

DOI: 10.11779/CJGE20230671

复杂应力作用的黄土动剪切破坏强度研究

邵 帅¹, 赵梓君¹, 邵生俊^{*1,2}, 田珮琦¹, 刘小康¹, 张 彬¹

(1. 西安理工大学岩土工程研究所, 陕西 西安 710048; 2. 陕西省黄土力学与工程重点实验室, 陕西 西安 710048)

摘 要: 针对复杂静应力条件下黄土的动力特性, 利用空心圆柱试样扭剪试验, 模拟静力真三轴固结应力状态以及动扭转剪切的路径, 以复杂静应力条件下主应力轴旋转变化的动扭剪切试验手段, 通过西安原状黄土真三轴固结动扭剪试验, 揭示了不同中主应力比偏压固结和均压固结条件下黄土的动剪切强度和强度破坏变化规律, 分析了不同中主应力比偏压固结和均压固结条件下黄土动剪应力动剪应变骨干曲线, 动剪切破坏强度与法向正应力和平均球应力之间的关系, 以及动剪切模量随动剪应变的衰减变化关系以及动剪切强度与法向正应力和平均球应力之间的关系。

关键词: 原状黄土; 动扭剪试验; 动剪切强度; 应力空间域

中图分类号: TU444; TU398

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)03-0559-10

作者简介: 邵 帅(1991—), 男, 博士, 副教授, 主要从事黄土力学及土动力学的研究。E-mail: shaoshuai@xaut.edu.cn。

Dynamic shear failure strength of loess under complex stress

SHAO Shuai¹, ZHAO Zijun¹, SHAO Shengjun^{1,2}, TIAN Peiqi¹, LIU Xiaokang¹, ZHANG Bin¹

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China; 2. Shaanxi Provincial Key Laboratory of

Loess Mechanics and Engineering, Xi'an 710048, China)

Abstract: The undisturbed loess is significantly vulnerable to structural and dynamic damages. The earthquake-induced dynamic shear can destroy the original structure of the loess, causing soil particles to rearrange and compact, which macroscopically appears as seismic deformation. The dynamic torsional shear tests on Xi'an loess under different water contents and confining pressures are conducted to analyze the axial deformation. The factors such as dynamic shear stress amplitude, vibration frequency, water content and consolidation pressure are found to influence the seismic subsidence of the loess. An empirical formula is established to calculate the seismic subsidence deformation of loess, showing that the deformation increases with dynamic shear stress but at a decreasing rate. The water content and confining pressure are the crucial factors. The deformation increases with the water content and decreases with the higher confining pressure. The formula can be used to predict the seismic deformation of loess foundations.

Key words: undisturbed loess; dynamic torsional shear test; dynamic shear strength; stress space domain

0 引 言

中国黄土高原及其周边历史上曾发生多次强震, 造成了严重的地震地质灾害。黄土高原广泛分布着黄土沟壑、塬、梁、阶地等多种地貌单元, 不同地貌单元黄土的应力状态可能呈 K_0 应力状态、平面应变状态和真三轴应力状态。当复杂静应力黄土遭受动力剪切扰动作用时, 在动剪应力大于其动结构强度条件下, 黄土结构即遭到屈服破坏, 动力塑性变形累积发展。随着黄土工程中土动力剪切破坏域的发展, 最终导致黄土体动力剪切失稳破坏。

以往关于土的动力特性研究, 一般将随机地震波荷载简化为循环谐波荷载, 主要开展了模拟 K_0 固结应力状态的动单剪试验、轴对称固结应力状态的动三轴试验和均压固结应力状态的动扭剪主应力轴旋转

试验。邵生俊开展了饱和砂土的均压固结循环扭剪试验研究, 分析了饱和砂土动剪切初剪缩、剪胀和次剪缩的变化规律^[1]。还有一些学者通过主应力轴旋转的试验研究, 探讨了应力主轴往复循环旋转条件下土累计变形、残余应变以及孔隙水压力的影响, 以及不同应力路径条件下土动本构规律^[2-5]。

目前关于黄土的动力特性的研究, 一些学者通过试验, 对黄土的动剪切模量与阻尼比的变化规律以及中主应力比对黄土动力特性的影响进行了分析^[6-10]。在此基础上通过原状黄土动扭剪试验, 分析了动剪切

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52108342); 陕西省自然科学基金基础研究计划-引汉济渭联合基金项目 (2019JLP-21, 2019JLZ-1)

收稿日期: 2023-07-17

***通信作者** (E-mail: sjshao@xaut.edu.cn)

模量和阻尼比的变化规律及均压固结条件下循环累积剪切作用的结构性黄土破坏模式^[1]。然而以往黄土动力特性的研究中,均未开展不同中主应力比偏压固结试动扭剪试验研究。

本文参照邵帅等^[12]针对原状黄土动扭剪试验,通过模拟静力真三轴固结应力状态以及动扭转剪切应力作用,揭示了黄土动剪切特性。在动扭剪试验中,施加不同的竖向静荷载和圆筒试样内外壁压力,实现了三向等主应力的均压固结以及三向不同主应力真三轴偏压固结;控制竖向与扭转动荷载,实现单向和双向动剪切。动扭转剪切作用下,实现主应力轴旋转和主应力差循环变化作用,进行黄土动扭转剪切试验。本文通过不同中主应力比真三轴固结条件下黄土主应力轴旋转的循环动扭剪试验,研究了中主应力比、固结应力和含水率对黄土动剪切屈服和强度变化规律的影响。

1 黄土的真三轴固结动扭剪试验方法

1.1 黄土的基本物理性质

黄土采样自西安灞河三级阶地,取土深度 6~8 m,属于 Q₃ 黄土。经室内常规试验测定,黄土的基本物理性质指标如表 1 所示。

表 1 黄土的物理性质指标

Table 1 Basic physical properties of losses samples

天然密度/ (g·cm ⁻³)	含水率/ %	干密度/ (g·cm ⁻³)	液限/ %	塑限/ %	塑性指 数/%
1.68	21.0	1.39	34.2	21.6	12.6

