

超固结合气黏土的改进界面模型

钟燕辉, 王一帆, 蔡鸿健, 张蓓, 李晓龙, 郝梅美, 臧全胜

(郑州大学 水利与交通学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 含气黏土广泛分布于软黏土沉积层中, 往往具有显著的超固结特性。然而, 现有本构模型多针对正常固结黏土建立, 难以准确描述超固结合气黏土所表现出的峰值强度、应变软化等复杂力学行为。为此, 基于边界面理论, 引入形状可调的屈服面方程, 构建了能够反映超固结程度变化的剪胀方程, 并通过耦合气泡损伤效应与孔隙水压力作用下的气泡浸没效应, 建立了一个适用于超固结合气黏土力学行为的本构模型。同时, 采用所提出的本构模型, 分别对比了马来西亚高岭土和 Speciwhite 高岭土在不同含气特性和超固结特性下的不排水抗剪强度理论预测与试验结果。验证结果表明: 该模型能够准确描述低孔压下以气泡浸没效应为主导的强度增强行为, 以及高孔压下以损伤效应为主导的强度弱化现象; 较好地预测不同超固结比、初始饱和度及孔隙水压力条件下, 马来西亚高岭土与 Speciwhite 高岭土的应力应变关系、有效应力路径及不排水抗剪强度的演化规律。

关键词: 含气黏土; 本构模型; 超固结; 剪胀方程; 界面模型; 不排水抗剪强度

中图分类号: TU431; TU447

文献标志码: A

doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2026.06.009

海底沉积物中广泛分布着由生物成因和热成因作用形成的游离气泡^[1]。研究表明, 含气黏土具有独特的复合结构: 气泡以离散形式分布于饱和土基质中, 且其体积通常远大于基质孔隙体积^[2-3]。与传统非饱和土中气相连续的特征不同, 含气黏土中的气相是非连续的, 而水相保持连续, 形成气-液非连续的复合结构^[4]。在特定条件下, 含气黏土中的孔隙水从土基质渗入气体空腔, 引发气泡浸没现象。该过程使得土基质形成局部排水现象, 从而提高了土体的不排水抗剪强度; 另一方面, 离散大气泡的存在会对土体的塑性硬化产生不利影响, 降低其承载力和抗剪强度^[5-6]。含气黏土结构的复杂性不仅会影响海底沉积物的力学性质, 还可能诱发海底地基失稳、大规模滑坡等灾害, 对海洋工程安全构成严重威胁^[7-9]。

此外, 为推进能源结构转型, 近年来我国东南沿海地区大力推进海上风电项目建设^[10]。该区域海床主要由深厚的软黏土层构成, 在天然沉积、长期波

浪循环荷载及历史地震等因素影响下, 沉积土层普遍具有超固结特征^[11]。超固结黏土表现出土颗粒排列紧密、孔隙比低、峰值强度高等特点, 在剪切作用下易出现应变软化和剪胀现象, 力学响应更为复杂^[12-13]。超固结作用增强土骨架的致密性, 从而对气泡施加更强的约束。这种约束进一步强化了气泡与土骨架之间的相互作用, 影响土体的力学响应与整体稳定性^[14-16]。

在已有研究中, Wheeler^[2]首次揭示了气泡浸没现象, 并预测了含气黏土不排水抗剪强度的上下阈值; Hong 等^[5]通过不同类型含气黏土的试验, 验证了初始孔隙水压力对细粒含气黏土不排水剪切行为的影响, 揭示了气泡浸没通过耗散超孔隙水压力以增强土体抗剪强度的机制; Gao 等^[17]基于修正剑桥模型框架, 提出了一个适用于正常固结合气黏土的临界状态模型, 该模型虽能有效表征正常固结合气黏土的力学行为, 但在超固结状态下的适用性较为有限, 不仅会高估预测峰值强度, 而且无法捕捉应变

收稿日期: 2026-02-02; 修订日期: 2026-03-16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52578540); 河南省自然科学基金资助项目(242300420401); 河南省高等学校重点科研项目计划(25A560008); 河南省科技攻关项目(262102241002)

作者简介: 钟燕辉(1975—), 男, 湖北钟祥人, 郑州大学教授, 博士, 博士生导师, 主要从事工程安全与防护理论与技术的研究, E-mail: zhong_yanhui@163.com。

通信作者: 蔡鸿健(1993—), 男, 黑龙江人, 郑州大学讲师, 博士, 主要从事特殊岩土本构关系研究, E-mail: hongjiancai@zzu.edu.cn。

软化与剪胀现象,难以精确描述超固结含气黏土的力学特性;随后,Cai等^[14]提出了一个考虑超固结效应和气泡浸没效应的边界模型,但该模型仍缺乏可表征含气黏土超固结程度对其剪胀行为影响的剪胀关系。因此,构建可反映含气黏土超固结状态力学特征的本构模型,对研究海洋工程设施的稳定与安全具有重要意义。

