

DOI: 10.11779/CJGE201911009

隧道围岩压力运动单元上限有限元计算方法

石钰锋^{1, 2}, 徐长节^{*1}, 杨 峰^{3, 4}, 罗静静³, 阳军生^{3, 4}

(1. 华东交通大学江西省岩土工程基础设施安全与控制重点实验室, 江西 南昌 330013; 2. 南昌轨道交通集团有限公司, 江西 南昌 330038;
3. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 4. 中南大学重载铁路工程结构教育部重点实验室, 湖南 长沙 410075)

摘要: 针对隧道围岩压力与破坏模式问题, 应用刚体平动运动单元上限有限元方法(UBFEM-RTME)与程序开展计算分析, 获得了支护反力系数 N_y 及 N_c 上限解曲线图和围岩有效间断线网破坏模式及其演变规律。与多种基于假定破坏机构的刚性块体上限法及模型实验结果进行对比分析, 验证了 UBFEM-RTME 方法获得的支护反力 S_T 上限解为极限分析上限理论框架内的较优解答, 并且 N_y 及 N_c 上限解与太沙基围岩压力解答变化趋势基本一致。除 N_y 及 N_c 上限解外, UBFEM-RTME 方法获得的隧道围岩有效间断线网破坏模式存在多种形态特征, 大致涵盖了既有文献关于围岩破坏机构假定的多种型式, 体现出该方法能摆脱假定破坏机构的限制, 应用于隧道围岩压力求解具有良好适用性。

关键词: 围岩压力; 支护反力系数; 极限分析; 上限有限元; 刚体平动运动单元; 破坏模式

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)11-2046-07

作者简介: 石钰锋(1985—), 男, 副教授, 主要从事隧道与地下工程方面的研究工作。E-mail: s074811156@126.com。

Rock pressures of tunnels based on finite element upper bound analysis method with rigid moving elements

SHI Yu-feng^{1, 2}, XU Chang-jie¹, YANG Feng^{3, 4}, LUO Jing-jing³, YANG Jun-sheng^{3, 4}

(1. Jiangxi Key Laboratory of Infrastructure Safety Control in Geotechnical Engineering, Nanchang 330013, China; 2. Nanchang Rail Transit Group Co., Ltd., Nanchang 330038, China; 3. Civil Engineering School, Central South University, Changsha 410075, China;
4. Key Laboratory of Engineering Structure of Heavy Railway, Ministry of Education, Changsha 410075, China)

Abstract: According to the determination of the rock pressures and collapse mechanisms of tunnels, the finite element upper-bound method with rigid translatory moving elements (UBFEM-RTME) is used to obtain the upper bound solution charts of the supporting force coefficients N_y and N_c as well as collapse mechanisms with active discontinuities and evolution laws. Compared with a wide variety of the upper bound rigid block method (UBRB) assuming collapse mechanisms and the simulation model tests, it is verified that the upper limit solution of the support force obtained by the UBFEM-RTME method is the optimal solution in the theoretical framework of the upper bound limit analysis. At the same time, the upper bound solutions of N_y and N_c are consistent with the trend of the rock pressure solutions of the Terzaghi theory. In addition to the upper solutions of N_y and N_c , the UBFEM-RTME method has many morphological features in the collapse mechanisms with active discontinuities, and basically covers different types of failure mechanisms in the existing literatures. It is shown that the UBFEM-RTME method can get rid of the limitation of the assumed collapse mechanisms and has great applicability and superiority for solving the rock pressures of the tunnels.

Key words: rock pressure; supporting force coefficient; limit analysis; upper bound finite element method; rigid translatory moving element; collapse mechanism

0 引言

隧道围岩压力确定方法是岩土工程领域所关注的经典问题。现有的岩柱法、太沙基法以及隧道设计规范推荐方法^[1-3]多基于极限平衡理论, 因其公式推导简便、概念直观而应用广泛。

近年来, 极限分析理论(特别是上限法)逐渐被用于隧道围岩压力及稳定性研究^[4-6], 其实现方式主要

包括: ①结合有限元离散技术的极限分析上限有限元法^[7-10]; ②基于构建破坏机构的刚性块体上限法^[11-16]。后者求解围岩压力时, 须预先假定破坏机构并递推块体几何关系与速度矢量关系。若构建的破坏机构形态

基金项目: 国家自然科学基金项目(51768020, 51568022)

收稿日期: 2018-12-16

*通讯作者(E-mail: xucj@zju.edu.cn)

简单、特征明确, 则递推过程难度不大; 加之在破坏机构的框架内经非线性优化获得的上限解和破坏模式常能满足研究与应用需要, 因此该方法目前仍是研究的热点^[14-16]。