空心圆筒试样的内、外直径分别为 6 cm 和 10 cm,高为 15 cm,由专门的削样器切削原状黄土制备而成,如图 1 所示。



图 1 原状黄土圆筒状试样

Fig 1 Cylindrical sample of loess

1.2 试样的应力、应变状态

利用空心圆筒试样的动扭剪试验仪,对空心圆筒试样施加轴向荷载 W 、内腔压力 p_i 及外腔压力 p_o ,进行轴向正应力 σ_z 、径向正应力 σ_r 和环向正应力 σ_θ 的真三主应力固结。完成固结后,对空心圆筒试样施

加循环扭矩 T ,进行循环动剪应力 $\sigma_{z\theta}$ 作用下的动力试验。圆筒试样的静动应力状态如图 2 所示。

假定黄土试样为弹塑性材料,给出轴向正应力 σ_z 、径向正应力 σ_r 、环向正应力 σ_θ 和扭剪应力的平均值 $\sigma_{z\theta}$ 表达式:

$$\sigma_z = \frac{W}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} + \frac{p_o r_o^2 - p_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}, \tag{1}$$

$$\sigma_{z\theta} = \frac{3T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)}, \tag{2}$$

$$\sigma_{z\theta} = \frac{3T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)}, \tag{3}$$

$$\sigma_{z\theta} = \frac{3T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)}, \tag{4}$$

$$\varepsilon_{z\theta} = \frac{2\theta(r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)}, \tag{5}$$

$$\varepsilon_{z\theta} = \frac{2\theta(r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)}, \tag{6}$$

$$\varepsilon_{z\theta} = \frac{2\theta(r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)}, \tag{7}$$

$$\varepsilon_{z\theta} = \frac{2\theta(r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)}, \tag{8}$$

$$\sigma_r - \sigma_\theta = b(\sigma_z - \sigma_\theta). \tag{9}$$

式中: r 为传力轴半径; r_i , r_o 分别为圆筒试样内、外半径; u_i , u_o 分别为圆筒试样内、外径向位移; θ 为转角; z 为试样的轴向位移; H 为圆筒试样固结后高度。

固结应力及动扭剪应力作用下,土单元的真三轴主应力状态可分解为固结真三轴主应力状态和动扭剪应力状态,真三轴主应力状态如下式:

$$\begin{bmatrix} \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_r & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} \end{bmatrix}.$$

固结真三轴主应力状态和动扭剪应力状态如下式:

$$\begin{bmatrix} \sigma_z & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_r & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} \end{bmatrix}.$$

真三轴固结主应力条件下,中主应力比 b 为

$$b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \tag{10}$$

不同 b 条件下固结应力及动扭剪应力路径在等球应力平面上如图 3 所示。

2 不同中主应力比黄土的动剪切特性

试样在小主应力 σ_3 依次分别为 50, 100, 200 kPa, 中主应力 σ_2 依次分别为 75, 150, 300 kPa 和 b 值分别为 0.25, 0.5, 0.75, 1.0 的真三轴偏压及均压固结条件下进行不同幅值的动扭转剪切试验, 可得到动剪应力与动剪应变幅值骨干曲线, 如图 5 所示。不同 b 值偏压及均压固结条件下黄土的骨干曲线均近似呈双曲线, 相同固结小主应力 $\sigma_{\theta c}$ 、固结中主应力 σ_{rc} 条件下, 随着 b 值的变化, 土的动剪应力应变骨干曲线不同; 均压固结应力不同, 土的动剪应力应变骨干曲线不同。这是由于动剪切面上法向应力 σ_{zc} 不同, 土的最大动剪应力 σ_y 不同, 因而土的动剪应力应变骨干曲线不同。根据式 (9), 固结中主应力系数 b 值的减小使得轴向正应力 σ_{zc} 增加, 平均主应力 p 增大, 产生单位动剪应变所需要的动剪应力增大, 初始切线斜率减小, 故骨干曲线上移。

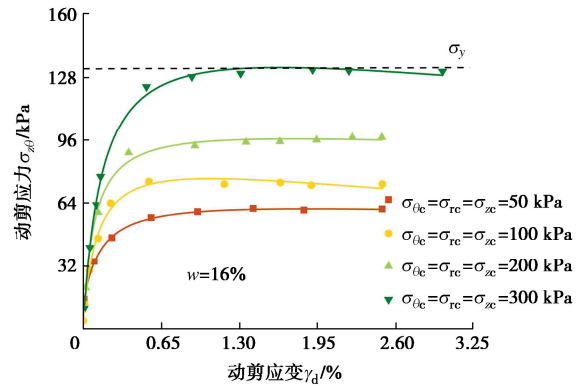
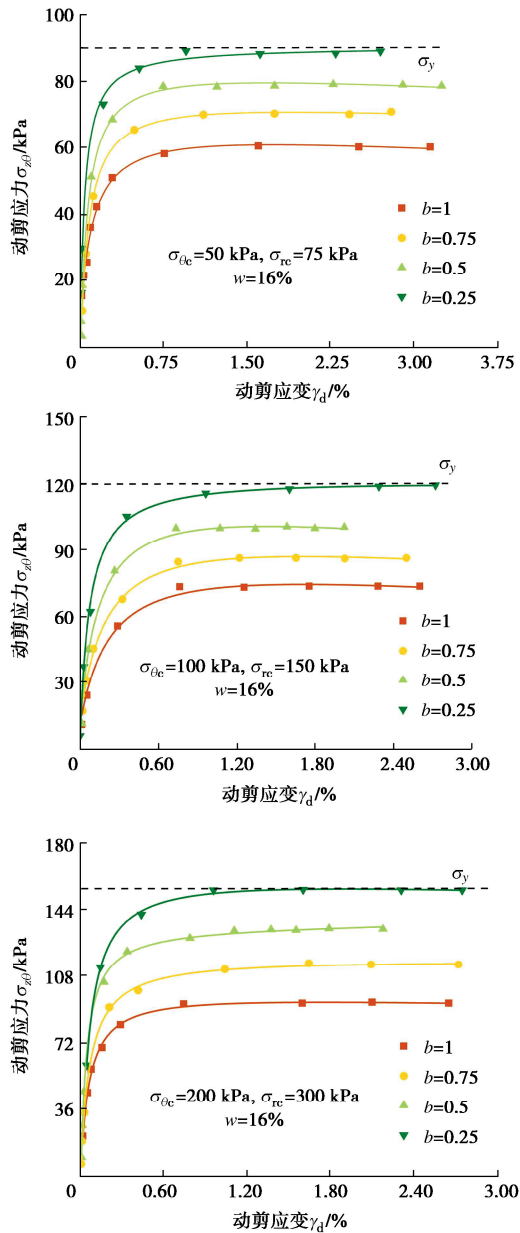
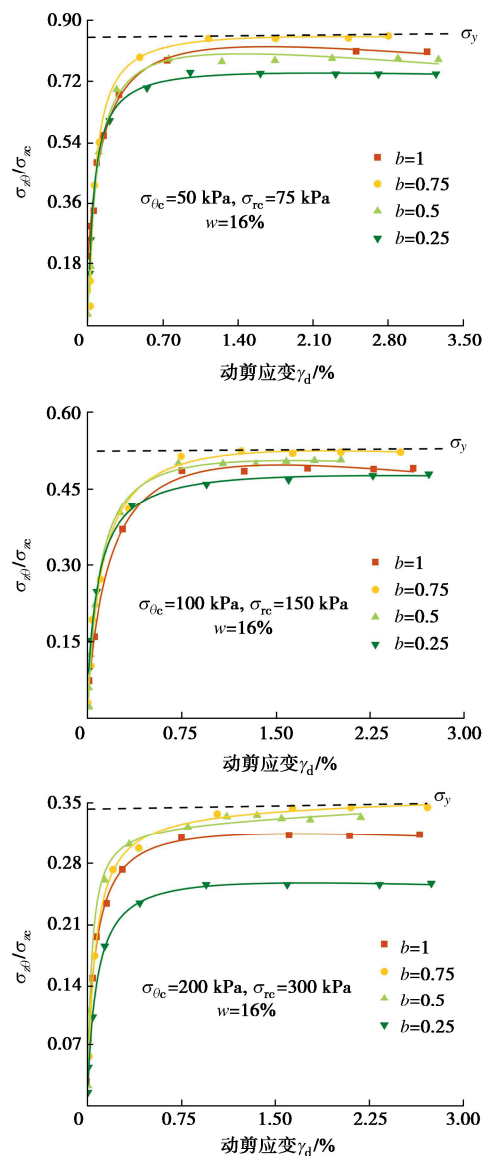


