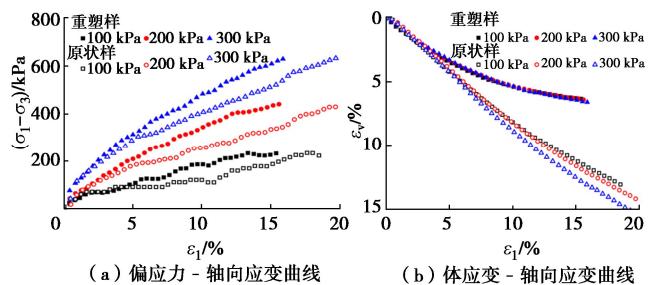


图 7 原状和重塑海洋沉积物的固结排水三轴剪切试验结果

Fig. 7 Results of consolidated drained triaxial compression tests on undisturbed and remolded marine sediments

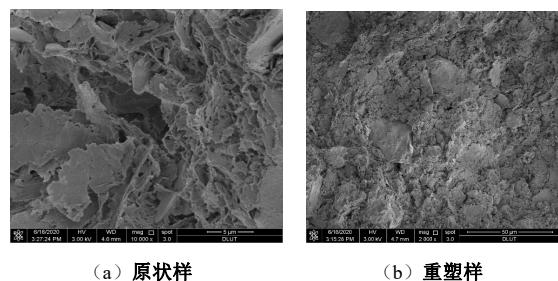


图 8 原状和重塑海洋沉积物的典型电镜扫描图片

Fig. 8 Representative SEM images of undisturbed and remolded marine sediments

2 原状海洋沉积物的弹塑性本构模型

2.1 原状海洋沉积物的压缩曲线与孔隙比增量

海洋沉积物大多由黏土颗粒、海洋微生物残骸、海洋自生矿物等在水中依靠自重应力作用沉积而成。在漫长的沉积过程中土体与海水中阴、阳离子的交换作用促使颗粒彼此之间形成一些钙质、硅质、氧化铁或氧化铝等化学胶结; 此外, 浅层土体中生物活动较为频繁, 容易形成一些生物成因的胶结物质或有机质胶结, 使得海洋沉积物具有一定的胶结结构性^[18]。胶结结构增强了颗粒之间的作用力, 在不考虑胶结结构

各向异性情况下, 具有胶结结构的原状海洋沉积物的有效应力可修正为

$$\sigma'_{ij} = \bar{\sigma}_{ij} + p'_b \quad , \quad (1)$$

$$p' = \frac{1}{3} \sigma'_{ij} \quad , \quad (2)$$

式中, σ'_{ij} 为修正有效应力张量, $\bar{\sigma}_{ij}$ 为有效应力张量, p' 为修正平均有效应力, p'_b 为胶结强度。由于 p'_b 在加载过程中随着胶结结构的损伤而逐渐减小直至为零, 因此, 可定义一个与 p'_b 相关的结构性因子 R_d 来描述原状海洋沉积物在加载过程中的胶结结构性

$$R_d = p'_b / p'_{b0} \quad , \quad (3)$$

式中, p'_{b0} 为初始胶结强度。由式(3)可知原状海洋沉积物的初始结构性因子 R_d 为 1.0, 随着加载过程中原状海洋沉积物的胶结结构损伤, 结构性因子 R_d 逐渐由 1.0 向 0.0 发展, 即逐渐转变为重塑土。

将式(3)代入式(2)中可得原状海洋沉积物的修正平均有效应力为

$$p' = \bar{p}' + R_d p'_{b0} \quad . \quad (4)$$

以上分析可知, 原状海洋沉积物是从原始泥浆状态在自重荷载和化学、生物胶结作用下形成的, 其原始状态与重塑土相同。因此, 在 $e - \ln p'$ 空间内原状海洋沉积物与重塑土应具有相同的原始孔隙比 e_{IC} 。此外, 从图 6 可以看出原状海洋沉积物的 $e - \ln p'$ 曲线位于重塑土的上方, 在荷载作用下逐渐趋近于重塑土的压缩曲线。因此, 如图 9 所示, 假设 $e - \ln p'$ 空间内原状和重塑海洋沉积物的正常固结压缩曲线为