应注意到, 利用刚性块体上限法经优化计算获得的围岩压力上限解和破坏模式与预先假定的破坏机构密切相关。如杨峰等^[11]考虑边墙上方一定范围是否发生水平位移构建了两种刚体平动破坏模式; 赵炼恒等^[12]考虑地表倾斜与否构建了两种刚性块体破坏机构; 张佳华等^[14]构建了浅埋偏压隧道不对称的破坏机构; 张翔等^[15]考虑隧底隆起变形构建了相应的块体体系破坏机构; 张标^[13]、谢晓锋等^[16]构建了不同刚性块体体系破坏机制。相同条件下, 由于假定的不同, 上述研究获得的围岩压力上限解存在差异^[11, 12-16]。因此, 如何沿用刚性块体上限法的实现思路又可摆脱预先假定围岩破坏机构的限制, 是值得深入研究的问题。

近期, 杨峰等^[17-18]、孙雁军等^[19]在极限分析上限理论框架内提出了一种刚体平动运动单元上限有限元方法(UBFEM-RTME)。通过引入有限单元离散技术, 以“刚体平动单元+速度间断线”的方式, 辅以节点坐标与单元速度均为决策变量的方式, 多次求解非线性规划问题并进行系列网格更新即可获得岩土稳定性上限解与速度间断线网破坏模式。该方法不再需要预先假定破坏机构。基于此, 本文采用 UBFEM-RTME 方法研究隧道围岩压力与破坏模式, 以期获取较优上限解和速度间断线网破坏模式及其演变规律, 为隧道围岩压力确定问题提供新的研究思路。

1 问题描述与基本假设

考虑到隧道围岩压力与支护结构的反力是作用力与反作用力的关系, 而本文上限有限元计算模型的对象为围岩。因此将围岩压力的确定转换为支护反力的求解。

计算模型如图 1(a) 所示, 方形隧道边长为 D , 埋深为 H , 地表为水平自由面, 隧道轮廓面作用均布支护反力 s_T 。为便于分析, 假设如下: ①采用二维破坏机制, 符合平面应变条件; ②不考虑弹性状态, 围岩符合刚塑性本构关系; ③围岩为均质材料, 重度为 g , 内摩擦角为 j , 黏聚力为 c , 服从相关联流动法则与 Mohr-Coulomb 屈服准则; ④不考虑地下水的作用。

对于 s_T 的求解, 采用分析围岩极限失稳状态获得, 将其表示为

$$s_T = cN_c + gDN_g + s_s N_s \quad (1)$$

式中, N_c 、 N_g 和 N_s 分别为围岩黏聚力 c 、重度 g 和

地表超载 s_s 对应的支护反力系数。由于 $N_s = N_c \tan j + 1$, 故这里只讨论 N_g 和 N_c 。

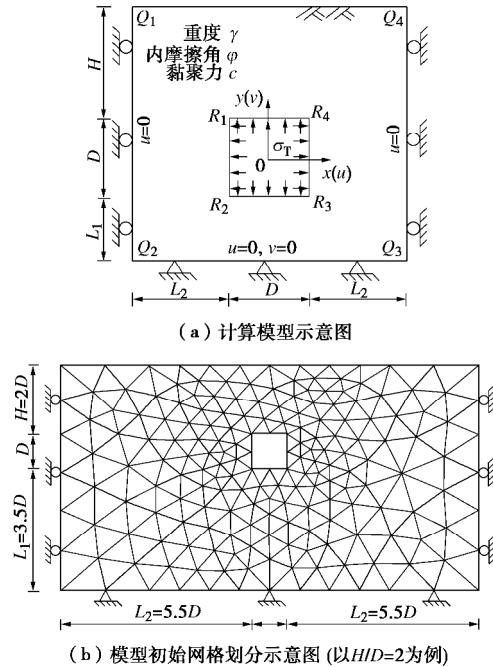


图 1 方形隧道均布支护反力求解模型

Fig. 1 Model for determination of supporting force of square tunnel

2 隧道支护反力上限有限元模型

2.1 上限有限元分析模型

图 1(a) 同时反映了方形隧道支护反力求解的上限有限元模型。其中坐标原点设为隧道中心点, x 和 y 轴正方向分别向右和向上, 速度坐标系与此一致。隧道轮廓 R_2R_3 到模型下边界 Q_2Q_3 距离为 L_1 , R_1R_2 到左边界 Q_1Q_2 距离为 L_2 , 建模时 L_1 、 L_2 取值与隧道埋深 H 相关, 应取较大值以消除边界效应。

对方形隧道轮廓 $R_1R_2R_3R_4$ 施加等式约束 $\int_S \bar{v} dS = -1$, 其中 \bar{v} 为该边界法向速度分量, 定义法向正方向指向隧道内部。依上限定理, 将模型间断线耗散能之和与单元自重功率之和的差值最小化, 即为临界支护反力 s_T , 也就是 UBFEM-RTME 非线性规划的目标函数:

$$s_T = \sum_{i=1}^{n_d} P_{d,i} - \sum_{i=1}^{n_e} P_{e,i} = c \sum_{i=1}^{n_d} x_i' - g \sum_{i=1}^{n_e} A_i v_i \quad (2)$$

式中 $P_{d,i}$ 为第 i 条速度间断线上耗散能; $P_{e,i}$ 为第 i 个单元自重功率; n_d 为间断线总数, n_e 为单元总数; A_i 与 v_i 分别为第 i 个单元的面积与竖向速度; x_i' , x_i'' 为第 i 条速度间断线的过程变量^[19], 需施加如下约束:

$$-x_i'' - x_i' \leq 0; \quad x_i'' - x_i' \leq 0 \quad (i=1, 2, 3, \dots, n_d) \quad (3)$$