图 5 不同中主应力比真三轴固结黄土的动剪应力应变骨干曲线

Fig. 5 Dynamic shear stress-strain backbone curves with different intermediate principal coefficients

依据动剪应力 $\sigma_{z\theta}$ 和轴向正应力 σ_{zc} 之比与动剪应变 γ_d 之间的关系曲线。不同 b 值真三轴偏压和均压固结条件下, 土的动剪应力比与动剪应变骨干曲线如图 6 所示。



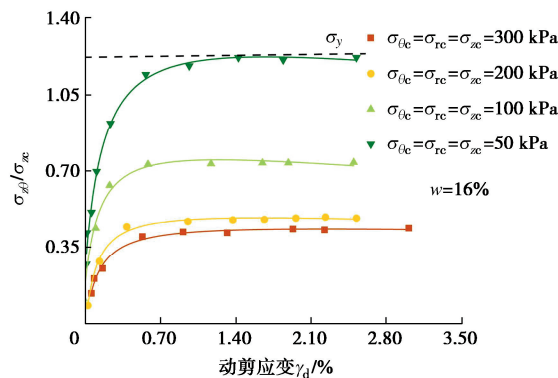


图6 动剪应力比与动剪应变之间的骨干曲线

Fig. 6 Relation curves between dynamic shear stress and strain ratios

2.1 动剪应力与动剪应变骨干曲线

同 b 值偏压固结条件下, 考虑循环扭转剪切面上法向应力影响后, 随着 b 值变化, 土的动剪应力比与动剪应变骨干曲线分布在一个变化范围较小的带内。这说明循环扭转剪切面上相同法向应力作用下, 不同真三轴固结应力路径条件下动剪应力与动剪应变骨干曲线趋势近似一致。在真三轴均压固结条件下, 不同于偏压固结的变化规律, 土的动剪应力比与动剪应变骨干曲线分布在一个变化范围较大的带内。

2.2 最大动剪应力变化规律

依据不同 b 值条件下的真三轴偏压、均压固结黄土的骨干曲线, 确定图5骨干曲线峰值为黄土最大动剪应力 σ_y , 绘制最大动剪应力 σ_y 与轴向主应力 σ_{zc} 之间的关系, 如图7所示。最大动剪应力 σ_y 随着中主应力比 b 的增大逐渐减小, 偏压固结应力比越大, 对应试样内部固结剪应力越大, 最大动剪应力 σ_y 越小; 固结中主应力比 b 为0.25和0.5时, 最大动剪应力 σ_y 随轴向主应力 σ_z 的变化规律近似趋于一致。

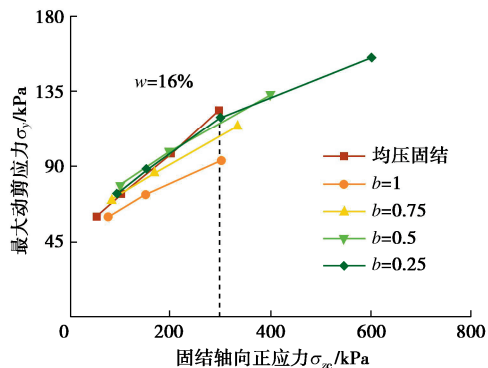


图7 最大动剪应力与固结轴向正应力之间的关系

Fig. 7 Relationship between dynamic shear stress and normal stress of consolidation

最大动剪应力 σ_y 与固结平均球应力 p 的关系如图8。不同 b 值下, 二者变化趋势呈线性变化规律。均压

固结条件下, 最大动剪应力 σ_y 随固结平均球应力 p 的变化规律与中主应力比 b 为0.75的变化规律近似一致。且轴向主应力 σ_{zc} 为300 kPa与固结平均球应力 p 为200 kPa时, 动剪切强度线均出现了转折变化。均压固结条件下, 最大动剪应力 σ_y 随轴向主应力 σ_{zc} 的变化规律与 b 值为0.5~0.75的变化规律近似一致。

