

基于损伤能量耗散的三维土体 切削破坏面表征方法研究

张凌博^{1,2}, 孙宜松², 程星磊^{1,2}, 郭群录³, 赵川⁴, 刘京红^{1,2}

(1. 天津城建大学 天津市软土特性与工程环境重点实验室, 天津 300384; 2. 天津城建大学 土木工程学院, 天津 300384;
3. 河北建工集团有限责任公司, 河北 石家庄 050051; 4. 中国二十二冶集团有限公司, 河北 唐山 063000)

摘要: 土体切削问题在隧道掘进、港航疏浚、地质钻探和土木建筑等工程领域中广泛存在。准确表征土体切削过程中刀具前方的三维土体破坏面对于分析土体扰动状态、评估刀具切削性能以及理解土体-刀具相互作用机制具有重要意义。采用非线性弹塑性损伤本构模型描述土体变形破坏过程, 基于土体介质单位面积损伤能量耗散特征, 提出了一种新的能够直接表征三维土体切削破坏面的数值方法。通过对不同工况条件下平面刀具土体切削过程进行数值模拟, 验证了提出的土体切削破坏面表征方法的有效性和稳健性, 并结合理论计算讨论了切削角度和深度对破坏面宽度、破坏距离、土体扰动面积和剪切破坏角的影响。此外, 基于该数值方法获取的复杂刀具土体切削破坏面形状与试验结果相符, 进而验证了提出的土体破坏面表征方法对复杂刀具的适用性。

关键词: 土体切削; 损伤能量耗散; 破坏面; 复杂刀具; 数值模拟

中图分类号: TU 413

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2025)11-3626-11

Characterization method for the three-dimensional soil cutting failure surface based on damage energy dissipation

ZHANG Ling-bo^{1,2}, SUN Yi-song², CHENG Xing-lei^{1,2}, GUO Qun-lu³,
ZHAO Chuan⁴, LIU Jing-hong^{1,2}

(1. Tianjin Key Laboratory of Soft Soil Characteristics and Engineering Environment, Tianjin Chengjian University, Tianjin 300384, China;
2. School of Civil Engineering, Tianjin Chengjian University, Tianjin 300384, China;
3. Hebei Construction Group Co., Ltd., Shijiazhuang, Hebei 050051, China;
4. China MCC22 Group Co., Ltd., Tangshan, Hebei 063000, China)

Abstract: The problem of soil cutting widely exists in engineering fields such as tunnelling, port and waterway dredging, geological drilling, and civil construction. Accurately characterizing the three-dimensional soil failure surface in front of the cutting tool during the soil cutting process is of great significance for analyzing soil disturbance states, evaluating tool cutting performance, and understanding soil-tool interaction mechanisms. A nonlinear elastoplastic damage-based constitutive model is employed to describe the deformation and failure process of soil. Based on the characteristics of damage energy dissipation per unit area of the soil medium, a new numerical method is proposed to directly characterize the three-dimensional soil failure surface. Numerical simulations of flat-tool cutting processes under various operating conditions verify the effectiveness and robustness of the proposed characterization method. The influence of cutting angle and depth on the width, rupture distance, soil disturbance area, and shear failure angle of the three-dimensional soil failure surface is discussed in combination with theoretical calculations. Furthermore, the shape of the three-dimensional soil failure surface for complex-shaped tools obtained through this numerical method is consistent with experimental results, further validating the applicability of the proposed method for complex tool scenarios.

Keywords: soil cutting; damage energy dissipation; failure profile; complex tool; numerical simulation

收稿日期: 2025-05-28

录用日期: 2025-09-16

基金项目: 国家自然科学基金(No. 12102295, No. 52378361); 天津市自然科学基金(No. 23JCQNJC00850); 天津市企业科技特派员项目(No. 23YDTPJC00800)。This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (12102295, 52378361), the Natural Science Foundation of Tianjin Municipality (23JCQNJC00850) and the Tianjin Municipal Enterprise Technology Commissioner Project (23YDTPJC00800).

第一作者简介: 张凌博, 男, 1989年生, 博士, 讲师, 主要从事岩土切削理论与数值模拟等方面的研究工作。E-mail: lbzhang@tcu.edu.cn

通讯作者: 程星磊, 男, 1987年生, 博士, 副教授, 主要从事软土动力学特性及本构理论等方面的研究工作。E-mail: chengxinglei110@163.com

1 引言

土体切削问题在隧道掘进、港航疏浚、地质钻探和土木建筑等工程领域中广泛存在^[1-2]。深入理解切削过程中土体变形破坏及土体-刀具相互作用机制，是优化刀具设计、提高切削效率的关键。土体切削过程可以看成是刀具在外部输入动力的作用下侵入土体，使刀具前方土体发生变形，并最终导致土体原始结构破坏的过程。土体破坏时刀具前方将出现从刀具切削刃延伸至土体自由表面的三维土体破坏面，准确表征该破坏面对于分析土体扰动状态和评估刀具切削性能具有重要意义。

研究人员早在 20 世纪 70 年代就认识到土体破坏面对于土体-刀具相互作用研究的重要性，并基于土体破坏面的极限平衡建立了平面刀具切削力理论模型^[3-4]。这些理论模型采用近似的几何形状（如楔形和月牙形）来表征土体破坏面，并且仅研究具有简单几何形状的刀具^[5]。理论分析方法是应用于土体切削研究的方法之一，并且至今仍被采用^[6-7]。值得注意的是，刀具前方的土体破坏面是建立切削力理论模型的关键，准确表征土体破坏面的几何形状将有助于进一步提高切削力理论模型的准确性。

在试验研究方面，研究人员广泛采用透明土仓试验来观察土体破坏状态^[8-9]。然而，这类试验只能通过透明土仓壁面观察到土体在纵向面内的二维破坏线，无法有效获取刀具前方完整的三维土体破坏面。Jayasuriya 等^[10]在传统透明土仓试验的基础上，使用两个平面刀具分别进行试验，通过叠加二维土体破坏线，大致描绘了三维土体破坏面形状。Gravish 等^[11]将透明土仓试验和正交切削试验相结合，利用激光和高速相机分别记录了水平和竖直面内的二维破坏轮廓。基于切削试验获取土体破坏面真实形状的主要困难是切削过程中土体破坏面完全隐藏在土体自由表面之下。目前，能够直接测量三维土体破坏面形状的试验方法或测试技术尚未见报道。

随着计算机技术的快速发展，采用数值模拟方法研究土体切削问题的优势日益凸显。特别是数值模拟往往可以提供切削试验难以或不可能获得的详细数据，而这些数据可以为准确表征土体切削破坏面提供依据。Karmakar 等^[12]采用计算流体动力学方法模拟了平面刀具土体切削过程，基于土中压力分布给出了水平和竖直面内的二维土体破坏轮廓。Zhang 等^[13]采用耦合欧拉-拉格朗日（coupled Eulerian-Lagrangian，简称 CEL）方法模拟了土体与犁形曲面刀具之间的相互作用，并基于土体速度场给出了