式(3)间接保证了非线性规划计算时速度间断线

满足相关联流动法约束 $\Delta\bar{v}_i = |\Delta\bar{u}_i| \tan j$, 其中 $\Delta\bar{v}_i$ 为第 i 条速度间断线两侧单元在其法向的速度分量差值, $\Delta\bar{u}_i$ 为速度切向分量差值。

对于模型各边界, 需施加速度约束:

$$\begin{cases} Q_1Q_2: u_i = 0 & (i=1, 2, 3, L, n_{v1}) \\ Q_2Q_3: u_i = 0, v_i = 0 & (i=1, 2, 3, L, n_{v2}) \\ Q_3Q_4: u_i = 0 & (i=1, 2, 3, L, n_{v3}) \end{cases} \quad (4)$$

式(4)将 Q_1Q_2 和 Q_3Q_4 边界上 x 方向速度置零; 将 Q_2Q_3 边界上 x 和 y 两个方向速度均置零。对于地表边界 Q_1Q_4 不施加任何速度约束。式中 $n_{v1} \sim n_{v3}$ 对应于各边界上的单元数目。

除速度边界约束外, 还需考虑几何约束, 以保证各边界上的节点均沿边界移动, 约束条件如下:

$$\begin{cases} Q_1Q_2: x_j = -L_2 - D/2; -L_1 - D/2 \leq y_j \leq H + D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g1}) \\ Q_2Q_3: -L_2 - D/2 \leq x_j \leq L_2 + D/2; y_j = -L_1 - D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g2}) \\ Q_3Q_4: x_j = L_2 + D/2; -L_1 - D/2 \leq y_j \leq H + D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g3}) \\ Q_1Q_4: -L_2 - D/2 \leq x_j \leq L_2 + D/2; y_j = H + D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g4}) \\ R_1R_2: x_j = -D/2; -D/2 \leq y_j \leq D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g5}) \\ R_2R_3: -D/2 \leq x_j \leq D/2; y_j = -D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g6}) \\ R_3R_4: x_j = D/2; -D/2 \leq y_j \leq D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g7}) \\ R_1R_4: -D/2 \leq x_j \leq D/2; y_j = D/2 & (j=1, 2, 3, L, n_{g8}) \end{cases} \quad (5)$$

由于边界均为直线, 式(5)均为线性约束, 式中 $n_{g1} \sim n_{g8}$ 对应于各个边界上的节点数目。

此外, 以 $H/D=2$ 为例, 图 1(b)显示了上限有限元网格, 此网格为 UBFEM-RTME 方法初始网格, 在计算过程中, 仍需实施多次网格更新。UBFEM-RTME 方法建立的非线性规划求解还需初始值, 该值的获取即求解节点固定条件下的刚体平动单元上限有限元问题, 这与 Chen 等^[20]刚体有限元上限分析方法基本一致。

2.2 计算参数确定

为研究临界支护反力 s_T 数值及破坏模式演变规律, 选取计算参数如表 1 所示。需指出的是, 受益于网格更新策略, UBFEM-RTME 方法对于砂土或黏土中围岩压力计算均具有较好的适应性^[17], 可搜索获得多种不同型式的破坏模式。

表 1 隧道均匀支护反力计算参数表

Table 1 Parameters of uniform supporting reaction force of tunnel				
D/m	H/m	H/D	$j /(^{\circ})$	$g/(kN \cdot m^{-3})$
10, 20,	1, 2,	5.0, 7.5, 10.0,		
10	30, 40,	3, 4,	12.5, ..., 27.5,	0, 20
	50	5	30.0	100

需说明的是, UBFEM-RTME 方法严格满足上限定理要求, 优化计算得到临界支护反力 s_T 上限解后, 代入 $g=20 \text{ kN/m}^3$, $c=0 \text{ kPa}$ 即可求得 N_g , 代入 $g=0 \text{ kN/m}^3$, $c=100 \text{ kPa}$ 即可求得 N_c 。

3 支护反力系数 N_g 和 N_c 计算结果

3.1 均布支护反力 s_T 计算结果对比

为验证 UBFEM-RTME 方法的可靠性, 选取方形隧道 $H=20 \text{ m}$, $D=10 \text{ m}$, $j=18^{\circ}$, $g=20 \text{ kN/m}^3$, $c=10 \text{ kPa}$ 条件下的均布支护反力 s_T 计算结果与现有文献数据进行对比分析(见表 2)。对于方形隧道 s_T 的求解, 杨峰等^[11]和张翔等^[15]采用刚性块体上限法, 构造了不同的刚性滑块破坏机构; 杨峰等^[9]还应用上限有限元法获得 s_T , 并考虑了 Mohr-Coulomb 屈服准则线性化的影响; 赵明华等^[10]采用上、下限有限元法获得了 s_T 的平均值。

