

DOI: 10.11779/CJGE201510011

盾构管片接头破坏的弹塑性-损伤三维有限元模型研究

庄晓莹^{1, 2, 3}, 张雪健¹, 朱合华^{1, 2, 3}

(1. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;

3. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 分别采用弹塑性本构和弹塑性损伤本构, 建立盾构管片接头三维有限元模型, 模拟正负弯矩下接头压弯破坏全过程。与实验对比后表明: 初始加载阶段采用弹塑性本构和损伤本构得到的结构变形曲线基本重合, 且与试验值吻合较好; 荷载进一步加大后, 采用损伤本构进行分析, 其结果更接近试验值, 且可更好地模拟结构承载力下降过程。通过有限元网格的收敛性分析, 证明网格划分的合理性并给出此类有限元模型网格大小的建议值。最后根据数值模拟结果给出管片接头健康评价指标。

关键词: 盾构隧道; 三维有限元; 损伤本构; 结构承载力; 收敛性分析; 健康评价

中图分类号: TU318 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2015)10-1826-09

作者简介: 庄晓莹(1983-), 女, 上海人, 博士, 副教授, 从事计算力学领域的教学和科研工作。E-mail: xiaoying.zhuang@gmail.com。

3-D finite element model for destruction process of segment joints of shield tunnel using elastoplastic and damage constitutive methods

ZHUANG Xiao-ying^{1, 2, 3}, ZHANG Xue-jian¹, ZHU He-hua^{1, 2, 3}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and

Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. State Key Laboratory of Disaster

Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Using the elastoplastic and damage constitutive methods for concrete respectively, a 3-D FEM model for segment joints of shield tunnel is established to simulate the process of bending failure under positive and negative loads. By comparing the simulated results with the experimental data, at the initial stage, the deformation curve is almost coincident with the FEM using the elastoplastic and damage constitutive methods, and both of them show a good agreement with the test results. With the increasing load, the results using the damage constitutive method are closer to the experimental values, and it can simulate the dropping process of structural bearing capacity better. Through the convergence analysis of FEM, the rationality of mesh generation is proved, and the grid sizes of similar element models are suggested. Finally, based on the simulated results, some evaluation indices for health assessment of segment joints are proposed.

Key words: shield tunnel; 3-D FEM; damage constitute; structural bearing capacity; convergence analysis; health assessment

0 引言

盾构隧道被广泛地应用到城市建设中, 常用的二维计算模型有惯用法、修正惯用法、多铰模型和梁-弹簧模型, 其核心工作是表征接头对衬砌结构刚度影响。由于参数限制和模型局限性, 二维模型难以精确反应衬砌真实的受力-变形特性, 现经常采用实体单元或壳单元进行三维数值模拟^[1-7]。盾构管片接头的力学性能是关系到盾构隧道结构整体性能的关键因素之一。朱合华等^[8]从结构的非线性出发, 提出了可有效模拟接头非线性和变形不连续问题的梁-接头模型,

可很好地模拟盾构管片的受力变形特性, 但需解决各项刚度的取值。为确定接头刚度, 很多学者进行了相关的试验、解析推导和数值模拟, 但以往研究中, 主要针对接头正常使用阶段即材料尚未进入破坏段的性能进行分析^[1-10]。在管片接头的三维模拟中, 边界条件的定义和材料本构选取的准确性关系到模拟结果的准确性。在对管片接头压碎试验的边界条件进行探讨的基础上^[12]证明了通过求解线性方程, 根据数值模型

基金项目: 国家“973”重点基础发展计划项目(2011CB013800)

收稿日期: 2014-09-21

和试验结果的偏差来确定初始轴力偏心距的可行性。本文将进一步根据试验结果, 研究混凝土本构的选取对管片接头数值模拟的影响。为了更好地反应管片接头在其生命周期内可能出现的结构破坏过程, 得到较多的荷载-变形数据, 本文数值模型采用位移加载控制进行模拟, 牛顿法和弧长法相结合的迭代方法模拟材料软化段, 模拟管片接头加载直至破坏全过程的结构性能。验证有限元模型正确性后, 根据计算结果给出接头健康评价指标。