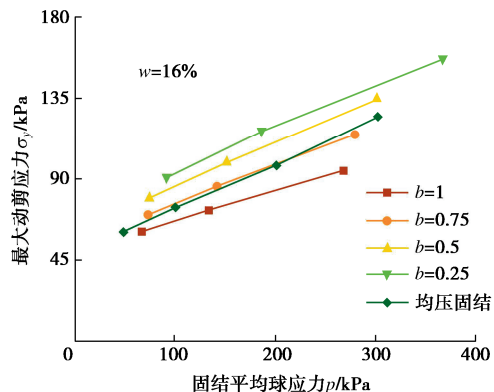


图8 最大动剪应力与固结平均球应力之间的关系

Fig. 8 Relationship between dynamic shear stress and average spherical stress of consolidation

2.3 动剪切模量变化规律

动剪切模量 G_d 是表示土抵抗动剪切变形的能力, 也是评价土动剪切变形的重要指标。依据图5动剪应力应变骨干曲线, 在不同 b 值真三轴偏压固结和均压固结条件下, 黄土的动剪应力应变关系曲线均符合Hardin-Drnevich双曲线模型^[13]。对于骨干曲线, 曲线上各点的动应力 τ_d 和动应变 γ_d 均为幅值, 其形状接近双曲线, Hardin-Drnevich双曲线模型表达式具体如下所示:

$$\frac{\gamma_d}{\gamma_y} = \frac{\tau_d}{\sigma_y} \left[1 + \alpha_1 \left(\frac{\tau_d}{\sigma_y} \right)^{R-1} \right] \quad (12)$$

式中: α_1 , R 为土的试验参数; σ_y 为最大动剪应力; 剪切模量 G_d 随动剪应变 γ_d 的变化规律如图9所示。一定固结应力条件下, 当动剪应变 γ_d 小于 10^{-4} 时, 黄土的动剪切模量 G_d 最大且为常数; 相同中、小主应力偏压固结条件下, 随 b 值的增大, 偏压固结应力比越大, 对应试样内部固结剪应力越大, 最大动剪切模量 G_{dmax} 也越小。相同中、小主应力, 不同 b 值偏压固结条件下黄土的动剪切模量 G_d 均随动剪应变 γ_d 的增大而减小, 且最终均趋于0。即一定中、小固结主应力条件下, 固结轴向正应力 σ_{zc} 随着 b 值的增大而减小, 平均球应力 p 随着 b 值的增大而减小, 土未产生球应力增大的压硬性。随着动剪应变 γ_d 的增大, 循环塑性应变累积发展引起黄土结构遭到不同程度破坏, 黄土的刚度减小; 动剪应变 γ_d 越大, 土结构的动剪切破坏程度越高, 黄土的动剪切模量 G_d 越小。原状黄土结构

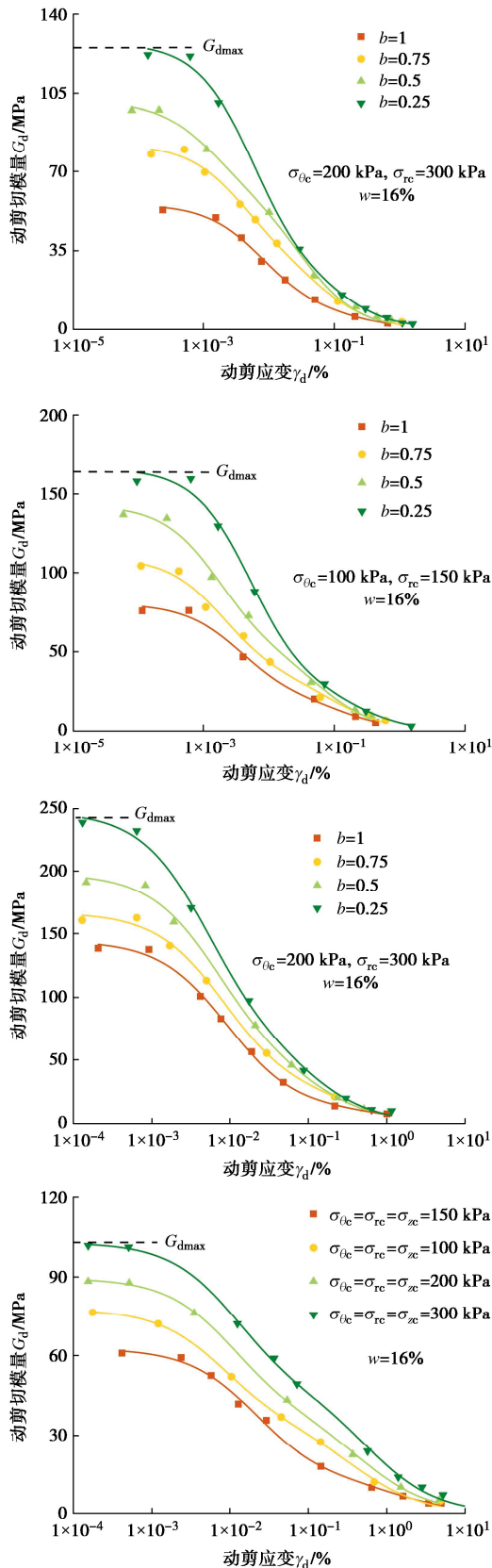


图9 不同中主应力比固结黄土的动剪切模量-动剪应变曲线

Fig. 9 Dynamic shear modulus and strain curves of loess with different intermediate principal stress coefficients

在动剪应变 γ_d 充分发展时完全破坏, 土的动剪切模量 G_d 趋于一致。表明在相同中、小主应力固结条件下,

随着 b 值增大, 动力剪切面上的固结轴向正应力 σ_{zc} 减小, 土的动剪切模量 G_d 减小。但是不同 b 值偏压固结条件下, 黄土的动剪切模量 G_d 均随着动剪应变 γ_d 增大逐渐减小且变化趋于一致。均压固结条件下, 动剪切模量 G_d 随动剪应变 γ_d 的增大而减小; 动剪应变 γ_d 充分发展时, 不同固结应力的动剪切模量 G_d 变化趋于一致。

最大动剪切模量 G_{dmax} 与固结法向正应力 σ_{zc} 关系如图 10 所示, 以固结法向正应力 $\sigma_{zc}=300$ kPa 为界限, 小于或大于该界限时, 最大动剪切模量 G_{dmax} 均随固结法向正应力 σ_{zc} 的增大而增大, 具有近似相同截距及不同斜率的线性关系; 小于该界限的增长率较大, 大于该界限的增长率较小。小于和大于固结法向正应力 $\sigma_{zc}=300$ kPa 为界限的平均球应力 p 分别为 183.3 kPa 和 266.7 kPa。

