

文章编号: 1007-2993(2024)03-0263-10

考虑深海能源土结构性影响的弹塑性本构模型

姜凯松¹ 戚承志^{1,2} 卢春生³ 王泽帆¹ 张宇嘉¹

(1. 北京建筑大学 土木与交通工程学院, 北京 100044; 2. 北京城市交通基础设施建设国际合作基地, 北京 100044;

3. 澳大利亚科廷大学 土木与机械工程学院, 珀斯 6845)

【摘要】 深海能源土是指水合物以不同赋存模式填充于孔隙中的海底沉积物。水合物的填充效应会对能源土的密度和孔隙比产生较大影响。水合物的胶结效应会产生随饱和度增大而增大的胶结力, 两种效应共同影响着深海能源土的复杂力学特性。同时能源土也是一种特殊的结构性土, 其骨架颗粒、孔隙性状和排列方式均会对能源土的强度、应变软化和剪胀剪缩等特性有影响。在 CSUH 模型的框架下, 通过建立与水合物饱和度相关的压硬性参数来反映水合物对能源土压缩特性的影响。其次考虑水合物填充效应的影响, 推导出了能源土的实际初始孔隙比计算式, 并将其引入至能源土的状态参数中来反映其剪胀特性。最后将用于描述土体损伤效应的结构性参数与水合物饱和度相关的胶结性参数作为硬化规律, 建立了一个考虑水合物填充效应的结构性深海能源土的弹塑性本构模型。通过与室内试验结果比较, 验证了该模型可有效反映能源土在不同水合物饱和度和围压条件下的应变硬化及软化、体积剪胀剪缩等复杂力学特性。

【关键词】 深海能源土; 结构性土; 本构模型; 破损规律

【中图分类号】 TU43

【文献标识码】 A

doi: 10.3969/j.issn.1007-2993.2024.03.002

Elastic-plastic Constitutive Model Considering Structural Effects of Deep-sea Energy Soil

Jiang Kaisong¹ Qi Chengzhi^{1,2} Lu Chunsheng³ Wang Zefan¹ Zhang Yujia¹

(1. Beijing University of Civil Engineering and Architecture, Beijing 100044, China; 2. Beijing International Cooperation Base for Urban Transportation Infrastructure Construction, Beijing 100044, China; 3. School of Civil and Mechanical Engineering, Curtin University, Perth 6845, Australia)

【Abstract】 Deep-sea energy soil refers to deep-sea sediments where gas hydrates are filled in various modes within the pores. The filling effect of gas hydrates significantly impacts the density and porosity ratio of deep-sea energy soil. Additionally, the cementation effect of gas hydrates generates increasing bonding force with increasing saturation, jointly affecting the complex mechanical properties of deep-sea energy soil. Furthermore, deep-sea energy soil is a distinctive structural soil, wherein the particle framework, pore characteristics, and arrangement influence its strength, strain softening, and characteristics such as shear dilation and contraction. Within the framework of the CSUH model, this research reflected the compressibility characteristics of gas hydrates on energy soil by establishing pressure-hardening parameters related to gas hydrate saturation. Furthermore, considering the influence of gas hydrate filling effects, the actual initial porosity calculation formula for energy soil was derived and incorporated into the state parameters to reflect its shear dilation characteristics. Finally, utilizing structural parameters describing soil damage effects and cementation parameters related to gas hydrate saturation as hardening rules, an elastoplastic constitutive model for structural deep-sea energy soil considering gas hydrate filling effects was established. Comparative analysis with indoor experimental results validates the model's efficacy in effectively reflecting the complex mechanical properties of energy soil under various gas hydrate saturations and confining pressure conditions, including strain hardening and softening, as well as volume shear dilation and contraction.

【Key words】 deep-sea energy soil; structured soil; constitutive model; damage law

基金项目: 国家自然科学基金项目(12172036, 51774018); 北京建筑大学市属高校基本科研业务费专项资金资助(ZF16087); 长江学者和创新团队发展计划项目(PCSIRT, IRT_17R06)

作者简介: 姜凯松, 男, 1998 年生, 苗族, 贵州锦屏人, 硕士研究生在读, 主要从事土体弹塑性本构模型研究。E-mail: jks_tsn@163.com

0 引言

能源土是指天然气水合物以不同赋存模式填充于孔隙中的深海沉积物。其中天然气水合物具有储量大、分布广、燃烧热量高和清洁无污染等特点,被科学家誉为 21 世纪最具开发价值的新型战略性新能源^[1]。天然气水合物在环境温度升高或压力降低时易分解,属于亚稳态物质^[2]。在水合物分解过程中,因其释放的气体和水不能及时排出,会使能源土形成较高的超孔隙压力,使有效应力逐渐减小,进而导致土层强度降低,极易造成深海滑坡或者地层塌陷等^[3]。因此,研究能源土的物理力学特性以及本构模型是非常重要的。

各国学者从不同角度对含水合物沉积物进行了大量研究。Winters 等^[4]采用团队自主研发的水合物三轴仪,在特定条件下制备了不同赋存模式甲烷水合物沉积物,并通过室内三轴试验和声波特性试验得到了对含水合物沉积物复杂力学性质的初步认识。Masui 等^[5]以 Toyoura 砂作为室内合成甲烷水合物沉积物的基质颗粒制备出了孔隙填充型和胶结型两种赋存模式的甲烷水合物沉积物试样,并与取自日本南海的原状甲烷水合物沉积物进行三轴试验对比。Clayton 等^[6]、颜荣涛等^[7]采用非饱和制样法和试样气体扩散法制备了两种不同赋存模式的能源土试样,并对试样进行了力学性能分析。Yun 等^[8]通过对四氢呋喃法制成的能源土试样进行三轴剪切试验,发现基质颗粒的比表面积对水合物的胶结作用有重要影响。吴 杨等^[9]通过对不同颗粒级配的能源土进行三轴剪切试验,发现随着细颗粒含量的提高,能源土的剪胀特性越显著。基于此,可以推断:含水合物沉积物的刚度和强度会随着水合物饱和度的增大而增大,且水合物赋存模式、围压水平、环境温度、孔隙压力和颗粒级配等因素均对能源土力学特性有着极为密切的影响关系。