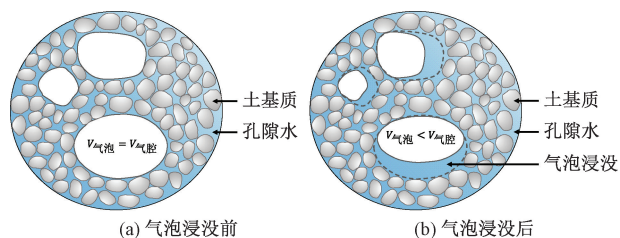


图1 气泡浸没效应下气泡和气腔体积变化

Figure 1 Variation of gas bubble and cavity during bubble flooding

为有效地表征超固结含气黏土的不排水抗剪强度特性,本文基于热力学原理引入形状可调的屈服面方程,并充分考虑超固结含气黏土的剪胀特性随超固结程度的变化,提出一个新的剪胀方程,并量化气体空腔对土体塑性模量的损伤效应以及由孔隙水压力升高引发气泡浸没效应的影响,最后,采用马来西亚高岭土与Speciwhite高岭土的试验数据对模型进行了验证。

1 应力应变关系

含气黏土作为一种特殊的土体类型,被视为一种由饱和土基质和离散的气泡组成的复合多相介质^[18]。土体受剪切作用时,若未发生气泡浸没效应,含气土体内气泡体积与气腔体积相等;而当发生气泡浸没效应时,饱和土基质中的孔隙水进入气体空腔内部,使得气泡体积小于气腔体积,形成局部排水的效果^[6,19],如图1所示。在大多数情况下,土体内气泡的体积分数 f 极小,因此气体压力对总应力的贡献可忽略不计。因此含气黏土的应力应变关系式可表示为^[6]

$$p_m = p; \quad (1)$$

$$p'_m = p' = p - u_w; \quad (2)$$

$$q_m = q_0. \quad (3)$$

式中: p_m 、 p'_m 为饱和土基质的总应力与平均有效正应力; q_m 为饱和土基质的偏应力; u_w 为孔隙水压力。由于气泡无法承受剪切应力,因此土体的总偏应力完全由饱和土基质承担。气体体积分数 f 可表示为

$$V_c = V_g = (1 - S_r)e; \quad (4)$$

$$f = V_c/V = (1 - S_r)e/(1 + e). \quad (5)$$

式中: V_c 为气泡空腔体积; V 为土体总体积; V_g 为气泡体积; S_r 为饱和度; e 为孔隙比。当发生气泡浸没时,依据Gao等^[6]的研究,含气黏土的总应变可根据复合材料特性进行如下分解

$$\varepsilon_q = \varepsilon_q^m; \quad (6)$$

$$\varepsilon_v = (1 - f)\varepsilon_v^m + f\varepsilon_v^c. \quad (7)$$

式中: ε_q 为剪应变; ε_v 为体应变; m 和 c 分别代表饱和土基质与气泡空腔,含气黏土的剪切变形与饱和土基质保持一致。因此,含气黏土的整体本构方程是基于饱和土基质的本构模型以及气泡体积变化方程推导而得^[17]。气腔的体积应变增量为

$$d\varepsilon_v^c = \frac{dV_c}{V_c}; \quad (8)$$

$$d\varepsilon_v^m = d\varepsilon_v^b + d\varepsilon_v^f. \quad (9)$$

饱和土基质的体积应变增量需要同时考虑边界排水和气泡浸没两种效应, $d\varepsilon_v^b$ 为边界排水体积应变,而 $d\varepsilon_v^f$ 表示由气泡浸没效应引起孔隙水流入气泡空腔内部所形成的局部排水体积应变^[19]。

2 本构模型

大量试验表明^[11,13,20-21],超固结黏土剪切过程中不存在纯弹性响应阶段;而经典弹塑性理论假设初始屈服面内仅发生弹性响应,仅当应力状态达到屈服面时才产生弹塑性响应,因此无法模拟超固结土加载初期的弹塑性行为;同时,经典弹塑性理论模型缺乏表征非饱和状态及气泡演化的机制,如图2所示。为克服上述模型的局限性,本文引入边界模型并耦合含气演化方程,从而实现对超固结含气黏土加载全过程力学响应的准确模拟。

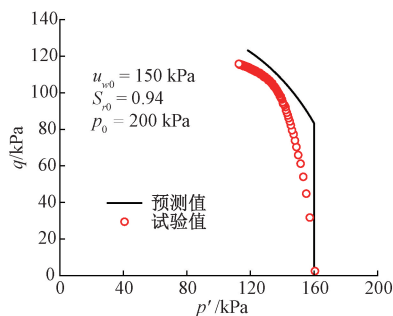


图2 基于修正剑桥模型的超固结含气黏土应力路径预测
Figure 2 Prediction for the stress path for overconsolidated gassy clay by MCC

2.1 屈服面方程

超固结黏土因先期固结压力较高,剪切过程中会先达到峰值强度,随后强度降低(即应变软化),并伴随剪胀现象,且该现象随超固结比增大而愈发

显著^[12];在应力空间中“干侧”与“湿侧”的屈服特性存在差异,传统模型假设的对称性无法反映这种实际现象^[10,13];因此,本文基于热力学原理,引入 α - β 模型作为材料参数 $M(p', p_0)$,采用形状可调的屈服面方程作为边界面屈服面,见公式(10)^[22]。通过该模型可在给定的先期固结压力下,较好地描述出子弹形、椭圆形等典型的屈服面形状^[22],如图3所示。

$$F = \left[\alpha + \frac{\beta(1-\alpha)p'}{p_0} \right]^2 M^2 p'(p' - p_0) + q^2. \quad (10)$$