竖直面内的二维土体扰动剖面。李伟等^[14]采用离散元方法模拟了凿形铲土体切削过程，并基于速度条件给出了不同切削深度情况下土体在竖直面内的二维扰动轮廓。蒋明镜等^[15-16]基于离散元法研究了不同重力下月壤水平推剪过程，并基于土体位移场给出了二维土体破坏面。Aikins 等^[17]采用离散元方法模拟了开沟机土体切削过程，并基于位移等值线给出了土体在竖直面内的二维破坏形态。目前，采用数值模拟方法得到的土体破坏面多为以土体位移或速度表示的二维结果，能够直接提取完整三维土体破坏面的数值方法尚未见报道。

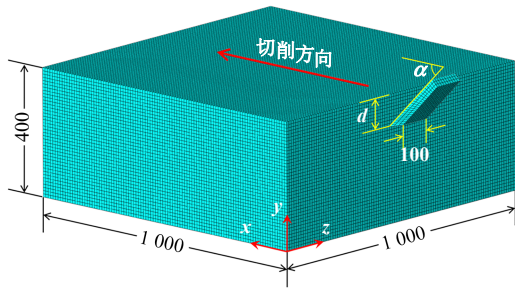
鉴于此，本文提出了一种新的能够直接表征完整三维土体切削破坏面的数值方法。为验证该数值方法的有效性和稳健性，模拟了不同切削角度和深度下的平面刀具土体切削过程，并将数值模拟得到的土体破坏面结果与经典理论模型的计算结果进行了比较。为进一步验证本文建立的数值方法对复杂刀具的适用性，对双翼犁刀土体切削过程进行了数值模拟，并将数值模拟的土体破坏面结果与试验数据进行了对比。

2 土体切削破坏面表征方法

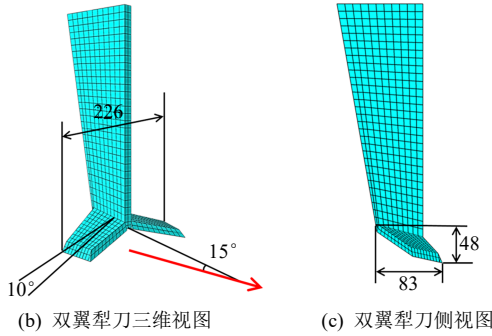
2.1 数值模型

土体破坏面的形成过程正是土体破坏过程。为准确获取土体破坏面，需要提出能够直接表征土体破坏状态的指标。从损伤力学角度看，材料损伤破坏是一个不可逆的能量耗散过程，损伤能量耗散从本质上反映了材料内部的破坏状态。因此，本研究提出以单位面积损伤能量耗散作为识别土体破坏面的指标。基于损伤能量耗散指标表征土体破坏面需要给出切削过程中土体域的损伤能量耗散场。本研究采用有限元方法获取土体域损伤能量耗散场，该方法能够有效处理切削问题中涉及的复杂刀具形状和土体本构响应，并已被广泛用于土体-刀具相互作用的过程模拟^[18-20]。

本研究首先将平面刀具土体切削这一经典问题作为研究目标，建立获取三维土体破坏面的一般数值方法，并将数值分析结果与经典理论模型的计算结果进行比较。平面刀具土体切削数值模型如图 1 所示。刀具宽度为 100 mm，长度为 250 mm，切削刃尖角为 30°。土体宽度和长度均为 1 000 mm，土体高度为 400 mm。刀具和土体均采用三维八节点六面体减缩积分单元进行网格划分，全局网格尺寸为 10 mm。对于边界条件，首先在切削方向上对刀具施加 0.25 m/s 的恒定速度以产生切削运动。此外，由于切削过程中刀具将与土体前表面和顶面发



(a) 平面刀具土体切削数值模型



(b) 双翼犁刀三维视图

(c) 双翼犁刀侧视图

图1 土体切削数值模型 (单位: mm)

Fig.1 Numerical model of soil cutting (unit: mm)

生直接相互作用, 此两表面不施加任何约束条件, 允许其自由变形; 将土体其余表面在各自法线方向上固定, 进而使土体域在切削过程中保持稳定。

实际工程中, 为了实现特定的切削效果, 土体切削刀具往往具有复杂的几何形状。为了验证本研究提出的数值方法对复杂刀具的适用性, 本研究进一步对 Hoseinian 等^[21]进行的双翼犁刀土体切削试验进行数值模拟, 并将数值模拟得到的土体破坏面与试验结果进行对比。数值模拟中双翼犁刀的几何尺寸与切削试验所用刀具的几何尺寸相同, 如图 1(b)、1(c)所示。土体宽度为 1 500 mm, 长度均为 1 000 mm, 高度为 400 mm。刀具和土体均采用六面体单元进行网格划分, 全局网格尺寸为 10 mm。土体材料参数如表 1 所示。双翼犁刀土体切削模型的边界条件设定与平面刀具土体切削模型相同: 刀具边界条件为在切削方向上施加 0.25 m/s 的恒定切削速度, 其余方向的速度则设为 0; 土体边界条件为允许土体前表面和顶面自由变形, 其余表面则在各自法线方向上施加固定约束。

表1 土体材料参数

Table 1 Soil material parameters

密度 ρ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	弹性模量 E_0 / MPa	泊松比 ν	内摩擦角 φ / ($^\circ$)	黏聚力 c / kPa	刀具-土体界面 摩擦系数	Drucker-Prager 模型屈服面倾角 β_d / ($^\circ$)	土体抗压强度 σ_c / kPa	土体破坏时单位面积 损伤能量耗散 G_f / ($\text{J} \cdot \text{m}^{-2}$)
1.565	5.0	0.36	36.9	15.4	0.52	56.3	61.6	22.5

2.2 本构模型

为准确模拟切削过程中土体材料的力学行为, 本研究将土体视为包含损伤特性的非线性弹塑性材料。在弹性阶段, 采用胡克定律描述土体的弹性行为。在塑性阶段, 采用扩展 Drucker-Prager 模型^[22]模拟土体塑性变形, 该模型考虑了中主应力和静水压力对屈服面的影响, 并克服了 Mohr-Coulomb 模型因屈服面角隅处塑性流动方向不唯一而导致的求解困难, 其屈服函数为

$$F_d = s - p \tan \beta_d - h = 0 \quad (1)$$

$$s = \frac{q}{2} \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right] \quad (2)$$

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3)$$

式中: F_d 为屈服函数; s 为偏应力; p 为静水压力; q 为 Mises 等效应力; r 为偏应力第 3 不变量; K 为偏平面上屈服面形状控制参数; σ_1 、 σ_2 、 σ_3 分别为大主应力、中主应力、小主应力; β_d 和 h 分别为

扩展 Drucker-Prager 屈服面在 p - s 平面上的倾角和截距。对于三维问题, 可以将扩展 Drucker-Prager 模型参数与 Mohr-Coulomb 模型参数相匹配, 其原理是使扩展 Drucker-Prager 模型和 Mohr-Coulomb 模型在三轴应力状态下所反映的破坏准则一致。一方面, Mohr-Coulomb 模型可以写作

$$(\sigma_1 - \sigma_3) + (\sigma_1 + \sigma_3) \sin \varphi - 2c \cos \varphi = 0 \quad (4)$$

