

DOI: 10.11779/CJGE2018S1003

压实黄土平面应变方向的主应力特性

陈存礼^{1, 2}, 贾亚军¹, 王俊甫³, 赵杰¹, 张洋¹

(1. 西安理工大学岩土工程研究所, 陕西 西安 710048; 2. 西安理工大学陕西省黄土力学与工程重点实验室, 陕西 西安 710048;
3. 中广核工程有限公司, 广东 深圳 518124)

摘要: 对不同含水率压实黄土进行等小主动主应力 σ_x 的平面应变三轴试验, 研究了含水率 w 及小主动主应力 σ_x 对加载过程中平面应变方向主应力 σ_y 特性的影响, 根据试验结果提出了描述平面应变方向与其它方向主应力双线性关系的表达式, 验证了基于典型强度准则的中主应力公式描述压实黄土 σ_y 变化的适用性。研究结果表明: 在等向固结及初始加载阶段, 平面应变方向主应力不是中主应力 σ_2 , 而是小主应力 σ_3 ; 平面应变方向主应力比 σ_y/σ_x 随着主动主应力比 R 的增大先平缓后快速增大, 转折点前后主应力之间分别呈线性和非线性关系; 转折点处的主动主应力比 R_z 大于平面应变方向主应力由小主应力转变为中主应力临界点处的主动主应力比 R_c , w 及 σ_x 对 R_z 的影响较大, 对 R_c 的影响很小。 R 较小时, w 及 σ_x 对加载过程中 σ_y/σ_x 几乎没有影响。主应力参数 $K(=2\sigma_y/(\sigma_x+\sigma_z))$ 与主动主应力比 R 之间呈双直线; 前段为水平直线, K 近似为常数 K_c ; 后段为倾斜向上的直线; K_c 及直线斜率 m 与 w 及 σ_x 的大小无关。提出的双线性函数能较好地预测压实黄土加载过程中 σ_y 的变化特性, 而仅在土样破坏时, 基于 Lade-Duncan 及 SMP 准则的中主应力公式的预测值与试验值比较接近。

关键词: 压实黄土; 含水率; 小主动主应力; 平面应变方向主应力; 模型

中图分类号: TU47 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2018)S1-0016-06

作者简介: 陈存礼(1964-), 女, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事土的静动力学特性研究。E-mail: chencl@xaut.edu.cn。

Characteristics of principal stress of compacted loess in plane strain direction

CHEN Cun-li^{1,2}, JIA Ya-jun¹, WANG Jun-fu³, ZHAO Jie¹, ZHANG Yang¹

(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 University of Technology, Xi'an 710048, China; 3. China Nuclear Power Engineering Co. Ltd., Shenzhen 518124, China)

Abstract: The plane strain triaxial tests in which the minor active principal stress (also called σ_x) keeps invariable are performed on the compacted loess with different water contents. The influences of σ_x and water content (also called w) on characteristics of the principal stress in plane strain direction (also called σ_y) during loading are studied. Based on the test results, the expressions describing the bilinear relationships between the principal stress in the plane strain direction and that in other directions are proposed. It is verified whether or not σ_y can be predicted by the expressions for the intermediate principal stress based on different strength criteria for compacted loess. The test results show that σ_y is not the intermediate principal stress (also called σ_2) but the minor principal stress (also called σ_3) during the isotropic consolidation and the initial loading stage. The ratio of the principal stress in the plane strain direction to the minor active principal stress (also called σ_y/σ_x) fast increases after the gentle development stage with the increase of the ratio of the major active principal stress to the minor one (also called R), and the relationships between the principal stresses are respectively linear and nonlinear before and after the turning point. The ratio of the major active principal stress to the minor one at the turning point (also called R_z) is larger than that at the critical point where σ_y transforms σ_2 to σ_3 (also called R_c). w and σ_x have obvious influences on R_z but little ones on R_c . The effects of w and σ_x on σ_y/σ_x are little as R is small. The relationships between the principal stress parameter ($=2\sigma_y/(\sigma_x+\sigma_z)$, also called K) and R can be described as two-stage lines. The one is horizontal and K is constant K_c in the first stage. The other one is inclined upward in the second stage. The slope m and K_c are irrelevant to w and σ_x . The change of σ_y during the loading can be better predicted by the proposed bilinear function. The predicted results are approximately equal to the test ones only at the failure of soil samples, using the expressions for the intermediate

基金项目: 国家自然科学基金项目(50878183); 陕西省教育厅省级重点实验室重点科研项目(14JS063)
收稿日期: 2017-06-11

principal stress based on the Lade-Duncan and the SMP strength criteria.

