

DOI: 10.16285/j.rsm.2016.1227

海底泥流的流变试验及强度模型

范 宁¹, 年廷凯^{1,2,3}, 赵 维¹, 鲁 双⁴, 宋 雷², 印 萍³

- (1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;
2. 中国矿业大学 深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州 221008;
3. 国土资源部海洋油气资源与环境地质重点实验室, 山东 青岛 266071;
4. 沈阳工学院 能源与水利学院, 辽宁 抚顺 113122)

摘 要: 海底泥流是海底斜坡发生失稳滑动后, 经复杂的水土交换作用演变成的稀式海底滑坡体, 表现出土体和流体的双重特征, 而现有的测试方法难以获得低剪切应变率下连续变化的强度值, 不能很好地揭示其综合强度特性。利用新型全流动贯入仪和 RST 流变仪, 对模拟海底泥流在不同剪切应变率下的流变和强度特性进行了多组试验研究, 并基于试验结果分析了不排水剪切强度、屈服应力和表观黏度与含水率的相关性。基于剪切稀化理论, 提出分阶段拟合模式来描述海底泥流从低剪切应变率到中高剪切应变率的流变关系; 通过多种常规流变模式拟合结果的对比分析, 显示出新流变模式的适用性和优势。考虑强度软化的影响, 建立了全剪切应变率范围内海底泥流的不排水剪切强度模型, 为海底泥流运动过程的数值模拟和灾害评价提供科学依据。

关 键 词: 海底泥流; 流变试验; 强度模型; 不排水剪切强度; 海底滑坡

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018)09-3195-08

Rheological test and strength model of submarine mud flow

FAN Ning¹, NIAN Ting-kai^{1,2,3}, ZHAO Wei¹, LU Shuang⁴, SONG Lei², YIN Ping³

- (1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian, Liaoning 116024, China; 2. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221008, China;
3. Key Laboratory of Marine Hydrocarbon Resources and Environmental Geology, Ministry of Land and Resources, Qingdao, Shandong 266071, China;
4. College of Energy and Water Resources, Shenyang Institute of Technology, Fushun, Liaoning, 113122, China)

Abstract: Submarine mud flow is a kind of dilute submarine landslide body which is evolved by complex soil and water exchange after the unstable sliding of submarine slope. It shows the dual characteristics of soil and fluid. However, it is difficult to obtain the continuous changing strength under low shear strain rate by the existing testing methods, and the comprehensive strength characteristics can not be well revealed. The rheological and strength properties of the simulated submarine mud flow at different shear strain rates are investigated by using new full-flow penetrometer and RST rheometer, and the relevance of the undrained shear strength, yield stress and apparent viscosity with moisture content are analyzed according to the experimental results. Based on the shear thinning theory, a piecewise fitting model is developed to describe the rheological relation of submarine mud flow from low to high shear strain rate. Then, the new rheological model shows a good applicability and advantages through the comparison with other conventional models. In addition, an undrained shear strength model of submarine mud flow is established by considering the effect of strength softening, which provides a scientific basis for the numerical simulation and disaster assessment of submarine mud flow movement.

Keywords: submarine mud flow; rheology test; strength model; undrained shear strength; submarine landslide

1 引 言

海底泥流是海下滑坡体流态化的产物, 表现出

土体和流体双重属性, 具有含水率高、强度低、剪切稀化等特点。海底泥流不仅会在“滑水”效应^[1]的影响下高速滑动产生冲击力, 还会在波浪、泥火

收稿日期: 2016-05-29

基金项目: 国家重点研发计划项目 (No. 2016YFE0200100, No. 2018YFC0309200); 国家自然科学基金项目 (No. 51879036, No. 51579032); 自然资源部海洋油气资源与环境地质重点实验室基金项目 (No. MRE201304)。

This work was supported by the National Key Research and Development Program of China (2016YFE0200100, 2018YFC0309200), the National Natural Science Foundation of China (51879036, 51579032) and the Open Research Funds from the Key Laboratory of Marine Hydrocarbon Resources and Environmental Geology (MRE201304).

第一作者简介: 范宁, 1990 年生, 男, 博士研究生, 主要从事海底滑坡过程模拟与灾害评价方面研究。E-mail: fanning@mail.dlut.edu.cn

通讯作者: 年廷凯, 男, 1971 年生, 博士, 教授, 主要从事海洋岩土力学与能源岩土工程、工程地质灾害与地震岩土工程方面的教学与科研工作。E-mail: tknian@dlut.edu.cn

山等因素的诱发下慢速滑动产生强大的推力作用^[2], 严重威胁着海底管道、电缆等海洋工程设施的运营安全。因此, 开展不同剪切应变率条件下海底泥流的流变和强度特性研究, 揭示其运动学机制, 已成为海洋能源开发和灾害评价的当务之急。

针对海底泥流的上述特点, 国内外学者开展了大量的研究和探索。从土力学的角度来说, 海底泥流属于超软土的范畴^[3], 而以往大部分强度模型都是根据临界破坏理论, 阐述土体破坏时平均有效应力、剪切强度和含水率(孔隙比)的关系^[4-5]。近年来, 学者们发现剪切应变率是影响软黏土不排水剪切强度的重要因素, Biscontin 等^[6]提出了两种率相关形式的强度模型, 即幂律模型和对数模型, 应用十分广泛; Boukpeti 等^[7]结合多种强度测试方法, 分析了含水率、剪切应变率和累计剪切变形对不排水剪切强度的影响, 并提出了细粒土从固态到流态的统一强度模型。