$$e = e_{IC} - \lambda(R_d) \ln \frac{p'}{p'_r} \quad , \quad (5)$$

式中, e 为孔隙比, e_{IC} 为初始泥浆状态的孔隙比, $\lambda(R_d)$ 为结构性因子等于 R_d 时海洋沉积物的正常固结压缩指数, p'_r 为土体处于原始泥浆状态时对应的参考应力。对于原状和重塑海洋沉积物, 原始泥浆状态对应的 p'_r 几乎为零, 但是在半对数坐标系中 p'_r 不能为零。因此, 本文模型将 p'_r 取为 1 Pa。结构性土的压缩指数与土体的胶结结构程度密切相关, 因此将压缩指数 $\lambda(R_d)$ 假设为结构性因子 R_d 的函数, 并可通过重塑土压缩指数和原状海洋沉积物的初始压缩指数进行差值计算。为方便起见, 采用如下线性表达式

$$\lambda(R_d) = \lambda_r - R_d(\lambda_r - \lambda_i) \quad , \quad (6)$$

式中, λ_r 为重塑土的压缩指数, λ_i 为原状海洋沉积物的初始压缩指数, 即 R_d 等于 1.0 时的压缩指数。

对式(5)进行微分可得孔隙比变化的增量表达式

$$de = -\lambda(R_d) \frac{dp'}{p'} - \frac{\partial \lambda(R_d)}{\partial R_d} \ln \left(\frac{p'}{p'_r} \right) dR_d \quad . \quad (7)$$

从式(7)可以看出, 原状海洋沉积物的孔隙比(体

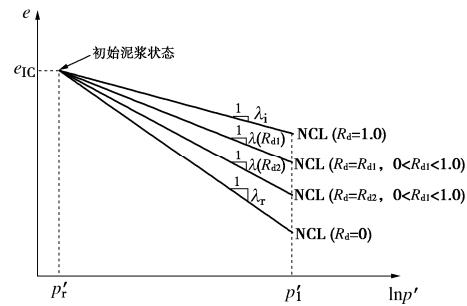


图 9 原状和重塑海洋沉积物的正常固结线

Fig. 9 Normal consolidation lines of undisturbed and remolded marine sediments

积)变化与荷载增量 dp' 和结构性因子的衰减 dR_d 有关。相同荷载增量条件下, 由于结构性因子的衰减, 使得原状海洋沉积物的孔隙比增量大于重塑土的孔隙比增量, 即原状海洋沉积物的表观压缩性大于重塑土; 随着荷载增量的逐渐增大, 原状海洋沉积物的结构性逐渐衰减, 结构性因子衰减趋近于零, 原状海洋沉积物的压缩性逐渐趋近于重塑土。因此, 式(7)能够很好地描述图 6 所示的原状海洋沉积物的高表观压缩性以及随着外荷载增大原状海洋沉积物的压缩曲线逐渐趋近于重塑土压缩曲线的特性。已有的研究表明, 结构性土胶结结构特性的衰减与塑性应变相关^[19-20], 为此, Liu 等^[21]定义如下结构性因子的发展式:

$$dR_d = -(\lambda_r - \lambda(R_d)) [m_v \exp(-R_d^2) d\varepsilon_v^p + m_d R_d d\varepsilon_d^p] \quad , \quad (8)$$

式中, m_v 为材料常数, 其大小反映胶结结构性随塑性体应变衰减的快慢程度, $d\varepsilon_v^p$ 为塑性体应变增量, m_d 为材料常数, 其大小反映结构性随塑性剪应变衰减的快慢程度, $d\varepsilon_d^p$ 为塑性剪应变。式(8)中由于 $(\lambda_r - \lambda(R_d))$ 的数值较小, 使得参数 m_v 和 m_d 取值变化范围较大, 这为参数 m_v 和 m_d 的校核带来了一定的困难, 因此, 本文对式(8)进行修正, 其计算式为

$$dR_d = -\frac{\lambda_r - \lambda(R_d)}{\lambda_r} [m_v \exp(-R_d^2) d\varepsilon_v^p + m_d R_d d\varepsilon_d^p] \\ = U_v d\varepsilon_v^p + U_d d\varepsilon_d^p \quad , \quad (9)$$