表 2 均布支护反力结果对比

Table 2 Comparison of uniform supporting forces (kPa)

来源	数值	方法
杨峰等 ^[9]	174.36	上限有限元, 多边形线性化屈服准则
	174.39	上限有限元, B-N 线性化屈服准则
杨峰等 ^[11]	169.30	假定破坏机构 A
	175.70	假定破坏机构 B
赵明华等 ^[10]	176.30	极限分析上、下限有限元平均值
张翔等 ^[15]	153.40	假定破坏机构
本文	177.10	刚体平动运动单元上限有限元

由表 2 可知, 本文 s_T 上限解较之杨峰等^[11]、张翔等^[15]的刚性块体上限法结果稍大, 依上限定理可推断本文上限解更优。同时, 本文上限解与赵明华等^[10]极限分析上、下限有限元平均值相近, 验证了 UBFEM-RTME 方法的可靠性。

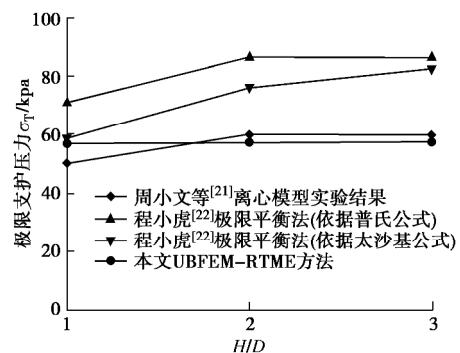


图 2 均布支护反力结果对比

Fig. 2 Comparison of uniform supporting forces

除与理论计算对比外, 这里还选用周小文等^[21]离心模型试验数据作进一步对比分析(如图 2)。试验的中砂参数为 $g=17.21 \text{ kN/m}^3$, $c=0 \text{ kPa}$, $j=38^{\circ}$, 圆形隧道直径 $D=10 \text{ m}$, 内部气压各向相等。图 2 还列出了程小虎^[22]采用极限平衡法(普氏与太沙基解答)的对比结果。由图 2 可知, 本文获得的上限解与周小文等^[21]离心试验数据吻合良好, 相比程小虎^[22]极限平

表 3 支护反力系数 N_g 计算值Table 3 Coefficient of supporting force N_g

H/D	$j /(^{\circ})$										
	5	7.5	10	12.5	15	17.5	20	22.5	25	27.5	30
1	1.12	1.01	0.92	0.84	0.76	0.70	0.64	0.58	0.53	0.49	0.45
2	1.88	1.68	1.50	1.32	1.17	1.03	0.90	0.78	0.67	0.58	0.50
3	2.60	2.27	1.98	1.71	1.47	1.25	1.05	0.88	0.74	0.61	0.51
4	3.27	2.81	2.40	2.02	1.69	1.40	1.15	0.93	0.75	0.62	0.51
5	3.91	3.30	2.76	2.28	1.86	1.50	1.20	0.95	0.75	0.62	0.51

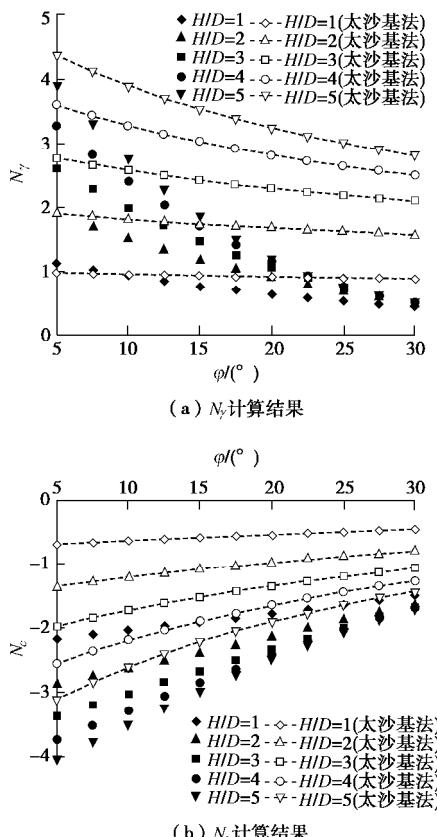
表 4 支护反力系数 N_c 计算值Table 4 Coefficient of supporting force N_c

H/D	$j /(^{\circ})$										
	5	7.5	10	12.5	15	17.5	20	22.5	25	27.5	30
1	-2.15	-2.09	-2.03	-1.96	-1.90	-1.84	-1.77	-1.71	-1.63	-1.55	-1.47
2	-2.87	-2.75	-2.63	-2.51	-2.38	-2.26	-2.13	-2.00	-1.88	-1.75	-1.63
3	-3.36	-3.18	-3.01	-2.84	-2.66	-2.49	-2.32	-2.15	-1.99	-1.83	-1.68
4	-3.73	-3.51	-3.28	-3.06	-2.85	-2.63	-2.43	-2.23	-2.04	-1.86	-1.70
5	-4.04	-3.76	-3.49	-3.23	-2.97	-2.72	-2.48	-2.27	-2.06	-1.88	-1.71