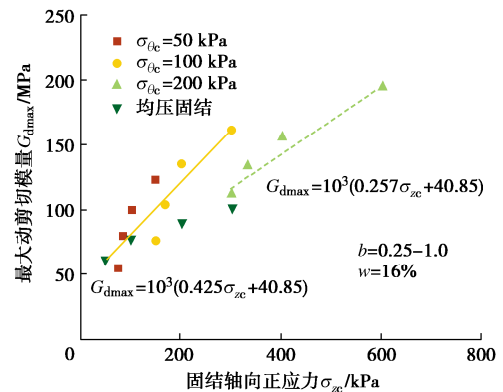


图 10 不同 b 值最大动剪切模量与固结轴向正应力的关系

Fig. 10 Relationship between maximum dynamic modulus of principal stress ratio and normal stress under different intermediate principal stress ratios

在平均球应力 p 小于 183.3 kPa 时, 土结构未产生充分压损破坏, 保持土具有一定的结构性, 土的最大动剪切模量 G_{dmax} 随压缩应力增大而具有较大的增长; 在平均球应力 p 大于 266.7 kPa 时, 土结构开始产生压损破坏, 土的结构性衰减, 土的最大动剪切模量 G_{dmax} 随压缩应力增大而具有较小的增长。

当固结法向正应力在 300 kPa 左右时, 最大动剪切模量与固结法向正应力的关系如图 11 所示。小于或大于该界限时, 最大动剪切模量均随固结法向正应力的增大而增大, 具有近似不同斜率的线性关系。并且, 小于该界限的增长率较大, 大于该界限的增长率较小; 小于该界限时, 环向主应力分别为 50, 100 kPa。土结构未产生压损破坏, 保持土的结构性, 土的最大动剪切模量随循环扭转水平剪切面上法向固结应力增大而具有较大的增长。大于该界限时, 环向主应力分为 200 kPa, 土骨架结构产生压损破坏, 土的结构性衰减, 土的最大动剪切模量随法向固结应力增大而具有较小的

增长。

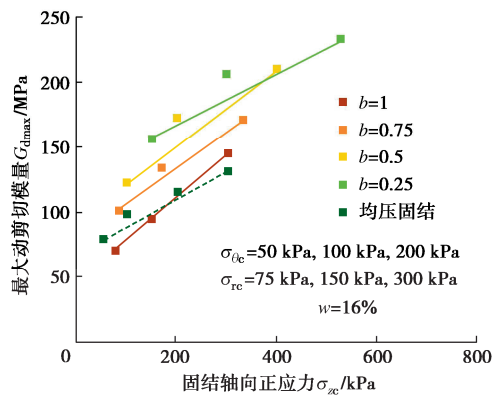


图 11 不同固结围压最大动剪切模量与固结轴向正应力的关系

Fig. 11 Relationship between maximum dynamic modulus and normal stress under different confining pressures of consolidation

2.4 动剪切强度变化规律

依据黄土动剪切模量 G_d 随动剪应变 γ_d 的衰减变化关系,确定了黄土从应变为 10^{-4} 时动强度产生衰减,故此时的动剪应力为动剪切屈服应力 σ_f 。确定动剪切屈服应力 σ_f 与固结平均球应力 p 之间的关系如图 12,在不同 b 值的偏压固结条件下,随着固结平均球应力 p 增大,黄土的动剪切屈服应力 σ_f 不断线性增大,均压固结条件下,黄土的动剪切屈服应力 σ_f 随着固结球应力 p 变化规律与 b 为 1.0 的关系近似一致。

从不同 b 值得黄土动剪切屈服应力 σ_f 随固结平均球应力 p 的变化关系,可知动剪切强度 σ_f 与固结平均球应力 p 具有良好的线性相关关系,在对数坐标系中分析 $\lg(\sigma_f)$ 与 $\lg(p/p_a)$ 的关系,如图 13 所示,得出不同 b 值下黄土的动剪切屈服应力 σ_f 与固结平均球应力 p 的经验关系式如式 (13),式中 p_a 为一个标准大气压, $p_a=101.325$ kPa。

$$\sigma_f = 146.8013 p_a \cdot \left(\frac{p}{p_a} \right)^{0.3664} \quad (13)$$

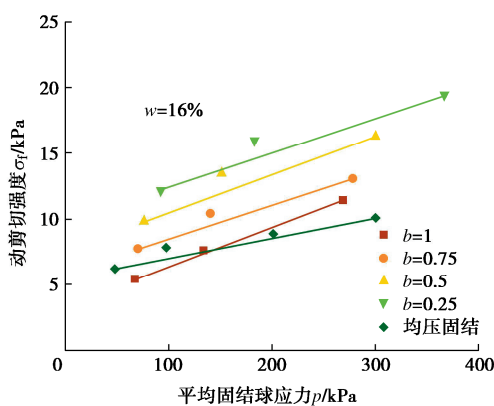


图 12 黄土动剪切强度与固结平均球应力的关系

Fig. 12 Relationship between dynamic shear strength and consolidated mean spherical stress of loess

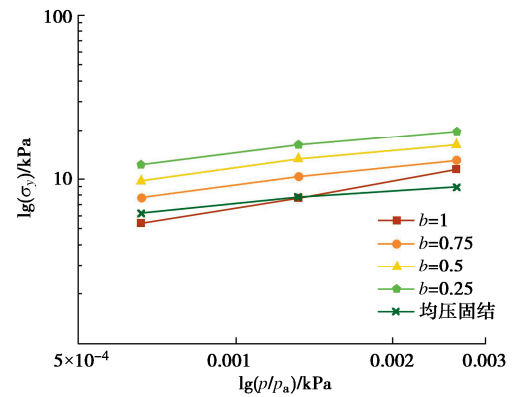


图 13 黄土动剪切强度与固结平均球应力归一化关系曲线

Fig. 13 Normalized relationship curve between dynamic shear strength and consolidated mean spherical stress of loess