式中:

$$U_v = -\frac{\lambda_r - \lambda(R_d)}{\lambda_r} m_v \exp(-R_d^2) \quad , \quad (10)$$

$$U_d = -\frac{\lambda_r - \lambda(R_d)}{\lambda_r} m_d R_d \quad . \quad (11)$$

在弹性体积变化方面, 由图 6 可以看出, 原状和重塑海洋沉积物的回弹指数基本一致, 因此, 假设原状海洋沉积物的弹性变形与结构性无关, 孔隙比的弹性应变增量表示为

$$de^e = -\kappa \frac{dp'}{p'} \quad , \quad (12)$$

式中, κ 为土的回弹指数。

2.2 原状海洋沉积物的屈服函数与硬化规律

由式(5)和式(12)可得等压固结状态下原状海洋沉积物的塑性应变为

$$\varepsilon_v^p = \frac{\lambda(R_d) - \kappa}{1 + e_{ic}} \ln \frac{p'_x}{p'_r} \quad . \quad (13)$$

重塑土的塑性应变则可表示为

$$\varepsilon_v^p = \frac{\lambda_r - \kappa}{1 + e_{ic}} \ln \frac{p'_c}{p'_r} \quad . \quad (14)$$

联立式(13), (14)可得

$$p'_x = p'_r \left(\frac{p'_c}{p'_r} \right)^{\left(\frac{\lambda_r - \kappa}{\lambda(R_d) - \kappa} \right)} \quad . \quad (15)$$

式(15)所示为原状海洋沉积物与重塑土等效屈服应力之间的关系, 可以看出原状海洋沉积物的屈服应力与结构性因子 R_d 有关, R_d 越小, 屈服应力越小。

简便起见, 本文暂不考虑原状海洋沉积物的各向异性。假设原状海洋沉积物与重塑土具有相同的屈服面形状, 因此, 沿用修正剑桥模型的椭圆形屈服面

$$f = q^2 - M^2 p'(p'_x - p') = 0 \quad , \quad (16)$$

$$q = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad , \quad (17)$$

式中, q 为偏应力, M 为临界状态应力比, p'_x 为椭圆形屈服面与横坐标的截距, s_{ij} 为偏应力张量。图 10 所示为原状海洋沉积物的椭圆形屈服面, 可以看出, 由于胶结结构性的存在, 原状海洋沉积物的屈服面大于重塑土的屈服面。

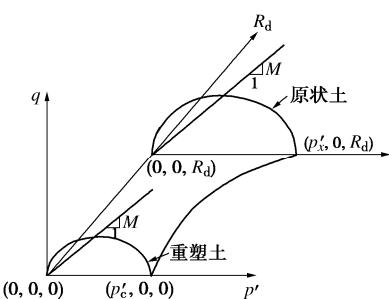


图 10 原状海洋沉积物屈服面

Fig. 10 Yield surfaces of undisturbed marine sediment

与修正剑桥模型类似, 采用相关联的流动法则, 塑性势函数与屈服函数具有相同的表达式

$$g = f = q^2 - M^2 p'(p'_x - p') = 0 \quad , \quad (18)$$

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_d^p} = \frac{M^2 p'^2 - q^2}{2p'q} \quad , \quad (19)$$

采用塑性体应变为硬化参数

$$dp'_c = \frac{1 + e_0}{\lambda_r - \kappa} p'_c d\varepsilon_v^p \quad , \quad (20)$$

式中, e_0 为初始孔隙比。

2.3 弹塑性刚度矩阵

对式(16)进行全微分, 可得原状海洋沉积物的协调方程

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} d\sigma'_{ij} + \frac{\partial f}{\partial p'_x} dp'_x = 0 \quad , \quad (21)$$

由式(15)可得

$$dp'_x = \frac{\partial p'_x}{\partial p'_c} dp'_c + \frac{\partial p'_x}{\partial R_d} dR_d \quad . \quad (22)$$

根据 Hook 定律

$$d\sigma'_{ij} = E_{ijkl}^e d\varepsilon_{kl} = E_{ijkl}^e (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^p) = E_{ijkl}^e \left(d\varepsilon_{kl} - \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{kl}} \right) \quad . \quad (23)$$