从流体力学的角度来说, 普遍认为海底泥流是一种非牛顿流体^[7-8]。常规流变模式中, 形式最为简单的是 Bingham 模式, 一般用于描述某一线性区间内的流变关系; 应用最广泛的是 Herschel-Bulkley 模式(简称 H-B 模式), 通过增加非线性控制项, 可以较好地描述剪切力和剪切应变率间的非线性关系。Coussot 等^[9]认为其可以用于表达海底碎屑流或泥流的特征; 郭小阳等^[10]在 H-B 模式和 Casson 模式的基础上, 提出了一种带静切应力的三参数多项幂律模式(简称 L-M 模式), 期望结合两种模式的优势来精确地描述非牛顿流体。

然而, 由于海洋土的物理力学特性与陆地土存在较大的差异^[11], 尤其是海底泥流, 呈流动状, 且流动过程中处于不排水状态, 具有含水率高(大于 2 倍液限)、强度低(低于 1 kPa)等特征, 传统土力学的强度模型缺少剪切应变率的影响, 并不适用; 幂律模型和对数模型又需要事先给出合理的参考取值和模型系数, 对经验的依赖性较高。而流体力学中常用的流变模式虽然是建立在剪切应变率的基础上, 但对于土体材料全剪切应变率范围内的模拟通常不能获得较好的结果; 加之受传统测试仪器的限制, 无法有效地提供低剪切应变率条件下的强度特性, 也无法揭示土体和流体参数之间的内在联系及泥流的运动机制, 不利于海底泥流强度的综合评价。

基于这一现状, 通过全流动循环强度测试和旋转流变测试, 探究海底泥流的不排水剪切强度、屈服应力和表观黏度与含水率的相关性; 基于剪切稀化理论^[12], 提出分阶段拟合流变模式, 以揭示海底

泥流从低剪切应变率到中高剪切应变率的流变特性与运动机制; 考虑强度软化的影响, 建立了海底泥流全剪切应变率范围内的不排水剪切强度模型。

2 试验方案

2.1 测试用土及试样制备

由于海底泥流所处海洋环境复杂多变, 加之形成位置难以确定, 导致监测和取样极为困难, 故采用国际通用的海洋软土模拟材料——高岭土, 来模拟细粒土组构的海底斜坡滑动后形成的海底泥流。试验选用英国出产的高岭土, 该土样的有效重度为 2.60 kN/m³, 通过 GYS-2 数显式土壤液塑限联合测定仪获得其液限为 53.8%, 塑性指数为 28.2, 化学性质不活跃, 同批次差异性小, 被国内外学者广泛应用于海洋软土的相关研究中^[13-14]。

为制备混合充分、分布均匀、重现性良好的模拟海底泥流试样, 采用真空搅拌结合等压固结排水的制样方法。首先, 按照 3 倍液限以上的初始含水率配比准备干土和水, 在 0.2 MPa 真空压力下搅拌 2 h, 以充分混合; 然后, 将试样连续、快速地沿滑板滑入模型箱中, 使土样从模型箱内一侧滑向另一侧, 逐渐充满模型箱, 以减少空气的混入, 并在模型箱底部铺设约 8 mm 厚的砂层和标准滤纸, 顶部盖有塑料排水板, 排水板均匀分布排水孔; 接下来, 将模型箱整体置于塑料袋中, 并封口, 通过等压固结双向排水的方式, 使土样的含水率达到目标值, 以此制备出均匀的高含水率土样; 最后, 定期称量塑料袋内排出水的质量, 算出箱内土样含水率的变化, 当达到目标值后, 停止排水, 取出模型箱, 使用刮土板将试样刮至指定厚度以备用。

2.2 试验内容及方法

2.2.1 全流动循环强度测试

常规土工测试仪器难以有效地测量低强度、高含水率的海底泥流, 故采用改进后的新型全流动贯入仪进行循环强度测试, 获得不同含水率下模拟海底泥流的初始和重塑不排水剪切强度, 该新型仪器的校验与应用情况详见文献^[15]。

新型全流动贯入仪如图 1 所示, 探头尺寸为 40 mm × 10 mm, 在土体中循环贯入与拔出 9.25 次^[16], 贯入速度为 2 mm/s, 循环区间土样深度为 35~65 mm, 并取 40~60 mm 内的平均值作为不排水剪切强度。在分析结果时, 根据塑性理论解^[17-18], 其强度的表达式如下:

$$S_u = Q / (AN) \quad (1)$$

式中： S_u 为土体的不排水抗剪强度 (Pa)； Q 为探头的贯入阻力 (N)； A 为探头的投影面积 (m^2)； N 为阻力系数，取决于探头表面的粗糙程度，一般在 $8 \sim 11$ ^[19-20]之间，本文采取推荐值 $N = 10.5$ ^[18]。另外，全流动强度测试中剪切应变率的计算公式如下：