本研究试验结果依托同济大学进行的上海轨道交通 13 号线区间隧道管片环向纵缝接头足尺压碎试验^[12-13], 试件采用三维实体单元模拟, 管片宽度方向取半结构并设对称面, 单元类型以六面体为主, 另考虑实际工况以压弯受力为主选用非协调单元模拟混凝土, 钢筋为与混凝土实体单元共结点的杆单元, 橡胶密封垫采用线性杂交单元, 并在橡胶密封垫与混凝土间、接缝面两侧混凝土间、螺栓与手孔壁间均设置接触面^[12] (图 1, 2)。

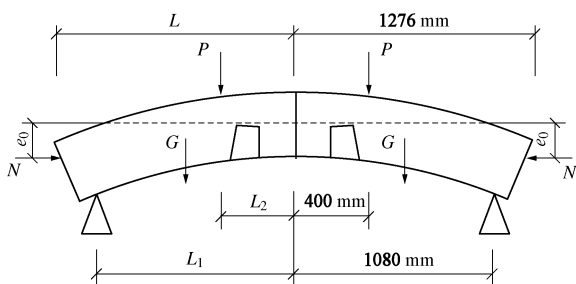


图 1 管片接头压碎试验示意图^[12]

Fig. 1 Schematic diagram of crushing tests on tunnel segment joints^[12]

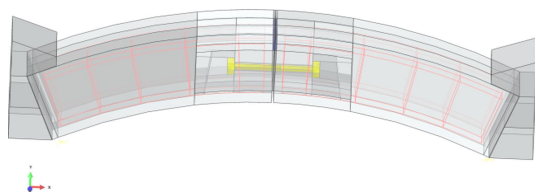


图 2 数值模型透视图^[12]

Fig. 2 Partial view of numerical model^[12]

1 材料本构的选取和比较

1.1 参数说明和本构选取

接头采用上海地铁 13 号线单层衬砌管片的纵缝接头直缝形式, 混凝土等级 C55, 抗渗等级 S12, 主筋 HRB335, 衬砌环外径 6.2 m, 内径 5.5 m, 环宽 1.2 m。5.8 级 M30 螺栓, 预紧力 108 kN, 轴心距内弧面 120 mm。

混凝土采用弹塑性损伤本构, 通过引入损伤变量 d ^[14-15]来描述混凝土损伤演化与塑性滑移之间的相互作用, 应力应变关系采用下式的弹性损伤标量:

$$\sigma = (1 - d) D_0^{\text{el}} : (\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) = D^{\text{el}} : (\varepsilon - \varepsilon^{\text{pl}}) \quad , \quad (1)$$

$$D^{\text{el}} = (1 - d) D_0^{\text{el}} \quad . \quad (2)$$

式中 D_0^{el} 是材料初始阶段的无损刚 D^{el} 是有损刚度; d 是损伤变量, 取值范围为 (0, 1)。并且 Cauchy 应力 σ 与有效应力 $\bar{\sigma}$ 有关系如下:

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= (1 - d) \bar{\sigma} \quad , \\ d &= d(\bar{\sigma}, \tilde{\varepsilon}^{\text{pl}}) \quad . \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

损伤变量的演化由硬化参数与有效应力控制的。硬化变量和屈服函数均在有效应力空间内表征, 采用非关联流动法则。根据混凝土特性, 规定受压为正。该接头整体上特别是接缝面处混凝土几乎处于全受压状态。

单轴损伤变量是等效塑性应变的非减函数, 单轴拉压下的应力-应变关系分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_t &= (1 - d_t) E_0 (\varepsilon_t - \tilde{\varepsilon}_t^{\text{pl}}) = (1 - d_t) \bar{\sigma}_t \quad , \\ \sigma_c &= (1 - d_c) E_0 (\varepsilon_c - \tilde{\varepsilon}_c^{\text{pl}}) = (1 - d_c) \bar{\sigma}_c \quad , \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中, E_0 表示材料的初始弹性刚度, $\bar{\sigma}_t$ 和 $\bar{\sigma}_c$ 分别为拉压状态下的有效应力, 并决定了屈服面的大小。