在能源土力学特性研究的基础上,其本构模型发展迅速。Sultan 等^[10]和 Uchida 等^[11]从土体临界状态角度出发,采用非相关联流动法则提出了适用于能源土的弹塑性本构模型,该模型证实了水合物的形成会使能源土产生胶结力。杨期君等^[12]考虑了能源土颗粒间相互作用机制,在修正剑桥模型的框架下,建立了能源土的弹塑性损伤本构模型。吴二林等^[13]基于 Drucker-Prager 破坏准则来描述含水合物沉积物的等效微元强度,建立了能源土的统计损伤本构模型。周鸣亮等^[14]采用均匀化理论,建立了能源土层状赋存模式的本构模型,该模型能够较好描述原位储

层中能源土的力学行为。蒋明镜等^[15]通过能源土在不同粒间胶结厚度下的数值试验,讨论了微观胶结模型对水合物胶结力的影响。袁思敏等^[16]探究了水合物降压分解对能源土变形特性的影响,建立了水合物分解耦合作用和体积应变随时间变化的弹塑性本构模型。颜荣涛等^[17]采用水合物有效饱和度来描述赋存模式对能源土力学特性的影响,建立了能源土的统计损伤本构模型。

基于以上背景,本文在 CSUH 模型的框架下,通过建立与水合物饱和度相关的压硬性参数的关系式来反映水合物对能源土压缩特性的影响;其次,考虑水合物填充效应对能源土密度的影响,推导出水合物沉积物的实际初始孔隙比计算式,并将其引入至能源土的状态参数中;最后,将用于描述土体损伤效应的结构性参数和本文提出的水合物胶结性参数作为硬化规律,进而建立了一个可以较好反映能源土物理力学特性的弹塑性本构模型。

1 含水合物沉积物的物理力学性质

1.1 水合物的赋存模式

自然界中,水合物在能源土微观孔隙中的赋存模式主要有六种^[18],如图 1 所示,其中最为典型有孔隙填充型、骨架支撑型、接触胶结型和颗粒包裹型,此外也存在掺杂型和裂隙充填型两种。

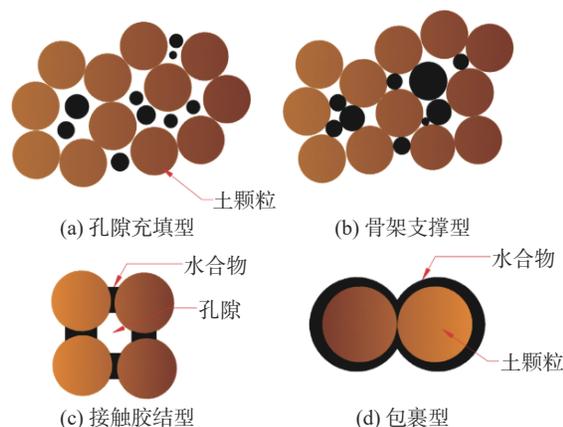


图 1 水合物的赋存模式

对于孔隙填充模式,水合物的形成对能源土的刚度没有任何影响,主要对能源土的密度产生影响;对于骨架支撑模式,水合物的存在会降低能源土的孔隙比,并对刚度起到略微影响;对于接触胶结模式,水合物在孔隙中起到颗粒间黏结作用,在降低能源土孔隙比的同时使刚度增大^[19]。

有研究表明,孔隙填充模式在水合物饱和度超过临界饱和度时会转化为接触胶结模式^[18]。Masui 等^[20]通过室内试验确定水合物临界饱和度 S_{HC} 取

值区间为 25%~40%。

1.2 水合物的填充效应和状态参数

水合物无论以何种赋存模式存在于沉积物中, 均会对其密度产生影响, 使能源土的压缩特性类似于超固结土和密砂^[21]。

在同等初始围压下, 含水合物沉积物的初始孔隙比 Z 相对于未含水合物的初始孔隙比 N 较小^[22], 如图 2 所示。水合物饱和度是指水合物的体积 V_H 与土体总孔隙体积 V_V 的比值, 其表达式为

$$S_H = V_H/V_V \quad (1)$$

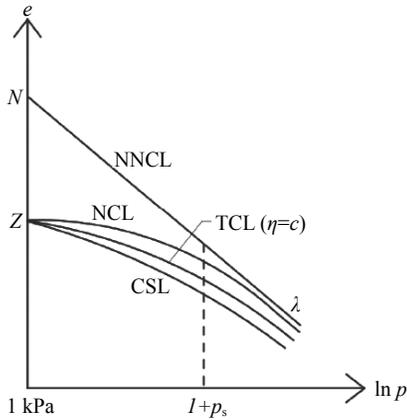


图 2 含水合物沉积物的压缩曲线示意图

根据土孔隙比的定义, 可以得到含水合物与无水合物的沉积物初始孔隙比的差值 Δe_0

$$\Delta e_0 = N - Z = \frac{V_V}{V_S} - \frac{V_V - V_H}{V_S + V_H} = e_0 - \frac{e_0 - S_H e_0}{1 + S_H e_0} \quad (2)$$

式中: e_0 为初始孔隙比; V_V 为土中孔隙体积; V_S 为土中土颗粒体积; V_H 为水合物所占孔隙体积; S_H 为水合物饱和度。

因此, 在等向压缩试验中, 含水合物沉积物的实际初始孔隙比 e_{H0} 的表达式为

$$e_{H0} = e_0 - \Delta e_0 = \frac{e_0 - e_0 S_H}{1 + e_0 S_H} \quad (3)$$

图 2 中, NNCL 为未含水合物沉积物的正常固结线(渐近线), NCL 为能源土的正常固结线, CSL 为能源土的临界状态线, TCL 为能源土的等应力比线, 其中 NNCL 线可以表示为

$$e' = N - \lambda \ln \left(\frac{p}{1} \right) \quad (4)$$

式中: p 为平均正应力。

本文参照 Yao 等^[23] 提出的正常固结线概念来描

述能源土的李 CL 线, 其表达式为

$$e = Z - \lambda \ln \left(\frac{p + p_s}{1 + p_s} \right) \quad (5)$$

式中: Z 为能源土在 $p=1$ kPa 时的初始孔隙比; λ 为 NCL 在 $e-\ln p$ 平面内渐近线的斜率; p_s 为 NCL 线在 $e-\ln p$ 平面内斜率突变的转折点, 类似于砂土的破碎应力。