衡法获得的 s_T 值均较小。需说明的是, 本文将隧道简化为外切于圆的方形轮廓, 与圆形隧道的解答存在一些差异。

3.2 支护反力系数 N_g 与 N_c 结果分析

利用 UBFEM-RTME 程序按表 1 所列参数进行计算, 得到不同内摩擦角 j 和埋深 H 条件下方形隧道支护反力系数 N_g 及 N_c 上限解如图 3 所示, 其具体数值见表 3、4。

图 3 支护反力系数 N_g 与 N_c 计算结果Fig. 3 Coefficient of supporting forces N_g and N_c

由图 3 (a) 可知, 其它条件一致时, N_g 上限解

随 j 增加而减小, 随 H/D 增加而增加。当 j 较小时, 隧道埋深比 H/D 对于 N_g 影响较为明显。而当 j 较大时 (如 $j \geq 25^{\circ}$), N_g 结果随埋深的差异变小并趋于定值。由图 3 (b) 可知, N_c 均为负值, 表明围岩黏聚力对稳定性有促进作用, 可减少维持稳定所需的结构支护反力。当内摩擦角 j 较大时, 岩土体自稳能力提高, 围岩可更好地抵抗破坏, 因而 s_T 计算值会变小。

需说明的是, 极限分析上限理论假定岩土体服从相关联流动法则, 当 j 较大时反映出剪胀效应明显, 计算得到的 s_T 结果偏小。

3.3 太沙基围岩压力计算结果对比

太沙基围岩压力计算方法^[2]基于应力传递法, 认为岩土体为散粒体但又具有一定的黏聚力。图 4 为其力学计算模型, 其中 B 为洞顶下滑体宽度的一半, q 为围岩压力; 同上, s_T 均布支护反力, 计算公式如下:

$$s_T = \frac{Bg - 2c}{2K_0 \tan j} \left(1 - e^{-2K_0 \tan j \frac{H}{B}} \right) . \quad (6)$$

进一步假定两侧斜向破裂面与隧道边墙夹角为 $\pi/4 - j/2$, 则 B 与 D 的关系为

$$B = D + 2D \tan(\pi/4 - j/2) . \quad (7)$$

将式 (7) 代入式 (6), 取侧压力系数 K_0 为 1, 且不考虑地表超载 s_s 作用, 得到 N_g 和 N_c 如下:

$$N_g = \frac{1 + 2 \tan(\pi/4 + j/2)}{2 \tan j} \left(1 - e^{\frac{-2H/D \cdot \tan j}{1 + 2 \tan(\pi/4 + j/2)}} \right) , \quad (8)$$

$$N_c = - \left(1 - e^{\frac{-2H/D \cdot \tan j}{1 + 2 \tan(\pi/4 + j/2)}} \right) / \tan j . \quad (9)$$

按式 (8)、(9) 计算得到 N_c 、 N_g 绘制于图 3 中, 并与 UBFEM-RTME 程序计算结果对比, 发现两者差异如下: ①从数值上看, 太沙基方法得到的 N_g 偏大, 特别是内摩擦角和隧道埋深均较大的情况, 如 $j =$

30° , $H/D=5$ 时, 两种方法得到的 N_g 分别为 2.805 和 0.514, 差别较大, 而对于 N_c (按绝对值考虑), 太沙基方法的解答普遍偏小; ②相同条件下, 太沙基方法计算结果对隧道埋深的差异性较大; ③综合考虑可知, 当按系数 N_g 和 N_c 确定支护反力 σ_T 时, 太沙基方法结果大于本文结果, 不过当内摩擦角较小时, 两种方法计算结果差异变小。

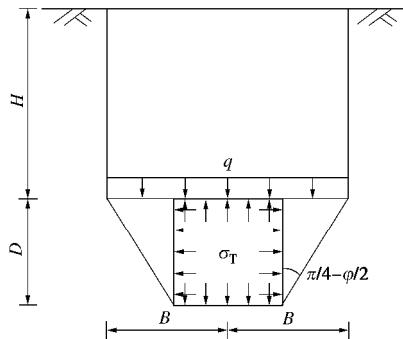


图 4 太沙基隧道围岩压力计算模型

Fig. 4 Computational model for Terzaghi rock pressure in tunnel

对于两种方法的差异, 可解释如下: 太沙基方法属于极限平衡法, 其主要满足了破坏面和破坏体的应力平衡, 未考虑破坏体内部是否屈服; 本文方法是严格上限法, 破坏区域为刚性块体系统(下文详细讨论), 极限状态抵抗破坏的能力充分发挥(以耗散能形式), 因此支护反力计算结果偏小。

4 围岩破坏模式分析

4.1 破坏模式形态特征

UBFEM-RTME 方法可获得以速度间断线网分割的刚性块体体系破坏模式(为区别于刚性块体上限法, 这里定义破坏模式为破坏机构经优化后的最终形式)。将 3.1 节算例对应的方形隧道围岩破坏模式绘制如图 5, 以便讨论其形态特征。