多轴情况下, 采用等效有效塑性应变率, 将多轴应力下硬化变量的演化规律进行等效替代:

$$\tilde{\varepsilon}_t^{\text{pl}} = r(\hat{\sigma}) \hat{\varepsilon}_{\text{max}}^{\text{pl}} \quad ; \quad \tilde{\varepsilon}_c^{\text{pl}} = -(1 - r(\hat{\sigma})) \hat{\varepsilon}_{\text{min}}^{\text{pl}} \quad . \quad (5)$$

式中 $\hat{\varepsilon}_{\text{max}}^{\text{pl}}$ 和 $\hat{\varepsilon}_{\text{min}}^{\text{pl}}$ 分别是塑性应变率张量 $\dot{\varepsilon}^{\text{pl}}$ 的最大和最小主值; $r(\hat{\sigma})$ 是拉压应力权重系数, 根据有效应力的主值进行数学运算得出。

应力-应变关系采用清华大学过-张模型, 将峰值前后的应力应变关系分段拟合, 参考 Birtel 等^[16]的研究, 并结合陆新征等^[17]的建议, 将弹塑性分界点定为峰值前的 $0.4 f_{\text{cm}}$ 处。损伤变量的计算采用文献[16]方法通过编程求得

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c E_c^{-1}}{\varepsilon_c^{\text{pl}} (1/b_c - 1) + \sigma_c E_c^{-1}} \quad . \quad (6)$$

受拉损伤变量也具有相同的形式, 参考文献[14]研究成果, 参数 b_c 取 0.7, b_t 取 0.1。模拟破坏, 混凝土强度采用轴心抗压强度平均值, 参数取值如表 1。

表 1 混凝土相关参数取值

Table 1 Values of parameters of concrete					
参数	$E/(10^{10}\text{Pa})$	f_{tm}/MPa	$\varepsilon_{\text{tm}}/(10^{-6})$	f_{cm}/MPa	$\varepsilon_{\text{cm}}/(10^{-6})$
取值	3.35	3.35	125	43.3	2132

钢筋采用双折线本构, 根据混凝土结构设计规范, 屈服强度和极限强度均取标准值的 1.1 倍, 分别为 368.5 和 500.5 MPa, 弹性模量 $2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 。

螺栓亦采用双折线本构, 屈服强度 400 MPa, 极限强度 500 MPa。

整个弹塑性损伤本构下数值模型迭代计算的基本过程为: 给定初始条件→弹性试算→塑性修正→损伤修正→下一步计算^[14]。

1.2 三维有限元分析结果

(1) 正弯矩加载

接头实际正弯矩加载过程, 将荷载步分为施加螺栓预紧力、施加轴向荷载和施加竖向荷载 3 步^[12]。为提高材料软化段的计算精度, 采用牛顿法和弧长法相结合的数值迭代方法。竖向位移荷载取 13.5 mm 时的应力图和位移图如图 3。

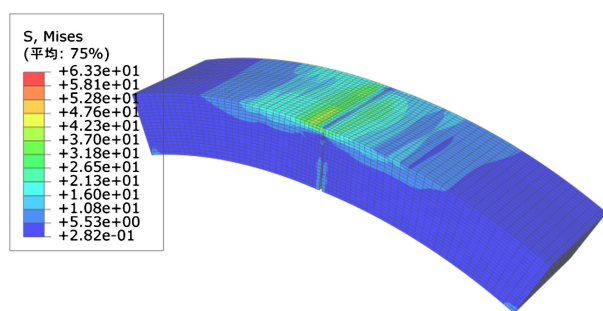


图 3 管片接头 Mises 应力云图

Fig. 3 Mises stress nephogram of tunnel segment joints

将混凝土弹塑性本构和损伤本构模拟结果与实验值对比, 通过回归分析^[12]确定轴力初始偏心距并重新带入有限元模型计算, 可得竖向荷载 P 与接头挠度 u 及接缝张开量 x 的关系如图 4 所示。其中, 当采用 abaqus 软件中弹塑性本构时, 峰值以后取理想塑性。竖向位移荷载步分为几百个计算步, 荷载逐级增加, 通过提取每一计算步迭代平衡后的支座反力, 得到此加载状态下的竖向荷载值。