状态参数是描述土体当前孔隙变化规律的指标, 可以反映土体的剪胀、剪缩特性, 在构建粗粒材料的本构模型中被广泛应用。目前能源土的状态参数大多都采用砂土的状态参数表示^[15]。然而, 水合物的填充效应会改变能源土原孔隙比的大小, 且随着应变的增加, 水合物的填充作用会不断演化, 因此采用砂土的状态参数不能较好描述能源土当前孔隙比的变化规律。为了能合理描述能源土的物理力学特性, 采用状态参数 ψ , 其表达式为

$$\psi = e_\eta - e_H \quad (6)$$

式中: e_η 为等应力比压缩线上当前应力状态所对应的孔隙比(点 C); e_H 为当前实际孔隙比(点 A), 如图 3 所示。

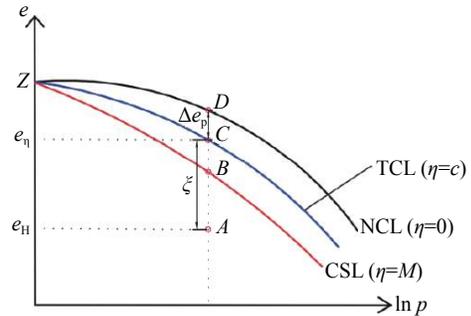


图 3 状态参量示意图

从图 3 中可以得出, 点 C 所对应的孔隙比 e_η 可以通过 NCL 线上的点 D 进行等 p 应力路径的剪切试验得到, 其两点应力比的差值表达式为

$$\Delta e_p = (\lambda - \kappa) \ln \left(1 + \frac{\eta^2}{M^2} \right) \quad (7)$$

式中: η 为当前应力比; M 为临界状态应力比。

结合式(5)和式(7)可以得到 e_η 的表达式为

$$e_\eta = Z - \lambda \ln p - (\lambda - \kappa) \ln \left(1 + \frac{\eta^2}{M^2} \right) \quad (8)$$

e_H 的计算式为

$$e_H = e_{H0} + \int de_H \quad (9)$$

式中: e_{H0} 为能源土实际初始应力比, 由本文式(3)求

出; $de_H = (1 + e_{H0})d\varepsilon_v$

1.3 水合物的胶结性

水合物的胶结作用可以显著提高能源土的力学强度。根据 Miyazaki^[24] 的试验数据,如图 4 所示,可以发现指数型关系能较好预测水合物胶结力与水合物饱和度之间的关系。参照刘锐明^[25] 所建立的能源土本构模型,给出如下函数表征 p_c 与 S_H 的关系式

$$p_c = p_{c0} \exp(\beta S_H) \quad (10)$$

式中: p_{c0} 为重塑土的初始胶结力; β 为反映水合物饱和度对胶结力的影响参数; S_H 为水合物饱和度。

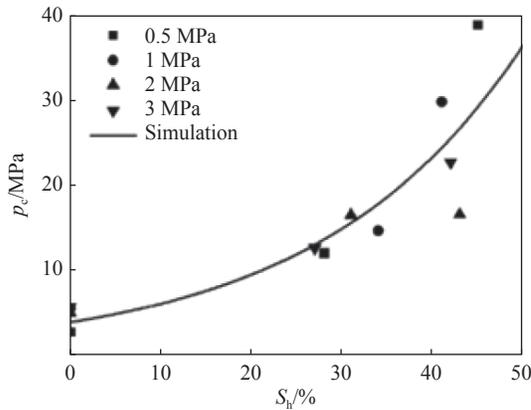


图 4 胶结性参数与水合物饱和度的关系^[24]

本文基于对水合物饱和度的定义,考虑含水合物沉积物在三轴试验过程中的体积演化规律,推导出 S_H 与体应变的关系公式

$$dS_H = -\frac{V_H}{V_{v0}^2} dV_v = -\frac{V_H}{V_{v0}^2} dV = -\frac{V_H}{V_{v0}^2} (\varepsilon_v V_0) = -\frac{V_H}{V_{v0}} \frac{V_0}{V_{v0}} \varepsilon_v = -\frac{S_{H0}}{n} \varepsilon_v \quad (11)$$

$$S_H = S_{H0} + dS_H = S_{H0} \left(1 - \frac{\varepsilon_v}{n}\right) \quad (12)$$

式中: n 为能源土的初始孔隙率 ($0 \leq n < 1$); V_H 为水合物体积; V_v 为孔隙体积; V_0 为能源土初始总体积。

从式(12)中可以得到水合物饱和度的大小与能源土体应变成负相关关系,且初始孔隙率 n 越小,水合物饱和度变化幅度越大。

结合刘林等^[26] 提出有效饱和度的计算公式,用以描述水合物饱和度对其赋存模式转变的影响。

$$S'_H = S_H \left\{ 1 - \exp \left[- \left(\frac{S_H}{S_{Hc}} \right)^3 \right] \right\} \quad (13)$$

式中: S_{Hc} 为水合物的临界饱和度。

通过刘芳等^[27] 对含水合物沉积物的室内三轴试验结果分析,可以发现指数型函数能较好反映水合

物胶结力与剪应变之间的关系。因此,本文提出如下破损参数 χ 的计算式

$$\chi = \chi_0 \exp(-m\varepsilon_s) \quad (14)$$

式中: χ_0 为初始破损参数,由水合物种类决定; m 为胶结模型参数,反映水合物破损速率。

本文将有效饱和度及其演化规律引入至水合物胶结力 p_c 与水合物饱和度 S_H 的函数关系式(10)中,可以得到水合物胶结性参数 p_c 的具体表达式

$$p_c = p_{c0} \exp(\beta \chi S'_H) \quad (15)$$

1.4 深海能源土的结构性

土的结构性是指土中颗粒大小分布不均、孔隙形状各异以及不同颗粒之间的相互作用等^[28]。深海能源土是一种特殊的结构性土,与砂土和黏土的区别在于水合物以不同的赋存模式填充于能源土孔隙中。

蒋明镜等^[29] 在岩土破损力学的基础上,考虑土体中胶结颗粒和无胶结颗粒集合体的应力分担关系,提出了适用于结构性砂土的硬化参数,并给出结构性土与重塑土之间硬化参量的关系

$$\left. \begin{aligned} \bar{p} &= \frac{p^*}{1 - \exp(-c_a \varepsilon_d^p - c_b)} \\ \varepsilon_d^p &= \sqrt{(\varepsilon_v^p)^2 + (\varepsilon_s^p)^2} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中: \bar{p} 为结构性土的硬化参量; p^* 为重塑土的硬化参量,即重塑土屈服面在 p 轴上的截距; c_a 为控制结构性破损速率的参数; c_b 为反映初始结构性参数,即未损伤前结构性土的初始屈服面大小与重塑土屈服面大小的关系; ε_d^p 为等效塑性应变。