Key words: compacted loess; water content; minor active principal stress; principal stress in plane strain direction; model

0 引言

平面应变状态是岩土工程中常见的一种应力状态, 在大坝、边坡、挡土墙等工程中, 土体一般处于平面应变状态。一些学者认为平面应变方向的主应力总是中主应力, 主要研究中主应力对土强度的影响, 发现由于中主应力的影响, 平面应变条件下土的强度比常规三轴压缩条件下的大^[1-4]。根据 Mohr-Coulomb, SMP 等强度准则, 提出了无黏性土及黏性土破坏时中主应力的计算公式, 进而建立了平面应变与常规三轴压缩两种应力状态下强度的关系^[3-6]。但是, 平面应变方向的主应力对于土体的强度和变形特性均有重要的影响^[7-8]。这些破坏时中主应力公式是否适用于黄土还缺少必要的试验验证。

李广信等^[9-10]对承德中密砂的试验研究表明, 平面应变方向的主应力与应力路径和加载—减载条件有关, 既可能是中主应力, 也可能是小主应力或大主应力, 并根据增量弹性理论, 提出了等应力比平面应变试验中预测平面应变方向上主应力的公式。在小主动主应力保持常数的平面应变加载过程中, 堆石料^[2]平面应变方向上主应力始终为中主应力, 而黄土却经历了由小主应力到中主应力的转变过程^[11-12]。路德春等^[13]假定主应力之间为双线性关系, 提出了平面应变方向主应力由小主应力到中主应力转变的双线性函数, 该函数可以较合理地描述砂土的试验结果, 但其是否适用于预测加载过程中压实黄土平面应变方向的主应力, 还没有相关的试验验证。目前, 对于加载过程中压实黄土平面应变方向主应力变化的具体描述还鲜有报道。

本文用多功能三轴仪, 对不同湿度的压实黄土进行小主动主应力保持常数的平面应变三轴试验, 研究含水率及小主动主应力对加载过程中压实黄土平面应变方向主应力的影响, 提出描述平面应变方向主应力的双线性函数, 验证基于典型强度准则的中主应力公式描述压实黄土平面应变方向主应力的适用性。

1 试验方案与方法

1.1 试验用土及方案

试验用土为取自兰州新区的散土, 试样的物理性质指标见表 1, 根据塑性指数分类为粉土。通过标准击实试验, 得到最优含水率 w_{op} 为 18.4%, 最大干密度 ρ_{dm} 为 1.66 g/cm³。

表 1 黄土的物理性质指标

Table 1 Physical property indexes of loess

液限 $w_L/\%$	塑限 $w_P/\%$	塑性 指数 I_P	土粒相对 密度 d_s	最优含水 率 $w_{op}/\%$	最大干密度 $\rho_{dm}/(g\cdot cm^{-3})$
27.1	18.6	8.5	2.70	18.4	1.66

平面应变三轴试验的试样分别为 10 cm×5 cm×10 cm 的长方体, 用静压法制备而成。在干密度为 1.61 g/cm³ (压实度为 97%), 含水率为 18.4% (最优含水率) 条件下制样。

制备试样时, 先将土样风干碾碎, 并过孔径 2.0 mm 土工筛, 再配制成 18.4% 含水率的散土, 装入塑料袋密闭静置 24 h 以上备用。根据试样的体积, 控制的干密度及含水率, 计算湿土质量, 分 10 层压实成样。

为了研究含水率对压实黄土变形强度特性的影响, 把最优含水率 w_{op} 下制成的试样, 通过增湿或减湿方法配制成 15.0%, 18.4%, 20.5%, 25.1% (饱和含水率) 4 个不同含水率 w 。 $w < w_{op}$ 时, 采用风干的方法, $w > w_{op}$ 时, 采用滴定注水的方法, 等到风干或加水达到预定含水率时, 在保湿缸中密闭放置 72 h 以上, 使水分扩散均匀。对于饱和试样, 采用抽气饱和法进行饱和。