图 5 (a) 为破坏模式速度间断线网图。其中黑色线条表示有效间断线, 浅灰色线条为无效间断线。有效间断线即两侧单元速度不相等。可看出, 由有效间

断线组成的破坏模式与杨峰等^[13]假定的破坏机构 B 相似, 主要差异在于隧道顶板上方形成了网状破坏区。

图 5 (b) 为间断线耗散能密度分布图, 是将有效间断线的耗散能密度值, 按大小排序、归一化后与灰度颜色矩阵对应得到。图中间断线颜色越深, 表示其耗散能密度越大, 对抵抗破坏的作用也越大。由图可知, 最外侧主要破坏面上耗散能密度最大, 内部间断线耗散能密度较小。

图 5 (c) 为速度矢量闭合图, 通过绘制有效间断线上的相对速度获得。与杨峰等^[11]假定破坏机构时递推速度场矢量图物理含义相同。不过 UBFEM-RTME 程序计算过程中速度场为未知量, 最终经非线性规划计算搜索得到。还可发现, 图 5 (c) 速度矢量场为网状, 其黑色线条与图 5 (a) 有效间断线一一对应。

4.2 破坏模式演化规律

研究破坏模式的演变规律可在一定程度上揭示隧道围岩失稳临界状态下的破坏机理, 还能为加固方案的制定提供依据。这里选取 $H/D=2, 4, j=5^\circ, 30^\circ$ 条件下, N_g 和 N_c 对应的破坏模式绘制如图 6。

计算 N_g 对应的隧道破坏模式随 H/D 和 j 的变化如图 6 (a), (c), (e), (g) 所示。如图 6 (a) 和 (c), 当埋深比 $H/D=2$ 时, j 由 5° 增长至 30° , N_g 值由 1.88 减至 0.50, 减少 73.4%; 同时有效间断线位置向隧道顶部以上移动, 数目增多且交错密集, 地表破坏范围由 $2.43D$ 缩窄为 $0.54D$, 而水平方向整体破坏范围由 $2.71D$ 减少至 $1.86D$ 。可见内摩擦角 j 对破坏形态影响明显。如图 6(g), 当 H/D 由 2 增大至 4 时, $j=30^\circ$ 对应的破坏不再延伸至地表, 此时 N_g 值成为一定值。

计算 N_c 对应的隧道破坏模式随 H/D 和 j 的变化如图 6 (b), (d), (f), (h) 所示。如图 6 (b) 与 6 (d), 当埋深比 $H/D=2$ 时, j 由 5° 增长至 30° , N_c 值由 -2.87 增至 -1.63, 增加了 43.2%, 地表破坏范围由 $2.63D$ 缩窄为 $1.34D$, 减少约 49.0%。说明 j 对破坏形态的

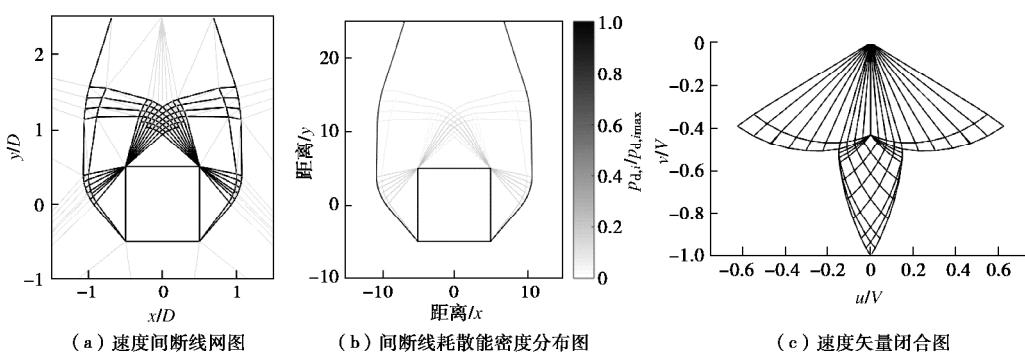
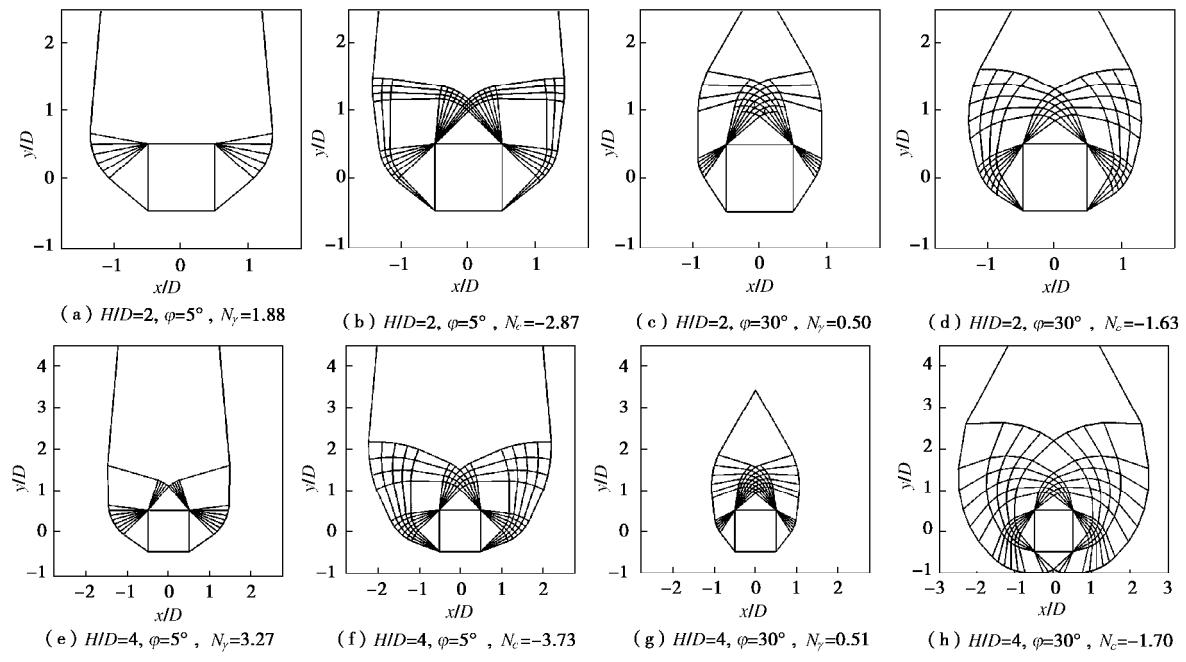


