

盾构刀盘偏置中心刀对刀盘推力和扭矩的影响

冷冬梅, 蔡宗熙, 王燕群, 侯振德

(天津大学 机械工程学院, 天津 300072)

摘 要: 盾构机是地下工程中的典型掘进装备, 具有结构复杂、体积庞大、重型巨载等特点。刀盘载荷是装备的核心力学参量, 实现刀盘载荷的合理计算是装备正向设计的理论基础, 也是不同地质情况隧道施工中载荷控制的重要科学依据。盾构刀盘中心刀结构在掘进过程中承受很大比重的轴向载荷, 为了进一步分析中心刀结构的改变对刀盘载荷的影响, 采用数值仿真方法与模型试验方法对盾构刀盘与土体的相互作用进行了研究, 得到了刀盘法向和切向切削载荷空间分布规律以及掘进过程中刀盘总推力和扭矩随掘进时间的变化规律, 重点分析了偏置中心刀结构对刀盘推力和扭矩的影响。对比几种不同的中心刀结构, 研究表明, 偏置中心刀结构刀盘的总推力与总扭矩小于鱼尾中心刀结构刀盘的总推力与总扭矩。刀盘模型试验结果与数值仿真结果趋势一致。从载荷角度考虑, 偏置中心刀刀盘优于鱼尾中心刀刀盘。该研究结果可为新型刀盘结构设计提供参考。

关 键 词: 盾构刀盘; 偏置中心刀; 总推力; 总扭矩; 数值模拟; 模型试验

中图分类号: TU731

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2015) 06-1776-08

Effects of offset center tool of shield on thrust and torque on cutterhead

LENG Dong-mei, CAI Zong-xi, WANG Yan-qun, HOU Zhen-de

(School of Mechanical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Shield machine is a kind of typical equipment for tunneling, it is featured by heavy body, complex structure and high load. The load acting on cutterhead during tunneling is a core mechanical parameter for the equipment. The reliable calculation of the load is important in terms of positive equipment design and load control of tunnel constructions under different geological conditions. The center tool of shield cutterhead bears a large proportion of axial load in the tunneling process. To further analyze the effects of center tool with different structures on the load on shield cutterhead, the studies of the interaction between the shield cutterhead and the soil of tunnel face are conducted by means of numerical simulation and model experiment. The dynamic cutting load distribution along the normal and tangential directions of cutterhead is obtained; and the temporal variations of the total thrust and torque during the process of excavation are also achieved. The effects of the offset center tool on the total thrust and torque on cutterhead are emphatically analyzed. By comparing the loads acting on different types of cutterheads, one can see that the offset center tool produce lower total thrust and torque than the fishtail center tool does. The results of numerical simulation are in good agreement with the experimental results. The offset center tool installed on a cutterhead can reduce the total thrust effectively. From the loading point of view, the offset center tool is better than the fishtail center tool. The research results can provide some useful guidelines for the design of new shield cutterheads.

Keywords: shield cutterhead; offset center tool; total thrust; total torque; numerical simulation; model experiment

1 引 言

随着地下工程快速开挖的需要和科学技术水平的提高, 全断面掘进机施工技术在中国得到了快速应用和发展^[1]。

早期的装备载荷研究主要是经验数据积累与分

析, 最为经典的工作是 Krause 经验公式, 描述了装备载荷与直径的幂次方关系。由于载荷是装备正向设计与施工控制中的核心参数, 围绕盾构载荷的试验与工程实测分析方面已经取得了不少研究进展, 相关工作有: 施虎等^[2]基于土压平衡盾构模型试验, 分析了掘进速度与刀盘开口率对扭矩的影响; 宋克

收稿日期: 2014-02-18

基金项目: 国家重点基础研究发展计划资助(No.2013CB035402); 国家自然科学基金(No.11172200); 国家自然科学基金科学仪器基础研究专项(No.11127202)。

第一作者简介: 冷冬梅, 女, 1986 年生, 博士研究生, 主要从事隧道及地下工程方面的研究。E-mail: dmleng@tju.edu.cn

通讯作者: 蔡宗熙, 男, 1957 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事隧道及地下工程、弹塑性理论与应用方面的教学与研究工作。

E-mail: zxcai@tju.edu.cn

志等^[3]由现场掘进试验得到法向与切向载荷均与掘进进尺近似呈线性关系; 王洪新^[4]分析了土压平衡盾构刀盘挤土效应及刀盘开口率对盾构正面接触压力的影响; 张厚美等^[5]通过盾构掘进参数组合试验, 采用多元统计分析方法, 对土仓压力、推力、刀盘转速等主要掘进参数对掘进速度、刀盘扭矩的影响进行了研究。在数值仿真方面: 丁峻宏等^[6]利用 LS-dyna 模拟分析了刀盘切削载荷; 苏翠侠^[7]对刀盘切削土体掘进过程开展了仿真模拟, 分别计算出板式刀盘与辐条式刀盘在掘进中的受力与变形结果; Shen 等^[8]运用 ALE 算法计算出装备扭矩随掘进行程的近似变化曲线。盾构刀盘的性能直接影响工程掘进效率和施工安全性, 合理的刀盘选型是盾构机完成隧道掘进任务的首要前提, 要根据实际的工程情况以及盾构施工环境而定。张风祥^[9]、陈馈^[10]等统计了国内多个盾构施工工程经验, 给出了盾构机的大致分类和相应的刀盘、刀具的布局以及各种刀盘类型适用的地层条件的归纳总结。尽管对刀盘、刀具设计和布局以及刀盘选型的研究已经很多, 然而已有研究大多还是基于实际施工经验总结。若要获得完整的刀盘、刀具设计准则, 还需要在理论和计算方面做进一步的研究。