对不同含水率试样, 在不同小主动主应力 σ_x 下进行等 σ_x 平面应变三轴试验。 σ_x 分别为 50, 100, 200, 400 kPa。由于竖向力传感器的量程所限, 在 $w=15.0\%$, $\sigma_x=400$ kPa 条件下没有进行试验。

对于平面应变三轴试验, 按照李广信等^[9]的定义, 把竖向应力、侧向应力分别称为大主动主应力 σ_z 、小主动主应力 σ_x , 两个主动主应力之比称为主动主应力比 R ($=\sigma_z/\sigma_x$), 平面应变方向主应力记为 σ_y 。

1.2 试验仪器与方法

试验仪器为由江苏溧阳市永昌工程实验仪器厂生产的 PY-10 型应力应变控制式平面应变三轴仪改装而成的多功能三轴仪。仪器主要由竖向应力加载及轴向变形量测系统, 侧向应力加载及体变测量系统, 反压装置, 平面应变方向主应力量测系统及数据采集系统等组成。用做常规三轴试验仪时, 只需把平面应变压力室更换三轴压力室, 除平面应变方向的主应力量测系统外, 用于两种试验的其它组成部分相同。

进行平面应变三轴试验时, 首先对试样进行等压固结 ($\sigma_x=\sigma_z$), 然后保持 σ_x 为常数, 施加 σ_z 进行剪切, 直至试样破坏。试验过程中排水阀门始终处于打开状态。以轴向变形增量不超过 0.01 mm/h 作为固结

稳定标准, 剪切速率为 0.032 mm/min。

2 试验结果与分析

2.1 平面应变方向主应力的变化特性

对于不同含水率压实黄土, 平面应变方向主应力的特性基本一致。由于篇幅所限, 下文仅列出典型的试验结果。

从图 1 的平面应变方向主应力比 σ_y/σ_x 与主动主应力比 R 关系 ($\sigma_y/\sigma_x - R$) 的典型曲线可以看出:

(1) 在不同压力下等向固结 ($R=1$, $\sigma_z=\sigma_x$) 时, σ_y/σ_x 皆小于 1, 即 σ_y 为小主应力。这是由于平面应变方向应变 ε_y 恒等于零, 根据广义虎克定律

$$\varepsilon_y = [(\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z))/E] = 0, \quad (1)$$

式中, ν 是泊松比。将 $\sigma_z = R\sigma_x$ 代入式 (1) 得到

$$\sigma_y = \nu(1+R)\sigma_x. \quad (2)$$

由于土的泊松比 $\nu < 0.5$, 则 $R=1$ 时, 平面应变方向主应力 σ_y 为小主应力。

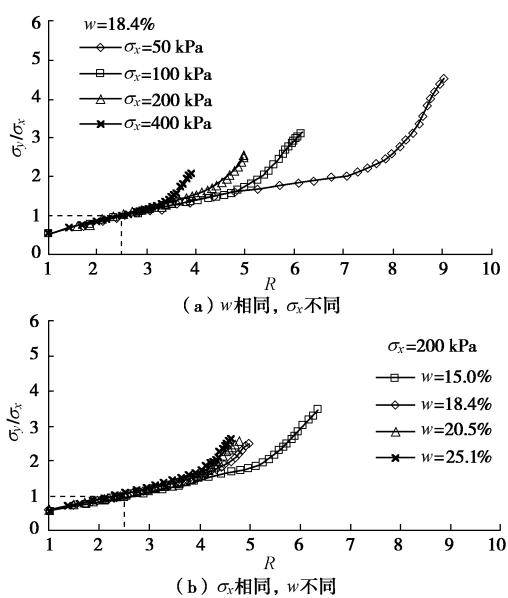


图 1 平面应变三轴试验的 $\sigma_y/\sigma_x - R$ 曲线

Fig. 1 $\sigma_y/\sigma_x - R$ curves in plane strain triaxial tests

(2) 不同 w 及 σ_x 下, 剪切过程中 σ_y/σ_x 随 R 的增大而增大, 在 R 较小时, σ_y/σ_x 小于 1, σ_y 为小主应力 σ_3 ; R 较大时, σ_y/σ_x 大于 1, σ_y 由小主应力 σ_3 转变为中主应力 σ_2 。这与李广信等^[10]对砂土, 曹泽民^[11]对压实黄土及张玉等^[12]对原状黄土的试验结果相一致。