$$\dot{\gamma} = V / D_p \quad (2)$$

式中： $\dot{\gamma}$ 为剪切应变率 (s^{-1})； V 为仪器的贯入或拔出速度 (m/s)； D_p 为探头直径 (m)。

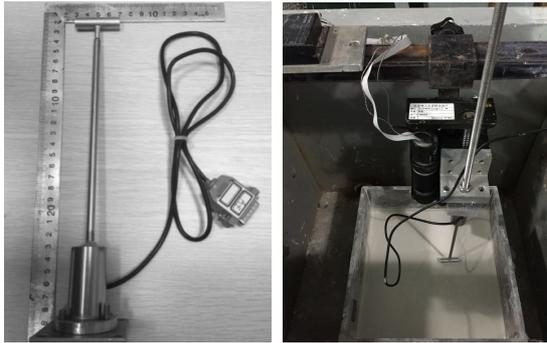


图 1 新型全流动贯入仪及测试图示
Fig.1 New full-flow penetrometer and strength testing

2.2.2 旋转流变测试

全流动循环强度测试虽然可以比较可靠地测出不排水剪切强度值，但由于其测试的剪切应变率范围小，且不适合连续的剪切应变率分析^[7]，故结合旋转流变测试进行研究。旋转流变测试采用美国 Brookfield 公司的 RST 流变仪，并配备 V30-15 型桨式转子，如图 2 所示。通过应变控制模式，可测量不同重塑状态的不排水剪切强度；通过应力控制模式，可获得初始状态的不排水剪切强度。V30-15 型桨式转子尺寸为 $30 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ ，强度测量上限为 4 kPa ，测试时插入土中深度与全流动强度测试的循环区间保持一致，且需静置 2 min 后再进行后续试验，以减小插入转子产生的扰动。该流变测试的强度和剪切应变率计算公式如下：

$$\tau \approx S_u = \frac{2M}{\pi D_R^2 \left(H + \frac{D_R}{3} \right)} \quad (3)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{r}{R-r} \omega \quad (4)$$

式中： τ 为剪切力 (Pa)； M 为扭力 ($N \cdot m$)； H 和 D_R 分别为转子的高度和直径 (m)； r 和 R 分别为转子的半径和圆柱形容器的半径 (m)； ω 为角速度 (s^{-1})。流变仪虽然可以精确测量剪切应变率的连续变化，但从强度计算式 (3) 可以看出，其原理与

十字板剪切试验相同，同样存在圆柱形剪切面与上下表面剪切强度相等的计算假设，故结合全流动循环强度测试来标定流变仪的强度测试结果。

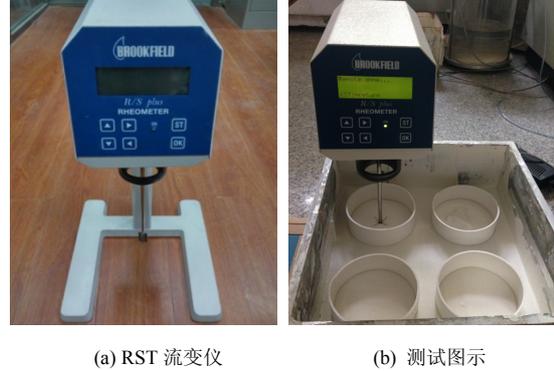


图 2 RST 流变仪及测试图示
Fig.2 RST rheometer and rheological testing

3 试验结果及分析

3.1 全流动循环强度测试结果

通过全流动循环强度测试，得到了模拟海底泥流的不排水剪切强度 S_u 与含水率 w 间变化关系曲线。循环测试的方法可以得到不同扰动程度下的强度值，这里仅取初始状态和完全重塑状态下的测量结果，如图 3 所示，图中“初始强度”指土样在未受扰动条件下初次测试的强度，“重塑强度”指充分扰动测试土体至强度不再降低后测得的残余强度。

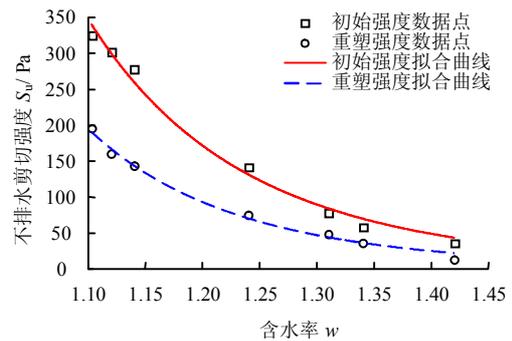


图 3 初始和重塑状态下不排水剪切强度拟合曲线
Fig.3 Fitting curves of undrained shear strength under initial and remolded states

从图中可知，初始和重塑不排水剪切强度均随着含水率的增大而减小，呈现幂律关系，且递减趋势逐渐变缓，经验关系式为

$$\left. \begin{aligned} S_u &= 752.50w^{-8.10}, R^2 = 0.989, \text{ 初始强度} \\ S_u &= 437.62w^{-8.48}, R^2 = 0.992, \text{ 重塑强度} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中： w 为含水率； R^2 指方程的确定性系数，范围

从 0~1, 其值越接近 1, 表明回归方程的拟合度越高。

图 3 和式(5)与前人研究得出的规律相似^[7,21]; 同时可以预见, 随着含水率的进一步加大, 超过土样的 3 倍液限后, 强度将不再发生明显的变化, 应归属于纯流体的研究范畴, 本文不进行讨论。

3.2 旋转流变测试结果

海底泥流作为一种非牛顿流体, 可以承受一定的剪切应力, 只发生变形而不产生流动, 直到这一剪切应力增大到某一定值时, 才开始流动, 此时的剪切应力被定义为屈服应力, 它反映了流体从弹性向塑性的转变。值得一提的是, 随着流体不断被剪切, 颗粒间的连接与排列也随之变化, 此时测得的屈服应力称为动态屈服应力。为探讨流变参数同含水率间的联系, 由旋转流变测试得到屈服应力 τ_y 和含水率 w 的曲线关系, 如图 4 所示。