参照 Yao 等^[23] 对砂土和黏土统一硬化参数的本构模型,重塑土的硬化参量 p^* 可取为

$$p^* = p_0 \exp \left(\frac{1}{c_p} \frac{M_b^2 - \eta^2}{M_d^2 - \eta^2} \varepsilon_v^p \right) \quad (17)$$

式中: p_0 为初始平均应力; $c_p = (\lambda - \kappa) / (1 + e_0)$; λ 为等向压缩线斜率; κ 为回弹线或膨胀线斜率; e_0 为初始孔隙比; M_d 为反映土体由剪缩转变到剪胀特征状态时的应力比; M_b 为土体处于峰值应力状态下的应力比,为土体状态参数 ψ 的函数,其表达式为

$$M_b = 6 \left[\sqrt{\frac{12(3-M)}{M^2} \exp\left(-\frac{\psi}{\lambda-\kappa}\right) + 1} + 1 \right]^{-1} \quad (18)$$

2 本构模型的建立

2.1 硬化规律

同时考虑水合物的胶结性和能源土的结构性是

选择合理硬化规律的重要思想,也是构建能源土本构模型的关键所在。本文模型采用的硬化参量为用以描述水合物胶接性的硬化参量 p_c 和结构性硬化参量 \bar{p} 。

其中,描述水合物胶接性的硬化参量 p_c 表达式及推导参照式(15)。能源土结构性硬化参量 \bar{p} 参照蒋明镜等^[29]基于微观力学机制提出的结构性砂土硬化参量的表达式,并结合水合物胶接性的影响进行改进,提出适用于深海能源土结构性的硬化参量,其表达式为

$$\bar{p} = \frac{p_{c0} \exp(\beta \chi S'_H)}{1 - \exp(-c_a \varepsilon_d^p - c_b)} \quad (19)$$

式中: p_{c0} 为与水合物饱和度无关的初始结构性参数; χ 为反映水合物胶接性的破损参数。需要说明的是,当水合物有效饱和度 $S'_H = 0$ 时,上式所定义的硬化规律退化为结构性砂土的硬化规律。

2.2 屈服面方程

修正剑桥模型 MCC 的屈服面是在 p - q 坐标轴以原点和 p_x 为两端的椭圆,如图5所示,其形式简单,在土力学本构模型建立中较为成熟,被广泛运用于重塑正常固结黏土的屈服面,其表达式为

$$f = q^2 + M^2 p(p - p_x) \quad (20)$$

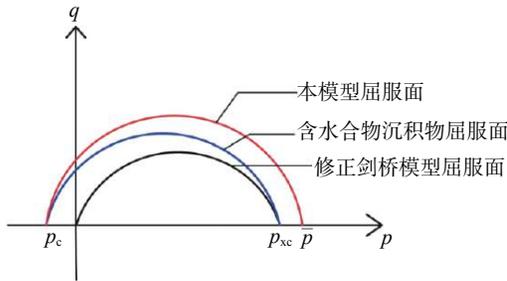


图5 各种屈服面示意图

在修正剑桥模型的基础上,Yao等^[23]通过分析砂土和黏土在等 P 压缩和等向压缩路径下的异同性,采用统一的表达式描述塑性变形发展规律,建立了黏土和砂土统一硬化的本构模型。该模型引入了临界状态参数使屈服面的形状可以发生改变,能较好地描述岩土材料的剪缩剪胀和硬化软化等力学特性。但是该模型在应力较大的时候屈服面比较扁平。

如前文所述,能源土中水合物的存在会产生胶结力,对骨架结构的抗拉抗压强度均有贡献,从而会等向地扩大屈服面(见图5)。因此在修正剑桥模型屈服面的基础上,考虑水合物的胶结作用,得到修正后屈服函数的表达式为

$$f = q^2 + M^2 (p + p_c)(p - p_{xc}) \quad (21)$$

式中: q 为广义剪应力; p 为平均正应力; p_c 为水合物的胶结力; p_{xc} 为重塑土屈服面在 p 轴上的截距。

对于结构性深海能源土,其屈服面几何形状类似于上述重塑土屈服面形状,但大小不同。本文假设能源土的结构性作用对土体颗粒间抗拉能力的影响非常小,仅考虑对抗压能力的提升,改进后的屈服面如图5红线所示,结构性能能源土屈服面在 p - q 坐标轴原点左侧的截距均为 p_c 点,屈服面右侧由 p_{xc} 点扩大到了结构性硬化参量 \bar{p} 点。将式(19)代入上式中,可得到结构性深海能源土屈服函数的表达式

$$f = q^2 + M^2 (p + p_c)(p - \bar{p}) \quad (22)$$

2.3 流动法则和塑性势函数

在本构模型建立过程中,流动法则主要是用来控制塑性应变增量的大小和方向。采用德鲁克公设,即塑性势函数与屈服函数具有相同表达式的相关联流动法则,故有

$$g = f = q^2 + M^2 (p + p_c)(p - \bar{p}) \quad (23)$$

式中: g 为塑性势函数。

2.4 弹塑性矩阵

将式(15)和式(19)的硬化规律代入到结构性深海能源土的屈服函数式(22)中,并进行适当简化可以得到屈服函数的另一种表达式

$$f = \ln \left(\frac{p}{p + p_c} + \frac{q^2}{M^2 (p + p_c)} \right) - \frac{H}{c_p} + \ln \left(\frac{p + p_c}{p_0} \right) + \ln [1 + \exp(-c_a \varepsilon_d - c_b)] \quad (24)$$

$$H = \frac{1}{c_p} \frac{M_b^2 - \eta^2}{M_d^2 - \eta^2} \varepsilon_v^p \quad (25)$$

对屈服函数式(24)进行全微分,得一致性条件,即

$$df = \frac{\partial f}{\partial p} dp + \frac{\partial f}{\partial q} dq + \frac{\partial f}{\partial p_c} dp_c + \frac{\partial f}{\partial H} dH = 0 \quad (26)$$

由屈服函数及塑性势函数式(23),分别求解

$$\frac{\partial f}{\partial p}, \frac{\partial f}{\partial q}, \frac{\partial f}{\partial p_c}, \frac{\partial f}{\partial H}, \text{表达式分别为}$$

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{M^2 - \eta^2}{M^2 p + \eta^2 (p + p_c)} = \frac{\partial g}{\partial p} \quad (27)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \frac{2\eta}{M^2 p + \eta^2} = \frac{\partial g}{\partial q} \quad (28)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p_c} = \frac{-\eta^2}{M^2 p + \eta q} = \frac{\partial g}{\partial p_c} \quad (29)$$

$$\frac{\partial f}{\partial H} = -\frac{1}{c_p} = -\frac{1-e_0}{\lambda-\kappa} \quad (30)$$