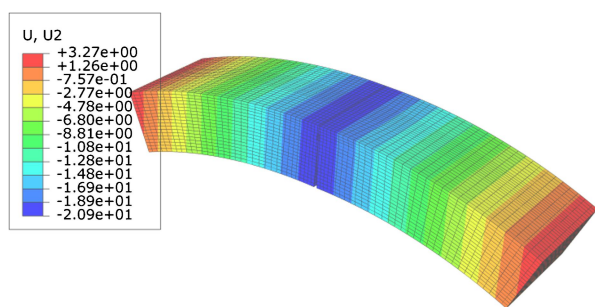


图 4 管片接头竖向位移云图

Fig. 4 Vertical displacement nephogram of segment joints

从正弯矩作用下初始阶段和螺栓开始受力^[13], 两种本构下数值模拟与实测值均相差不大, 在之后的边缘混凝土接触阶段和螺栓屈服阶段数值模拟结果和试验差异较大。分析其原因主要有: ①试验的加载控制

采用了力加载方式, 致使试验显示竖向荷载值一直处于单增状态, 到达峰值点后结构承载力不再增加, 造成了破坏段的试验值非常稀疏且不可靠, 故在此建议, 之后的破坏试验中应先采用力加载方式控制, 到达峰值点前换作位移加载控制, 且尽量采用刚性试验机, 可得到更多准确可靠的破坏全程数据; ②接缝面处的形状非常复杂, 给建模和网格划分造成了较大困难, 本文采用了一些简化处理, 使得加载过程中接缝面的接触和受力过程与实际不完全相同, 虽然试验和数值结果的极限承载力大致相同, 但二者在加载过程中有明显差异; ③未有相应的材料破坏试验, 计算模型中材料参数尤其是混凝土本构参数的选取是参照规范和手册, 根据经验公式推算出的 C55 混凝土的棱柱体抗压/抗拉强度平均值, 跟实际所用材料会有一定差异, 且钢筋和混凝土的相互加强作用在计算模型中很难准确地表征; ④试验的装配、边界条件的模拟等都存在误差。

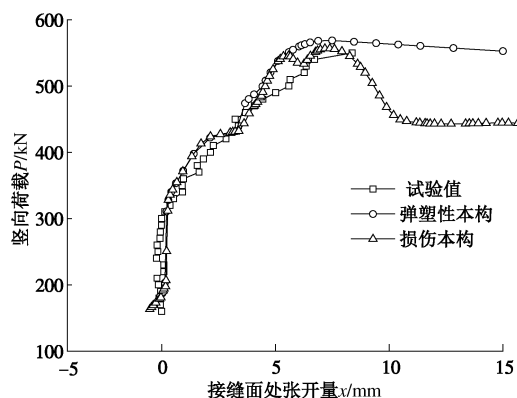


图 5 正弯矩加载下荷载 - 张开量

Fig. 5 Load-opening curves under positive moment

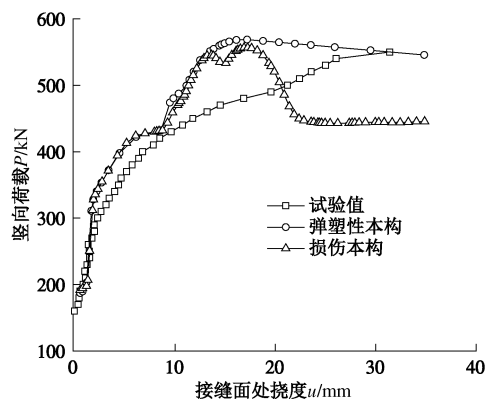


图 6 正弯矩加载下荷载 - 挠度

Fig. 6 Load-deflection curves under positive moment

分别分析 3 条曲线, 受加载方式和设备的影响, 试验曲线是荷载关于张开量单调增加的函数, 且竖向荷载加至 500 kN 左右时达到最大值不再增加。采用混

混凝土弹塑性本构计算, 边缘混凝土达到受压极限承载力后塑性应变进一步发展而应力不变, 结构承载力也基本不再变化。采用混凝土损伤本构, 随着非弹性应变的增加, 材料出现明显的强度软化和刚度退化现象。在最大承载力之前出现一不规则台阶, 究其原因因为边缘区混凝土损伤过大导致强度退化出现承载力短暂下降, 受压中心略微下移之后因混凝土受压变得更加均匀, 承载力又有少量提高。当边缘混凝土均达到受压极限承载力后材料进入负刚度阶段, 结构承载力明显下降。