式中: α, β 为屈服面形状参数,与土体的性质有关; p_0 为先期固结压力,表征初始屈服面的大小; p' 为平均正应力; q 为偏应力; M 为临界状态应力比。参数 α 用于调控屈服面的整体形态,模拟屈服面形状从椭圆形到泪滴形的变化;参数 β 则用于调节屈服面与临界状态线的间距比,控制两者交点的相对位置,从而更好地模拟土体在超固结状态下的力学特性。

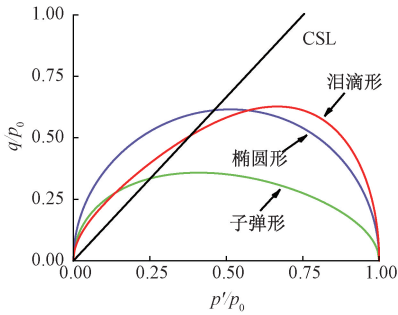


图3 不同参数 α 和 β 下屈服面的形状

Figure 3 Modified yield surfaces with various α and β values

2.2 剪胀关系

为模拟超固结黏土的剪胀特性,采用径向映射规则,即以坐标原点为固定映射中心,模拟超固结土的剪胀特性^[22-24]。通过几何投影将坐标原点作为固定的映射中心,将当前应力点 (p, q) 映射至边界面上,将映射中心与真实应力点的连线交于边界面上的点称为参考应力点 (\bar{p}, \bar{q}) ,如图4所示。本文采用当前应力点到映射中心的距离 r 与参考应力点到映射中心的距离 \bar{r} 之比 R 为超固结参数

$$R = r/\bar{r} = p'/\bar{p}' = q/\bar{q}. \quad (11)$$

式中: \bar{p}', \bar{q} 分别为边界面上的参考平均正应力和剪应力。

大量的试验数据表明^[11-13],超固结黏土的剪胀特性与超固结程度密切相关,本文结合修正剑桥模型的剪胀方程和超固结参数 R ,并参考Gao^[12]等的

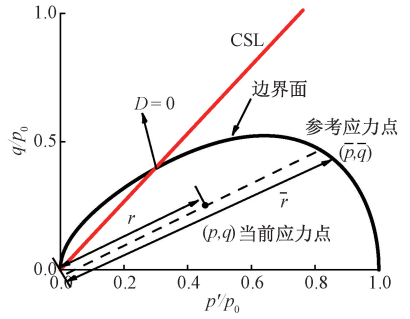


图4 边界面与映射法则

Figure 4 Bounding surface and mapping rule

研究,提出了一个新的超固结土的剪胀方程

$$D = 0.5(M_d^\chi - \eta^\chi)/\eta; \quad (12)$$

$$M_d = MR^m. \quad (13)$$

式中, χ, m 为非负常数; M_d 为相变应力比。图5表示不同超固结度对应的剪胀曲线,图6展示了不同参数 χ 对应的剪胀曲线,由此可以总结出本文的剪胀方程有以下特征:

(1)随着土体超固结比OCR的增加, R 值减小, M_d 和 D 值随之减小,这表明,在应力比 η 相同的条件下,超固结度越高的黏土,其剪胀性越强,这与试验观测结果一致^[11];

(2)当 χ 值的较小时,曲线发展较为平缓,峰值强度后的软化现象不明显; χ 较大时,曲线表现出的剪胀性较强,峰值强度后会出现强度衰减。

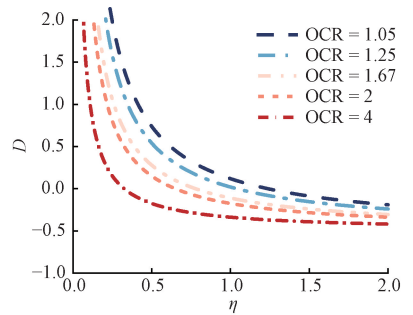


图5 不同超固结度下的剪胀关系

Figure 5 Dilatancy relationships under different OCRs

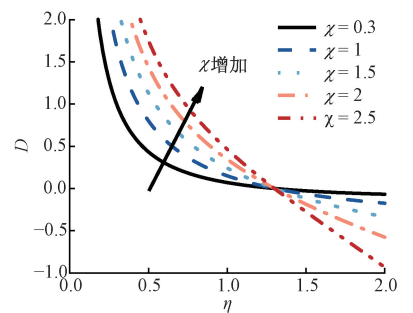


图6 不同参数 χ 对应的剪胀关系

Figure 6 Dilatancy relationships under different values of χ

2.3 硬化定律

研究表明^[17,19],含气黏土中离散的气泡将削弱土基质的抗剪强度,对其塑性硬化产生显著的损伤效应。本文对硬化定律进行修正,引入一个耦合孔隙水压力与气体体积分数的损伤函数项 r_2 ,修正后的硬化定律如下^[14,17]

$$dp_0 = \langle L \rangle r_{pc} = \langle L \rangle (r_1 - r_2) = \langle L \rangle \frac{(1+e)p_0}{\lambda - \kappa} \frac{\partial F}{\partial q} D \left[1 - 7\sqrt{f} \frac{\eta}{M} \left(1 - e^{-\frac{u_w + p_a}{p_0}} \right) \right]. \quad (14)$$