由塑性势函数和正交准则,得

$$\{d\varepsilon^p\} = \left\{ \begin{array}{c} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_s^p \end{array} \right\} = \Lambda \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial g}{\partial p} \\ \frac{\partial g}{\partial q} \end{array} \right\} \quad (31)$$

式中: Λ 为塑性标量因子。

将式(31)和应力应变增量关系代入一致性条件

$$\Lambda = \frac{C \begin{bmatrix} K & \\ & 3G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_s \end{bmatrix}}{h_p + \begin{bmatrix} \frac{M^2 - \eta^2}{M^2 p + \eta(p+p_c)} & \frac{2\eta}{M^2 p + \eta q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K & \\ & 3G \end{bmatrix} C^T} \quad (34)$$

$$C = \begin{bmatrix} \frac{M^2 - \eta^2}{M^2 p + \eta(p+p_c)} & \frac{2\eta}{M^2 p + \eta q} \end{bmatrix}$$

式中: h_p 为模型硬化模量,是硬化参数的函数,结合式(15)、式(19)、式(23)、式(25)和式(34)整理得到 h_p 的表达式为

$$h_p = \frac{1}{c_p} \frac{M_b^2 - \eta^2}{M_d^2 - \eta^2} \frac{\partial g}{\partial p} + \beta S'_H m \chi p_c \frac{\partial f}{\partial p_c} \frac{\partial g}{\partial q} - \frac{c_a \exp[-c_a \varepsilon_d^p - c_b]}{1 - \exp[-c_a \varepsilon_d^p - c_b]} \left(\varepsilon_v^p \frac{\partial g}{\partial p} + \varepsilon_s^p \frac{\partial g}{\partial q} \right) \quad (35)$$

式中: β 为反映水合物饱和度对胶结力的影响参数; S'_H 为水合物有效饱和度; χ 为破损参数。

在进行数值分析时,根据弹性理论,应力增量和应变增量的关系表达式为

$$d\sigma = D^e [\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\}] \quad (36)$$

将式(34)求得的塑性标量因子和流动法则式(31)代入到式(36)中,可求得结构性深海能源土的弹塑性刚度矩阵

$$D^{ep} = D^e - \frac{D^e \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T D^e}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T D^e \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} + h_p} \quad (37)$$

2.5 总应力-应变关系

将式在 p - q 平面内的总应力-应变关系表示如下:

$$\begin{Bmatrix} dp \\ dq \end{Bmatrix} = [D^{ep}] \begin{Bmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{pp} & D_{pq} \\ D_{qp} & D_{qq} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_s \end{Bmatrix} \quad (38)$$

根据式(36)计算出弹塑性刚度矩阵的四个元素:

式(26),整理可以得到塑性标量因子 Λ 的表达式

$$\Lambda = \frac{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e] \{d\varepsilon\}}{-\frac{\partial f}{\partial H} \left\{ \frac{\partial H}{\partial \varepsilon^p} \right\}^T \left[\frac{\partial g}{\partial \sigma} \right] + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e] \left[\frac{\partial g}{\partial \sigma} \right]} \quad (32)$$

式中: D^e 为弹性刚度矩阵,其表达式为

$$D^e = \begin{bmatrix} K & \\ & 3G \end{bmatrix} \quad (33)$$

式中: K 为体积模量; G 为剪切模量; ν 为材料泊松比。

将式(27)一式(30)代入式(32)中,得

$$D_{pp} = K - \frac{K^2}{B} \left[\frac{M^2 - \eta^2}{M^2 p + \eta^2 (p + p_c)} \right]^2 \quad (39)$$

$$D_{pq} = D_{qp} = \frac{6KG\eta(M^2 - \eta^2)}{B[M^2 p + \eta^2 (p + p_c)](M^2 p + \eta q)} \quad (40)$$

$$D_{qq} = 3G - \frac{36}{B} \left[\frac{G\eta}{M^2 p + \eta q} \right]^2 \quad (41)$$

其中:

$$B = \frac{K(M^2 - \eta^2)^2}{[M^2 p + \eta^2 (p + p_c)]^2} + h_p + \frac{12\eta^2 G}{[M^2 p + \eta q]^2} \quad (42)$$

3 模型参数及模型验证

3.1 模型参数

本文在建立的结构性深海能源土本构模型中,主要参数的共有 11 个,简述如下:

(1) λ , κ , M , ν , Z 为材料基本物理参数,其物理意义与修正剑桥模型和 CSUH 模型一致,可通过能源土的等向压缩试验确定。

(2) p_{c0} , β , χ_0 , m 为本文模型水合物胶接性参数。其中 p_{c0} 为能源土初始胶接力, β 为反映水合物饱和度对胶结力大小的影响参数,可参考刘锐明^[25] 结合三轴试验数据拟合得到; m 为反映水合物破损速率参数,通过试算获得; χ_0 通过多组不同饱和度能源土的三轴剪切试验得到。

(3) c_a , c_b 为能源土结构性参数,可参照蒋明镜等^[30] 对于砂土结构性参数的选取办法, c_a 可通过重

塑能源土和结构性能能源土的等向压缩曲线计算得到; 而反映初始结构性参数 c_b 通过重塑能源土和结构性能能源土初始屈服面的关系确定。本文模型的结构性能参数 c_a 和 c_b 采用蒋明镜等^[30] 通过模拟能源土三轴固结排水试验反演得到, 如图 6 所示, 其表达式为: $c_b = 4 \exp(-5.54S_{H1})$ 。

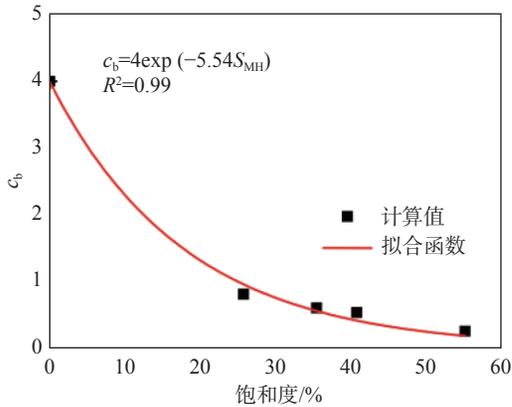


图 6 结构性参数 c_b 与水合物饱和度之间的关系^[30]