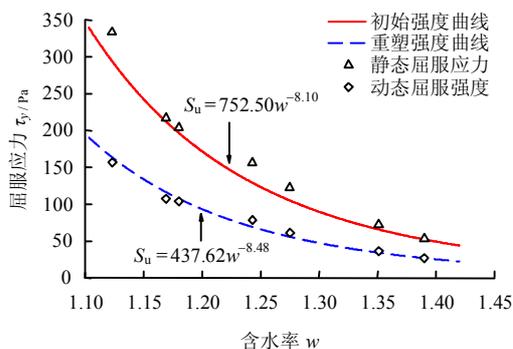


图 4 屈服应力与含水率的曲线关系

Fig.4 Relationships between yield shear stress and water content

测试结果显示, 屈服应力和含水率的关系与 3.1 节全流动测试得出的不排水剪切强度和含水率的关系基本相同, 这是因为全流动循环测试所得结果为剪切应变率在 0.20 s^{-1} 下的不排水剪切强度值, 而屈服应力取值处的剪切应变率约为 0.01 s^{-1} , 屈服后初始阶段内微小的剪切应变率变化并未使强度有较为明显的提升; 屈服应力随着含水率的增大而减小, 同样表现出幂律降低关系; 此外, 随着重塑程度的加剧, 屈服应力也会逐渐降低, 至重塑后达到稳定, 与土体的强度规律类似, 这从侧面反映出屈服应力也是材料的一种本质属性, 与试样的结构特性有关。

黏度是对流体黏滞性的一种度量, 表征流体流动时分子间产生的内摩擦力, 也是区分牛顿流体和非牛顿流体的一个重要参数。对于非牛顿流体而言, 剪切应力与剪切应变率间呈非线性关系, 每个剪切应变率均对应一个黏度值, 所以称为表观黏度, 在

表征结果时, 须注明其对应的剪切应变率。表观黏度作为一个流体力学指标, 很少有学者研究其与土体含水率的关系, 本文对此进行了分析, 见图 5。

由于不同剪切应变率下, 表观黏度值的量级跨越较大, 故横纵坐标均取对数。在 $0.005 \sim 20 \text{ s}^{-1}$ 剪切应变率范围内, 表观黏度随着含水率的增大而减小, 二者的对数关系呈线性变化, 且斜率基本一致, 即不同剪切应变率下, 表观黏度与含水率表现出相似的衰减特征; 同时, 随着剪切应变率的增大, 表观黏度逐渐降低, 符合剪切稀化流体的特性, 故海底泥流常被看作具有剪切稀化特性的非牛顿流体。

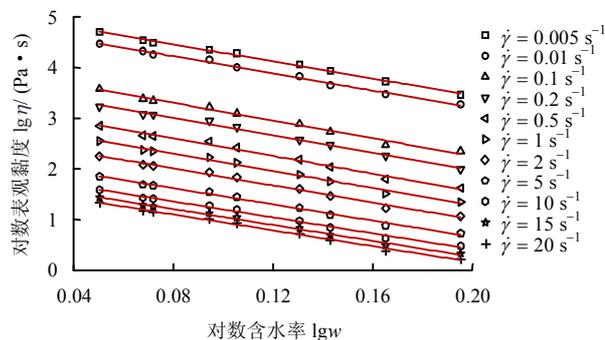


图 5 表观黏度与含水率的对数曲线关系

Fig.5 Logarithmic relationships between apparent viscosity and water content

通过上述分析, 并代入截距与不同剪切应变率间的关系, 可以发现表观黏度可以表示为剪切应变率和含水率的函数:

$$\lg \eta = 2.84 \dot{\gamma}^{-0.12} - 8.31 \lg w \quad (R^2 = 0.99) \quad (6)$$

式中: η 为表观黏度值 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)。

4 流变模式确定

4.1 常规流变模式的比较

流变模式可根据参数的数量分为两参数、三参数和多参数模式^[10], 见表 1。基于旋转流变测试结

表 1 常规流变模式

Table1 Conventional rheological models

| 类型 | 模式 | 公式 |
|-----|------------------------|--|
| 两参数 | Bingham 模式 | $\tau = \tau_y + K\dot{\gamma}$ |
| 两参数 | Power 模式 | $\tau = K\dot{\gamma}^n$ |
| 两参数 | Casson 模式 | $\tau^{1/2} = \tau_y^{1/2} + \eta_\infty \dot{\gamma}^{1/2}$ |
| 三参数 | 双曲模式 | $\tau = \tau_y + A\dot{\gamma} / (1 + B\dot{\gamma})$ |
| 三参数 | H-B 模式 | $\tau = \tau_y + K\dot{\gamma}^n$ |
| 三参数 | Robertson-Stiff(R-S)模式 | $\tau = C(D + \dot{\gamma})^n$ |
| 三参数 | L-M 模式 | $\tau^{1/2} = \tau_y^{1/2} + K^{1/2} \dot{\gamma}^n$ |
| 多参数 | 多项式模式 | $\tau = a + b\dot{\gamma} + c\dot{\gamma}^3 + d\dot{\gamma}^5$, $\dot{\gamma} = a_0 + a_1\tau + a_2\tau^{1-m}$ |

注: K 为稠度系数 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$); η_∞ 为极限黏度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$); n 为流性指数; $A, B, C, D, a, b, c, d, a_0, a_1, a_2$ 均为拟合参数。