(3) $\sigma_y/\sigma_x - R$ 曲线呈先平缓后快速上升的趋势, 且 σ_y/σ_x 的增大速率先基本不变, 后非线性快速增大。把转折点处及 σ_y 由小主应力转变为中主应力临界点处的主动主应力比分别用 R_z 及 R_c 表示, 则 R_z 大于 R_c (见表 2)。 $R \leq R_z$ 时, $\sigma_y/\sigma_x - R$ 关系为直线,

主应力之间为线性关系, 这与砂土的试验结果^[10]一致; $R > R_z$ 时, 为曲线, 主应力之间为非线性关系。

(4) w 相同时, σ_x 对 $\sigma_y/\sigma_x - R$ 曲线的影响与 R 的大小有关 (图 1 (a))。 R 较小时, 不同 σ_x 下试验点分布在很窄范围内, 可以近似归一, R_c 几乎与 σ_x 无关 (见表 2)。 R 较大时, 随着 σ_x 增大, σ_y/σ_x 增大, 而因压实黄土的结构性随 σ_x 的增大而减弱, 使 R_z 及破坏时 R_f 、(σ_y/σ_x)_f 皆明显减小。

(5) σ_x 相同时, w 对 $\sigma_y/\sigma_x - R$ 曲线的影响与 R 大小有关 (图 1 (b))。 R 较小时, 不同 w 下试验点分布在很窄范围内, 可以近似归一, w 对 R_c 的影响很小 (见表 2)。 R 较大时, 随着 w 增大, 压实黄土的结构性减弱, σ_y/σ_x 增大, 而 R_z 明显减小, R_f 先快速后缓慢减小, (σ_y/σ_x)_f 先明显减小后略有增大。上述表明, w 及 σ_x 对 R_c 的影响很小, 可以忽略不计, 可取其平均值 (2.5)。

表 2 平面应变三轴试验结果

Table 2 Results of plane strain triaxial tests

w/%	σ_x /kPa	R_c	K_c	R_z	m	c_p /kPa	$\varphi_p/(^\circ)$	σ_0 /kPa
15.0	50	2.8	0.58	10.8	0.44	92	39.7	111
	100	2.6		7.5	0.44			
	200	2.7		5.4	0.45			
18.4	50	2.7	0.58	8.2	0.45	51	36.7	68
	100	2.5		5.2	0.42			
	200	2.2		4.3	0.42			
20.5	400	2.5	0.58	3.3	0.43	43	35.5	60
	50	2.7		7.5	0.44			
	100	2.2		4.8	0.44			
25.1	200	2.3	0.61	3.9	0.45	35	35.0	50
	400	2.2		3.1	0.46			
	50	2.6		5.2	0.45			
25.1	100	2.3	0.61	4.4	0.45			
	200	2.2		3.9	0.45			
	400	2.1		3.0	0.45			

为了反映 σ_x 及 σ_z 对 σ_y 的影响, 定义应力参数^[13-14] K 为

$$K = 2\sigma_y/(\sigma_x + \sigma_z). \quad (3)$$

典型的 $K - R$ 关系如图 2 所示。由图 2 可以看出:

(1) 不同 (w 及 σ_x) 条件下, 随着 R 的增大, K 皆先基本不变, 后快速增大, 试验点分布在二段直线上, 且 $K - R$ 关系与 $\sigma_y/\sigma_x - R$ 曲线具有相同的转折点 R_z 。当 $R \leq R_z$ 时, $K - R$ 关系皆为水平直线, K 与 R 的大小无关, 近似为常数 K_c , 主应力之间基本保持线性关系。由于 $R_c < R_z$, 则不仅 $R \leq R_c$ (σ_y 为小主应力), 而且 $R_c < R \leq R_z$ (σ_y 转变为中主应力), K 皆等于常数 K_c , 主应力之间皆为线性关系。这与路德春等^[13]在 $R > R_c$ 时, $K - R$ 关系为倾斜向上直线的假定

不同, 可能是 97% 压实度的压实黄土结构性较强, 使 $R_c < R \leq R_z$ 时, 虽然 σ_y 转变为中主应力, 但还没有进入弹塑性阶段所致。当 $R > R_z$ 时, $K - R$ 关系皆为倾斜向上的直线, K 随 R 的增大而线性增大, 主应力之间呈非线性关系。