3 应力空间中黄土的强度变化规律与动剪切的破坏模式

3.1 应力空间中黄土的强度变化规律

在不同固结应力及循环动剪应力作用下,黄土的动变形发展如图 14 所示。动扭剪试验中,对试样施加水平面内动扭剪应力,使其受到环向动剪应力。当水平面内扭转加载循环作用时,试样在竖向、水平向平面上大、小主应力发生转动,即产生主应力轴旋转。中主应力旋转角 α 可以实现 $-45^\circ \sim 45^\circ$ 旋转,进行不同中主应力比偏压固结和均压固结动剪切试验。考虑主应力轴旋转循环剪切的动剪切强度,在应力空间中广义剪应力与平均球应力平面的动强度变化规律。图 14 中,虚线表明不同中主应力比固结剪切时的动强度随平均球应力 p 均呈线性变化关系,动强度随 b 增大而减小;均压固结的动强度随球应力 p 变化也呈线性关系,当 $b \geq 0.25$ 时,随着平均球应力的增大,动剪切强度破坏线均相交于偏压固结线,土产生破坏。

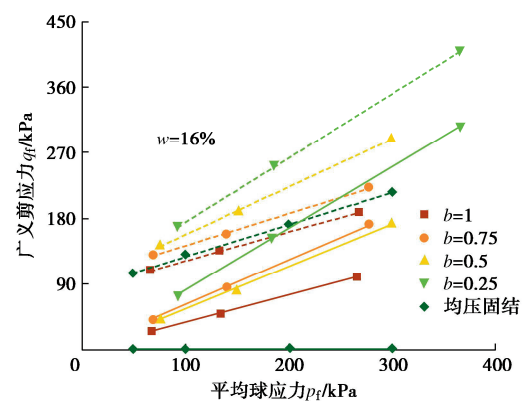


图 14 应力空间中黄土的强度变化规律

Fig. 14 Variation rules of strength of loess in stress space

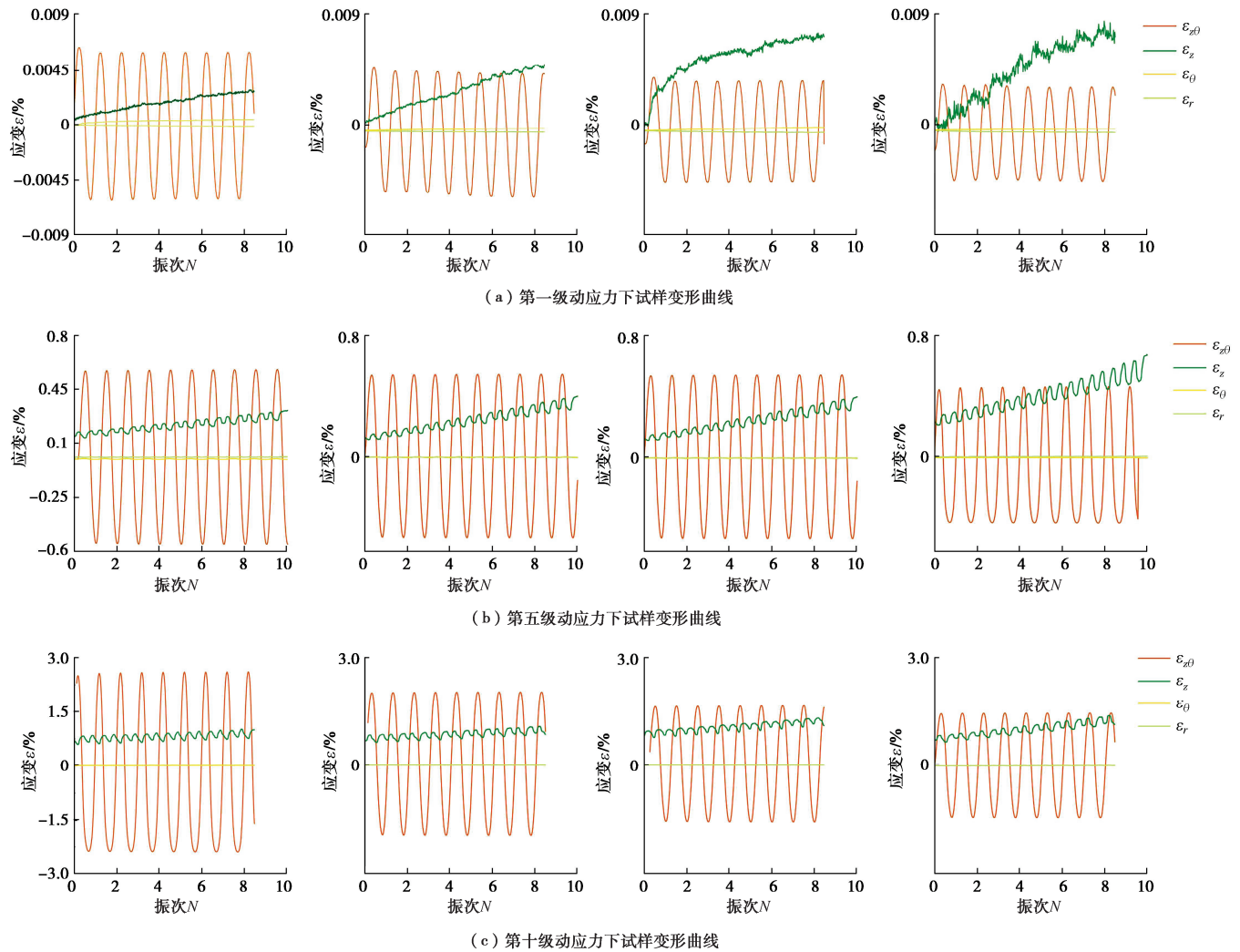


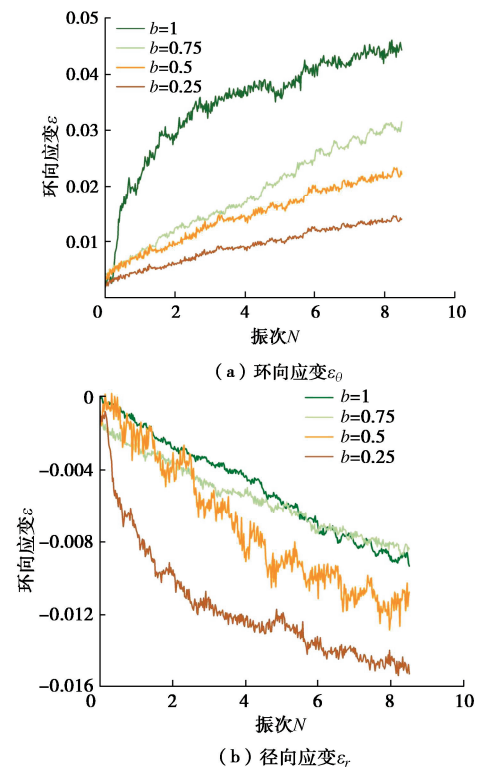
图 15 动应变随振次的变化曲线

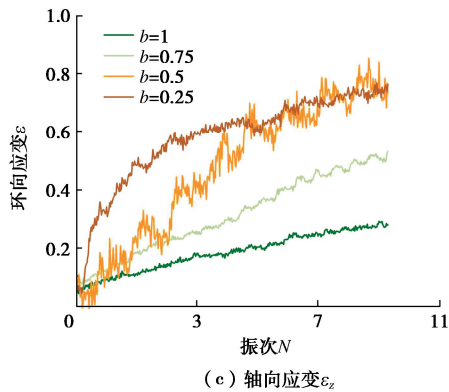
Fig. 15 Variation curves of dynamic strain with vibration number

3.2 循环动剪切的破坏模式

在不同固结应力及循环动剪应力作用下, 试样动变形发展如图15所示, 图中动应变代表轴向正应变 ε_z 、环向正应变 ε_θ 、径向正应变 ε_r , 采用不同线形表示不同类型的应变来对比反映3种应变的显著效果。可知随着循环动剪应变的振次增大, 试样的轴向正应变不断累积发展, 环向、径向正应变基本保持不变。可见, 试样体应变随轴向正应变发展而增大, 发生震陷变形。

如图16, 同一幅值动应力作用下, 变形曲线分析其变化规律表明, 循环动剪切的轴向正应变 ε_z 随着固结球应力 p 的增大而增大, 环向正应变 ε_θ 与径向正应变 ε_r 则相反。固结中主应力系数 b 越小的试样, 竖向应力 σ_z 更大, 说明 b 值较小的试样在固结阶段竖向压缩更加致密, 因此动应力作用初期动剪应变扩展较小, 轴向变形更大; 动力作用后期, 即第十级动应力作用时, 不同固结中主应力系数 b 下试样的动剪应变相差很小, 说明试样已经完全破坏。