果，使用常规流变模式对其进行模拟，以 112.3% 含水率试样为例，如图 6 所示。

从图 6 中可以看出：①两参数模式的拟合效果不如三参数模式，这是由于两参数模式形式简单，或缺少非线性控制项，或缺少屈服应力项，无法用于全剪切应变率范围的模拟；②三参数模式的拟合程度与曲线形式较好，最优拟合曲线关系除双曲模式外，基本重合，其中双曲模式拟合度最高，可以较好地模拟较低剪切应变率的流变特性（见局部放大图），但由于该模型无法表示曲线变化的缓慢程度，故中高剪切应变率下，强度保持不变，与事实相悖；H-B 模式的拟合度较高，但其拟合公式中的屈服应力值与实测相差很大，不能完全代表该流体的流变特性；L-M 模式结合了 H-B 模式和 Casson 模式的优势，但针对本文实测结果，其拟合效果并未有明显改进。多参数模式由于参数较多，模拟复杂，且拟合过程中迭代易发散，故此处并未对比。

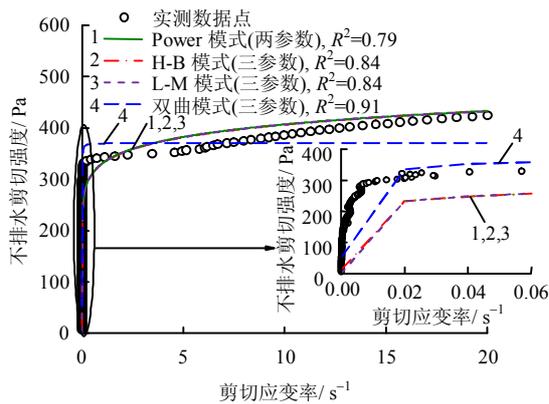


图 6 112.3% 含水率试样的常规流变模式拟合结果
Fig.6 Fitting results of sample with water content of 112.3% by some conventional rheological models

由上述分析可知，常规流变模式并不能很好地描述土体材料的流变特征，且拟合出的物理参数意义不明确。原因在于低剪切应变率范围内，试样的剪切力在达到屈服应力之前，处于第一牛顿区，呈现近似线性的关系（见图 6 的局部放大图），在屈服处有明显的“凸”拐点，导致上述流变模式的整体拟合效果较差。

为证实该分析的准确性，将小于 0.1 s^{-1} 的测试数据忽略，重新采用上述流变模式进行模拟，如图 7 所示。可以看出，常规流变模式的整体拟合效果大幅提升，尤其是三参数模式表现出了其优越性， R^2 值均在 0.97 以上。此外，测量数据在 5.8 s^{-1} 处有一个“凹”拐点，此后曲线的非线性程

度开始减弱，而常规流变模式并不能很好地表述该现象。

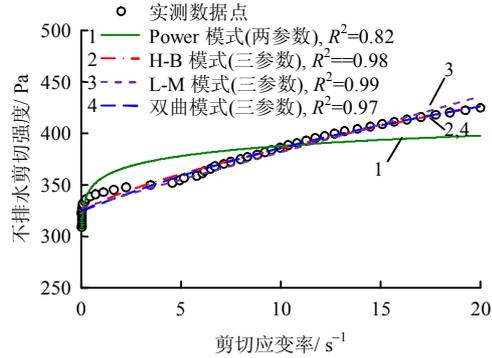
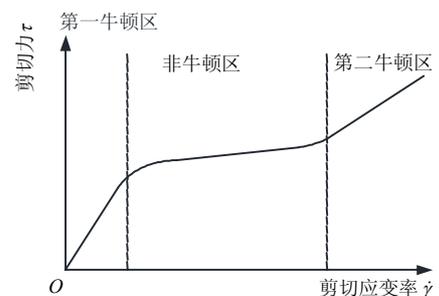


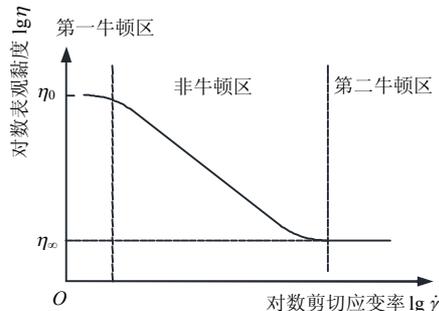
图 7 忽略剪切应变率小于 0.1 s^{-1} 数据后的拟合结果
Fig.7 Fitting results after ignoring data of shear strain rate lower than 0.1 s^{-1}

4.2 分阶段拟合

3.2 节试验结果显示出海底泥流是一种具有剪切稀化特征的非牛顿流体。基于剪切稀化理论^[12]，可根据流变特性将曲线划分为 3 个区域：第一牛顿区、非牛顿区和第二牛顿区。图 8 是剪切稀化流体剪切力和表观黏度与剪切应变率曲线关系的示意图，在剪切刚开始发生时，剪切应变率较低，尽管有轻微的剪切取向效应，但土体颗粒仍处于原有排列状态，表现出类似牛顿流体的特性，称为第一牛顿区；随着剪切应变率的增大，原有结构状态逐渐发生变化，颗粒沿剪切方向取向，黏度急剧下降，



(a) $\tau - \dot{\gamma}$ 关系



(b) $\lg \eta - \lg \dot{\gamma}$ 关系

图 8 剪切稀化流体示意图

Fig.8 Schematic diagram of shear thinning fluid

即进入非牛顿区；当剪切应变率进一步增大至某一值时，颗粒取向达到极限状态，取向程度不再随剪切应变率的增大而变化，黏度渐进地趋于恒定，再次服从牛顿定律，即为第二牛顿区。由于受到高剪切应变率下的黏性流场稳定性限制，一般无法达到第二牛顿区。