(2) w 相同时, σ_x 对 $K - R$ 关系的影响与 R 的大小有关。 $R \leq R_z$ 时, 不同 σ_x 下试验点分布在很窄范围, 可以近似归一, 即 σ_x 对 K_c 的影响很小, 可以忽略。 $R > R_z$ 时, 随着 σ_x 的增大, 直线左移, 直线的斜率 m (见表 2) 基本不变, 即, 不同 σ_x 下 $K - R$ 关系为近似平行直线。

(3) σ_x 相同时, w 对 $K - R$ 关系的影响也与 R 的大小有关。 $R \leq R_z$ 时, 不同 w 下试验点分布在很窄范围, 可以近似归一, 即 w 对 K_c 的影响很小, 可以忽略。 $R > R_z$ 时, 随着 w 的增大, 直线左移, m 值 (见表 2) 基本不变, 即不同 w 下 $K - R$ 关系为近似平行直线。

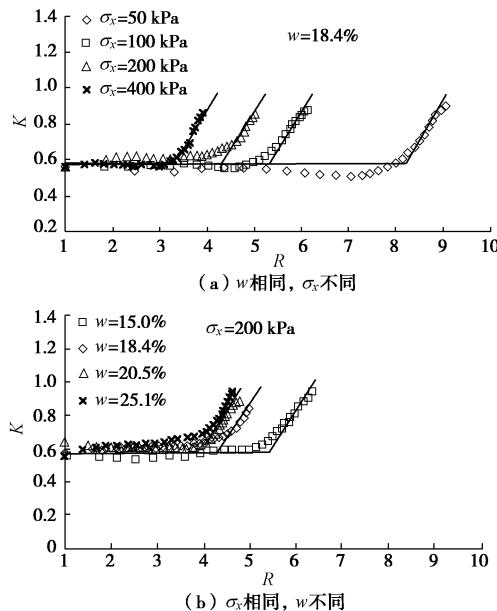


图 2 平面应变三轴试验的 $K - R$ 曲线

Fig. 2 $K - R$ curves in plane strain triaxial tests

综上所述, 不同 (w 及 σ_x) 条件下, $K - R$ 关系可用双线性函数来描述, 其表达式为

$$K = \begin{cases} K_c & (R \leq R_z) \\ K_c + m(R - R_z) & (R > R_z) \end{cases}, \quad (4)$$

式中, K_c , m , R_z 为土性参数。式 (4) 与路德春等^[13]提出的双线性函数型式上一致, 但转折点不同。上述表明, w 及 σ_x 对 K_c , m 的影响很小, 对 R_z 的影响较大。对不同的 σ_x 及 w , 可取其平均值 $K_c=0.60$, $m=0.44$ 。不同 w 下 $R_z - \sigma_x$ 关系 (见图 3) 可用幂函数拟合 (实线为拟合曲线), 其表达式为

$$R_z = \alpha \sigma_x^{-\beta}, \quad (5)$$

式中, α , β 为土性参数。对不同 w , β 近似相同, 且等于 0.42; α 随 w 的增大而减小, $\alpha - w/w_s$ (见图 3, w_s 为饱和含水率) 可用幂函数描述。其表达式为

$$\alpha = d_1 (w/w_s)^{d_2}. \quad (6)$$

把式 (6) 代入式 (5), 则有

$$R_z = d_1 (w/w_s)^{-d_2} \sigma_x^{-\beta}, \quad (7)$$

式中, d_1 , d_2 为土性参数, 对本文试验的压实黄土, $d_1=29.58$, $d_2=1.03$ 。由式 (7) 可确定不同 σ_x 及 w 下 R_z 值。