如文献[22]中的定义, 以接缝面混凝土中轴线为基准轴计算截面所受弯矩 M , 以接缝面上两组点的相对位移进行坐标转换和反三角函数计算出接缝面的张开角 θ 。这里采用如下公式计算:

$$M = Ne_0 + P(l_2 - l_1) + Gl/2, \quad (7)$$

$$\theta = 2 \arctan \frac{u_1 - u_2}{2h}, \quad (8)$$

式中, M 为接缝面所受弯矩, N 为管片两端所受轴力, P 为竖向加载力, G 为管片重力。 e_0 为接缝面总体偏心距, θ 为接缝面处的张开角。 u_1 , u_2 , h 分别为外边缘张开量、内组点张开量以及变形前两对点的竖向距离。

得到轴力为 500 kN 时接缝面处的弯矩 - 张开量和弯矩 - 转角关系图如图 7, 8。

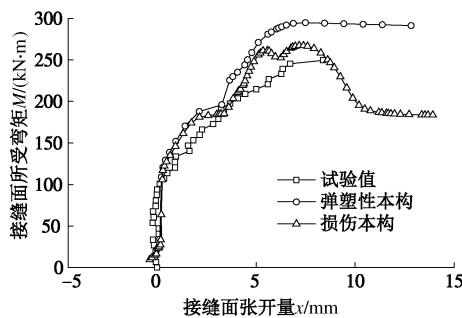


图 7 正弯矩加载下弯矩 - 张开量

Fig. 7 Moment-opening curves under positive moment

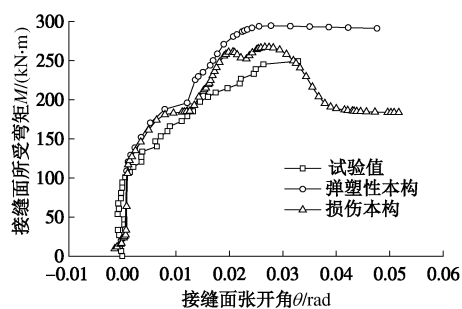


图 8 正弯矩加载下弯矩 - 张开角

Fig. 8 Moment-deflection curves under positive moment

从 $M-x$ 图和 $M-\theta$ 图可以看出, 在初始阶段和螺栓开始受力阶段两条数值模拟曲线和试验曲线吻合较好。由于试验模型与数值模型截面形状的差异、混凝土材料真实性能和数值模拟的差异, 当边缘混凝土接触后, 误差较大。在损伤模型中, 边缘区混凝土进入软化段后出现强度软化和刚度退化, 接缝面大部分压应力下移至橡胶止水条附近的混凝土处, 结构承载力降低, 并且止水条以上混凝土出现裂纹直至与上表面贯通。当位移荷载加至 13.5 mm 时, 试验模型和损伤变量云图如图 9, 10。



图 9 试验模型损伤图

Fig. 9 Damage of test model

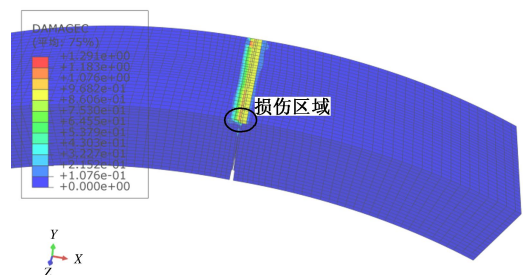


图 10 数值模型损伤图

Fig. 10 Damage of numerical model

经验证, 轴力为 900 和 1300 kN 时, 有类似的规律, 且轴力越大, 接头的抗弯承载力越高。受试验限制, 当管片接头达到极限承载力后, 竖向荷载无法继续增大而停止, 此外当轴力为 900 kN 加载的试验中, 螺栓出现了明显的滑丝导致数据不再可靠。采用损伤本构进行的数值模拟结果表明, 当接缝面顶端混凝土出现裂纹且材料进入软化段后承载力降低, 混凝土受压中心下移至止水条附近而结构继续承载, 但因受压混凝土与螺栓的距离减小致使承载力比峰值点处小一些。