根据上述剪切稀化理论，对海底泥流的流变曲线进行阶段划分，并采用适合各阶段的流变模式进行分段拟合，以充分描述海底泥流在全剪切应变率范围内的流变特性。为分析海底泥流的微观流变机制，本文将非牛顿区进一步划分为强非牛顿区和弱非牛顿区，以区分非线性强弱程度。同样以 112.3% 含水率试样的测试结果为例，根据剪切力-剪切应变率 ($\tau-\dot{\gamma}$) 曲线和表观黏度-剪切应变率 ($\eta-\dot{\gamma}$) 对数关系曲线可以找到阶段划分点 I (0.01 s^{-1} 处)，该点为第一牛顿区和强非牛顿区的交点；再根据剪切力-剪切应变率 $\dot{\gamma}$ 对数曲线和表观黏度-剪切应变率关系曲线可以找到阶段划分点 II (5.8 s^{-1} 处)，该点为强非牛顿区和弱非牛顿区的交点。由此可将流变曲线划分为 3 段，第一牛顿区、强非牛顿区和弱非牛顿区（在 $0\sim 20\text{ s}^{-1}$ 范围内），分段拟合结果见图 9。理论上随着剪切应变率的增长，还会进入第二牛顿区，但由于自然中的海底泥流较难达到过高的剪切应变率，故不予考虑。

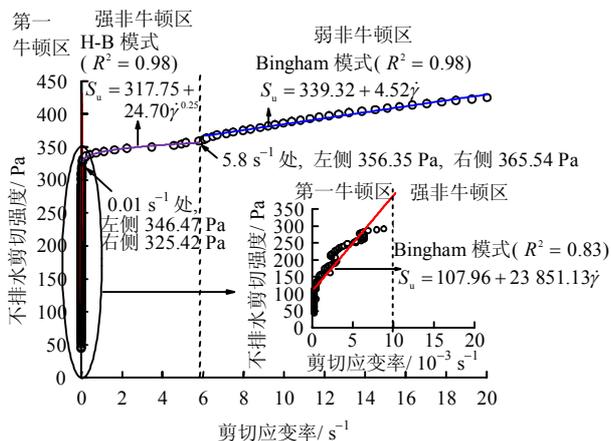


图 9 112.3% 含水率试样的分阶段拟合结果图
Fig.9 Piecewise fitting results of sample with water content of 112.3%

如图 9 所示，第一牛顿区采用 Bingham 模式进行拟合，因为该区域内剪切力和剪切应变率为近似线性的关系，黏度值较高；强非牛顿区（高度非线性区域）推荐采用 H-B 模式或 Power 模式进行拟合，因为二者均可以较好地拟合中剪切应变率下的非线性流变关系；弱非牛顿区（轻度非线性区域）推荐

采用 Bingham 模式进行拟合，该区域为非牛顿区和第二牛顿区的过渡区域，剪切力和剪切应变率间的非线性关系减弱，颗粒取向逐渐稳定，所以采用 Bingham 模式不仅可以较好地模拟流变关系，还可以预测屈服强度和极限黏度，如拟合公式中屈服强度为 339.32 Pa，与实测值 333.4 Pa 基本一致。值得一提的是，分阶段模拟虽然可以结合不同的流变模式来描述整体剪切应变率范围内的流变特性，但会导致阶段划分点处存在间断，此例中两个阶段划分点处差值分别为：21.05、9.19 Pa，差异较小，认为可忽略其影响。

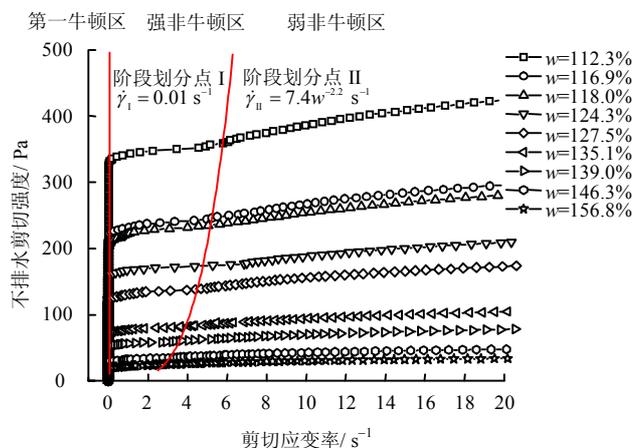


图 10 不同含水率试样分阶段拟合结果图
Fig.10 Piecewise fitting results of sample with different water contents

采用上述例子中的方法，对不同含水率（112.3%~156.8%）下的测量结果进行分阶段模拟，得到剪切强度与剪切应变率间的曲线关系如图 10 所示。不同含水率的试样均按图 9 所示方法对流变曲线进行划分，从结果来看，阶段划分点 I 基本相同，约为 0.01 s^{-1} ；阶段划分点 II 与试样的含水率有关，随着含水率的减小，划分点 II 的位置近似幂律增大，这表明含水率越低，强非牛顿区的转化越慢，即需要更大的剪切应变率才能使颗粒取向达到稳定，这与剪切稀化流体的微观机制一致。分阶段表示的不排水剪切强度模式如下：

$$S_u = \begin{cases} (E + \eta_0\dot{\gamma}), & \text{当 } \dot{\gamma} < 0.01\text{ s}^{-1} \\ (F + K\dot{\gamma}^n), & \text{当 } 0.01\text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} < 7.4w^{-2.2}\text{ s}^{-1} \\ (\tau_y + \eta_\infty\dot{\gamma}), & \text{当 } \dot{\gamma} \geq 7.4w^{-2.2}\text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (7)$$