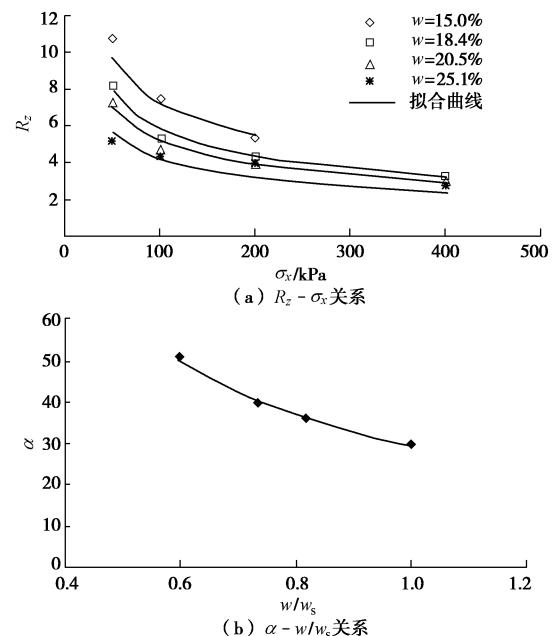


图 3 σ_x 及 w 对土性参数的影响

Fig. 3 Effects of σ_x and w on soil parameters

2.2 平面应变方向主应力的描述

由式 (3)、(4), 得到描述平面应变方向主应力 σ_y 的双线性函数, 其表达式为

$$\sigma_y = \begin{cases} \sigma_x K_c (1+R)/2 & (R \leq R_z) \\ \sigma_x (K_c + m(R - R_z)(1+R))/2 & (R > R_z) \end{cases}, \quad (8)$$

式中, 对不同含水率压实黄土, 参数 K_c , m 皆可近似取常值, 参数 R_z 可由式 (7) 确定。用式 (8) 可以预测在不同 σ_x 下加载过程中 (R 增大) 平面应变方向主应力 σ_y , 且 w 及 σ_x 为常值时, σ_y 仅与 R 有关。

对于纯摩擦的无黏性土, Satake 等^[4, 12]根据相关流动法则和不同强度准则, 推导出平面应变条件下中主应力公式见表 3。对于具有摩擦-黏聚性的黏性土, 通过对主应力进行变换 (坐标平移), 用 $\hat{\sigma}_i$ ($\hat{\sigma}_i = \sigma_i + \sigma_0$, $\sigma_0 = c_p / \tan \varphi_p = c / \tan \varphi$, σ_0 为土的黏结应力, $i=1, 2, 3$, c , φ 及 c_p , φ_p 分别为常规三轴及平面应变三轴条件下土的黏聚力和内摩擦角。) 代替 σ_i 即可把无黏性土的强度准则及其破坏时中主应力公式推广到黏性土^[5-6, 12], 基于不同强度准则的中主应力公

式见表 3。

表 3 基于不同强度准则的中主应力表达式

Table 3 Expressions for intermediate principal stress based on different strength criteria

强度准则	中主应力	
	无黏性土	黏性土
SMP	$\sigma_2 = \sqrt{\sigma_1 \sigma_3}$	$\hat{\sigma}_2 = \sqrt{\hat{\sigma}_1 \hat{\sigma}_3}$
Lade-Duncan	$\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$	$\hat{\sigma}_2 = \frac{\hat{\sigma}_1 + \hat{\sigma}_3}{2}$
广义 Misses	$\sigma_2 = \frac{\sigma_1^2 + \sigma_3^2}{\sigma_1 + \sigma_3}$	$\hat{\sigma}_2 = \frac{\hat{\sigma}_1^2 + \hat{\sigma}_3^2}{\hat{\sigma}_1 + \hat{\sigma}_3}$

为了验证式(8)和基于各强度准则的中主应力公式(表3)描述加载过程中 σ_y 的适用性,对于一定的 w 及 σ_x ,计算出等 σ_x 平面应变三轴试验过程中 σ_y/σ_x - R 关系,并与试验结果进行对比分析。计算 σ_y/σ_x 时,先由 c_p 、 φ_p (表2)确定 σ_0 , $\hat{\sigma}_1 = \sigma_z + \sigma_0$, $\hat{\sigma}_3 = \sigma_x + \sigma_0$,再由表3的中主应力公式计算 $\hat{\sigma}_2$, σ_2 ($\sigma_2 = \hat{\sigma}_2 - \sigma_0$), $\sigma_y = \sigma_2$ 。典型 σ_y/σ_x - R 关系的试验与计算结果对比如图4所示。从图4可以看出:

(1) 用3个强度准则的中主应力公式计算时,不同 w , σ_x 下, σ_y/σ_x 预测值大于1, σ_y 始终为中主应力 σ_2 ,即在 R 较小时把 σ_y 误作为 σ_2 ;随 σ_z 的增大,预测的 σ_y/σ_x 增大速率基本不变,这与等 σ_x 平面应变三轴试验过程中, σ_y/σ_x 先平缓后快速增大的特性不一致。而用本文的双线性函数(式(8))计算时,在 R 较小时, σ_y/σ_x 预测值小于1, σ_y 为小主应力 σ_3 ,且预测曲线(图4中实线所示)与试验结果基本吻合,可以较好地描述平面应变方向主应力的特性。