式中: φ 为内摩擦角; c 为黏聚力。

另一方面, 三轴压缩与三轴拉伸状态下扩展 Drucker-Prager 模型可分别写为

$$(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{\beta_d}{2 + \frac{1}{3} \tan \beta_d} (\sigma_1 + \sigma_3) - \frac{1 - \frac{1}{3} \tan \beta_d}{1 + \frac{1}{6} \tan \beta_d} \sigma_c = 0 \quad (5)$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{\tan \beta_d}{\frac{2}{K} - \frac{1}{3} \tan \beta_d} (\sigma_1 + \sigma_3) - \frac{1 - \frac{1}{3} \tan \beta_d}{\frac{1}{K} - \frac{1}{6} \tan \beta_d} \sigma_c = 0 \quad (6)$$

式中： σ_c 为抗压强度。为了使式 (4) ~ (6) 具有一致性，可定义

$$K = \frac{1}{1 + \frac{1}{3} \tan \beta_d} \quad (7)$$

比较式 (4) ~ (6)，可得

$$\tan \beta_d = \frac{6 \sin \varphi}{3 - \sin \varphi} \quad (8)$$

$$\sigma_c = \frac{2c \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (9)$$

利用式 (8) 和式 (9) 即可实现扩展 Drucker-Prager 模型与 Mohr-Coulomb 模型参数匹配。在损伤阶段，损伤起始准则基于材料塑性变形发展水平定义：

$$\omega = \int \frac{d\bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_0^{pl}} \quad (10)$$

式中： ω 为损伤状态变量； $d\bar{\epsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变的增量； $\bar{\epsilon}_0^{pl}$ 为损伤开始时的等效塑性应变。在求解过程中， ω 随土体塑性变形增加而增大，当 $\omega=1$ 时，材料损伤被激活并进入损伤演化阶段。在损伤演化阶段，土体材料的软化行为由损伤演化方程定义：

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - D_c) \bar{\boldsymbol{\sigma}} \quad (11)$$

$$D_c = \int_0^{\bar{u}^{pl}} \frac{\sigma_y d\bar{u}^{pl}}{G_f} \quad (12)$$

$$G_f = \int_{\bar{\epsilon}_0^{pl}}^{\bar{\epsilon}_f^{pl}} L \sigma_y d\bar{\epsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \sigma_y d\bar{u}^{pl} \quad (13)$$

式中： $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力张量； $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ 为有效应力张量； D_c 为损伤变量； σ_y 为屈服应力； \bar{u}^{pl} 为等效塑性位移； L 为单元特征长度； G_f 为土体材料破坏时单位面积的损伤能量耗散。通过在本构模型中求解土体域单元积分点的损伤能量耗散，可为土体切削破坏面表征提供依据。该模型通过 VUSDFLD 子程序嵌入到 Abaqus 中，程序流程图如图 2 所示。为便于将数值模拟结果与试验结果进行直接比较，土体材料参数按 Hoseinian 等^[21]确定，该土样为黏土质砂，砂粒、粉粒、黏粒的占比分别为 58.0%、19.3%、22.7%，含水率为 13%。此外，基于本研究建立的数值方法表征土体破坏面需要给定 G_f ，该参数可通过使数值模拟得到的切削力与试验测量的切削力相匹配来确定，其合理性在于土体损伤能量耗散与刀具切削力做功直接相关。为确定 G_f ，定义刀具切削力平均相

对误差 e 为

$$e = \left(\frac{|F_{DS} - F_{DM}|}{F_{DM}} + \frac{|F_{VS} - F_{VM}|}{F_{VM}} \right) \times \frac{1}{2} \times 100\% \quad (14)$$

式中： F_{DM} 和 F_{VM} 分别为试验测量水平和垂直方向的切削力，大小分别为 1.722 kN 和 0.285 kN (见 Hoseinian 等^[21])； F_{DS} 和 F_{VS} 分别为数值模拟的水平和垂直方向的切削力。通过设定不同的 G_f 值进行试算，当平均相对误差 $e < 5\%$ 时，确定 G_f 。表 1 列出了用于本研究数值模拟的所有土体材料参数。

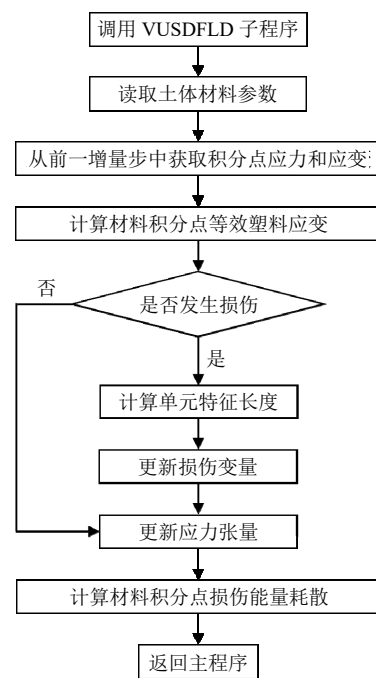


图 2 损伤模型实施流程图
Fig.2 Flowchart of the implementation of the damage model

2.3 土体破坏面表征

完成求解后，由图 2 所示 VUSDFLD 子程序计算的土体域单元积分点处的损伤能量耗散数据以及积分点坐标将自动存储在结果数据库中，进而可以基于土体域损伤能量耗散场表征土体破坏面，其基本原理是土体破坏面上每单位面积的损伤耗散能量相同。因此，对于整个土体域，土体破坏时损伤耗散能量的等值面（即 G_f 等值面）就是土体破坏面。本研究基于 Marching Cubes 方法表征土体破坏面，即通过对三维损伤耗散能量场中每 8 个相邻的数据点构成的立方体单独进行分析，在每个立方体中生成三角形破坏面并将这些三角形面片进行拼接形成连续破坏面。

在立方体中生成三角形破坏面的关键在于确定破坏面与立方体的相交模式。具体而言,如果立方体顶点处的损伤耗散能量值超过或等于破坏阈值 G_f ,则将该顶点逻辑状态变量赋值为 1,表示该顶点在破坏面内部或位于破坏面上。如果立方体顶点处的损伤耗散能量值低于破坏阈值 G_f ,则将该顶点逻辑状态变量赋值为 0,表示该顶点在破坏面外部。基于此规则,当立方体某一棱边的两个顶点一个位于破坏面外部(标记为 0)而另一个位于破坏面内部(标记为 1)时,破坏面必定与该棱边相交。由于每个立方体有 8 个顶点,每个顶点有 2 种可能的状态(0 或 1),所以对于一个独立的立方体,破坏面与立方体棱边可能存在 2^8 (即 256)种相交模式。考虑到各种模式之间的对称性,所有模式可以归纳为 15 种典型情况,见图 3。