将式(9), (20), (22), (23)代入式(21)可得塑性乘子

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} E_{ijkl}^e d\varepsilon_{kl}}{\left[\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} E_{ijkl}^e \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{kl}} - \frac{\partial f}{\partial p'_x} \frac{\partial p'_x}{\partial p'_c} \left(\frac{1+e_0}{\lambda_r - \kappa} \right) p'_c \frac{\partial f}{\partial p'} - \frac{\partial f}{\partial p'_x} \frac{\partial p'_x}{\partial R_d} \left(U_v \frac{\partial f}{\partial p'} + U_d \frac{\partial f}{\partial q} \right) \right]} \quad . \quad (24)$$

推导可得弹塑性刚度矩阵为

$$E_{ijkl}^{ep} = E_{ijkl}^e - \frac{E_{ijkl}^e \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} E_{ijkl}^e \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{kl}}}{\left[\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} E_{ijkl}^e \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{kl}} - \frac{\partial f}{\partial p'_x} \frac{\partial p'_x}{\partial p'_c} \left(\frac{1+e_0}{\lambda_r - \kappa} \right) p'_c \cdot \frac{\partial f}{\partial p'} - \frac{\partial f}{\partial p'_x} \frac{\partial p'_x}{\partial R_d} \left(U_v \frac{\partial f}{\partial p'} + U_d \frac{\partial f}{\partial q} \right) \right]} \quad . \quad (25)$$

式中, E_{ijkl}^{ep} 为弹塑性刚度矩阵, E_{ijkl}^e 为弹性刚度矩阵, 其表达式为

$$E_{ijkl}^e = \begin{pmatrix} K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G & K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G & K - \frac{2}{3}G & K + \frac{4}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G \end{pmatrix}, \quad (25)$$

式中, K , G 分别为体积模量和剪切模量, $K = E/[3(1-2\nu)]$, $G = E/[2(1+2\nu)]$, $E = [3(1-2\nu)(1+e_0)] \cdot p'/\kappa$, ν 为泊松比。

3 模型参数的确定

本文的弹塑性本构模型共有 9 个模型参数。其中, M , λ_r , κ , ν 这 4 个参数源于经典修正剑桥模型, 其确定方法在此不做赘述。 e_{ic} 为 $e - \ln p'$ 曲线上参考应力 p'_r (本文取为 1 Pa) 对应的孔隙比。 λ_i 为原状海洋沉积物的初始压缩指数。Rotta 等^[22]的研究表明, 当结构性土处于弹性变形状态时可忽略加载过程对结构性的影响, 即在外荷载小于结构性土屈服应力时,

表 2 模型计算参数

Table 2 Parameters of model

土类	M	λ_r	λ_i	κ	μ	e_{IC}	p'_{b0}/kPa	m_v	m_d
上海附近海域海洋土	1.28	0.126	0.1005	0.050	0.15	2.60	31.0	85.0	3.0
温州附近海域海洋土	1.29	0.214	0.1730	0.025	0.15	3.78	5.6	60.0	5.0
南海西部深海沉积物	1.40	0.197	0.1230	0.020	0.35	4.11	13.2	22.0	2.0

结构性不衰减, 因此, λ_i 可采用下式计算

$$\lambda_i = (e_{IC} - e_y) / \ln p'_y , \quad (26)$$

式中, e_y 为原状海洋沉积物屈服时的孔隙比, p'_y 为原状海洋沉积物的屈服应力。 p'_{b0} 为原状海洋沉积物的初始抗拉强度, 可通过抗拉强度试验或者参照 Nguyen 等^[23]的方法采用无侧限抗压强度试验进行确定

$$p'_{b0} = \frac{q_u}{2M} , \quad (27)$$

式中, q_u 为原状海洋沉积物的无侧限抗压强度。

参数 m_v , m_d 分别控制原状海洋沉积物结构性随塑性体应变和塑性剪应变的衰减速率, 可参考 Liu 等^[21]的方法通过原状海洋沉积物的压缩曲线和三轴剪切应力-应变曲线进行校核获得。

4 模型验证

为验证本文模型的有效性, 采用 Chen 等^[2]针对上海、温州附近海域海洋土的固结和三轴排水剪切试验数据以及本文的南海西部海域深海沉积物的固结试验和三轴排水剪切试验进行验证, 模型参数如表 2 所示, 其中, 参数 m_v , m_d 通过对原状海洋土的固结试验结果进行校核获得。