3.2 验证 1

Masui 等^[20] 采用 Toyoura 砂和水作为主要材料, 以两种不同的制样方法制得两种不同赋存模式的试样, 分别为 Type A 和 Type B, 其主砂的初始孔隙比分别为 0.8 和 0.59, 并在围压为 1.0 MPa、温度为 278 K 的条件下进行了三轴排水剪切试验。现采用本文所建立的结构性能能源土本构模型对其相应的试验结果进行对比, 分析本模型的有效性。所采用的模型参数见表 1。

表 1 结构性深海能源土的模型参数

M	λ	κ	ν	Z	P_{c0}	β	χ_0	m	c_a
1.5	0.135	0.01	0.3	0.85	3.92	4.47	1.2	5	2

图 7 比较了 Type A 和 Type B 的三轴排水剪切试验结果和本文模型预测结果。可以发现, Type A 和 Type B 的相同点在于随着水合物饱和度的增大, 含水合物砂土试样的抗剪强度逐渐增大, 且应变软化特性更为显著。而不同点在于, 在水合物低饱和度时, Type B 的抗剪强度明显大于 Type A, 如图 8 所示, Type B 在 S_{H1} 为 0% 时的抗剪强度大于 Type A 在 S_{H1} 为 26.4% 时的抗剪强度。但随着主应变的增加, 两种赋存模式下含水合物沉积物的抗剪强度逐渐相等, 充分说明了水合物的分解对胶结力丧失的特性有着重要影响。

图 9 为水合物饱和度在 40% 左右时两种赋存模式的抗剪强度比较图。可以发现 Type B 的峰值强

度大于 Type A 的峰值强度, 但 Type B 有着更为明显的应变软化现象, 甚至在高应变条件下 Type B 的抗剪强度低于等饱和度 Type A 的抗剪强度。

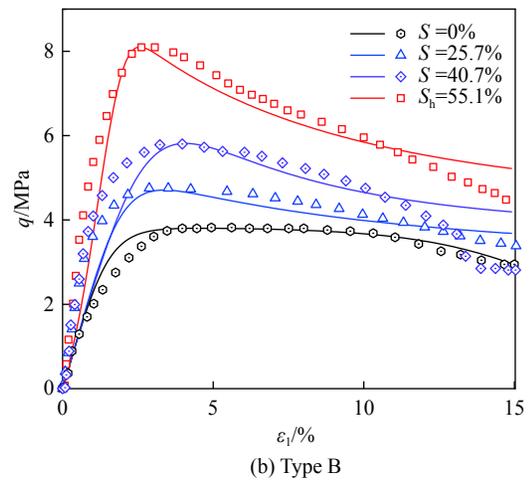
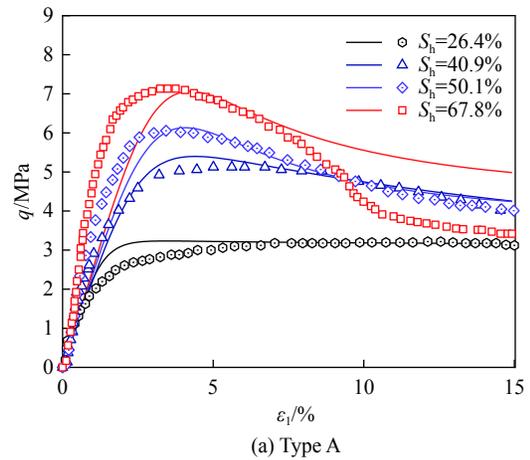


图 7 试验应力-应变关系与模型预测对比

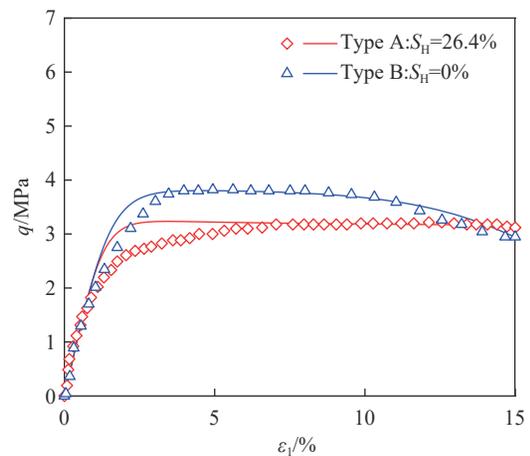


图 8 水合物低饱和度时两种赋存模式应力-应变关系对比

图 10 展示了 Type B 试样在 3 种不同围压、水合物饱和度 S_{H1} 几乎相同下的三轴排水剪切试验结果和本文模型预测结果。可以发现有效围压对含水合物沉积物的应变软化特性和峰值强度都有着重要影

响。图中验证结果可以说明本文模型不仅能合理反映有效围压对能源土力学特性的影响,也能较好地预测水合物饱和度对能源土抗剪强度的影响。

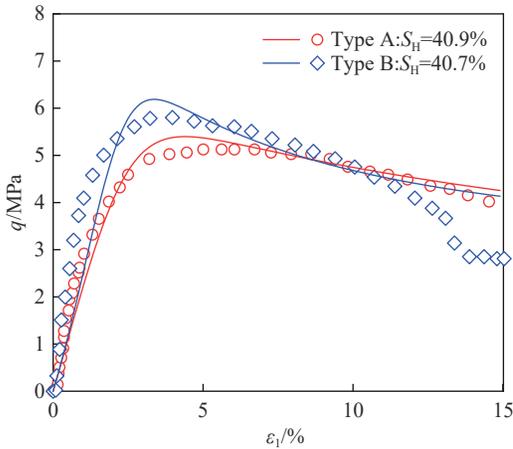


图9 水合物中饱和度时两种赋存模式应力应变-关系对比

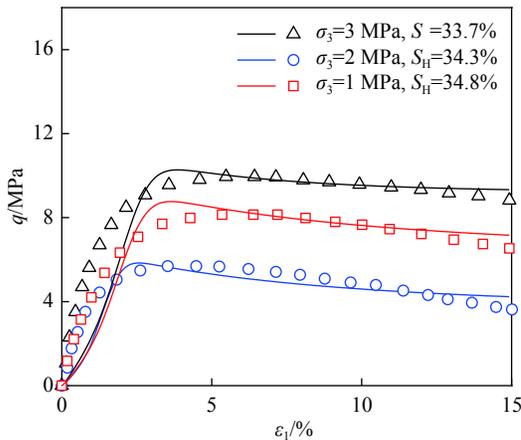


图10 不同围压下 Type B 模式的应力-应变关系对比

3.3 验证 2

赵亚鹏等^[31]采用石英砂和黏土制备出了泥质粉砂型能源土,并在不同围压(1 MPa 和 5 MPa)条件下进行多组三轴剪切试验。通过该试验结果与本文模型预测结果进行对比,验证模型有效性。所采用的参数见表 2,其中试样的初始孔隙比为 0.52。