(2) 不同(w , σ_x)条件下,用广义Misses准则及Lade-Duncan准则的中主应力公式计算时, σ_y/σ_x 及 σ_y 预测值皆明显比试验值大,且前者比后者偏离程度大得多;随着 R 的增大,前者的偏离程度逐渐增大,后者的偏离程度逐渐减小,且在破坏时预测值略大于试验值。SMP准则的 σ_y/σ_x 及 σ_y 预测值偏离试验值的程度与 R 大小有关,在 R 较小时,预测值大于试验值;随着 R 的增大,偏离程度逐渐减小,在接近破坏时,预测值小于试验值。这与不同含水率原状黄土接近破坏时, σ_y 试验值皆介于广义Misses准则及Lade-Duncan准则的预测值之间,且广义Misses准则的预测值比试验值大,SMP准则的预测值小于试验值^[12]的研究结果不一致。说明原状和压实黄土的平面应变方向主应力特性不同。

(3) 在不同 σ_x 下,不同含水率压实黄土破坏时, σ_y/σ_x 及 σ_y 试验值介于Lade-Duncan准则和SMP准则的预测值之间,二者皆不能很好地预测压实黄土破坏时 σ_y 值,但是相比较而言,前者的预测值与试验值较为接近。则可近似地用基于Lade-Duncan准则的中主应

力公式来描述压实黄土破坏时的平面应变方向主应力。

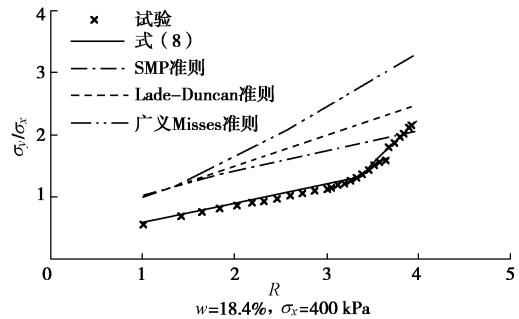


图 4 压实黄土 σ_y/σ_x 的预测值与实测值对比

Fig. 4 Comparison between calculated and measured values of σ_y/σ_x for compacted loess

3 结 论

(1) 随主动主应力比 R 的增大, σ_y/σ_x 皆先平缓后快速增大。 R 较小时, σ_y 为小主应力 σ_3 ;较大时,转变为中主应力 σ_2 ,临界点处的主动主应力比 R_c 与 w 及 σ_x 基本无关。转折点之前 σ_y/σ_x - R 关系皆为直线,主应力之间基本保持线性关系;之后为曲线,主应力之间皆呈非线性关系。转折点处主动主应力比 R_z 随 σ_x , w 的增大而减小, R_z 大于 R_c 。

(2) σ_x 及 w 对 σ_y/σ_x - R 关系的影响与 R 的大小有关。 R 较小时,二者的影响皆很小,可以近似归一。 R 较大时,随着 σ_x 的增大, σ_y/σ_x 增大,而破坏时 R 及 σ_y/σ_x 明显减小;随着 w 的增大, σ_y/σ_x 增大,而破坏时 R 先快速后缓慢减小, σ_y/σ_x 先明显减小后略有增大。

(3) 不同 σ_x 及 w 下, K - R 关系皆呈双直线。 $R \leq R_z$ 时,为水平直线, K 与 R , σ_x 及 w 的大小无关,近似为常数 K_c 。 $R > R_z$ 时,为倾斜向上的直线, K 随 R 的增大而增大,直线斜率 m 与 σ_x 及 w 的大小无关。 R_z 与 σ_x 及 w 关系可用幂函数描述。

(4) 基于 K - R 双直线关系,提出了描述平面应变方向主应力与其它方向主应力间双线性关系的表达式,该式可以描述平面应变条件下加载过程中 σ_y 的变化,且可以考虑 σ_x 及 w 的影响,预测值与试验结果吻合较好。基于广义Misses、Lade-Duncan和SMP三个强度准则的中主应力公式,仅在破坏时后二者的预测值与试验结果比较接近;在 R 较小时,皆把 σ_y 误作为中主应力,且无法预测 R 增大时 σ_y/σ_x 及 σ_y 先平缓后快速增大的特性。