图 11, 12 分别为上海附近海域海洋土和温州附近海域海洋土的固结压缩曲线。可以看出, 由于结构性的存在, 相同荷载条件下原状样相比重塑样具有更大的孔隙比; 随着荷载的逐渐增大, 原状样和重塑样的压缩曲线逐渐趋近。原状样屈服后固结曲线表现出非线性变化特征。通过模型预测结果与试验结果进行对比, 发现本文模型能够较好地反映上海附近海域海洋土和温州附近海域海洋土的上述特征。

由于模型参数 m_v 和 m_d 是根据固结压缩曲线确定, 因此, 为了进一步验证模型的有效性, 根据前述所得模型参数对原状样在不同围压下的固结排水剪切试验结果进行计算, 试验结果与计算结果对比如图 13, 14 所示。需要指出, 原状海洋土在剪切前的固结排水过程中会产生体应变, 对胶结结构性产生影响, 因此, 在剪切前应对固结过程进行模拟, 获得固结结束后的结构性因子 R_d 和胶结强度 p'_d , 以此作为初始条件进行三轴排水剪切计算。围压 100, 200, 400 kPa 条件下上海附近海域海洋土原状样在剪切前的 R_d 分

别为 0.558, 0.231, 0.132, p'_d 分别为 17.3, 7.2, 4.1 kPa; 围压 100, 200, 400 kPa 条件下温州附近海域海洋土原状样在剪切前的 R_d 分别为 0.32, 0.16, 0.09, p'_d 分别为 1.8, 0.9, 0.5 kPa。从图 13, 14 可以看出, 模型对不同围压下固结排水剪切过程中上海附近海域海洋土和温州附近海域海洋土原状样的应力-应变曲线以及体变-应变曲线的预测结果与试验结果基本一致, 表明模型能够较好地反映上海附近海域海洋土和温州附近海域海洋土的三轴剪切特性。

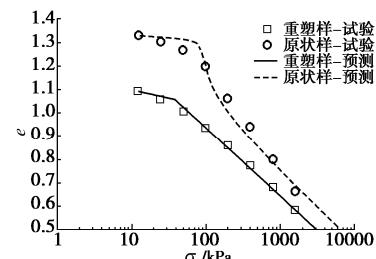


图 11 上海附近海域海洋土固结试验与预测对比

Fig. 11 Tested and predicted consolidation behaviors of Shanghai marine clay

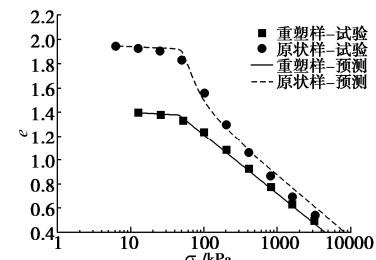


图 12 温州附近海域海洋土固结试验与预测对比

Fig. 12 Tested and predicted consolidation behaviors of Wenzhou marine clay

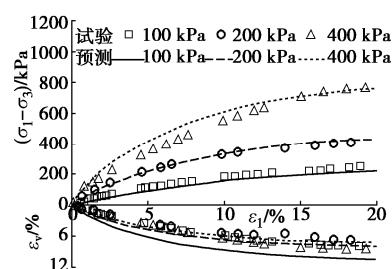


图 13 上海附近海域海洋土三轴排水剪切试验与预测对比

Fig. 13 Tested and predicted drained triaxial values on Shanghai marine clay

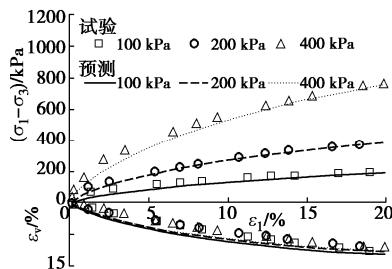


图 14 温州附近海域海洋土三轴排水剪切试验与预测对比
Fig. 14 Tested and predicted drained triaxial values on Wenzhou marine clay