苏翠侠^[7]通过数值模拟指出了刀盘中心刀结构在掘进过程中承受很大比重的轴向载荷, 但没有分析中心刀结构的改变对刀盘载荷产生的影响。本文将针对几种不同的中心刀结构, 采用数值仿真方法与模型试验方法对盾构刀盘与土体的相互作用进行研究, 分析刀盘中心刀结构类型对刀盘总推力和总扭矩的影响, 以期新型中心刀结构设计提供参考。

2 刀盘推力和扭矩的数值计算方法

2.1 有限元模型

本文采用 ABAQUS 软件对掘进过程进行直接数值模拟。按照刀盘试验模型建立相应的刀盘有限元模型, 以六面体 8 节点实体单元划分网格。刀盘结构形式包括不带中心刀刀盘、带偏置中心刀刀盘和带鱼尾中心刀的刀盘模型。刀盘直径为 0.5 m, 装有 4 根带有刮刀的辐条, 刮刀刀尖高出刀盘面板距离为 4 mm, 弹性模量为 200 GPa, 材料密度 7.8 g/cm^3 , 本构模型为线弹性^[11-12]。刀盘几何模型图如图 1 所示, 其中红色部分代表中心刀。其中, 偏置中心刀是本文研究的重点, 已申请发明专利, 其示意图见图 2。偏置中心刀由两把成一定角度的双刃切刀组成, 所成角度 α 在 $90^\circ \sim 180^\circ$ 之间, 以焊接形式安置于刀盘面板圆孔的偏心位置。两把切刀连接点到刀盘中心圆孔圆心的距离 r 与刀盘中心

圆孔半径 R 的关系满足 $R/\sqrt{10} \leq r \leq \sqrt{2}R/2$, 以此保证偏置中心刀旋转一周覆盖面积达到刀盘中心圆孔面积的 50%~90% 之间。

土体取天津地区的黏性土体, 弹性模量 8 MPa, 密度为 1.86 g/cm^3 , 泊松比为 0.3, 黏聚力为 9.5 kPa, 内摩擦角为 22° 。土体有限元模型也采用六面体 8 节点实体单元来划分网格, 为得到较好的计算结果并有效地利用计算资源, 将切削过程中与刀盘接触的将被切掉的土体部分网格加密, 未与刀盘直接作用的土体网格适当加大。在有限元建模中, 假定初始时盾构刀盘刀具与土体即将接触。为了避免计算量过大, 盾构刀盘物理掘进仿真模型中的土体模型只截取了盾构机实际掘进隧道正前方的部分土体。

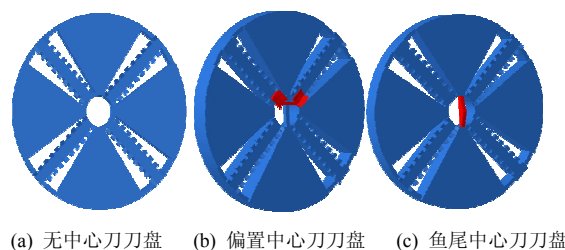


图 1 直径 0.5 m 刀盘模型图
Fig.1 Cutterhead models with a diameter of 0.5 m

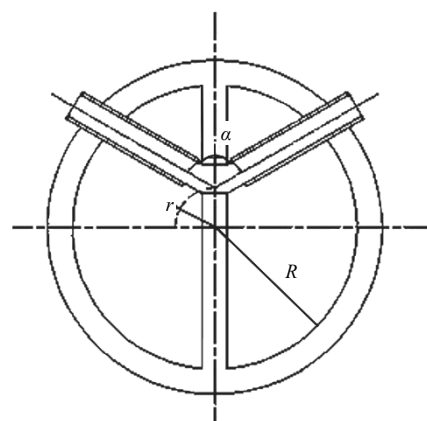


图 2 偏置中心刀结构示意图
Fig.2 Structure schematic of offset center tool

2.2 土体材料与切削分离准则模拟

土体采用了扩展 Drucker-Prager 弹塑性本构关系:

$$F = t - p \tan \varphi - c = 0 \quad (1)$$

式中: $p = -\text{trace}(\sigma)/3$ 为等效压应力; c 为黏聚力; φ 为材料的内摩擦角; t 的表达式为

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

式中: $q = \sqrt{\frac{3}{2}(S:S)}$ 为Mises等效应力, S 为偏应力;
 $r = \sqrt{\frac{9}{2}S:S:S}$; K 为单轴拉伸屈服应力与单轴压缩屈服应力比值。

本文采用包含单元删除功能的单元损伤失效模型来模拟切削分离过程。如图3所示, B 点为初始破坏点, 初始破坏点后材料响应进入损伤失效阶段, 直至 C 点承载能力全部消失, 删除单元。

初始破坏点依据单元积分点的等效塑性应变确定。定义一个描述塑性变形随等效塑性应变递增的状态变量为

$$\omega_s = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_s^{pl}} \quad (3)$$