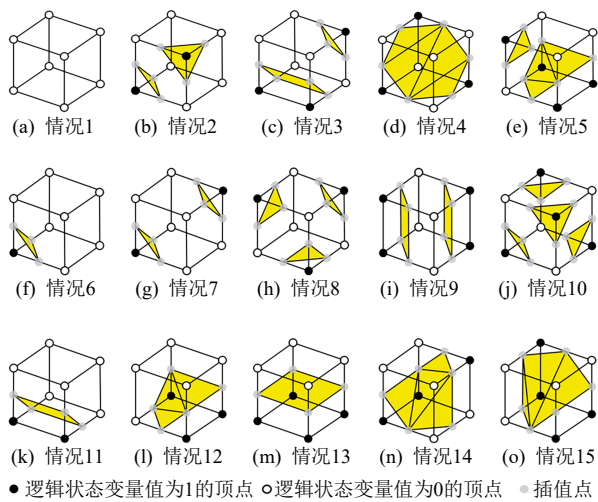


图 3 破坏面与立方体相交模式的典型情况

Fig.3 Typical cases of the intersection pattern between the three-dimensional soil failure surface and the cube

为便于编程应用,可以基于立方体顶点状态将所有可能出现的相交模式以列表形式给出,进而通过查表快速判定立方体哪条棱边与破坏面相交,交点准确位置可通过线性插值确定:

$$P_x = P_{1x} + \frac{G_f - G_1}{G_2 - G_1} (P_{2x} - P_{1x}) \quad (15)$$

$$P_y = P_{1y} + \frac{G_f - G_1}{G_2 - G_1} (P_{2y} - P_{1y}) \quad (16)$$

$$P_z = P_{1z} + \frac{G_f - G_1}{G_2 - G_1} (P_{2z} - P_{1z}) \quad (17)$$

式中: P_x 、 P_y 和 P_z 为破坏面与立方体棱边交点的

坐标; P_{1x} 、 P_{1y} 、 P_{1z} 及 P_{2x} 、 P_{2y} 、 P_{2z} 分别为立方体棱边两个端点的坐标; G_1 和 G_2 分别为立方体棱边两个端点处的损伤耗散能量值。

基于上述算法,本研究通过 Abaqus 二次开发接口(Abaqus Python API)开发了能够直接生成切削过程中任意时刻三维土体破坏面的 Python 脚本程序,具体实现步骤如下:

步骤 1 创建分析步引用变量,读入所需时刻的土体域有限元积分点坐标及损伤能量耗散数据;

步骤 2 建立包含 256 个元素的相交模式索引表;

步骤 3 依次取相邻的 8 个数据点构成正六面体,根据“0-1”标记规则确定相应的索引值,根据索引值查找索引表确定相交模式;

步骤 4 根据相交模式确定相交棱边,基于线性插值确定棱边上交点的具体位置,连接交点得到三角形破坏面;

步骤 5 遍历整个土体域中所有正六面体,循环执行步骤 3、4,生成连续完整的三维土体破坏面。

3 结果

3.1 平面刀具土体切削破坏面结果

3.1.1 土体破坏面形成过程

图 4 所示为平面刀具切削角度为 45° 、切削深度为 100 mm 时,不同切削距离 d_c 对应的土体破坏面结果。该模型求解所用硬件设备为 CPU i9-9900KF, GPU GT730,主频 3.6 GHz,内存 64 GB,硬盘 2T,求解时间约为 2.5 h,Python 脚本程序运行时间约为 3 min,在求解效率方面能够满足工程应用需求。从图 4 中可以看出,在刀具侵入土体的起始阶段,刀具切削刃首先接触到土体前表面,导致切削刃附近的土体材料发生破坏。随着刀具持续前进,土体破坏区域逐渐扩大。当切削距离达到 200 mm 时刀具完全切入土体,此后土体破坏面形状几乎保持不变。从图 4 中还可以看出,数值模拟获得刀具前方土体破坏轮廓呈月牙形,与经典理论模型中的理想化假设相符^[3-4]。图 5 给出了切削过程中土体破坏面尺寸的变化曲线,可以看出,在刀具侵入土体的起始阶段,土体破坏面尺寸显著增大,当刀具进入完全切削状态后,土体破坏面尺寸则趋于稳定。由于土体切削是一个动态过程,土体破坏面的稳定可以通过外部输入能量和维持土体材料破坏所需能量之间的平衡来解释。在实际工程中,除机具启停阶段外刀具均处于完全切削状态,因此,以下章节主要讨论完全切削状态下的土体破坏面特征。

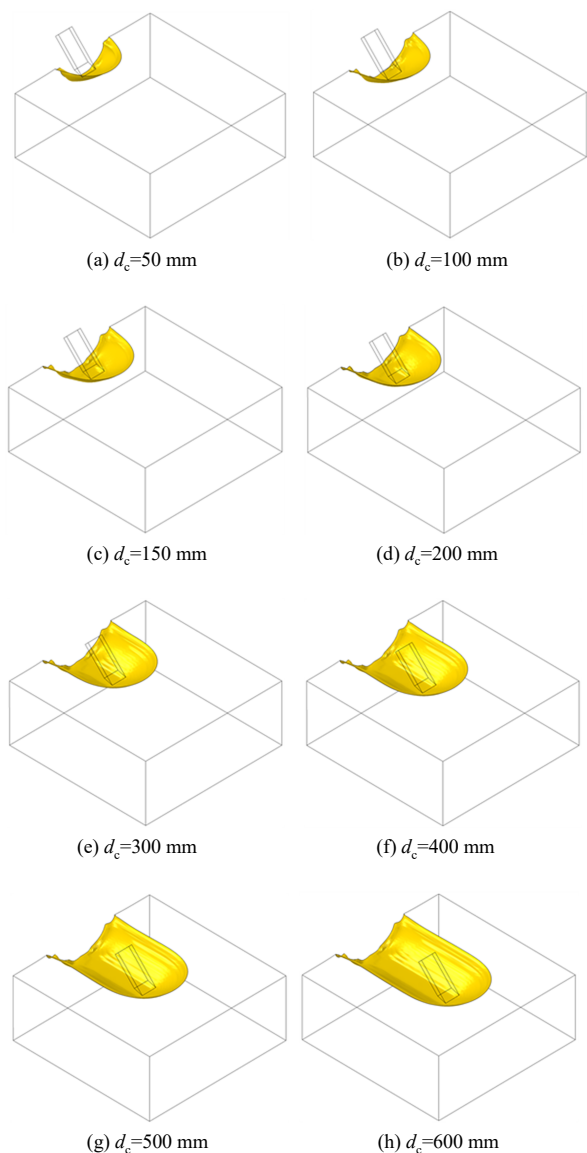


图 4 土体破坏面形成过程

Fig.4 Formation process of the three-dimensional soil failure surface

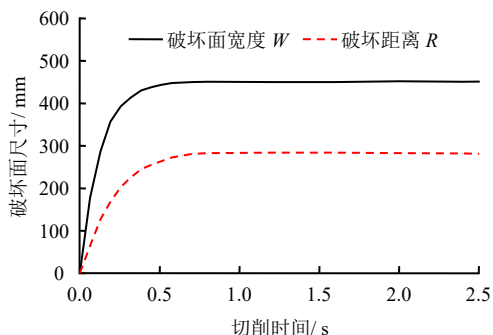


图 5 土体破坏面尺寸变化曲线

Fig.5 Evolution curves of the sizes of three-dimensional soil failure surfaces

3.1.2 不同切削角度和深度下的土体破坏面

为验证本研究建立的土体切削破坏面表征方法

有效性和稳健性，本节模拟了不同切削角度和深度下土体与平面刀具之间的相互作用，提取了相应的土体破坏面，并讨论了切削角度和切削深度对土体破坏面的影响。

为便于进行比较，将不同切削角度和深度下的土体破坏面均绘制于 $z-x$ 坐标面。用于绘制土体破坏面的坐标系，如图 6 所示， z 轴沿土体自由表面与刀具前表面交线建立， x 轴从刀具宽度中点开始沿切削方向建立。 $z-x$ 坐标面上土体破坏面结果如图 7 和图 8 所示，图中刀具切削刃重合，虚线 AF 、 FE 和 ED 的含义与图 6 中对应线段的含义相同，虚线颜色与相应的土体破坏面颜色相同。