式中： E 和 F 均为强度模型系数 (Pa)； η_0 和 η_∞ 分别为零切黏度和极限黏度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)。在含水率为 112.3%~156.8% 范围内，各参数取值范围见表 2，其中，含水率为 112.3% 的土样对应参数 E 、 F 、 η_0 、 η_∞ 、 K 的上限值 and 参数 n 的下限值；含水率

为 156.8% 的土样对应参数 E 、 F 、 η_0 、 η_∞ 、 K 的下限值和参数 n 的上限值。实际应用时，表中参数可通过全流动循环强度测试和旋转流变测试获得，或借鉴表 3 给出的流变参数与含水率的经验关系，获取各参数的参考取值。

表 2 式 (7) 中各参数取值范围
Table 2 Range of parameters in Formula (7)

| E/Pa | F/Pa | $\eta_0/(\text{Pa}\cdot\text{s})$ | $\eta_\infty/(\text{Pa}\cdot\text{s})$ | $K/(\text{Pa}\cdot\text{s})$ | n |
|---------------|---------------|-----------------------------------|--|------------------------------|-------|
| 107.96~ | 317.75~ | 23 851.13~ | 4.52~ | 24.7~ | 0.25~ |
| 8.27 | 18.27 | 1 591.28 | 0.51 | 3.51 | 0.52 |

总之，分阶段拟合模式可以较好地表述剪切过程中的细观变化机制，利用不同流变模式的优势，使全剪切应变率范围的拟合程度较高，物理意义比较明确。虽然直接计算比较复杂，但是应用计算机编制程序计算，这一问题比较容易解决。

5 海底泥流强度模型的建立

5.1 强度软化的影响

土样强度还受到累计剪切变形的影响，随着剪切过程的进行，重塑程度加大，强度逐渐降低至某一稳定数值。Eniva 等^[22]通过研究 T 形和球形全流动贯入仪的贯入过程，分析了累计剪切变形的影响，并提出一种简单的指数衰减模式，用以描述累计剪切变形导致的强度软化现象，其公式如下：

$$S_u = S_{u,p}(\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem})e^{-\frac{3\xi}{\xi_{95}}}) \quad (8)$$

式中： $S_{u,p}$ 为试样的初始不排水剪切强度； δ_{rem} 为灵敏度的倒数； ξ 为累计塑性剪应变； ξ_{95} 为重塑程度达到 95% 时所对应的累计塑性剪应变。该模式适用于全流动循环强度测试，式中各参数均可由其测出。通过该强度降低模式，很容易便可得出全流动循环贯入试验中不同重塑程度下的不排水剪切强度值。该模式还可以方便地与其他强度模型进行结合，表示强度软化的影响。

5.2 综合强度模型

根据本文提出的分阶段拟合流变模式，并考虑强度软化的影响，可以得到模拟海底泥流的不排水剪切强度模型：

$$S_u = \begin{cases} (E + \eta_0 \dot{\gamma})(\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem})e^{-\frac{3\xi}{\xi_{95}}}), & \dot{\gamma} < 0.01 \text{ s}^{-1} \\ (F + K \dot{\gamma}^n)(\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem})e^{-\frac{3\xi}{\xi_{95}}}), & 0.01 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} < 7.4w^{-2.2} \text{ s}^{-1} \\ (\tau_y + \eta_\infty \dot{\gamma})(\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem})e^{-\frac{3\xi}{\xi_{95}}}), & \dot{\gamma} \geq 7.4w^{-2.2} \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (9)$$

式 (9) 可以反映细粒组构的稀式海底泥流从低剪切应变率到中高剪切应变率范围内的不排水剪切强度值，其中强度参数和黏性系数与土体种类有关，可根据实际需要，通过上述测试获得。

为简化模型参数，便于岩土工程的应用，借助本文分析得出的流变参数与含水率间的经验关系 (表 3)，可以使式 (9) 简化为剪切应变率 $\dot{\gamma}$ 和含水率 w 的函数，即 $S_u = f(w, \dot{\gamma})$ ，该关系也从侧面反映了海底泥流具有土体和流体双重特征的特点。

表 3 式 (9) 中流变参数与含水率的关系
Table 3 Relationships between rheological parameters and water content in Formula (9)

| 拟合公式 | 参数名称 | 参数与含水率关系 |
|------|---------------|-------------------|
| 分段拟合 | 强度系数 E | $265.42w^{-7.63}$ |
| 分段拟合 | 强度系数 F | $899.08w^{-9.54}$ |
| 分段拟合 | 屈服强度 τ_y | $752.50w^{-8.10}$ |

注：经研究发现，拟合公式中的强度和黏性模型系数均与含水率有近似幂律降低的经验关系，由于篇幅原因，本文在第 3 节仅对屈服应力和表观黏度与含水率的关系进行了讨论。

6 结 论

(1) 通过全流动循环强度测试和旋转流变测试，发现模拟海底泥流的不排水剪切强度、屈服应力、表观黏度以及其他拟合出的强度和黏性模型系数均与含水率保持近似幂律降低的经验关系。

(2) 基于剪切稀化理论，提出了分阶段拟合流变模式，能很好地反映海底泥流从低剪切应变率至中高剪切应变率范围内的流变特性。

(3) 综合考虑强度软化的影响，建立了海底泥流的不排水剪切强度模型，为海底泥流的运动过程模拟和灾害评价提供参考。

(4) 本文获得的强度模型是基于高岭土模拟的海底泥流，应用于不同地区、不同组构的海底泥流仍需进一步研究。

参 考 文 献

- [1] MOHRIG D, ELLIS C, PARKER G, et al. Hydroplaning of subaqueous debris flows[J]. *Geological Society of America Bulletin*, 1998, 110(3): 387-394.
- [2] 王立忠, 繆成章. 慢速滑动泥流对海底管道的作用力研究[J]. *岩土工程学报*, 2008, 30(7): 982-987.
WANG Li-zhong, MIAO Cheng-zhang. Pressure on submarine pipelines under slowly sliding mud flows[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, 30(7): 982-987.