式中: L 为加载指数; λ 为压缩指数; κ 为回弹指数; p_a 为大气压力,参数 $\langle L \rangle$ 为麦考利括号; u_w 为孔隙水压力; $(u_w + p_a)/p_0$ 有效表征气泡界面处的水相压力。其中, r_1 与 MCC 模型一致; r_2 为损伤项,用于量化气泡对塑性硬化及抗剪强度的削弱效应。

当土体内无气泡存在时, $r_2 = 0$, 此时模型退化为经典 MCC 模型。已有研究表明^[2-3,18], 在无剪切作用时, 气泡仅影响饱和土基质在等向固结条件下的塑性硬化过程, 因此引入 η/M 因子, 确保在各向同性压缩时 $\eta = 0$, 此时 $r_2 = 0$, 这与试验观测一致。 $1 - \exp[-(u_w + p_a)/p_0]$ 使得损伤效应随孔隙水压力 u_w 的增大而增强, 符合实际物理机制^[14,17], 另外, 该硬化定律确保 r_2 随 $(u_w + p_a)/p_0$ 增大而趋于饱和上限, 表征了损伤效应的极限。

此外, 采用非关联塑性流动法则, 表达式如下:

$$d\varepsilon_v^{mp} = \langle L \rangle \frac{\partial F}{\partial q} D; \quad (15)$$

$$d\varepsilon_q^{mp} = \langle L \rangle \frac{\partial F}{\partial q}. \quad (16)$$

式中: $d\varepsilon_v^{mp}$ 和 $d\varepsilon_q^{mp}$ 分别表示饱和土基质的塑性体积应变和塑性剪应变增量。

2.4 塑性模量

为获得边界面模型中的塑性模量, 由边界面的一致性条件推导边界面塑性模量表达式^[23], 具体表达式如下:

$$dF = \frac{\partial F}{\partial p'} dp' + \frac{\partial F}{\partial \bar{q}} d\bar{q} + \underbrace{\frac{\partial F}{\partial p_0} dp_0}_{-\langle L \rangle \bar{K}_p} = \frac{\partial F}{\partial p'} dp' + \frac{\partial F}{\partial \bar{q}} d\bar{q} - \langle L \rangle \bar{K}_p = 0. \quad (17)$$

边界面模型中通常采用关于 \bar{K}_p 的插值函数来得到真实应力点的塑性模量, 本文采用如下形式进行插值计算^[23]。

$$\bar{K}_p = -\frac{\partial F}{\partial p_0} \frac{1+e}{\lambda - \kappa} p_0 \frac{\partial F}{\partial q} \left(\frac{M_k^x - \eta^x}{2\eta} \right).$$

$$\left[1 - 7\sqrt{f} \frac{\eta}{M} \left(1 - e^{-\frac{u_w + p_a}{p_0}} \right) \right]; \quad (18)$$

$$M_k = MR^{-n}. \quad (19)$$

式中: M_k 为虚拟峰值应力比; n 为虚拟峰值强度参数, 式(18)和式(19)有效反映超固结度对塑性模量的影响。

2.5 气泡浸没

研究表明^[17], 气泡浸没效应仅在非饱和土基质且孔隙水压力增量大于 0 时出现, 并且当孔隙水压力 u_w 较低时, 孔隙水涌入气泡空腔的效应更为明显, 气腔体积变化更为显著; 而在较高的孔隙水压力下, 气泡浸没效应引起含气黏土强度增强的效果会相应减弱。本文沿用 Cai 的研究思路^[14], $d\varepsilon_v^f$ 的计算公式如下。

$$d\varepsilon_v^f = Adu_w; \quad (20)$$

$$A = \begin{cases} \frac{(1 - S_r)e}{(u_w + p_a)(1 + e)}, & du_w > 0; \\ 0, & du_w \leq 0. \end{cases} \quad (21)$$

在本模型中忽略气体向孔隙水中的溶解现象, 在发生气泡浸没效应时, 孔隙水进入气腔内部, 含气黏土的体积变化取决于气腔总体积、实际气体体积以及气体压力等方面因素。由于基质有效应力的变化引起气腔的相应变形, 气腔的体积应变增量受有效应力变化 dp' 的影响^[14]。采用简化气腔体积变形模拟方法, 气腔的体积应变增量可表示为

$$d\varepsilon_v^c = \frac{dV_c}{V_c} = Bdp' = \frac{1}{p' + u_w + p_a} dp'. \quad (22)$$