(2) 负弯矩加载

由于接缝面构造和螺栓位置影响, 接头在负弯矩作用下承载力大大降低。取 $N=500$ kN 时, 试验和数值模拟结果如图 11, 12。

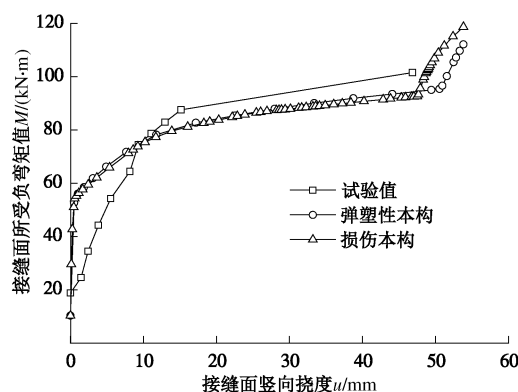


图 11 负弯矩加载下弯矩 - 挠度

Fig. 11 Bending moment-deflection curves under negative moment

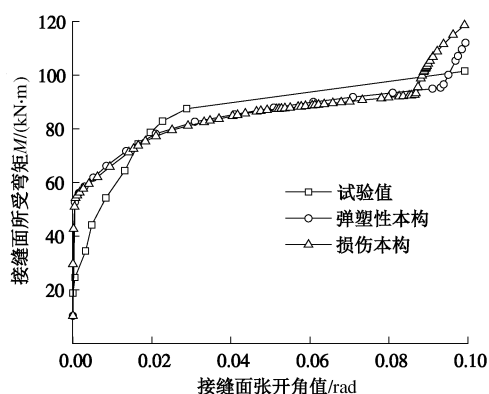


图 12 负弯矩加载下弯矩 - 张开角

Fig. 12 Bending moment-opening angle curves under negative moment

从管片接头的负弯矩 - 挠度图和负弯矩 - 张开角图可以看出, 虽然其在负弯矩作用下最终也能达到抗拉极限, 但由于该管片螺栓偏于管片内侧, 螺栓与受压混凝土间距较小, 截面抗弯承载力较低, 尤其是当轴力较小时, 接头的负弯矩承载力很低。图 13 为实验所示裂纹区域。

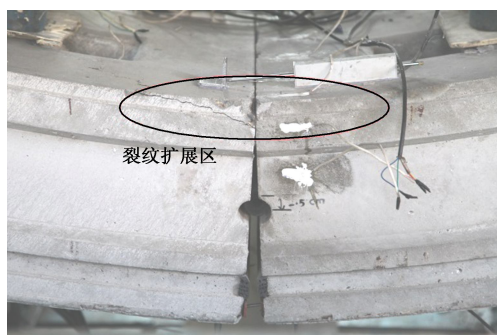


图 13 管片试验损伤图

Fig. 13 Damage of test model

从两条数值模型曲线看二者比较接近, 说明当轴力较小时的负弯矩加载破坏实验, 结构承载力较小且

混凝土材料的软化现象不明显, 主要为接头的变形过大影响其使用性能。且 θ 在 0.09 rad 左右时, 尽管接头处变形已经很大, 负弯矩承载力又有较大提高的可能性, 究其原因是随着接头变形的进一步增大, 在初始状态时大约相隔 8 mm 间隙、长度为 25 mm 的靠近管片环内侧边缘的接缝面混凝土相互接触, 混凝土受压中心继续向边缘移动并与螺栓拉力形成的力矩进一步增大所致。图 14 为数值模型的应力云图。