式中: $\bar{\varepsilon}_s^{pl}$ 为材料在开始破坏之前的塑性应变。当 ω_s 达到1时, 达到初始破坏点 B 。

引入一个单调递增的损伤变量 D 描述材料损伤后的受力变形特性, 初始损伤后材料的应力张量为

$$\sigma = (1 - D)\bar{\sigma} \quad (4)$$

式中: $\bar{\sigma}$ 为当前时刻不考虑失效时的(按无损伤本构关系得到)有效应力张量。

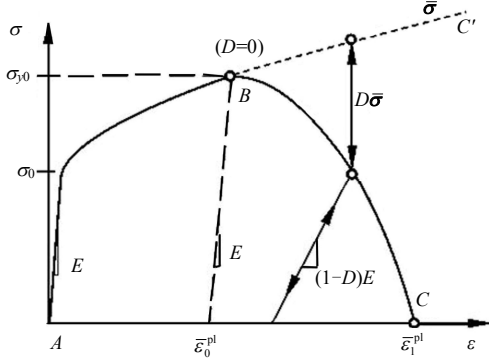


图3 损伤失效模型应力-应变响应曲线

Fig.3 Stress-strain curve with progressive damage degradation

当 $D=1$ 时, 应力张量为 0, 材料完全失效。 D 的演化方程为

$$\dot{D} = \frac{\dot{\bar{u}}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} \quad (5)$$

式中: $\bar{u}_f^{pl}$ 为材料完全失效时(对应图3中的 C 点)的有效塑性位移; $\dot{\bar{u}}^{pl}$ 为当前时间步的塑性位移增量。

2.3 刀盘切削作用的简化算法

刀盘的切削原理^[7]可以简述为: 当刀盘向前掘进时, 切刀随刀盘旋转对开挖面土体产生轴向剪切力和径向切削力, 在刀盘带动下, 切刀的刀刃和刀头部分插入掌子面土层内部, 像耕犁铲土一样切削

土层。

切刀一般采用楔形刀具, 其基本几何参数如图4所示。其中, α 为切削角, β 为刃角, γ 为前角, δ 为后角, 各参数几何关系有: $\alpha = \beta + \delta$, $\alpha + \gamma = 90^\circ$ 。假设由土体材料的剪切失效引起破坏, 土体剪切破坏面与切削面夹角为 θ , 由塑性力学和土力学原理可知, $\theta = \frac{1}{2}(90^\circ - \varphi)$, φ 为土体材料的内摩擦角。

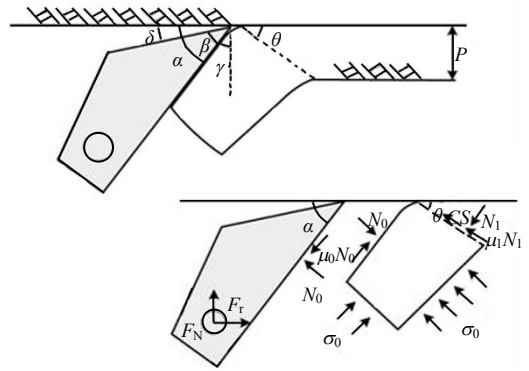


图4 切刀切削土体受力图

Fig.4 Force diagram for cutters

将刀具和被切掉土体分别从整体环境中取出作为隔离体单独进行受力分析^[7, 13], 如图4所示。分析刀具受力状态, 结合作用力与反作用力原理可得:

$$\left. \begin{aligned} F_t &= (\cos \alpha - \mu_0 \sin \alpha) N_0 \\ F_N &= (\sin \alpha - \mu_0 \cos \alpha) N_0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: F_t 为切削刀沿开挖面方向的分力; F_N 为切削刀沿垂直开挖面方向的分力; N_0 为刀刃与土体接触面上的法向力; μ_0 为刀刃与土体接触面间的摩擦系数。

分析被切掉的土体, 作用在土体上的力有刀具前刀面与土体侧表面相互作用的法向力、摩擦力, 土体剪切破坏面与切削面相互作用的法向力、摩擦力以及土体的黏聚力。因被切掉土体较小, 且流动速度较慢, 暂不考虑土体重力和惯性力。

根据力的平衡关系, 可得:

$$\left. \begin{aligned} \sum X &= 0, N_0 \cos \alpha - \mu_0 N_0 \sin \alpha + N_1 \cos \theta - (cS_1 + \mu_1 N_1) \sin \theta - \sigma_0 S_2 \sin \alpha + \sigma_0 S_3 \cos \alpha = 0 \\ \sum Y &= 0, N_0 \sin \alpha + \mu_0 N_0 \cos \alpha - N_1 \sin \theta - (cS_1 + \mu_1 N_1) \cos \theta + \sigma_0 S_2 \cos \alpha + \sigma_0 S_3 \sin \alpha = 0 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中: N_1 为剪切破裂面上的法向力; μ_1 为刀刃与剪

切破裂面间的摩擦系数; c 为剪切破裂面上土体的黏聚力; σ_0 为刀盘与掌子面间土体压力; S_1 、 S_2 、 S_3 分别为剪切破裂面、土体与前刀面垂直的自由面、土体与前刀面平行的自由面的面积。