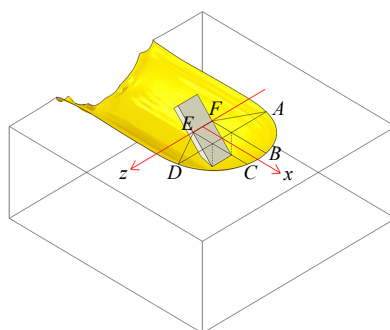


图 6 土体破坏面的定量表征

Fig.6 Quantitative characterization of the three-dimensional soil failure surface

图 7 所示为切削深度为 100 mm，切削角度分别为 30° 、 45° 和 60° 情况下的土体破坏面。从图 7 可以看出，不同切削角度下的土体破坏面形状相似，破坏面大小随切削角度增加而增加，但切削角度对破坏剖面的影响并不显著。图 8 所示为切削角度为 45° ，切削深度分别为 50、100、150 mm 情况下的土体破坏面。从图 8 可以看出，不同切削深度下的土体破坏面形状也相似，但破坏面大小随切削深度的增加而显著增加。因此，增大切削深度可以有效扩大土体扰动范围。图中， α 为切削角度， d 为切削深度。

3.1.3 土体破坏面的定量表征

土体破坏面可通过破坏面宽度 W 、破坏距离 R 、土体扰动面积 S 以及剪切破坏角 β 等特征参数进行定量表征。下面将数值模拟获得的不同切削角度和深度下的土体破坏面结果与理论计算结果进行对比分析。根据 McKyes-Ali 模型，土体破坏面宽度 W 、破坏距离 R 、土体扰动面积 S 可由以下公式计算：

$$W = w + 2R \sin \left[\arccos \left(\frac{d \cot \alpha}{R} \right) \right] \quad (18)$$

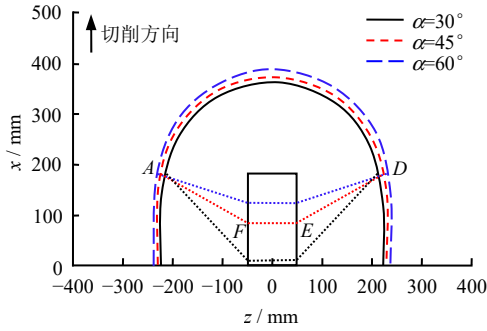


图 7 不同切削角度下的土体破坏面
Fig.7 Three-dimensional soil failure surfaces under different cutting angles

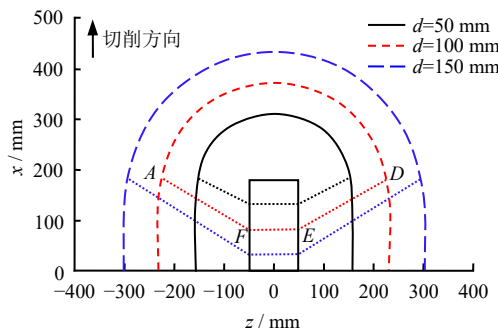


图 8 不同切削深度下的土体破坏面
Fig.8 Three-dimensional soil failure surfaces under different cutting depths

$$R = d (\cot \alpha + \cot \beta) \quad (19)$$

$$S = \frac{(w + W)d}{2} \quad (20)$$

式中： w 为刀具宽度。剪切破坏角 β 通过最小化无量纲因子 $N_{\gamma H}$ 确定：

$$\frac{dN_{\gamma H}}{d\beta} = 0 \quad (21)$$

为便于与经典理论模型的计算结果进行比较，数值模拟的土体破坏面特征参数采用与经典理论模型相同的定义方式。如图 6 所示，点 $A \sim F$ 的含义与 McKyes-Ali 理论模型一致^[3]。根据定义，土体破坏面宽度为刀具切削刃正上方的土体破坏宽度，即图 6 中 AD 的长度；破坏距离等于月牙形破坏轮廓的半径，即图 6 中 BF 或 CE 的长度；土体扰动面积为垂直于 x 轴并通过直线 AD 的竖直平面内形成的切削沟槽的横截面面积；剪切破坏角为刀具正前方的土体破坏面相对于水平面的倾角，其大小可在纵向对称面（即通过 x 轴的竖直平面）内直接测量。具体结果如图 9、10 所示。

3.1.4 破坏面宽度

由图 9 可见，当切削角度从 30° 增加到 60° 时，数值模拟得到的破坏面宽度从 429 mm 增大到 467 mm，理论计算值由 498 mm 增大到 520 mm。在切削角度为 30° 、 45° 和 60° 时，数值模拟结果相对于理论计算值的误差分别为 13.9%、8.5% 和 10.2%。数值模拟和理论计算结果均表明，切削角度对破坏面宽度的影响较小。相比之下，当切削深度增加时，破坏面宽度将显著增大（见图 10）。切削深度为 150 mm 的破坏面宽度约为切削深度为 50 mm 破坏面宽度的两倍。在切削深度为 150 mm 和 50 mm 时，数值模拟结果相对于理论计算值的误差分别为 12.4% 和 1.9%。实际上，破坏面宽度将随宽深比（刀具宽度/切削深度）增大而趋近于刀具宽度。当宽深比趋于无穷大时，土体侧向破坏可以忽略不计，破坏面宽度等于刀宽。图 8 所示的数值模拟结果很好的体现了这一趋势，由图 8 可见，大宽深比下的破坏面宽度更接近刀具宽度。

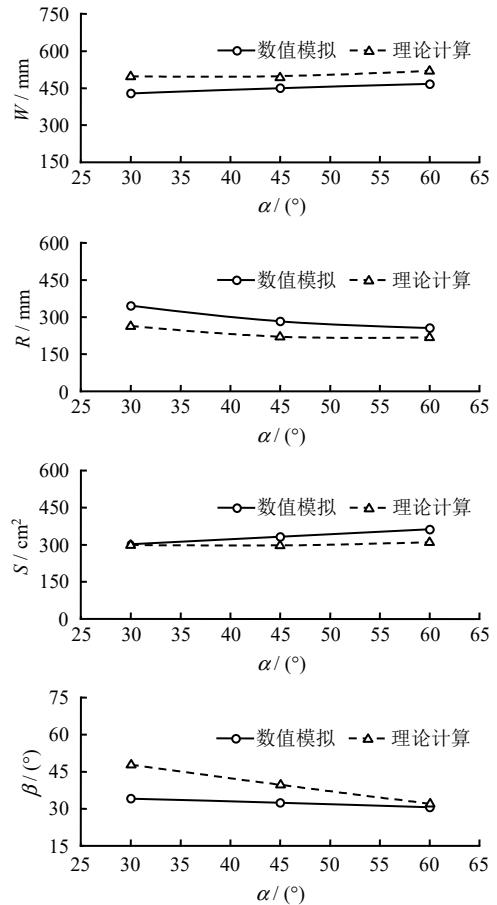


图 9 不同切削角度下的土体破坏面宽度、破坏距离、扰动面积及剪切破坏角
Fig.9 The width, rupture distance, disturbed soil area, and shear failure angle of the three-dimensional soil failure surface under different cutting angles