表 2 验证 2 中所采用的模型参数

M	λ	κ	ν	Z	P_{c0}	β	χ_0	m	c_a
0.98	0.135	0.01	0.3	0.45	3.92	4.47	0.75	3	2

图 11 是在围压为 1 MPa 条件下的试验结果和模型预测结果对比。图中显示,除应力-应变曲线强化阶段的峰值应力存在较小误差外,本文模型能够较好地描述能源土的强度、刚度随水合物饱和度增加的变化规律。相对于其他三组试验结果,在水合物饱和度为 30% 时出现了较为明显的应变软化现象,在水合物低饱和度时试验结果与预测结果均未出现应变

软化。而在水合物饱和度为 0% 时,由于无水合物提供的胶结力,考虑能源土结构性在剪应变下的破损规律,预测结果表现为轻微软化,但与试验结果的差别不大,整体趋势吻合较好。

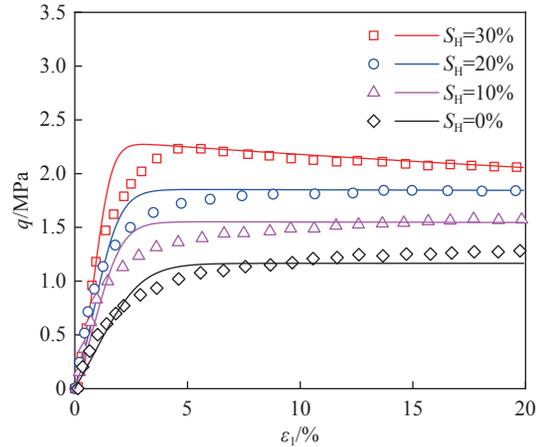


图 11 围压=1 MPa 时预测应力-应变关系与试验结果对比

图 12 是在有效围压为 1 MPa 时,体应变曲线的试验结果与预测结果对比图。从图中可以发现,在水合物饱和度为 30% 时,体应变的模型预测结果与试验结果均表现为先剪缩后剪胀的变化过程。而在低水合物饱和度或水合物饱和度为 0% 时,体应变的总趋势表现为剪缩,且水合物饱和度越低,剪缩特性越为显著。

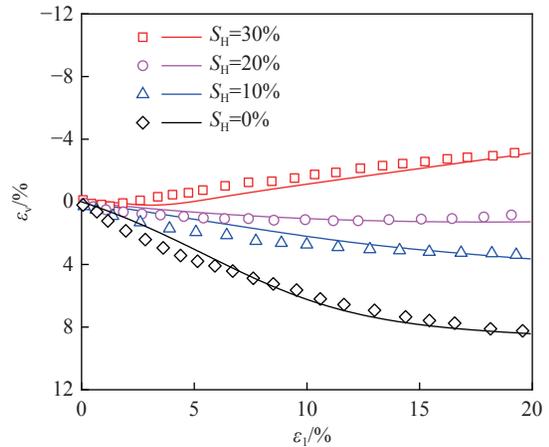


图 12 围压=1 MPa 时体应变曲线与试验结果对比

图 13 是在围压为 5 MPa 条件下的试验结果和模型预测结果对比。从图中可以看出,在较高围压下,能源土的应力-应变曲线始终表现为应变硬化,随着水合物饱和度的增大,能源土的峰值强度逐渐增大,但曲线总体趋势逐渐平缓,充分说明了水合物分解对残余应力影响的重要性。本文模型预测结果与试验结果在整体趋势方面上预测较好,能够合理描述能源土在较高围压下的应力-应变曲线。

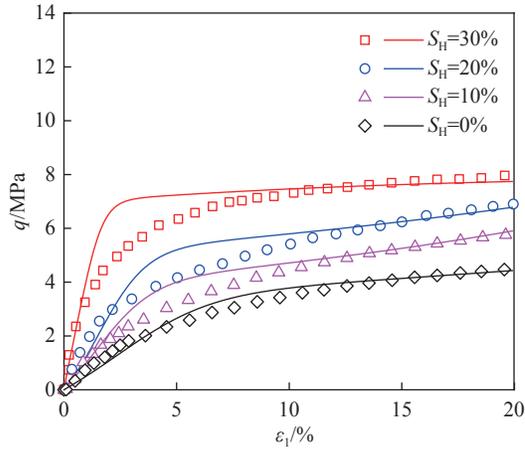


图 13 围压=5 MPa 时预测应力-应变关系与试验结果对比

图 14 是在围压为 5 MPa 时的体应变试验结果与预测结果对比。从图中可以发现,除了在水合物饱和度为 30% 时体应变表现为较小的剪胀特性外,其余试验结果及预测结果均表现为剪缩。对比图 12,可以发现,在其他条件相同时,随着围压的增大,能源土的剪胀特性越不明显,而剪缩的幅值越大。本文模型能够较好反映围压对能源土的强度及体变规律的影响。

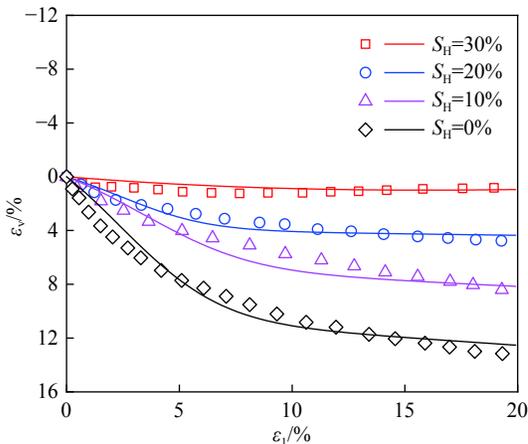


图 14 围压=5 MPa 时体应变曲线与试验结果对比

4 结论

(1) 基于水合物填充效应对能源土密度的影响,考虑孔隙比及水合物饱和度的定义,推导出了水合物沉积物的实际初始孔隙比计算式,并提出了适用于能源土的状态参数来描述其剪切状态。考虑含水合物沉积物在三轴试验过程中的体积演化规律,推导出了水合物饱和度与体应变的关系公式,能够进一步反映剪切过程中水合物胶结力的变化规律。