图 15 为前文 1.2 节南海西部海域深海沉积物固结试验结果与本文模型预测结果的对比。可以看出, 本文模型能够较好地描述南海西部海域深海沉积物屈服前压缩性较小而屈服后压缩性迅速增大最终趋近于重塑土的非线性压缩变形特征。图 16 为前述 1.3 节南海西部海域深海沉积物三轴排水剪切试验结果与本文模型预测结果的对比。围压 100, 200, 300 kPa 条件下南海西部海域深海沉积物原状样在剪切前的 R_d 分别为 0.475, 0.317, 0.256, p'_b 分别为 6.3, 4.2, 3.4 kPa。可以看出, 本文模型采用同一组模型参数能够较好地预测南海西部海域深海沉积物原状样和重塑样的三轴排水剪切特性, 即本文模型能够很好地反映相同围压条件下原状海洋沉积物的抗剪强度低于重塑土, 而原状海洋沉积物的体变则大于重塑土的特性。

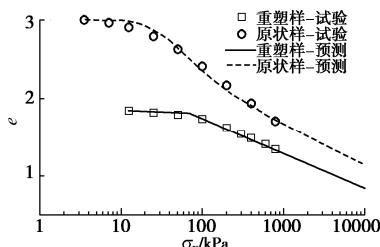


图 15 南海西部海域海洋沉积物固结试验与预测对比
Fig. 15 Tested and predicted consolidation behaviors of marine sediment in western basin of South China Sea

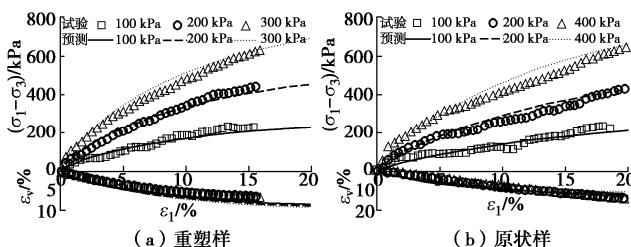


图 16 南海西部海域海洋沉积物三轴排水剪切试验与预测对比
Fig. 16 Tested and predicted drained triaxial values on marine sediment in western basin of South China Sea

5 结 论

通过对南海西部海域深海原状和重塑沉积物开

展固结试验和三轴剪切试验, 探讨了结构性对原状海洋沉积物的力学和变形特性影响, 并构建了考虑胶结结构性的原状海洋沉积物弹塑性本构模型, 主要得出以下 3 点结论:

(1) 结构性是影响海洋沉积物的力学和变形特性的重要因素之一。原状海洋沉积物的压缩曲线具有明显的非线性特征, 屈服前压缩性较小, 屈服后其压缩性随着荷载增大而迅速增大, 且表观压缩性大于重塑土, 最终压缩曲线逐渐趋近于重塑土。相同围压条件下原状海洋沉积物的抗剪强度低于重塑土、体变则大于重塑土。

(2) 通过针对三种典型原状海洋土的固结、三轴剪切试验结果与模型预测结果的对比分析, 验证了本文所构建的弹塑性本构模型的有效性和可靠性, 能够较好地描述原状海洋沉积物的非线性压缩特征以及应力-应变、体变-应变特征。

(3) 由于本文重点在于分析结构性对原状海洋沉积物的力学和变形特性的影响并建立相应的本构模型, 本文暂未考虑低温高压环境对海洋沉积物力学和变形特性的影响。深海低温高压环境下海洋沉积物的力学和变形特性值得进一步深入研究。

参 考 文 献:

- [1] 孔令伟, 吕海波, 汪 稔, 等. 湛江海域结构性海洋土的工程特性及其微观机制[J]. 水利学报, 2002, 33(9): 82–88.
(KONG Ling-wei, LÜ Hai-bo, WANG Ren, et al. Engineering properties and micro-mechanism of structural marine soil in Zhanjiang Sea area[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2002, 33(9): 82–88. (in Chinese))
- [2] CHEN B, SUN D A, YUN-SHI H. Experimental study on strength characteristics and microscopic mechanism of marine soft clays[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2020, 38(5): 570–582.
- [3] NIAN T K, JIAO H B, FAN N, et al. Microstructure analysis on the dynamic behavior of marine clay in the South China Sea[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2020, 38(3): 349–362.
- [4] 郭小青, 朱 斌, 刘晋超, 等. 珠江口海洋软土不排水抗剪强度及循环弱化特性试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(4): 1005–1012. (GUO Xiao-qing, ZHU Bin, LIU Jin-chao, et al. Experimental study of undrained shear strength and cyclic degradation behaviors of marine clay in Pearl River Estuary[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(4): 1005–1012. (in Chinese))
- [5] 任玉宾, 王 健, 杨 庆. 典型深海软黏土全流动循环软