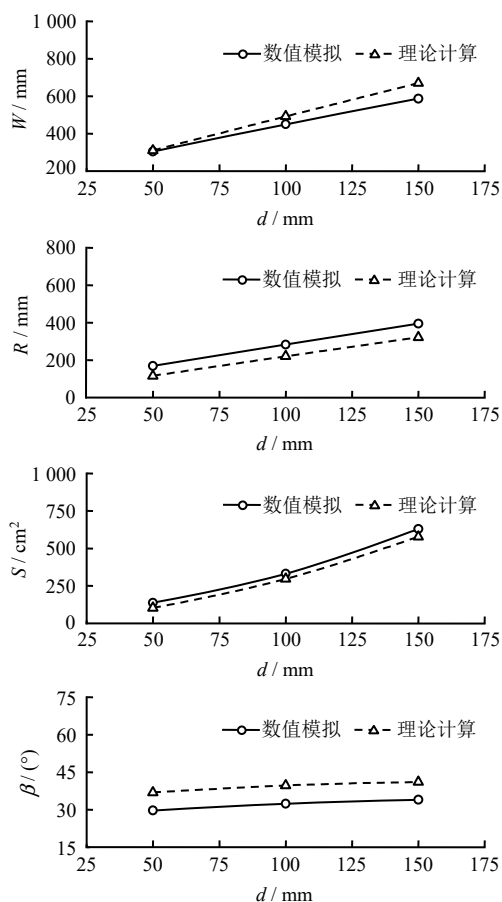


图 10 不同切削深度下的土体破坏面宽度、破坏距离、扰动面积及剪切破坏角

Fig.10 The width, rupture distance, disturbed soil area, and shear failure angle of the three-dimensional soil failure surface under different cutting depths

3.1.5 破坏距离

当切削角度从 30° 增加到 60° 时，数值模拟得到的破坏距离从 346 mm 减小到 256 mm（见图 9）。虽然数值模拟结果大于理论计算值，但两种方法获得的破坏距离均随切削角度增大而减小。进一步分析可知，引起这种减小趋势的主要原因是不同切削角度下刀具切削刃相对于刀具与土体自由表面交线（图 6 中 EF 线）的位置发生改变。实际上，刀具切削刃与破坏面前缘之间的距离将随切削角度增加而略有增大，图 7 所示的数值模拟结果很好地说明了这一结论。此外，图 10 表明，数值模拟得到的破坏距离随切削深度增加而增大，并且理论计算结果呈现出相同的变化趋势。当切削深度从 50 mm 增加到 150 mm 时，数值模拟得到的破坏距离增大了 1.32 倍，理论计算值增大了 1.75 倍。

3.1.6 土体扰动面积

从图 9 中还可以看出，当切削角度从 30° 增加到 60° 时，数值模拟和理论计算得到的土体扰动面

积均有所增大。切削角度为 30° 、 45° 和 60° 时数值模拟结果相对于理论计算值的误差分别为 1.0%、11.8% 和 16.8%。另一方面，由图 10 可知，数值模拟和理论计算得到的土体扰动面积随切削深度增加而显著增大。当切削深度从 50 mm 增加到 150 mm 时，数值模拟得到的土体扰动面积由 138 cm^2 增大到 629 cm^2 ，而理论计算值由 103 cm^2 增大到 577 cm^2 。

3.1.7 剪切破坏角

由图 9 和图 10 可知，数值模拟和理论计算得到的剪切破坏角均随切削角度增大而减小，随切削深度增大而增大。模拟值与理论值之间的较大差异仅出现在切削角度为 30° 的情况（相差 13.7° ）。随着切削角度增大，模拟值与理论值之间的差异显著减小。由式 (19) 可知，对于切削深度和切削角度固定的特定工况，剪切破坏角 β 与破坏距离 R 呈负相关，因此理论计算与数值模拟的剪切破坏角存在差异可能是理论模型中假设的破坏面形状与实际破坏面形状存在偏差所致，特别是小切削角度下理论模型对破坏距离的估计误差，会直接导致剪切破坏角的计算出现偏差。但从总体上看，图 9、10 中数值模拟的剪切破坏角随切削角度和切削深度变化的趋势与理论计算结果是相符的。

3.1.8 刀具切削力

表 2 列出了不同切削角度和深度下平面刀具切削力的数值模拟及理论计算结果。由表 2 可见，当切削角度从 30° 增加到 60° 时，数值模拟的水平方向切削力由 622.3 N 增大到 1 698.2 N，垂直方向切削力则由 390.8 N 减小到 71.2 N，水平及垂直方向切削力随切削角度变化的趋势与理论计算结果相符，导致这种变化趋势的原因是随着切削角度增大，刀具所受总切削力在水平方向的分量显著增大，沿垂直方向的分量则逐渐减小。当切削深度从 50 mm 增加到 150 mm 时，数值模拟得到的水平方向切削力由 283.5 N 增大到 2 088.2 N，垂直方向切削力则由 86.7 N 增大到 613.9 N，变化趋势与理论计算结果一致。水平及垂直方向切削力随切削深度增大而增大的原因是随着切削深度增大，刀具需要切削的土体体积增加，进而导致土体破坏所需能量增加。此外，由表 2 还可以看出，理论计算得到的切削力总体上大于数值模拟结果。事实上，McKyes 等^[23]在对大量土体切削试验的切削力结果进行统计分析后发现，McKyes-Ali 模型预测的切削力在总体上也大于试验结果，这可能是由于理论模型中假定的土体破坏面与实际土体破坏面存在偏差所致。

表2 不同切削角度和深度下刀具切削力模拟值和理论值
Table 2 Simulation and theoretical values of cutting forces at different cutting angles and depths

α / (°)	d / mm	H_s / N	H_t / N	e_H / %	V_s / N	V_t / N	e_v / %
30	100	622.3	748.6	16.9	390.8	476.9	18.1
45	100	959.7	1 132.4	15.3	297.1	357.0	16.8
60	100	1 698.2	1 890.5	10.2	71.2	82.5	13.7
45	50	283.5	374.5	24.3	86.7	118.1	26.6
45	100	959.7	1 132.4	15.3	297.1	357.0	16.8
45	150	2 088.2	2 298.0	9.1	613.9	724.6	15.3

注: H_s 为水平方向切削力模拟值; H_t 为水平方向切削力理论值; e_H 为水平方向切削力模拟值相对于理论值的误差; V_s 为竖直方向切削力模拟值; V_t 为竖直方向切削力理论值; e_v 为竖直方向切削力模拟值相对于理论值的误差。