由于此算法对刀具的切削作用进行了简化, 且只分析了单刀的切削作用, 计算结果偏小, 没有数值仿真方法准确。

2.4 中心刀结构对刀盘系统推力和扭矩的影响

盾构刀盘系统掘进总载荷主要包括总推力与总扭矩。其中总推力^[4, 14]主要有以下 3 部分: 推进中与土体间的接触挤压力、埋深引起的静土压力、刀盘系统开口处的支护压力。

$$F = F_1 + F_2 + F_3 \quad (8)$$

式中: F 为刀盘总推力; F_1 为接触挤压力; F_2 为静土压力; F_3 为支护压力。

传统的鱼尾中心刀主要靠挤压来挖掘土体, 对土体施加的切向力很小, 施加轴向压力后中心处土体主要处于三向受压应力状态, 不利于土体挖掘, 中心刀必须施加相当大的轴向推力才能完成土体挖掘, 因此, 造成刀盘掘进轴向总推力非常大。刀盘中心刀结构在掘进过程中承受较大的轴向推力, 其结构影响刀盘总推力。

作用在刀盘系统上的扭矩^[5, 14-15]主要有刀盘正面和侧边与土体的摩擦扭矩、刀盘切削土体时的切削扭矩、刀盘与搅拌叶片的搅拌扭矩等。

$$T = T_1 + T_2 + T_3 \quad (9)$$

式中: T 为刀盘总扭矩; T_1 为摩擦扭矩; T_2 为切削扭矩; T_3 为搅拌扭矩。

其中刀盘的摩擦扭矩是刀盘总扭矩的主要部分, 根据切削土体性质的不同摩擦扭矩 T_1 占刀盘总扭矩的 70%~85%^[7]; 刀盘的切削扭矩是刀盘总扭矩的次要部分, 切削扭矩 T_2 占刀盘总扭矩 10%左右。

由刀盘工作原理可知, T_2 即为刀盘刀具的切削扭矩, 由刀盘刀具的切削载荷对刀盘中心取矩所得。中心刀处切向线速度低, 切削半径很小, 切削载荷对刀盘中心取矩很小, 对刀盘切削扭矩 T_2 影响不大。因此, 中心刀结构对刀盘总扭矩的影响不大。对刀盘总扭矩和摩擦扭矩影响最大的因素是隧道埋深。

2.5 刀盘推力和扭矩的数值计算结果

将掘进过程视为刀盘系统与土体的相互作用问题, 进行刀盘掘进过程的数值模拟^[8, 16-17], 研究试验模型刀盘推力和扭矩分布规律。

2.5.1 仿真计算中施加的载荷和其他边界条件

刀盘的旋转速度为 1 r/min, 推进速度为

5 mm/min, 仿真时间设定为 1 min。

数值仿真环境为埋深 3 m 的黏土地质条件; 约束土体模型外边界的位移自由度, 保持待开挖表面为自由表面; 利用非光滑接触条件模拟刀盘和掘进界面之间的相互作用; 采用载荷传递方式, 先计算土体预应力, 再将应力状态导入仿真模型土体; 考虑土体的自重作用; 在土体自由表面施加一定的压力代替土仓压力; 计算土体切屑与刀盘之间的相互作用力, 将二者之间的摩擦力以载荷方式加在刀盘面板上。

2.5.2 数值计算结果

在仿真计算中, 随着刀盘不断向前推进, 刀盘自身受力情况逐渐趋于稳定。3 种刀盘的总推力和扭矩如图 5、6 和表 1 所示。

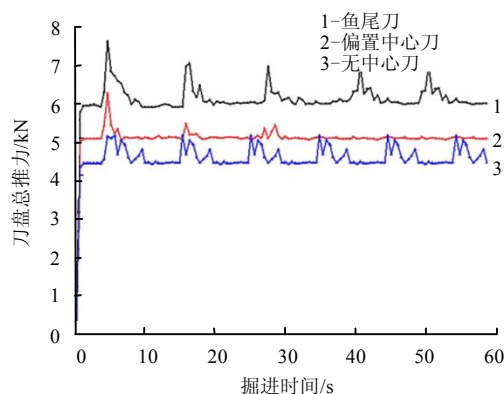


图 5 刀盘总推力随掘进时间的变化

Fig.5 Temporal variations of total thrust during excavation process

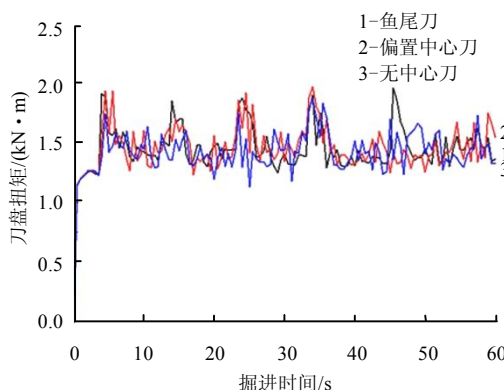


图 6 刀盘扭矩随掘进时间的变化

Fig.6 Temporal variations of torque during excavation process

表 1 数值计算刀盘总推力和扭矩

Table 1 Total thrust and torque on different cutterheads obtained by numerical simulation

刀盘类型	鱼尾中心刀刀盘	偏置中心刀刀盘	无中心刀刀盘
总推力/kN	6.035	4.997	4.459
总扭矩/(kN·m)	1.455	1.451	1.418