- 化特性与微观结构探究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(8): 1562 - 1568. (REN Yu-bin, WANG Yin, YANG Qing. Full-flow cyclic degradation and micro-structure of representative deep-sea soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(8): 1562 - 1568. (in Chinese))
- [6] LIU M D, CARTER J P. A structured Cam-clay model[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, **39**(6): 1313 - 1332.
- [7] 万 征, 孟 达, 宋琛琛, 等. 状态变量相关三维饱和黏土结构性本构模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, **39**(4): 817 - 828. (WAN Zheng, MENG Da, SONG Chen-chen, et al. A three-dimensional structural constitutive model of saturated clays related to state variables[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, **39**(4): 817 - 828. (in Chinese))
- [8] JIANG J H, LING H I, YANG L. Approximate simulation of natural structured soft clays using a simplified bounding surface model[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, **17**(7): 06016044.
- [9] XIAO H W, LEE F H, LIU Y. Bounding surface cam-clay model with cohesion for cement-admixed clay[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, **17**(1): 04016026.
- [10] OURIA A. Disturbed state concept-based constitutive model for structured soils[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, **17**(7): 04017008.
- [11] 袁庆盟, 孔 亮, 赵亚鹏. 考虑水合物填充和胶结效应的深海能源土弹塑性本构模型[J]. 岩土力学, 2020, **41**(7): 2304 - 2312, 2341. (YUAN Qing-meng, KONG Liang, ZHAO Ya-peng. An elastoplastic model for energy soils considering filling and bonding effects[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(7): 2304 - 2312, 2341. (in Chinese))
- [12] 蒋明镜, 刘 俊, 周 卫, 等. 一个深海能源土弹塑性本构模型[J]. 岩土力学, 2018, **39**(4): 1153 - 1158. (JIANG Ming-jing, LIU Jun, ZHOU Wei, et al. An elasto-plastic constitutive model for methane hydrate bearing sediments[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(4): 1153 - 1158. (in Chinese))
- [13] 土的工程分类标准: GB/T 50145—2007[S]. 北京: 中国计划出版社, 2008. (Standard for Engineering Classification of Soil: GB/T 50145—2007[S]. Beijing: China Planning Press, 2008. (in Chinese))
- [14] 土工试验方法标准: GB/T 50123—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019. (Standard for Geotechnical Testing Method: GB/T 50123—2019[S]. Beijing: China Planning Press, 2019. (in Chinese))
- [15] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. Géotechnique, 1990, **40**(3): 329-378.
- [16] 李作勤. 有结构强度的欠压密土的力学特性[J]. 岩土工程学报, 1982, **4**(1): 34 - 45. (LI Zuo-qin. Mechanical characteristics of under-consolidated clay soils with structural strength[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1982, **4**(1): 34 - 45. (in Chinese))
- [17] HONG Z S, LIU S Y, SHEN S L, et al. Comparison in undrained shear strength between undisturbed and remolded ariake clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, **132**(2): 272 - 275.
- [18] BUSCH W H, KELLER G H. Consolidation characteristics of sediments from the Peru-Chile continental margin and implications for past sediment instability[J]. Marine Geology, 1982, **45**(1/2): 17 - 39.
- [19] BAUDET B, STALLEBRASS S. A constitutive model for structured clays[J]. Géotechnique, 2004, **54**(4): 269 - 278.
- [20] YANG C, CARTER J P, SHENG D C. Description of compression behaviour of structured soils and its application[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, **51**(8): 921 - 933.
- [21] LIU W H, LI W G, and SUN X L. New approach to interpret the mechanical behavior of structured soils[J]. International Journal of Geomechanics, 2021, **21**(2): 06020040.
- [22] ROTTA G V, CONSOLI N C, PRIETTO P D M, et al. Isotropic yielding in an artificially cemented soil cured under stress[J]. Géotechnique, 2003, **53**(5): 493 - 501
- [23] NGUYEN L D, FATAHI B, KHABBAZ H. A constitutive model for cemented clays capturing cementation degradation[J]. International Journal of Plasticity, 2014, **56**: 1 - 18.