图 5 隧道围岩破坏模式形态特征 ($H/D=2, j=18^\circ, \gamma=20 \text{ kN/m}^3, c=10 \text{ kPa}$)

Fig. 5 Characteristics of tunnel failure mechanisms ($H/D=2, j=18^\circ, \gamma=20 \text{ kN/m}^3, c=10 \text{ kPa}$)

图 6 N_g 与 N_c 对应破坏模式演变规律Fig. 6 Variation rules of N_g and N_c failure mechanisms

影响与 N_g 反映的规律有所不同, 也就是说隧道靠近地表处破坏范围收窄而最宽处变化不大。如图 6 (h), 当 H/D 由 2 增大至 4 时, $j = 30^\circ$ 对应的破坏模式将进一步延伸至隧道底部。

综上可知, 方形隧道破坏模式形态演变规律较为复杂, 难以总结归纳出统一的破坏机构型式, 这也解释了采用刚性块体上限法预先假定特定破坏模式的局限性所在。例如, 杨峰等^[11]、张标^[13]、张翔等^[15]均构造了特定的破坏机构, 且可从图 6 中找出其对应的近似型式。说明 UBFEM-RTME 方法摆脱假定破坏机构的优势所在, 特别是应用于隧道围岩压力求解时良好的适用性。

5 结 论

(1) 与围岩重度 g 相关的支护反力系数 N_g 上限解随内摩擦角 j 增加而减小, 随 H/D 增加而增加。与围岩黏聚力 c 相关的支护反力系数 N_c 均为负值, 论证了其对围岩稳定性的促进作用, N_c 绝对值随 j 和 H/D 的变化规律与 N_g 基本一致。

(2) UBFEM-RTME 方法所得 N_g 和 N_c 上限解与太沙基方法结果的变化趋势一致。太沙基方法得到的 N_g 偏大 (特别是 j 和 H/D 均较大的情况), 而得到的 N_c (按绝对值考虑) 普遍偏小。不过当内摩擦 j 较小时, 两种方法结果差异变小。

(3) 较之刚性块体上限法, UBFEM-RTME 计算得到的隧道支护反力 s_T 值稍大, 在上限理论框架内论证了其属于更优上限解; 同时, 计算搜索得到的隧道围岩有效间断线网破坏模式存在多种形态特征, 涵盖

了既有文献关于围岩破坏机构的多种型式, 体现出该方法摆脱了假定破坏机构的限制。

参考文献:

- [1] 谢家杰. 浅埋隧道的地层压力[J]. 土木工程学报, 1964(6): 60 - 72. (XIE Jia-xiao. Earth pressure on shallow burial tunnel[J]. China Civil Engineering Journal, 1964(6): 60 - 72. (in Chinese))
- [2] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley and Sons, 1943.
- [3] JTGD70—2004 公路隧道设计规范[S]. 2004. (JTGD70—2004 Code for design of road tunnel[S]. 2004. (in Chinese))
- [4] ASSADI A, SLOAN S W. Undrained stability of a shallow square tunnel[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(8): 1152 - 1173.
- [5] YANG F, YANG J S. Stability of shallow tunnel using rigid blocks and finite element upper bound solutions[J]. International Journal of Geomechanics, 2010, 10(6): 242 - 247.
- [6] WILSON D W, ABBO A J, SLOAN S W, et al. Undrained stability of rectangular tunnels where shear strength increases linearly with depth[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, 54(4): 469 - 480.
- [7] 杨 峰, 阳军生, 张学民, 等. 黏土不排水条件下浅埋隧道稳定性上限有限元分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊 2): 3952 - 3959. (YANG Feng, YANG Jun-sheng, ZHANG Xue-min, et al. Finite element analysis of upper bound solution of shallow-buried tunnel stability in undrained

- clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(S2): 3952 – 3959. (in Chinese))
- [8] YAMAMOTO K, LYAMIN A V, WILSON D W, et al. Stability of a single tunnel in cohesive frictional soil subjected to surcharge loading[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2011, **48**: 1841 – 1854.
- [9] 杨 峰, 阳军生. 一种二阶锥线性化方法在上限有限元中的应用研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(2): 593 – 599. (YANG Feng, YANG Jun-sheng. Investigation and application of a second-order cone linearizing method to finite element upper bound solution[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(2): 593 – 599. (in Chinese))
- [10] 赵明华, 彭 琦, 张 锐. 方形隧道稳定性极限分析有限元数值模拟[J]. 公路交通科技, 2015, **32**(5): 107 – 114. (ZHAO Ming-hua, PENG Heng, ZHANG Rui. FEM numerical simulation for limit analysis of stability of square tunnel[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2015, **32**(5): 107 – 114. (in Chinese))
- [11] 杨 峰, 阳军生. 浅埋隧道围岩压力确定的极限分析方法[J]. 工程力学, 2008, **25**(7): 179 – 184. (YANG Feng, YANG Jun-sheng. Limit analysis method for determination of earth pressure on shallow buried tunnel[J]. Engineering Mechanics, 2008, **25**(7): 179 – 184. (in Chinese))
- [12] 赵炼恒, 黄 阜, 孙秋红, 等. 浅埋偏压矩形单洞隧道围岩压力极限上限分析方法[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2014(9): 3093 – 3103. (ZHAO Lian-heng, HUANG Fu, SUN Qiu-hong, et al. Rock pressure of unsymmetrical shallow rectangular tunnel based on upper bound limit analysis method[J]. Journal of Central South University (Science and Technology Edition), 2014(9): 3093 – 3103. (in Chinese))
- [13] 张 标. 各种不利因素下浅埋隧道稳定性的上限分析[D]. 长沙: 中南大学, 2014. (ZHANG Biao. Upper bound analysis of stability of shallow tunnels for unfavorable conditions[D]. Changsha: Central South University, 2014. (in Chinese))
- [14] 张佳华, 杨小礼, 张 标, 等. 基于非线性破坏准则的浅埋偏压隧道稳定性分析[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2014, **42**(8): 97 – 103. (ZHANG Jia-hua, YANG Xiao-li, ZHANG Biao, et al. Stability analysis of shallow bias tunnels based on nonlinear failure criterion[J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2014, **42**(8): 97 – 103. (in Chinese))
- [15] 张 翔, 李林安, 王世斌, 等. 考虑底部隆起的浅埋隧道围岩压力计算分析[J]. 应用数学和力学, 2017, **38**(8): 911 – 921. (ZHANG Xiang, LI Lin-an, WANG Shi-bin, et al. Limit analysis of surrounding rock pressure for shallow tunnels considering floor heave[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 2017, **38**(8): 911 – 921. (in Chinese))
- [16] 谢晓锋, 陶 明, 吴秋红, 等. 非均质和各向异性土质浅埋隧道支护力研究[J]. 湖南大学学报(自科版), 2017, **44**(7): 179 – 186. (XIE Xiao-feng, TAO Ming, WU Qiu-hong, et al. Supporting pressure of shallow tunnels in nonhomogeneous and anisotropic soils[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, **44**(7): 179 – 186. (in Chinese))
- [17] YANG F, ZHANG J, YANG J S, et al. Stability analysis of unlined elliptical tunnel using finite element upper-bound method with rigid translatory moving elements[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, **50**: 13 – 22.
- [18] 杨 峰, 赵炼恒, 张 箭, 等. 基于刚体平动运动单元的上限有限元研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(6): 1782 – 1808. (YANG Feng, ZHAO Lian-heng, ZHANG Jian, et al. Investigation of finite element upper bound solution based on rigid translatory moving element[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(6): 1782 – 1786. (in Chinese))
- [19] 孙雁军, 阳军生, 罗静静, 等. 隧道工作面稳定性与滑移线网破坏模式研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(7): 1374 – 1380. (SUN Yan-jun, YANG Jun-sheng, LUO Jing-jing, et al. Investigation on the stability and mesh-like collapse mechanism of tunnel face[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(7): 1374 – 1380. (in Chinese))
- [20] CHEN J, YIN J H , LEE C F . Upper bound limit analysis of slope stability using rigid finite elements and nonlinear programming[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, **40**(4): 742 – 752.
- [21] 周小文, 濮家骝, 包承纲. 隧洞拱冠砂土位移与破坏的离心模型试验研究[J]. 岩土力学, 1999, **20**(2): 32 – 36. (ZHOU Xiao-wen, PU Jia-liu, BAO Cheng-gang. A study of the movement and failure characteristics of sand mass above the crown of a tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 1999, **20**(2): 32 – 36. (in Chinese))
- [22] 程小虎. 密实砂土及硬黏土中圆形隧道的竖向支护压力[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **33**(4): 857 – 864. (CHENG Xiao-hu. Earth pressure on circular tunnel in dense sand and hard clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(4): 857 – 864. (in Chinese))