对比 3 种刀盘, 偏置中心刀刀盘的受力情况接近无中心刀的情况。偏置中心刀结构刀盘总推力约是鱼尾中心刀结构刀盘的 82.8%; 无中心刀结构刀盘总推力约是鱼尾中心刀结构刀盘的 73.9%。几种刀盘的扭矩相差不大。从实际角度出发, 无中心刀的刀盘没有切除掌子面中心土体, 设计上是不合理的。偏置中心刀刀盘有效降低了掘进总推力。

3 刀盘推力和扭矩的试验验证

为了验证关于中心刀结构承载的数值分析结果进行了模型刀盘的验证性试验^[18-19]。试验刀盘直径为 0.5 m, 辐条上安装刮刀, 中心刀结构为螺栓连接, 可单独拆卸下来, 刀盘及刀具与数值模型的尺寸比例为 1:1。

土体取天津某地区的黏性土体。由于土体取出运到实验室后, 土体参数将与当地勘测情况不同, 为模拟施工条件下的地质情况, 将散土按照上述数值仿真中的参数配成土样装入试验土箱, 经 7 d 沉积, 由自制加载试验机加载 250 kPa 使土体压实, 得到试验土体。

通过夹持法兰盘将刀盘固定在自制加载试验机上, 加载轴上带有拉压扭传感器用于测量刀盘掘进过程中的总推力及扭矩的变化。刀盘下方固定试验土箱。试验装置图如图 7 所示。



图 7 盾构刀盘掘进试验设备
Fig.7 Test equipment for cutterhead excavation

对试验采集的载荷记录结果进行统计处理, 去掉开始时没有完全加载阶段的数据, 整理稳定阶段数据得到了刀盘掘进试验过程中的总推力和扭矩, 如图 8、9 和表 2 所示。

试验结果验证了上文数值分析中刀盘总推力和扭矩的规律。虽然模型满足几何相似性, 但试验参数不能与数值计算参数完全相同, 因此, 得到的结果在数值上不完全相同, 但计算结果与试验结果的趋势是一致的, 本文的模拟方法能够较好地反映盾

构施工过程。因此, 再次说明了偏置中心刀结构较优的结论。

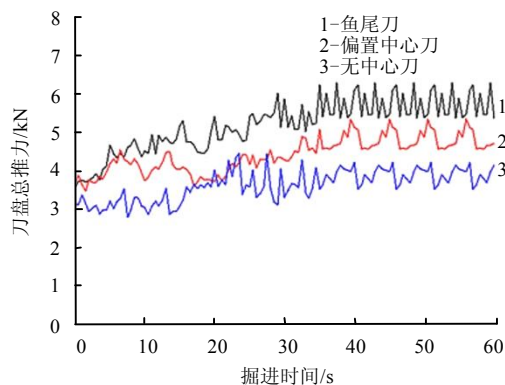


图 8 刀盘总推力随掘进时间的变化
Fig.8 Temporal variations of total thrust during excavation process

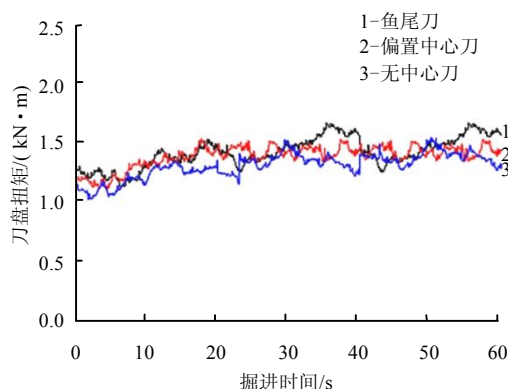


图 9 刀盘扭矩随掘进时间的变化
Fig.9 Temporal variations of torque during excavation process

表 2 试验测量刀盘总推力和扭矩
Table 2 Total thrust and torque on different cutterheads from experiments

刀盘类型	鱼尾中心刀 刀盘	偏置中心刀 刀盘	无中心刀 刀盘
总推力/kN	5.587	4.703	3.755
总扭矩/(kN·m)	1.407	1.375	1.295

4 偏置中心刀对刀盘推力和扭矩的影响规律

为了进一步验证中心刀结构对刀盘推力和扭矩的影响规律, 以某工程试验盾构为对象, 建立相应的刀盘有限元模型, 详细分析刀盘中心刀结构对刀盘推力和扭矩的影响。刀盘结构形式包括不带中心刀刀盘、带偏置中心刀刀盘、带鱼尾中心刀刀盘和后置鱼尾中心刀的刀盘模型。刀盘直径为 3.19 m, 装有 6 根带有刮刀的辐条, 刮刀刀尖高出刀盘面板距离为 30 mm, 弹性模量为 200 GPa, 材料密度为 7.8 g/cm³, 本构模型为线弹性^[11-12]。刀盘几何模型