式中: $d\varepsilon_v^c$ 为气腔体积变化量; dp' 为平均有效应力变化增量。

2.6 弹塑性本构方程

根据气泡空腔体积变化方程, 结合本文所采用的边界面模型, 可推导含气黏土的本构方程。其中, 土中任意一点的应变增量可表示为

$$d\varepsilon_v^m = d\varepsilon_v^{mc} + d\varepsilon_v^{mp}; \quad (23)$$

$$d\varepsilon_q^m = d\varepsilon_q^{mc} + d\varepsilon_q^{mp}. \quad (24)$$

总体积应变增量可表示为

$$d\varepsilon_v = (1 - f) \left(\frac{dp'}{K_m} + \langle L \rangle \frac{\partial F}{\partial q} D \right) + fBdp'. \quad (25)$$

由公式(25)可得 dp' 的表达式为

$$dp' = \frac{d\varepsilon_v - (1 - f) \langle L \rangle \frac{\partial F}{\partial q} D}{(1 - f)/K_m + fB} = \frac{d\varepsilon_v}{X} - \langle L \rangle \frac{1 - f}{X} \frac{\partial F}{\partial q} D. \quad (26)$$

式中: X 表示分母 $(1 - f)/K_m + fB$, 将公式(26)和屈服函数的一致性条件相结合, 得到公式(27)

$$\frac{\partial F}{\partial p'} \left(\frac{d\varepsilon_v}{X} - \langle L \rangle \frac{1-f}{X} \frac{\partial F}{\partial q} D \right) + 3G_m \frac{\partial F}{\partial q} \left(d\varepsilon_q - \langle L \rangle \frac{\partial F}{\partial q} \right) - \langle L \rangle K_p = 0. \quad (27)$$

由公式(27)确定加载指数 L

$$L = \frac{\frac{1}{X} \frac{\partial F}{\partial p'} d\varepsilon_v + 3G_m \frac{\partial F}{\partial q} d\varepsilon_q}{K_p + \frac{1-f}{X} \frac{\partial F}{\partial p'} \frac{\partial F}{\partial q} D + 3G_m \left(\frac{\partial F}{\partial q} \right)^2} = \frac{\Lambda_p d\varepsilon_v + \Lambda_q d\varepsilon_q}{K_p + \frac{1-f}{X} \frac{\partial F}{\partial p'} \frac{\partial F}{\partial q} D + 3G_m \left(\frac{\partial F}{\partial q} \right)^2} \quad (28)$$

因此本构方程由矩阵形式表示为

$$\begin{bmatrix} dp' \\ dq \\ du_w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{pp} & C_{pq} & 0 \\ C_{qp} & C_{qq} & 0 \\ C_{wp} & C_{wq} & C_{wb} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_q \\ d\varepsilon_w^b \end{bmatrix}. \quad (29)$$

3 模型验证

为验证本模型的准确性,对不同饱和度、初始孔隙水压力、超固结度等条件下的含气马来西亚高岭土^[18]和含气 Specwhite 高岭土^[25]两种土样的试验数据进行模拟验证。

3.1 参数标定

本模型中,共有 λ 、 κ 、 ν 、 M 、 N 、 α 和 β 等七个参数,其中,参数 λ 、 κ 、 ν 、 M 和 N 与修正剑桥模型参数一致,可根据饱和土体的常规三轴试验和固结试验来确定^[18],参见表 2。而参数 α 和 β 分别用于调节屈服面的形状和临界状态线与屈服面的交点位置,其取值可基于饱和土体的三轴试验数据。为确保模型在饱和情况下的适用性,在标定参数 α 和 β 前,将气体体积分数 f 设为 0,使含气泡的模型退化为不考虑气泡作用的界面模型。根据饱和土在超固结条件下屈服面形状,先设置 α 的值,它通常在 0.7~1 的

范围内变化,再通过与间距比的关系可得到 β ^[22]。

3.2 含气马来西亚高岭土

Hong^[18]等针对超固结状态下的含气马来西亚高岭土展开了各向同性固结试验及不排水三轴压缩试验的研究。图 7、图 8 和图 9 分别展示了含气马来西亚高岭土在不同初始条件下的应力路径、应力应变关系和孔压与应变关系试验值与预测值的对比结果。在较低初始孔隙水压力和低初始饱和度的条件下,含气马来西亚高岭土由气泡浸没效应所引起的局部排水现象相较于气泡的削弱效应更占据主导,土体的不排水抗剪强度相对较高;在较高初始孔隙水压力和高初始饱和度条件下,较高的孔压会抑制孔隙水向气泡空腔的流动,气泡的浸泡效应显著削弱,气泡损伤效应占据主导,因此其相较于饱和黏土其不排水抗剪强度较低。由归一化超孔隙水压力演化曲线可知,在相同超固结比下,较高的初始孔隙水压力会显著促进剪切过程中超孔隙水压力的积累。

3.3 含气 speciwhite 高岭土

Sham^[25]采用 Wheeler^[2]等提出的方法对含气 Specwhite 高岭土开展了不排水三轴试验,并获得其应力应变关系。与含气马来西亚高岭土不同,Specwhite 高岭土的颗粒结构更为细小,更致密的颗粒结构限制了孔隙水向空腔中的局部迁移,因此,含气 Specwhite 高岭土对气泡浸没效应的敏感性较低,气泡损伤效应占据主导,土体表现为较低的不排水抗剪强度^[2-3]。试验值与模拟值的对比如图 10 所示,一方面,对于正常固结状态的含气 Specwhite 高岭土,其在不排水剪切试验下的应力应变关系及有效应力路径,模型预测与试验数据较为吻合;另一方面,针对超固结含气 Specwhite 高岭土,模型对归一化不排水抗剪强度的预测结果也与试验数据保持良