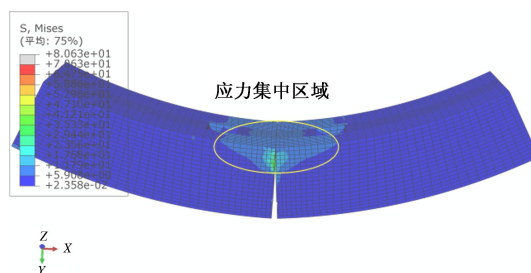


图 14 管片计算模型 Mises 应力云图

Fig. 14 Damage of numerical model

1.3 网格收敛性分析

(1) 有限元模型误差分析

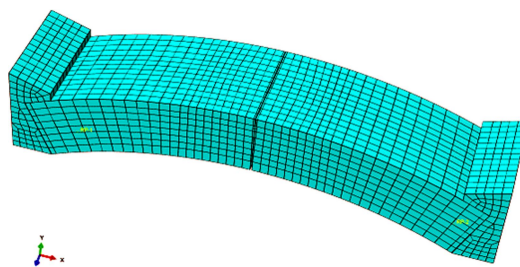
有限元模型计算误差主要来源于模型误差和计算误差^[18-19], 模型误差又具体分为离散误差、边界条件误差和单元形状误差。文献[12]对边界条件的处理进行了探讨, 证明模型边界简化的合理性。对于单元形状合理性引起的误差可根据单元偏斜度 (skey)、翘曲度 (warpage)、雅可比数 (Jacobian) 和外观比例 (aspect ratio) 等指标来判断^[18]。本文采用的所有单元类型均通过形状检查、尺寸检查和分析检查标准。

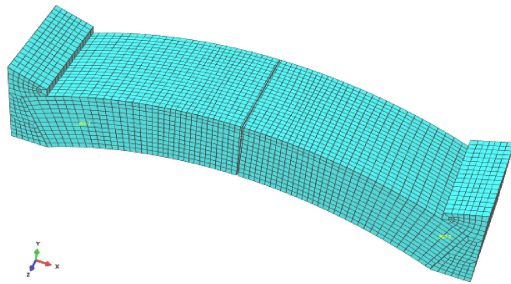
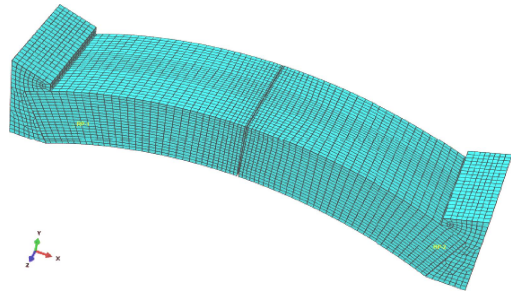
(2) 网格收敛性分析

这里将讨论网格尺寸对计算误差的影响。一般收敛准则包括应变能范数、位移范数和 von Mises 应力范数等准则, 本文选用位移范数求解。由于模型没有解析式, 只能求各个数值模拟的相对误差来判断网格的收敛性。参考文献[20, 21]规定:

$$\|u\| = \left\{ \int_{\Omega} (u^T u) d\Omega \right\}^{1/2}, \quad (9)$$

式中, u 为各节点位移, 将上式对整个分析区域进行积分。

图 15 $h = 43$ mm 网格Fig. 15 Grids under $h=43$ mm

图 16 $h = 30$ mm 网格Fig. 16 Grids under $h=30$ mm图 17 $h = 24$ mm 网格Fig. 17 Grids under $h=24$ mm

以正弯矩加载为例验证网格收敛性, 当采用混凝土弹塑性本构时分别设置 3 种不同的网格尺寸, 从稀疏到致密过渡的所有单元平均尺寸为 43, 30 和 24 mm, 对应混凝土单元平均尺寸为 48, 31 和 24 mm, 如图 15~17 所示。其中, 第一种网格划分: 混凝土全局尺寸为 45 mm, 局部变疏处理, 沿着弧长在靠近接缝面和螺栓孔处逐渐加密, 从 90 mm 过渡到 40 mm。螺帽、止水垫、螺栓全局尺寸为 25, 20, 15 mm, 钢筋全局取为 45 mm, 共计 7312 个单元。第二种网格划分: 混凝土全局尺寸为 30 mm, 沿着弧长从 60 mm 过渡到 30 mm, 螺帽、止水垫、螺栓全局尺寸为 15, 15, 10 mm。钢筋尺寸 30 mm, 共计 22168 个单元。第三种网格划分, 混凝土和支座全局尺寸为 25 mm, 沿着弧长从 45 mm 过渡到 20 mm, 螺栓、螺帽、止水垫尺寸为 10 mm, 钢筋全局尺寸为 20 mm, 共计 42103 个单元。所有节点的位移范数关于荷载值和接缝面挠度的关系如图 18~20 所示。此外, 本文在接缝面最低端取一点为验证节点位移收敛性, 比较其位移随荷载的变化情况。