图如图 10 所示, 其中红色部分代表中心刀。

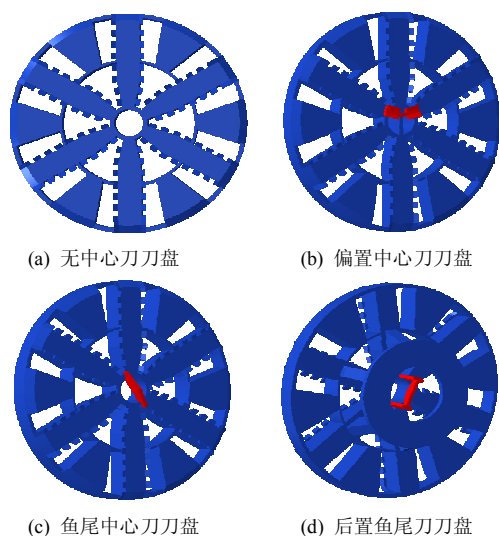


图 10 直径 3.19 m 刀盘模型图

Fig.10 Cutterhead models with a diameter of 3.19 m

刀盘的旋转速度为 1 r/min, 推进速度为 36 mm/min, 仿真时间设定为 1 min, 仿真环境为埋深 10 m 的黏土地质条件, 弹性模量为 8 MPa, 密度为 1.86 g/cm^3 , 泊松比为 0.3, 黏聚力为 42.5 kPa, 内摩擦角为 36° 。

在仿真计算中, 扭矩在掘进初始时刻由于初始加速度作用迅速增大到一个最大值, 随着掘进过程稳定后保持为稳定值并呈现周期性循环。图 11 给出刀盘扭矩随时间的变化规律, 中心刀结构对刀盘扭矩部分的影响不大。

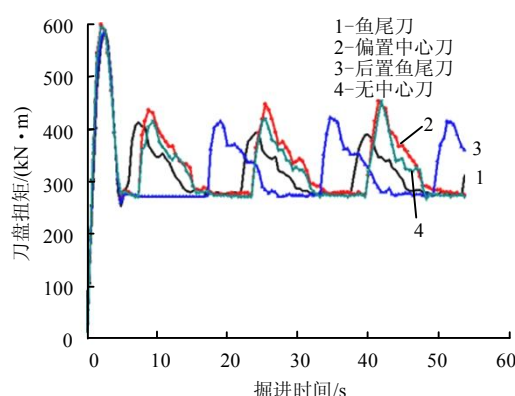


图 11 刀盘扭矩随掘进时间的变化

Fig.11 Temporal variations of torque during excavation process

与刀盘扭矩相对应, 刀盘的总推力也随着切削过程呈周期性变化, 但 4 种刀盘的总推力差距较大, 如图 12 所示。中心刀结构在刀盘掘进过程中承受较大的轴向载荷, 它的结构形式影响刀盘轴向载荷分布。鱼尾中心刀高出面板许多, 是整个刀盘最先承

重部位, 中心刀的刃角部分与掌子面土体的相互作用方式以挤压为主。后置鱼尾中心刀的情况与前置鱼尾中心刀类似, 总推力稍小于前置鱼尾中心刀情况。偏置中心刀靠近刀盘主要布刀区域, 刀具与掌子面土体的相互作用方式以切削为主。

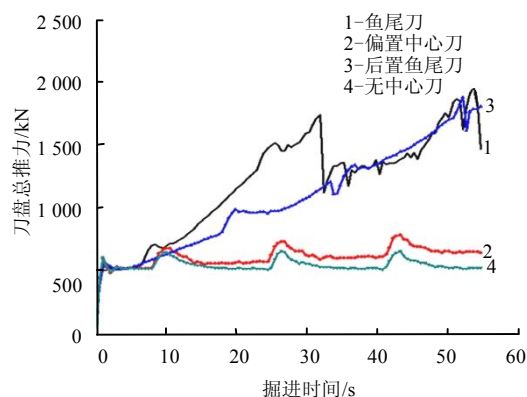


图 12 刀盘总推力随掘进时间的变化

Fig.12 Temporal variations of total thrust during excavation process

图 13、14 分别给出了刀盘稳态掘进过程中切向和法向切削载荷沿刀盘径向分布规律。从图中可以

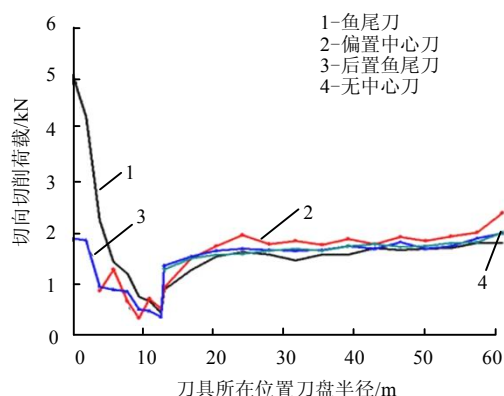


图 13 刀盘切刀切向力沿半径分布

Fig.13 Distributions of tangential force of cutting bits of cutterheads in radial direction

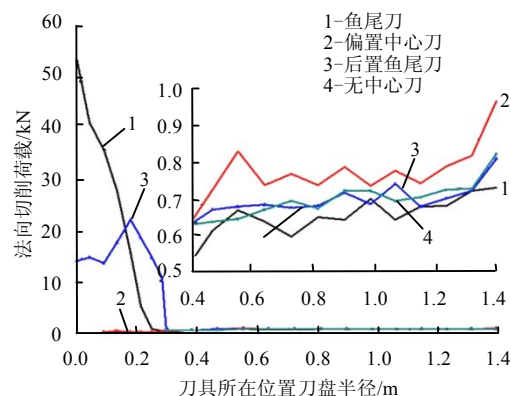


图 14 刀盘切刀法向力沿半径分布

Fig.14 Distributions of normal force of cutting bits of cutterheads in radial direction