3.2 复杂刀具土体切削破坏面结果

为进一步验证本文提出的土体破坏面表征方法对于复杂刀具土体切削问题的适用性, 本节对双翼犁刀土体切削过程进行数值模拟, 并将数值模拟获得的土体破坏面与试验数据进行直接对比, 数值模拟结果见图 11。为便于观察, 图 11(a)和 11(b)分别给出了土体破坏面在 $y-z$ 和 $z-x$ 坐标面上的数值模拟结果。

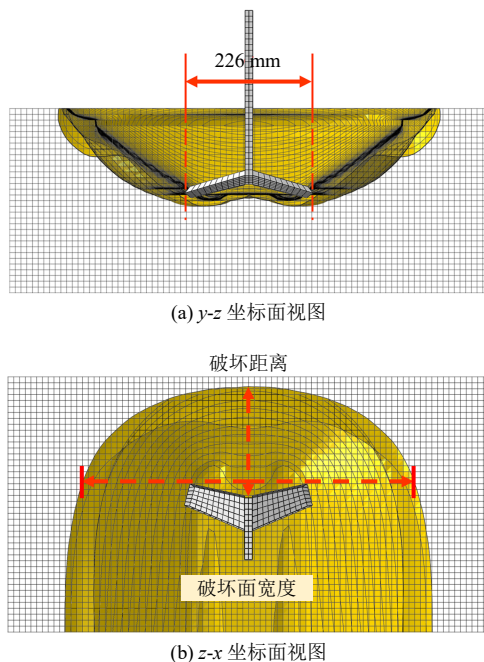


图 11 数值模拟获得的土体破坏面
Fig.11 Three-dimensional soil failure surface obtained from numerical simulation

从 11(a)可以看出, 在竖向截面上, 土体破坏面自双翼犁刀两侧切削刃处自然地扩展至土体自由表面, 刀具正下方土体呈现轻微向上隆起。这一现象与进行的原位试验结果一致^[24]。出现这种现象的原因是刀具两侧翼对称地向下倾斜, 从而形成向上的

凸角。刀具正下方土体破坏形态表现出对刀具形状的顺应性, 这说明本文提出的数值方法能够有效反映刀具形状对土体破坏面的影响。

此外, Hoseinian 等^[21]在切削试验研究中发现, 双翼犁刀作用下, 土体破坏面由月牙形主破坏面和两个侧向破坏面组成, 前者由刀具整体的切削作用产生, 而后者由刀具两翼的局部切削作用产生 (见图 12)。数值模拟很好地再现了这种破坏模式, 如图 11(b)所示, 刀具前方形成了一个新月形主破坏面, 两侧翼前方形成了两个对称分布的侧向破坏面。这种特定的破坏模式进一步证明了本文提出的数值方法能够有效反映刀具形状对土体破坏面的影响。

通过数值模拟获得的土体破坏面宽度、破坏距离及土体扰动面积分别为 569、183 mm 和 613 cm², 相应的试验测量值分别为 520、190 mm 和 566 cm², 相对误差分别为 9.42%、3.68% 和 8.30%。此外, 数值模拟获得的双翼犁刀水平及竖直方向的切削力分别为 1 813 N 和 275 N, 相应的试验测量值分别为 1 722 N 和 285 N, 相对误差分别为 5.3%、3.51%。考虑到试验测量存在误差, 可以认为数值模拟结果与试验结果相符, 从而验证了本文提出的土体破坏面表征方法对于复杂刀具土体切削问题的适用性。

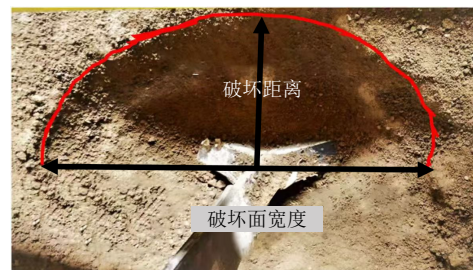


图 12 切削试验获得的土体破坏面
Fig.12 Three-dimensional soil failure surface obtained from cutting tests

4 结 论

(1) 基于土体介质单位面积损伤能量耗散特征, 提出了一种新的能够直接获取完整三维土体切削破坏面的数值方法。

(2) 土体破坏面的形成过程可分瞬态阶段和稳态阶段。在瞬态阶段, 土体破坏面随刀具前进逐渐扩大; 在稳态阶段, 土体破坏面形状几乎保持不变。

(3) 通过对不同工况条件下的平面刀具土体切削过程进行数值分析, 验证了提出的土体切削破坏面表征方法的有效性和稳健性, 阐明了切削角度和深度对破坏面宽度、破坏距离、土体扰动面积和剪

切破坏角等参数的影响规律。

(4) 基于本文提出的数值方法表征的双翼犁刀土体破坏面形状、宽度和破坏距离均与试验结果相符,验证了提出的土体破坏面表征方法对复杂刀具的适用性。

(5) 本文提出的三维土体切削破坏面表征方法对深入理解土体-刀具相互作用机制具有重要意义,能够为切削刀具优化设计、切削工艺参数优化设置以及工程装备整体能耗降低等相关工作提供依据。