参 考 文 献:

[1] 殷宗泽,赵航. 中主应力对土体本构关系的影响[J]. 河海大学学报, 1990, 18(5): 54-61. (YIN Zong-ze, ZHAO

Hang. Effect of middle principal stress on constitutive relationship[J]. Journal of Hohai University, 1990, **18**(5): 54 - 61. (in Chinese))

[2] 施维成, 朱俊高, 张博, 等. 粗粒土在平面应变条件下的强度特性研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(12): 1974 - 1979. (SHI Wei-cheng, ZHU Jun-gao, ZHANG Bo, et al. Strength characteristics of coarse-grained soil under plane strain condition[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(12): 1974 - 1979. (in Chinese))

[3] GEORGIADIS K, POTTS D M, ZDRAVKOVIC L. Modelling the shear strength of soils in the general stress space[J]. Computers and Geotechnics, 2004, **31**: 357 - 364.

[4] SATAKE M. Stress-deformation and strength characteristics of soil under three difference principal stresses[J]. Proceedings of Japan Society of Civil Engineering, 1976, **24**: 137 - 138.

[5] 罗汀, 姚仰平, 松岡元. 基于 SMP 准则的土的平面应变强度公式[J]. 岩土力学, 2000, **21**(4): 390 - 393. (LUO Ting, YAO Yang-ping, MATSUOKA H. Soil strength equation in plane strain based on SMP[J]. Rock and Soil Mechanics, 2000, **21**(4): 390 - 393. (in Chinese))

[6] 李刚, 谢云, 陈正汉. 平面应变状态下黏性土破坏时的主应力公式[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(18): 3174 - 3177. (LI Gang, XIE Yun, CHEN Zheng-han. Formula of intermediate principal stress at failure for coherent soil in plane strain state[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(18): 3174 - 3177. (in Chinese))

[7] LEE K L. Comparison of plane strain and triaxial tests on sand[J]. ASCE Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, 1970, **96**(SM3): 901 - 923.

[8] YU M H, HE L N. A new model and theory on yield and failure of materials under the complex stress state[M]// Mechanical behavior of materials-VI. Oxford:Pergamon Press, 1991: 841 - 846.

[9] 李广信, 黄永男, 张其光. 土体平面应变方向上的主应力[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(3): 358 - 361. (LI Guang-xin, HUANG Yong-nan, ZHANG Qi-guang. The principal stress of soil in the direction of plane strain[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(3): 358 - 361. (in Chinese))

[10] 李广信, 张其光, 黄永男. 等应力比平面应变试验中主应力转换的研究[J]. 岩土力学, 2006, **27**(11): 1867 - 1872. (LI Guang-xin, ZHANG Qi-guang, HUANG Yong-nan. Study on transforming of principal stresses in constant stress ratio plane strain tests[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(11): 1867 - 1872. (in Chinese))

[11] 曹泽民. 结构性对重塑黄土变形强度特性的影响[D]. 西安: 西安理工大学, 2013: 56 - 65. (CAO Ze-min. The influence of structure on deformation and strength of remolded loess[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2013: 56 - 65. (in Chinese))

[12] 张玉, 邵生俊. 平面应变条件下黄土的竖向加载变形与强度特性分析[J]. 土木工程学报, 2016, **49**(3): 112 - 121. (An analysis of vertical loading deformation and strength characteristics of loess under plain strain condition[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, **49**(3): 112 - 121. (in Chinese))

[13] 路德春, 姚仰平, 周安楠. 土体平面应变条件下的主应力关系[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(11): 2320 - 2326. (LU De-chun, YAO Yang-ping, ZHOU An-nan. Relationship between principal stresses of soil mass under plane strain condition[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(11): 2320 - 2326. (in Chinese))

[14] 俞茂宏, 杨松岩, 刘春阳, 等. 统一平面应变滑移线场理论[J]. 土木工程学报, 1997, **30**(2): 14 - 26, 41. (YU Mao-hong, YANG Song-yan, LIU Chun-yang, et al. Unified plane-strain slip line field theory system[J]. China Civil Engineering Journal, 1997, **30**(2): 14 - 26, 41. (in Chinese))

(本文责编 孙振远)