看出,刀盘面板主要布刀区域的刀具切削载荷与半径呈近似线性关系,切削载荷随着刀具所在刀盘位置半径增大略有增大。鱼尾中心刀切削载荷明显高于主要布刀区域刀具的切削载荷;偏置中心刀影响不明显,切削载荷略高于无中心刀情况。这些现象在法向切削载荷中表现得更为突出。

从以上计算结果可以看出,对比几种中心刀结构,偏置中心刀刀盘的受力情况接近无中心刀的情况。偏置中心刀结构刀盘受到的总推力约是鱼尾中心刀刀盘的 58%;无中心刀结构刀盘受到的总推力约是鱼尾中心刀刀盘的 50%。中心刀结构对刀盘扭矩部分的影响不明显,几种刀盘扭矩差别不大。面板主要布刀区域刀具的切削载荷相差不大,中心区域偏置中心刀刀盘没有明显变化,鱼尾中心刀切削载荷明显高出主要布刀区域刀具的切向载荷数倍。因此,在刀盘设计阶段应对中心刀结构多加关注,偏置中心刀结构优于鱼尾中心刀结构。

另外,计算了以上 4 种不同中心刀结构刀盘在粉土、粉砂两种土质条件下的总推力(土体参数如表 3 所示),仍然得到偏置中心刀结构优于鱼尾中心刀的结论。刀盘在粉土、粉砂中的总推力如图 15、16 所示。

5 结 论

(1) 刀盘中心刀结构承受的轴向载荷在刀盘总载荷中所占比例不可忽略,且中心刀上切削载荷高于刀盘主要布刀区域刀具的切削载荷。

表 3 土体参数
Table 3 Parameters of soils

土体类型	密度 /(g/cm ³)	弹性模量 /MPa	泊松比	黏聚力 /kPa	摩擦角 /(°)
粉土	2.04	12	0.3	30.2	40.0
粉砂	2.29	18	0.3	19.5	43.2

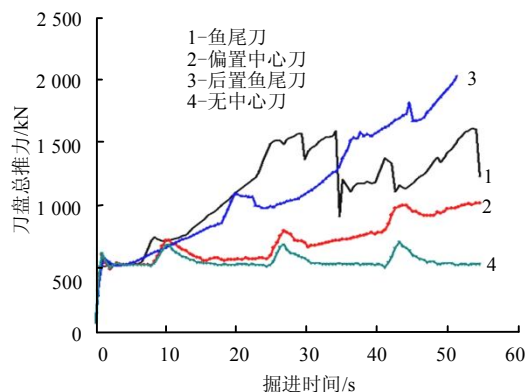


图 15 粉土中刀盘总推力随掘进时间的变化
Fig.15 Temporal variations of total thrust during excavation process in silt

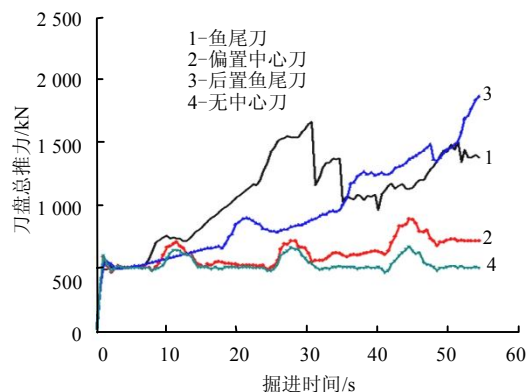


图 16 粉砂中刀盘总推力随掘进时间的变化
Fig.16 Temporal variations of total thrust during excavation process in silty sand

(2) 对比 3 种直径 0.5 m 的试验刀盘(鱼尾中心刀、偏置中心刀、无中心刀)和 4 种直径 3.19 m 的某工程试验刀盘(鱼尾中心刀、后置鱼尾中心刀、偏置中心刀、无中心刀),考虑 2 种土质条件,结果表明,偏置中心刀结构刀盘的总推力与总扭矩小于鱼尾中心刀结构刀盘的总推力与总扭矩。

由于掘进模拟仿真计算非常耗时,本文在有限元模拟过程中作了一些简化,存在一定的近似性,计算模型中尚未考虑土体的边界效应,可能产生一些误差,有待进一步研究。

参 考 文 献

- [1] 钱七虎,李朝甫,傅德明.全断面掘进机在中国地下工程中的应用现状及前景展望[J].建筑机械,2002,(5): 28—35.
- [2] SHI Hu, YANG Hua-yong, GONG Guo-fang et al. Determination of the cutterhead torque for EPB shield tunneling machine[J]. Automation in Construction, 2011, (20): 1087—1095.
- [3] 宋克志,孙谋.复杂岩石地层盾构掘进效能影响因素分析[J].岩石力学与工程学报,2007,26(10): 2092—2096. SONG Ke-zhi, SUN Mou. Analysis of influencing factors of shield tunneling performance in complex rock strata[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(10): 2092—2096.
- [4] 王洪新.土压平衡盾构刀盘挤土效应及刀盘开口率对盾构正面接触压力影响[J].土木工程学报,2009,42(7): 113—118. WANG Hong-xin. Effect of cutterhead compressing the front soil and influence of head aperture ratio on contact pressure of EPB shield to the front soil[J]. China Civil Engineering Journal, 2009, 42(7): 113—118.
- [5] 张厚美,吴秀国,曾伟华.土压平衡式盾构掘进试验及掘进数学模型研究[J].岩石力学与工程学报,2005,