参 考 文 献

- [1] 潘秋景, 吴洪涛, 张子龙, 等. 基于多域物理信息神经网络的复合地层隧道掘进地表沉降预测[J]. 岩土力学, 2024, 45(2): 539-551.
PAN Qiu-jing, WU Hong-tao, ZHANG Zi-long, et al. Prediction of tunneling-induced ground surface settlement within composite strata using multi-physics-informed neural network[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(2): 539-551.
- [2] 潘鹏志, 王兆丰, 封雨捷, 等. 深空探测任务中岩土力学若干问题及研究进展[J]. 岩土力学, 2024, 45(11): 3153-3172.
PAN Peng-zhi, WANG Zhao-feng, FENG Yu-jie, et al. Some issues and research progress in rock and soil mechanics for deep space exploration missions[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(11): 3153-3172.
- [3] MCKYES E, ALI O S. The cutting of soil by narrow blades[J]. **Journal of Terramechanics**, 1977, 14: 43-58.
- [4] GODWIN R J, SPOOR G. Soil failure with narrow tines[J]. **Journal of Agricultural Engineering Research**, 1977, 22: 213-228.
- [5] 宋禹莹, 郑炫, 刘进宝, 等. 土壤-耕作工具相互作用建模分析研究现状[J]. 中国农机化学报, 2024, 45(4): 250-257.
SONG Yu-ying, ZHENG Xuan, LIU Jin-bao, et al. Research status of modeling analysis of soil-tillage tool interaction[J]. **Journal of Chinese Agricultural Mechanization**, 2024, 45(4): 250-257.
- [6] 杨振兴, 周建军. 基于 Mckyes-Ali 模型盾构刀具切削软土三维力学模型研究[J]. 隧道建设, 2016, 36(1): 2432-2444.
YANG Zhen-xing, ZHOU Jian-jun. Three-dimensional mechanical analysis on soft soil cutting by shield machine based on Mckyes-Ali model[J]. **Tunnel Construction**, 2016, 36(1): 2432-2444.
- [7] 贺雨田, 吕彭民, 刘春朝, 等. 基于数值法和经验法的砂土推运工作阻力修正[J]. 长安大学学报, 2020, 40(6): 118-126.
HE Yu-tian, LÜ Peng-min, LIU Chun-chao, et al. Modification on working resistance of sand bulldozing based on numerical and empirical method[J]. **Journal of Chang'an University**, 2020, 40(6): 118-126.
- [8] WANG J, GEE-CLOUGH D. Deformation and failure in wet clay soil: part 2, soil bin experiments[J]. **Journal of Agricultural Engineering Research** 1993, 54: 57-66.
- [9] 谭秋亭, 方瀚祯, 杨其锦, 等. 采用 SPH 方法的黏土切削特性分析[J]. 农业工程学报, 2023, 39(19): 49-57.
TAN Qiu-ting, FANG Han-zhen, YANG Qi-jin, et al. Cutting characteristics analysis of clay using SPH method[J]. **Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering**, 2023, 39(19): 49-57.
- [10] JAYASURIYA H P W, SALOKHE V M. A method for obtaining three-dimensional soil failure profiles used in modelling soil-tool interactions[J]. **Biosystems Engineering**, 2003, 86(3): 365-373.
- [11] GRAVISH N, UMBANHOWAR P B, GOLDMAN D I. Force and flow transition in plowed granular media[J]. **Physical Review Letters**, 2010, 105: 128301.
- [12] KARMAKAR S, KUSHWAHA R L. Dynamic modeling of soil-tool interaction: an overview from a fluid flow perspective[J]. **Journal of Terramechanics**, 2006, 43(4): 411-425.
- [13] ZHANG L B, CAI Z X, WANG L, et al. Coupled Eulerian-Lagrangian finite element method for simulating soil-tool interaction[J]. **Biosystems Engineering**, 2018, 175: 96-105.
- [14] 李伟, 张帅磊, 黄玉祥, 等. 深松深度对土壤扰动影响的仿真与试验研究[J]. 农机化研究, 2017, 39(11): 153-157.
LI Wei, ZHANG Shuai-lei, HUANG Yu-xiang, et al. Distinct element method simulation and experimental research of subsoiling depth on soil disturbance[J]. **Journal of Agricultural Mechanization Research**, 2017, 39(11): 153-157.
- [15] 蒋明镜, 奚邦禄, 申志福, 等. 不同重力下月壤水平推剪阻力离散元数值分析[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(7): 1300-1306.
JIANG Ming-jing, XI Bang-lu, SHEN Zhi-fu et al. DEM analyses of horizontal pushing resistance under different gravity fields[J]. **Chinese Journal of Geotechnical**

- Engineering**, 2015, 37(7): 1300-1306.
- [16] 蒋明镜, 奚邦禄, 申志福, 等. 月壤水平推剪试验的离散元数值分析[J]. 地下空间与工程学报, 2016, 12(3): 712-718.
JIANG Ming-jing, XI Bang-lu, SHEN Zhi-fu et al. DEM analyses of horizontal pushing test on lunar ground[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2016, 12(3): 712-718.
- [17] AIKINS K A, UCGUL M, BARR J B, et al. Determination of discrete element model parameters for a cohesive soil and validation through narrow point opener performance analysis[J]. **Soil and Tillage Research**, 2021, 213: 105123.
- [18] 郭志军, 张阳, 倪利伟, 等. 仿生推土板工作阻力研究[J]. 中国农机化学报, 2016, 37(4): 11-13.
GUO Zhi-jun, ZHANG Yang, NI Li-wei, et al. Study on soil resistance of bionic bulldozing plates[J]. **Journal of Chinese Agricultural Mechanization**, 2016, 37(4): 11-13.
- [19] LI M, XU S, YANG Y, et al. A 3D simulation model of corn stubble cutting using finite element method[J]. **Soil and Tillage Research**, 2017, 166: 43-51.
- [20] ZHANG L B, CAI Z X, LIU H F. A novel approach for simulation of soil-tool interaction based on an arbitrary Lagrangian-Eulerian description[J]. **Soil and Tillage Research**, 2018, 178: 41-49.
- [21] HOSEINIAN S H, HEMMAT A, ESEHAGHBEYGI A, et al. Development of a dual sideways-share subsurface tillage implement: part 1. Modeling tool interaction with soil using DEM[J]. **Soil and Tillage Research**, 2022, 215: 105201.
- [22] Dassault Systems. Simulia user assistance 2019[M]. Providence: Dassault Systems Simulia, 2019.
- [23] MCKYES E, DESIR F L. Prediction and field measurements of tillage tool draft forces and efficiency in cohesive soils[J]. **Soil and Tillage Research**, 1984, 4(5): 459-470.
- [24] SALAR M R, ESEHAGHBEYGI A, HEMMAT A. Soil loosening characteristics of a dual bent blade subsurface tillage implement[J]. **Soil and Tillage Research**, 2013, 134: 17-24.
-
- 上接第 3533 页
- [13] 周凤玺, 张甲华, 马强, 等. 电渗-真空联合作用下富水黄土的排水固结特性分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(3): 724-735.
ZHOU Feng-xi, ZHANG Jia-hua, MA Qiang, et al. Analysis of drainage consolidation characteristics of water-rich loess under the combined action of electro-osmosis and vacuum[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2023, 42(3): 724-735.
- [14] 李水江, 汤家郗, 李校兵, 等. 真空预压联合逐级动力压实和电渗法处理疏浚淤泥试验研究[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2023, 45(6): 143-150.
LI Shui-jiang, TANG Jia-xi, LI Xiao-bing, et al. Experimental study on vacuum preloading combined with progressive dynamic compaction and electro-osmosis method for dredged slurry[J]. **Journal of Civil and Environmental Engineering**, 2023, 45(6): 143-150.
- [15] 孙召花, 余湘娟, 高明军, 等. 真空-电渗联合加固技术的固结试验研究[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(2): 250-258.
SUN Zhao-hua, YU Xiang-juan, GAO Ming-jun, et al. Experimental studies on vacuum preloading incorporated with electro-osmosis consolidation for dredger fill[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2017, 39(2): 250-258.
- [16] 孙召花, 吴添玥. 真空-电渗异步加固设计方法工程案例分析[J]. 南通大学学报(自然科学版), 2022(12): 77-85.
SUN Zhao-hua, WU Tian-yue. Engineering case analysis of vacuum preloading and electroosmosis applied alternately design method[J]. **Journal of Nantong University (Natural Science Edition)**, 2022(12): 77-85.
- [17] BURNOTTE F, LEFEBVRE G, GRONDIN G. A case record of electroosmotic consolidation of soft clay with improved soil-electrode contact[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2004, 41(6): 1038-1053.
- [18] OU C Y, SHAOCHI C, WANG Y G. On the enhancement of electroosmotic soil improvement by the injection of saline solutions[J]. **Applied Clay Science**, 2009, 44(1/2): 130-136.
- [19] 崔允亮, 潘方然, 高椴园, 等. 真空预压淤堵区渗透系数的计算方法[J]. 岩土力学, 2024, 45(7): 2085-2093.
CUI Yun-liang, PAN Fang-ran, GAO Xuan-yuan, et al. A calculation method of permeability coefficient of clogging zone in vacuum preloading of waste slurry[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(7): 2085-2093.