- [3] 叶国良, 郭述军, 朱耀庭. 超软土的工程性质分析[J]. 中国港湾建设, 2010, 2010(5): 1—9.
YE Guo-liang, GUO Shu-jun, ZHU Yao-ting. Analysis on engineering property of ultra soft soil[J]. **China Harbour Engineering**, 2010, (5): 1—9.
- [4] ROSCOE K H, SCHOFIELD A N, WROTH C P. On the yielding of soils[J]. **Géotechnique**, 1958, 8(1): 22—53.
- [5] WOOD D M. Soil behavior and critical state soil mechanics[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1991.
- [6] BISCONTIN G, PESTANA J M. Influence of peripheral velocity on vane shear strength of an artificial clay[J]. **Géotechnique**, 2001, 24(4): 423—429.
- [7] BOUKPETI N, WHITE D J, RANDOLPH M F, et al. Strength of fine-grained soils at the solid-fluid transition[J]. **Géotechnique**, 2012, 62(3): 213—226.
- [8] ZAKERI A, HØEG K, NADIM F. Submarine debris flow impact on pipelines—Part I: experimental investigation[J]. **Coastal Engineering**, 2008, 55(12): 1209—1218.
- [9] COUSSOT P, LAIGLE D, ARATTANO M, et al. Direct determination of rheological characteristics of debris flow[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1998, 124(8): 865—868.
- [10] 郭小阳, 马思平. 非牛顿液体流变模式的研究[J]. 天然气工业, 1997, 17(4): 43—49.
GUO Xiao-yang, MA Si-ping. Research of non-newtonian fluid rheology model[J]. **Natural Gas Industry**, 1997, 17(4): 43—49.
- [11] 马雯波, 饶秋华, 吴鸿云, 等. 深海稀软底质土宏观性能与显微结构分析[J]. 岩土力学, 2014, 35(6): 1641—1646.
MA Hong-bo, RAO Qiu-hua, WU Hong-yun, et al. Macroscopic properties and microstructure analyses of deep-sea sediment[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(6): 1641—1646.
- [12] 许元泽. 高分子结构流变学[M]. 成都: 四川教育出版社, 1988.
XU Yuan-ze. Polymer rheological structure[M]. Chengdu: Sichuan Education Publishing House, 1988.
- [13] BOYLAN N, GAUDIN C, WHITE D J, et al. Geotechnical centrifuge modelling techniques for submarine slides[C]//Proceedings of the ASME 2009, 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, May 31—June 5, 2009. Honolulu: [s. n.], 2009: 65—72.
- [14] SAHDI F, GAUDIN C, WHITE D J. Strength properties of ultra-soft kaolin[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2014, 51(4): 420—431.
- [15] 年廷凯, 范宁, 焦厚滨, 等. 南海北部陆坡软黏土全流动强度试验研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(4): 602—611.
NIAN Ting-kai, FAN Ning, JIAO Hou-bin, et al. Full-flow strength tests on soft clay in northern slope of South China Sea[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2018, 40(4): 602—611.
- [16] RANDOLPH M F, HAN L, ZHOU H. In situ testing for design of pipeline and anchoring systems[C]//Proceedings of the 6th International Offshore Site Investigation and Geotechnics Conference: Confronting New Challenges and Sharing Knowledge, 11—13 September, 2007. London: [s. n.], 2007: 251—262.
- [17] MARTIN C M, RANDOLPH M F. Upper bound analysis of lateral pile capacity in cohesive soil[J]. **Géotechnique**, 2006, 56(2): 141—145.
- [18] RANDOLPH M F, HOULSBY G T. The limiting pressure on a circular pile loaded laterally in cohesive soil[J]. **Géotechnique**, 1984, 34(4): 613—623.
- [19] LUNNE T, RANDOLPH M F, CHUNG S F, et al. Comparison of cone and T-bar factors in two onshore and one offshore clay sediments[C]//Proceedings of the First International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. London: Taylor and Francis, 2005: 981—989.
- [20] 范庆来, 栾茂田, 刘占阁. 软土中 T 型触探仪贯入阻力的数值模拟[J]. 岩土力学, 2009, 30(9): 2850—2854.
FAN Qing-lai, LUAN Mao-tian, LIU Zhan-ge. Numerical simulation of penetration resistance of T-bar penetrometer in soft clay[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(9): 2850—2854.
- [21] 王亮, 谢健, 张楠, 等. 含水率对重塑淤泥不排水强度性质的影响[J]. 岩土力学, 2012, 33(10): 2973—2978.
WANG Liang, XIE Jian, ZHANG Nan, et al. Influences of water content on undrained shear strength of remolded dredged materials[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(10): 2973—2978.
- [22] EINAV I, RANDOLPH M F. Combining upper bound and strain path methods for evaluating penetration resistance[J]. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, 2005, 63(14): 1991—2016.