- 24(增刊2): 5762—5766.
- ZHANG Hou-mei, WU Xiu-guo, ZENG Wei-hua. Study on tunneling experiment and mathematical model of EPB shield[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(Supp.2): 5762—5766.
- [6] 丁峻宏, 金先龙, 李根国, 等. 基于并行计算的盾构机刀盘三维切削仿真[J]. 系统仿真学报, 2007, 19(23): 5376—5396.
- DING Jun-hong, JIN Xian-long, LI Gen-guo, et al. Three-dimensional cutting simulation by cutterhead of shield machine based on parallel computing[J]. **Journal of System Simulation**, 2007, 19(23): 5376—5396.
- [7] 苏翠侠. 基于数值仿真技术的盾构刀盘系统载荷与结构特性研究[D]. 天津: 天津大学, 2011.
- [8] SHEN Jian-qi, JIN Xian-long, LI Yun, et al. Numerical simulation of cutterhead and soil interaction in slurry shield tunneling[J]. **Engineering Computations**, 2009, 26(7-8): 985—1005.
- [9] 张凤祥, 朱合华, 傅德明. 盾构隧道[M]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
- [10] 陈馈, 洪开荣, 吴学松. 盾构施工技术[M]. 北京: 人民交通出版社, 2009.
- [11] 陈馈, 苏翠侠, 王燕群. 盾构刀盘的有限元参数化建模及其分析[J]. 隧道建设, 2011, 31(1): 37—41.
- CHEN Kui, SU Cui-xia, WANG Yan-qun. Finite element parameterized modeling of and analysis on cutter head of shield machine[J]. **Tunnel Construction**, 2011, 31(1): 37—41.
- [12] KASPER T, MESCHKE G. A 3D finite element simulation model for TBM tunneling in soft ground[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2004, 28(14): 1441—1460.
- [13] 宋克志. 砂卵石地层盾构刀盘与土体相互作用研究[D]. 上海: 同济大学, 2009.
- [14] 张茜. 盾构装备掘进中的力学特征分析与载荷建模[D]. 天津: 天津大学, 2012.
- [15] 王洪新. 土压平衡盾构刀盘扭矩计算及其与盾构施工参数关系研究[J]. 土木工程学报, 2009, 42(9): 109—113.
- WANG Hong-xin. Calculation of cutterhead torque for EPB shield and the relationship between cutterhead torque and shield driving parameters[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2009, 42(9): 109—113.
- [16] 陆怀民, 张云廉, 刘津浩. 土壤切削弹黏塑性有限元分析[J]. 岩土工程学报, 1995, 17(2): 100—104.
- [17] 陆怀民. 切土部件与土壤相互作用的黏弹塑性有限元分析[J]. 土木工程学报, 2002, 35(6): 79—81.
- LU Huai-min. Finite element analysis for the interaction of soil cutting part and soil[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2002, 35(6): 79—81.
- [18] 林世响, 侯振德, 王轶涵, 等. 模拟盾构掘进过程中的刀盘受力研究[J]. 试验力学, 2013, 28(2): 235—241.
- LIN Shi-xiang, HOU Zhen-de, WANG Yi-han, et al. An experimental study of cutting resistance in simulated shield tunneling[J]. **Journal of Experimental Mechanics**, 2013, 28(2): 235—241.
- [19] 朱合华, 徐前卫, 廖少明, 等. 土压平衡盾构施工的顶进推力模型试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(8): 1587—1594.
- ZHU He-hua, XU Qian-wei, LIAO Shao-ming, et al. Experimental study on thrust force during tunnel excavation with earth pressure balance shield machine[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(8): 1587—1594.
- [12] 李鹏飞, 张顶立, 赵勇, 等. 大断面黄土隧道二衬受力特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(8): 1690—1696.
- LI Peng-fei, ZHANG Ding-li, ZHAO Yong, et al. Study of mechanical characteristics of secondary lining of large-section loess tunnel[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(8): 1690—1696.
- [13] JAMAL Idris, THIERRY Verdel, MARWAN Al-hei. Numerical modeling and mechanical behavior analysis of ancient tunnel masonry structures[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2008, 23: 251—263.
- [14] XIAO J Z, DAI F C, WEI Y Q, et al. Cracking mechanism of secondary lining for a shallow and asymmetrically-loaded tunnel in loose deposits[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2014, 43: 232—240.
- [15] 甘肃省交通规划勘察设计院有限责任公司. 甘泉隧道下行线工程地质勘察报告[R]. 兰州: 甘肃省交通规划勘察设计院有限责任公司, 2005.
- [16] 钱忠运. 黄土公路隧道地质灾害预防技术研究[D]. 西安: 长安大学, 2009.
- [17] 中交第二公路勘察设计院有限公司. JTG-TD70—2010 公路隧道设计细则[S]. 北京: 人民交通出版社, 2010.
- [18] 招商局重庆交通科研设计院有限公司. JTG D70—2004 公路隧道设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
- [19] 谢家桢. 浅埋隧道的地层压力[J]. 土木工程学报, 1964, 10(6): 58—70.
- [20] 赵占厂. 黄土公路隧道结构工程性状研究[D]. 西安: 长安大学, 2004.

上接第 1775 页