表 1 参数表

Table 1 List of symbols

土的基本特性		超固结特性		屈服面特性		含气特性	
符号	名称	符号	名称	符号	名称	符号	名称
λ	压缩指数	m	材料常数	α	屈服面参数	f	气体体积分数
κ	回弹指数	n	材料常数	β	屈服面参数	e	孔隙比
ν	泊松比	χ	剪胀参数	CSL	临界状态线	S_r	饱和度
M	临界应力比	M_d	相变应力比	r	当前应力点映射距离	V_c	气腔体积
N	正常固结线截距	M_k	虚拟峰值应力比	\bar{r}	参考应力点映射距离	V_g	气泡体积

表 2 模型参数

Table 2 Model constants for various soils

	λ	κ	ν	M	N	χ	m	n	α	β
Malaysian Kaolin	0.14	0.050	0.25	1.04	3.81	1	1	4	0.6	0.6
Speciwhite Kaolin	0.23	0.014	0.20	0.87	3.35	1	1.5	5	1	2

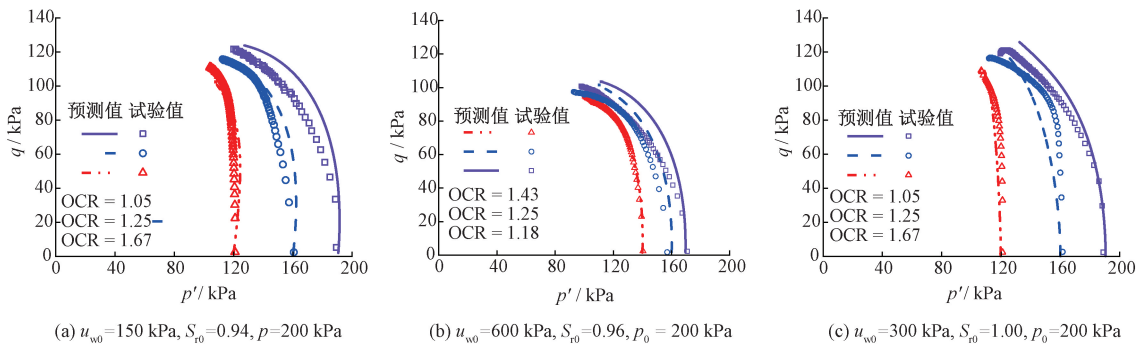


图 7 含气马来西亚高岭土在不同孔压和饱和度条件下应力路径试验与预测对比

Figure 7 Comparison of test and prediction of stress path of Malaysian kaolin gassy at different u_{w0} and S_{r0}

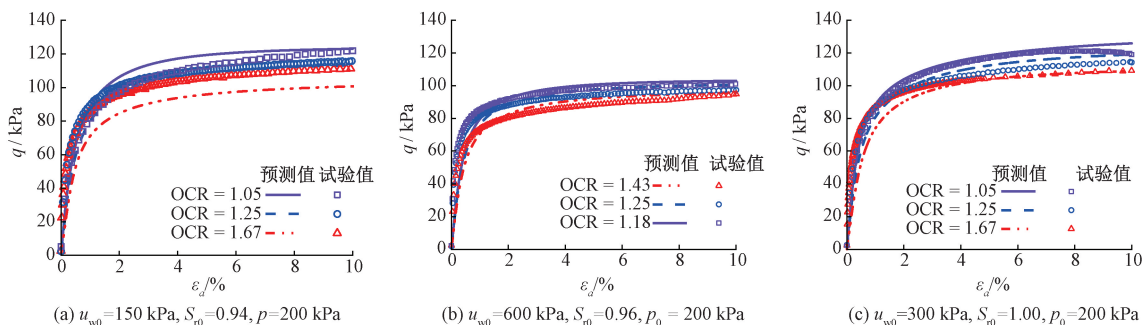


图 8 含气马来西亚高岭土在不同孔压和饱和度条件下应力-应变关系试验与预测对比

Figure 8 Comparison of test and prediction of stress-strain relationships of Malaysian kaolin gassy at different u_{w0} and S_{r0}