(2) 在 CSUH 模型的框架下,将用于描述土体损伤效应的结构性参数和本文提出的水合物胶结性参数作为硬化规律,同时考虑水合物赋存模式对能源土

力学特性的影响,建立了一个可以较好描述水合物沉积物力学特性的弹塑性本构模型。

(3) 本文模型预测结果与试验数据对比分析表明,随着水合物饱和度的增大,能源土的强度会逐渐提高,应变软化现象越显著,但对残余应力的影响较小;不同围压与水合物饱和度均对能源土的剪胀剪缩特性有着较大影响。本文模型可以有效反映能源土在不同水合物饱和度、围压下的复杂力学特性。

参 考 文 献

- [1] KONG L, ZHANG Z, YUAN Q, et al. Multi-factor sensitivity analysis on the stability of submarine hydrate-bearing slope[J]. *China Geology*, 2018, 1(3): 367-373.
- [2] 刘锐明, 袁庆盟, 孔亮, 等. 基于统一硬化参数的深海能源土本构模型[J]. *工程地质报*, 2019, 27(4): 811-818.
- [3] 颜荣涛, 张炳晖, 杨德欢, 等. 不同温-压条件下含水合物沉积物的损伤本构关系[J]. *岩土力学*, 2018, 39(12): 4421-4428.
- [4] WINTERS W J, PECHER I A, WAITE W F, et al. Physical properties and rock physics models of sediment containing natural and laboratory-formed methane hydrate[J]. *American Mineralogist*, 2004, 89(8): 1221-1227.
- [5] MASUI A, HANEDA H, OGATA Y. Effects of methane hydrate formation on shear strength of synthetic methane hydrate sediments[C]//International Offshore and Polar Engineering Conference. 2005.
- [6] REES E V L, CLAYTON C R I, PRIEST J A. The effects of hydrate cement on the stiffness of some sands[J]. *Géotechnique*, 2010, 60(6): 435-445.
- [7] 颜荣涛, 韦昌富, 傅鑫晖, 等. 水合物赋存模式对含水合物土力学特性的影响[J]. *岩石力学与工程学报*, 2013, 32(S2): 4115-4122.
- [8] YUN T S, SANTAMARINA J C, RUPPEL C. Mechanical properties of sand, silt, and clay containing tetrahydrofuran hydrate[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 2007, 112 (B4): 116.
- [9] 吴杨, 崔杰, 廖静蓉, 等. 不同细颗粒含量甲烷水合物沉积物三轴剪切试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2021, 43(1): 156-164.
- [10] SULTAN N, GARZIGHLIA S. Geomechanical constitutive modeling of gas hydrate bearing sediments[C]//Proceedings of the 7th International Conference on Gas Hydrates (IGGH 2011). Edinburgh: [s. n.], 2011.
- [11] UCHIDA S, SOGA K, YAMAMOTO K. Critical state soil constitutive model for methane hydrate soil[J].

- Journal of Geophysical Research Solid Earth, 2012, 117(B3): 1-13.
- [12] 杨期君, 赵春风. 含气水合物沉积物弹塑性损伤本构模型探讨 [J]. 岩土力学, 2014, 35(4): 991-997.
- [13] 吴二林, 韦昌富, 魏厚振, 等. 含天然气水合物沉积物损伤统计本构模型 [J]. 岩土力学, 2013, 34(1): 60-65.
- [14] 周鸣亮, 贺洁. 层状赋存含水合物沉积物的本构模型研究 [J]. 工程地质学报, 2022, 30(5): 1427-1437.
- [15] 蒋明镜, 肖俞, 朱方园. 深海能源土微观力学胶结模型及参数研究 [J]. 岩土工程学报, 2012, 34(9): 1574-1583.
- [16] 袁思敏, 王路君, 朱斌, 等. 考虑固相分解的含水合物沉积物体积应变分析模型 [J]. 岩土工程学报, 2022, 44(6): 1044-1052.
- [17] 颜荣涛, 梁维云, 韦昌富, 等. 考虑赋存模式影响的含水合物沉积物的本构模型研究 [J]. 岩土力学, 2017, 38(1): 10-18.
- [18] DAI J, BANIK N, GILLESPIE D, et al. Exploration for gas hydrates in the deepwater, northern Gulf of Mexico: Part II. Model validation by drilling[J]. Marine & Petroleum Geology, 2008, 25(9): 845-859.
- [19] 李栋梁, 王哲, 吴起, 等. 天然气水合物储层力学特性研究进展 [J]. 新能源进展, 2019, 7(1): 40-49.
- [20] MASUI A, HANEDA H, OGATA Y, et al. The effect of saturation degree of methane hydrate on the shear strength of synthetic methane hydrate sediments[C]//Proceedings of the 5th International Conference on Gas Hydrates. Trondheim: Tapir Academic Press: 2005.
- [21] JIANG M J, ZHU F Y, LIU F, et al. A bond contact model for methane hydrate-bearing sediments with interparticle cementation[J]. International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics, 2015, 38(17): 1823-1854.
- [22] 刘林. 粘土和粒状土统一的UH模型 [D]. 北京: 北京航空航天大学, 2018.
- [23] YAO Y P, LIU L, LUO T, et al. Unified hardening (UH) model for clays and sands[J]. Computers and Geotechnics, 2019, 110: 326-343.
- [24] MIYAZAKI K, SAKAMOTO Y, KAKUMOTO M, et al. Triaxial Compressive Properties of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sediments Containing Fine Fraction[J]. Journal of MMIJ, 2011, 127: 565-576.
- [25] 刘锐明. 基于统一硬化参数的深海能源土本构模型及其ABAQUS二次开发 [D]. 青岛: 青岛理工大学, 2019.
- [26] 刘林, 姚仰平, 张旭辉, 等. 含水合物沉积物的弹塑性本构模型 [J]. 力学学报, 2020, 52(2): 556-566.
- [27] 刘芳, 寇晓勇, 蒋明镜, 等. 含水合物沉积物强度特性的三轴试验研究 [J]. 岩土工程学报, 2013, 35(8): 1565-1572.
- [28] 刘帅帅, 柳艳华, 李丹梅. 土结构性本构模型研究综述 [J]. 河南城建学院学报, 2017, 26(6): 1-6.
- [29] 蒋明镜, 周卫, 刘静德, 等. 基于微观力学机制的各向异性结构性砂土的本构模型研究 [J]. 岩土力学, 2016, 37(12): 3347-3355.
- [30] 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.
- [31] 赵亚鹏, 刘乐乐, 孔亮, 等. 黏质及砂质能源土统一的弹塑性本构模型 [J]. 岩石力学与工程学报, 2022, 41(12): 2579-2591.

收稿日期: 2023-08-17