图 16 不同 b 值动应变随振次的变化曲线Fig. 16 Variation curves of dynamic strain with amplitude under different b -value

不同 b 值条件下, 试样随动剪应变幅值增大最终产生动剪切破坏如图 17 所示, 试样的破坏形态表明, 当径向正应力 σ_r 与轴向正应力 σ_z 相同 ($b=1.0$) 条件下, 循环剪切作用产生了 X 状两组剪切破坏面, 互相斜交; 当固结中主应力比 b 依次为 0.75, 0.5, 0.25 时, 循环剪切作用产生一组主剪切破坏面及其次剪切破坏面, 且主剪切破坏面的倾角由陡变缓。

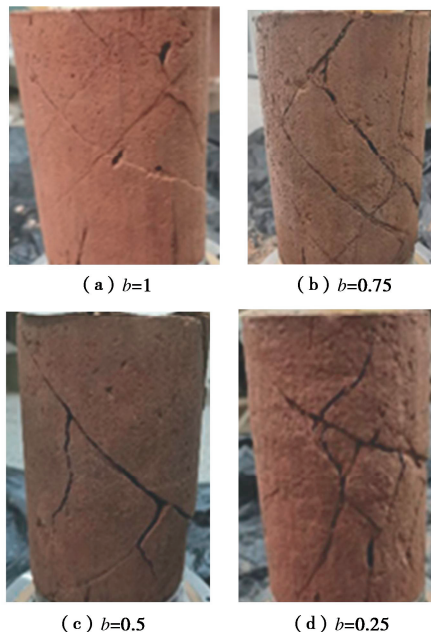


图 17 不同中主应力比偏压固结试样的循环动剪切破坏形态

Fig. 17 Cyclic dynamic shear failure modes of consolidated samples with different intermediate principal stress ratios

4 结 论

通过西安原状黄土空心圆柱试样的动扭剪试验, 分析了不同中主应力比偏压均压固结条件下黄土的动剪切屈服、破坏强度特性。主要得到以下 3 点结论。

(1) 在逐级增大的循环荷载作用下, 固结主应力

系数 b 对黄土动应力应变骨干曲线具有显著的影响, 且骨干曲线变化关系反映了主应力旋转作用效应。 b 值从 0.25~1 变化时, 骨干曲线上移, 初始斜率增大, 反映动扭剪荷载作用下土的初始动模量增大, 抗剪能力增大; 揭示了不同 b 值下, 在应变发展到同一量级时, b 值越小, 黄土的动剪切模量增大的规律; 依据动剪切强度与平均球应力 p 之间的关系, 确定了复杂应力空间动强度的变化规律。

(2) 分析应力应变曲线, 通过试验确定了黄土初始动剪应变对应的界限剪应变, 从而得出黄土动剪切强度, 同时建立了动剪切强度 σ_f 与固结平均球应力 p 之间的经验关系式。圆筒试样内外径向压力相同时, 竖向累积变形反映了黄土的震陷变形特性。

(3) 黄土动剪切屈服应力空间域位于动剪切破坏应力空间域内, 动剪切屈服与破坏应力面随固结应力状态的变化而运动。

参考文献:

- [1] 邵生俊. 往返荷载作用下饱和砂土力学特性的瞬态变化规律研究[D]. 西安: 西安理工大学, 1988. (SHAO Shengjun. Study on the Transient Variation Law of Mechanical Properties of Saturated Sand under Reciprocating Load[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 1988. (in Chinese))
- [2] NAKATA Y, HYODO M, MURATA H, et al. Flow deformation of sands subjected to principal stress rotation[J]. Soils and Foundations, 1998, 38(2): 115-128.
- [3] JOER H A, LANIER J, FAHEY M. Deformation of granular materials due to rotation of principal axes[J]. Géotechnique, 1998, 48(5): 605-619.
- [4] 潘 华, 陈国兴. 动态围压下空心圆柱扭剪仪模拟主应力轴旋转应力路径能力分析[J]. 岩土力学, 2011, 32(6): 1701-1706, 1712. (PAN Hua, CHEN Guoxing. Analysis of capabilities of HCA to simulate stress paths for principal stress rotation under dynamic confining pressure[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(6): 1701-1706, 1712. (in Chinese))
- [5] 曹 培, 王 芳, 彭 丹, 等. 初始主应力方向对饱和中密砂动力特性影响的试验研究[J]. 水利学报, 2014(增刊 2): 98-104. (CAO Pei, WANG Fang, PENG Dan. Effect of initial orientation angle of principal stress on dynamic behavior for saturated medium dense sand[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2014(S2): 98-104. (in Chinese))
- [6] 巫志辉, 谢定义, 余雄飞. 洛川黄土的动变形和强度特性[J]. 水利学报, 1994, 25(12): 67-71. (WU Zhihui, XIE

- Dingyi, YU Xiongfei. Dynamic deformation and strength compactness of Luochuan loess[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1994, **25**(12): 67-71. (in Chinese))
- [7] 骆亚生, 田堪良. 非饱和黄土的动剪模量与阻尼比[J]. 水利学报, 2005, **36**(7): 830-834. (LUO Yasheng, TIAN Kanliang. Dynamic shear modulus and damping ratio of unsaturated loess[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2005, **36**(7): 830-834. (in Chinese))
- [8] 王志杰, 骆亚生, 王瑞瑞, 等. 不同地区原状黄土动剪切模量与阻尼比试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(9): 1464-1469. (WANG Zhijie, LUO Yasheng, WANG Ruirui, et al. Experimental study on dynamic shear modulus and damping ratio of undisturbed loess in different regions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(9): 1464-1469. (in Chinese))
- [9] WANG Z J, LUO Y S, GUO H, et al. Effects of initial deviatoric stress ratios on dynamic shear modulus and damping ratio of undisturbed loess in China[J]. Engineering Geology, 2012, **143**: 43-50.
- [10] 杨利国, 骆亚生, 王志杰. 中主应力对压实黄土动变形特性的影响[J]. 世界地震工程, 2010, **26**(增刊 1): 59-64. (YANG Ligu, LUO Yasheng, WANG Zhijie, et al. Effect of intermediate principal stress on dynamic deformation of compacted loess[J]. World Earthquake Engineering, 2010, **26**(S1): 59-64. (in Chinese))
- [11] 吴飞洁. 非饱和黄土震陷变形的动单剪试验研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2017. (WU Feijie. Dynamic Simple Shear Test Study on Seismic Subsidence Deformation of Unsaturated Loess[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2017. (in Chinese))
- [12] 邵帅, 邵生俊, 陈攀, 等. 循环扭剪作用下黄土的动剪切特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(1): 168-174. (SHAO Shuai, SHAO Shengjun, CHEN Pan, et al. Experimental study on dynamic shear characteristics of loess under cyclic torsional shearing[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(1): 168-174. (in Chinese))
- [13] 非饱和土试验方法标准: T/CECS 1337—2023[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2023. (Standard for Unsaturated Soil Testing Method: T/CECS 1337—2023[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2023. (in Chinese))

第四届全国非饱和土与特殊土力学及工程学术研讨会（第 1 号通知）

为了及时总结和交流相关成果与经验, 更好地推动非饱和土与特殊土力学的发展, 中国土木工程土力学及岩土力学分会将于 2025 年 7 月召开“第四届全国非饱和土与特殊土力学及工程学术研讨会”。

研讨会将以促进非饱和土与特殊土力学的理论和技术发展为宗旨, 以“探索前沿, 服务工程, 实事求是, 百家争鸣”为方针, 以发展新质生产力与科技创新为中心议题, 对非饱和土、黄土、膨胀土、冻土、分散土、软土、盐渍土、红黏土、残积土、海洋土、人工填土等特殊土的基本性质、测试技术、理论模型、计算方法、工程应用、地基处理、基坑支护、桩基工程、地下工程、边坡工程、水土保持工程、生态修复与环境工程等方面研究的新成果、新技术、新材料、新工艺与新经验进行广泛深入的学术交流。

主办单位: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会; 西北农林科技大学。

承办单位: 西北农林科技大学

会议议题: ①非饱和土与特殊土的基本特性研究(包括持水、渗水、渗气、变形、强度、屈服等静-动力学特性与热力学特性, 电磁学特性与物理-化学特性等); ②非饱和土与特殊土室内和现场测试新技术、新方法(包括量测吸力、水分、应、力、变形、孔隙和微观结构等方面); ③非饱和土与特殊土的力学理论(包括应力理论、强度理论、本构理论、多相多场

耦合分析理论、土压力理论、承载力理论、变形局部化理论和边坡渐进破坏理论等); ④非饱和土与特殊土的地基变形及控制、土与结构物的相互作用; ⑤非饱和土与特殊土地区的基坑工程、基础工程和地下工程; ⑥非饱和土与特殊土的地基处理及土体加固的新工艺、新材料; ⑦非饱和土与特殊土地区的滑坡灾变机理及边坡治理与防护; ⑧非饱和土与特殊土地区的地质灾害、水土流失的机理和防治; ⑨非饱和土与特殊土相关的重大岩土工程实录和新经验(包括能源交通、水利水电、城乡建设、机场、矿山、通讯、国防等方面); ⑩非饱和土与特殊土相关的绿色环保节能技术、废物处置与资源化利用; ⑪非饱和土与特殊土相关问题的数值分析新方法、软件开发设计及工程应用; ⑫“一带一路”沿线工程建设中的非饱和土与特殊土疑难问题的实践与认识; ⑬人工智能技术在非饱和土与特殊土工程中的应用; ⑭其他岩土力学与工程问题。

论文经本次会议学术委员会和组织委员会组织专家评选后, 推荐到《岩土工程学报》(正刊和增刊)、《地震工程学报》、《中国水利水电科学院学报》、《水资源与水工程学报》、《水利与建筑工程学报》等刊物上发表。

联系方式: 孟敏强(15691850562), 孙增春(18716281569), 武智鹏(18272733775), 茹含(18700948223), 成晓峰(18040106751), 董欢(18492886514), 王雨静(18041106326); tst2025@nwafu.edu.cn(投稿专用邮箱)。