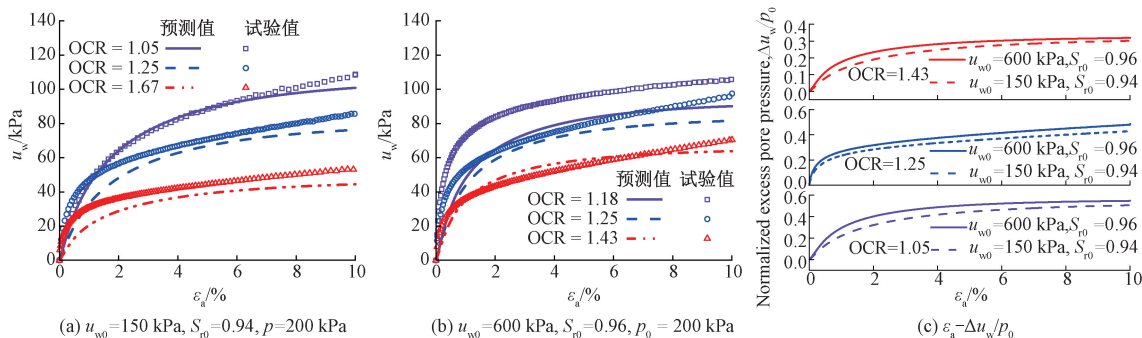


图 9 含气马来西亚高岭土在不同孔压和饱和度条件下孔压-应变关系试验与预测对比

Figure 9 Comparison of test and prediction of u_w and ϵ_a relationships of Malaysian kaolin gassy at different u_{w0} and S_{r0}

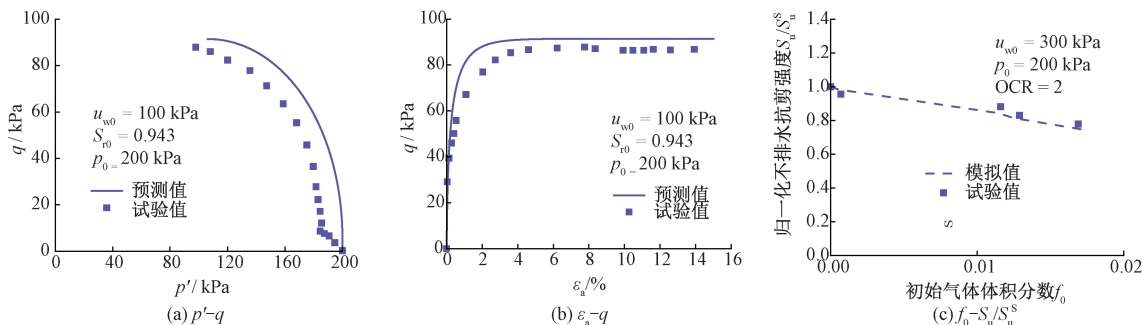


图 10 含气 Specwhite 高岭土试验与模型预测对比

Figure 10 Comparison of test and prediction of Specwhite Kaolin gassy

好一致性,可见本文对于正常固结与超固结状态下 良好的适用性。
含气 Specwhite 高岭土不排水剪切行为的模拟具有

4 结论

为准确模拟超固结含气黏土剪胀特性随超固结比的变化规律,并描述离散气泡对不排水抗剪强度的双重影响,本文引入了能够灵活表征超固结黏土屈服面形态的双参数屈服面,克服了修正剑桥模型在超固结土模拟中的不足;提出了能够反映超固结比影响的剪胀方程;分别建立了表征气泡对塑性硬化削弱效应的函数,以及量化气泡浸没效应的函数,描述气泡对土体强度的削弱与增强机制,结合边界理论,构建了超固结含气黏土的本构模型。模型验证结果表明,该模型能够较好地预测不同超固结比、初始饱和度及孔隙水压力条件下,马来西亚高岭土与Speciwhite高岭土的应力应变关系、有效应力路径及归一化强度的演化规律。

参考文献:

- [1] Sills G C, Wheeler S J, Thomas S D, et al. Behaviour of offshore soils containing gas bubbles[J]. *Géotechnique*, 1991, 41(2): 227-241.
- [2] Wheeler S J. The undrained shear strength of soils containing large gas bubbles[J]. *Géotechnique*, 1988, 38(3): 399-413.
- [3] Wheeler S J, Sham W K, Thomas S D. Gas pressure in unsaturated offshore soils[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1990, 27(1): 79-89.
- [4] Sultan N, De Gennaro V, Puech A. Mechanical behaviour of gas-charged marine plastic sediments[J]. *Géotechnique*, 2012, 62(9): 751-766.
- [5] Hong Y, Wang L Z, Ng C W W, et al. Effect of initial pore pressure on undrained shear behaviour of fine-grained gassy soil[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, 54(11): 1592-1600.
- [6] Gao Zhiwei, Hong Yi, Wang Lizhong. Constitutive modelling of fine-grained gassy soil: a composite approach[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2020, 44(9): 1350-1368.
- [7] Jommi C, Muraro S, Trivellato E, et al. Experimental results on the influence of gas on the mechanical response of peats[J]. *Géotechnique*, 2019, 69(9): 753-766.
- [8] Blouin A, Sultan N, Callot J P, et al. Sediment damage caused by gas exsolution: a key mechanism for mud volcano formation[J]. *Engineering Geology*, 2019, 263: 105313.
- [9] Stagg C L, Schoolmaster D R, Krauss K W, et al. Causal mechanisms of soil organic matter decomposition: deconstructing salinity and flooding impacts in coastal wetlands[J]. *Ecology*, 2017, 98(8): 2003-2018.
- [10] Jocković S, Vukićević M. Bounding surface model for overconsolidated clays with new state parameter formulation of hardening rule[J]. *Computers and Geotechnics*, 2017, 83: 16-29.
- [11] Nakai T, Hinokio M. A simple elastoplastic model for normally and over consolidated soils with unified material parameters[J]. *Soils and Foundations*, 2004, 44(2): 53-70.
- [12] Gao Zhiwei, Zhao Jidong, Yin Zhenyu. Dilatancy relation for overconsolidated clay[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2017, 17(5): 06016035.
- [13] Chen Yanni, Yang Zhongxuan. Thermodynamics-based bounding surface model for overconsolidated clay[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2017, 39(3): 547-553. [陈艳妮, 杨仲轩. 基于热力学理论的超固结黏土边界模型[J]. *岩土工程学报*, 2017, 39(3): 547-553.]
- [14] Cai Hongjian, Gao Zhiwei, Hong Yi, et al. A bounding surface model for gassy clay[J]. *Computers and Geotechnics*, 2023, 161: 105565.
- [15] Ma Dongdong, Wu Yu, Yin Jiadi, et al. Effect of initial pore pressure on the hydraulic fracturing of tight sandstone: an experimental study[J]. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2023, 9: 15.
- [16] Li Xiaoqiang, Lu Dechun, Dong Xiaoqiang, et al. A simple 3D elastoplastic constitutive model for overconsolidated soils based on the improved Hvorslev envelope[J]. *Computers and Geotechnics*, 2023, 162: 105657.
- [17] Gao Zhiwei, Cai Hongjian, Hong Yi, et al. A critical state constitutive model for gassy clay[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2022, 59(6): 1033-1045.
- [18] Hong Yi, Wang Lizhong, Zhang Jianfeng, et al. 3D elastoplastic model for fine-grained gassy soil considering the gas-dependent yield surface shape and stress-dilatancy[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2020, 146(5): 04020037.
- [19] Gao Zhiwei, Cai Hongjian. Effect of total stress path and gas volume change on undrained shear strength of gassy clay[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2021, 21(11): 04021218.
- [20] Zhang Shuo, Ye Guanlin, Wang Jianhua. Elastoplastic model for overconsolidated clays with focus on volume change under general loading conditions[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2018, 18(3): 04018005.
- [21] Gu Chenglong, Sun Yifei, Huang Xingbo, et al. Comparative analysis of two boundary surface constitutive models for sand considering particle breakage[J]. *Journal of Zhengzhou University (Engineering Science)*, 2026, 47

- (1): 110–115. [谷成龙, 孙逸飞, 黄星博, 等. 两种考虑颗粒破碎的砂土界面本构模型对比分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2026, 47(1): 110–115.]
- [22] Chen Y N, Yang Z X. A family of improved yield surfaces and their application in modeling of isotropically over-consolidated clays[J]. Computers and Geotechnics, 2017, 90: 133–143.
- [23] Xu Bin, Chen Kehao, Pang Rui. Dilatancy equation and bounding surface model of over-consolidated clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(2): 449–456. [徐斌, 陈柯好, 庞锐. 超固结黏土的剪胀方程及边界模型[J]. 岩土力学, 2025, 46(2): 449–456.]
- [24] Yan Fuyou, Cui Hao, Li Junchao, et al. Bounding surface model and parameters study on describing the behavior of cement-treated clay with cementation degradation[J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2021, 42(1): 63–69. [闫富有, 崔昊, 李俊超, 等. 考虑胶结退化的水泥土土界面模型及参数研究[J]. 郑州大学学报(工学版), 2021, 42(1): 63–69.]
- [25] SHAM W K. The undrained shear strength of soils containing large gas bubbles[D]. Belfast; Queen's University Belfast, 1989.

An Improved Bounding Surface Model for Overconsolidated Gassy Clay

ZHONG Yanhui, WANG Yifan, CAI Hongjian, ZHANG Bei, LI Xiaolong, HAO Meimei, ZANG Quansheng

(School of Water Conservancy and Transportation, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Gassy clay is widely distributed in soft clay deposits and often exhibits significant overconsolidation characteristics. However, most existing constitutive models were developed for normally consolidated clay, making it difficult to accurately describe the complex mechanical behaviors of overconsolidated gassy clay, such as peak strength and strain softening. Therefore, based on bounding surface theory, a shape adjustable yield surface equation was introduced, and a dilatancy equation reflecting the variation in the degree of overconsolidation was constructed. By coupling the bubble damage effect with the bubble flooding effect induced by pore water pressure, a constitutive model suitable for the mechanical behavior of overconsolidated gassy clay was established. Using the proposed model, theoretical predictions of undrained shear strength were compared with experimental results for Malaysian kaolin and Speciwhite kaolin under different gas and overconsolidation characteristics. Validation results indicated that the model accurately captured the strength enhancement behavior dominated by the bubble flooding effect at low pore water pressures, as well as the strength degradation phenomenon dominated by the damage effect at high pore water pressures. Furthermore, it effectively predicted the stress strain relationships, effective stress paths, and the evolution of undrained shear strength for Malaysian kaolin and Speciwhite kaolin under varying overconsolidation ratios, initial degrees of saturation, and pore water pressures.

Keywords: Gassy clay; Constitutive model; Over-consolidation; Dilatancy relation; Bounding surface model; Undrained shear strength