从图 18~20 可以看出, 管片接头的模拟中当混凝土采用弹塑性本构时, 取第一种较疏网格即可得到较高的计算精度, 当网格进一步细化后对计算精度没有明显的贡献。由此我们得出, 在此类管片接头的三维计算模型中, 若混凝土采用弹塑性本构, $h=48$ mm 即可以用很小的计算代价得到较高的计算精度。且从图上容易看出随着网格的细化, 各个荷载步的计算结果是收敛的。

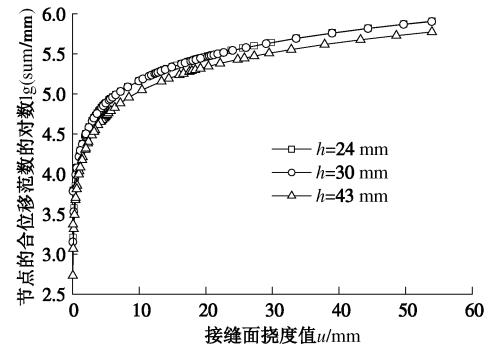


图 18 位移范数 - 挠度

Fig. 18 Displacement norm-deflection curves

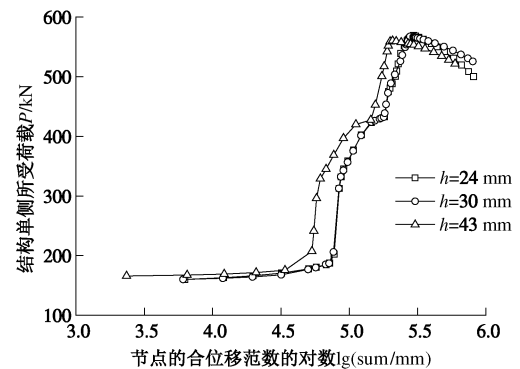


图 19 荷载 - 位移范数

Fig. 19 Load-displacement norm curves

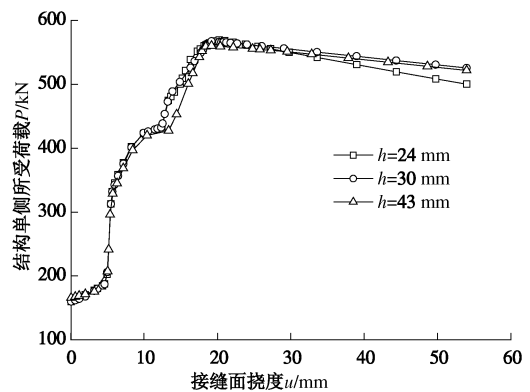


图 20 荷载 - 挠度

Fig. 20 Load-deflection curves

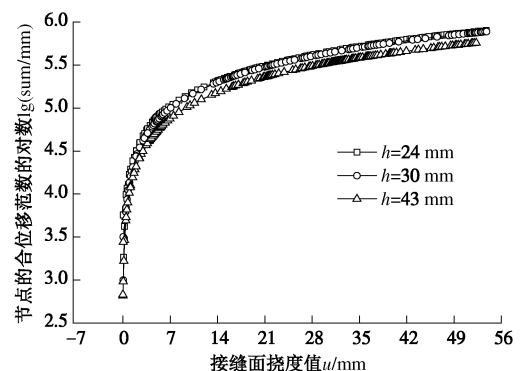


图 21 位移范数 - 挠度

Fig. 21 Displacement norm-deflection curves

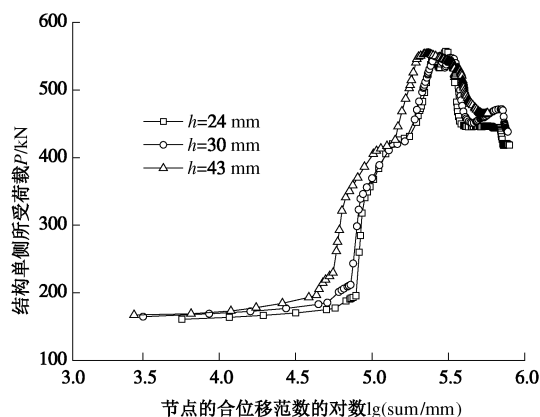


图 22 荷载 - 位移范数

Fig. 22 Load-displacement norm curves

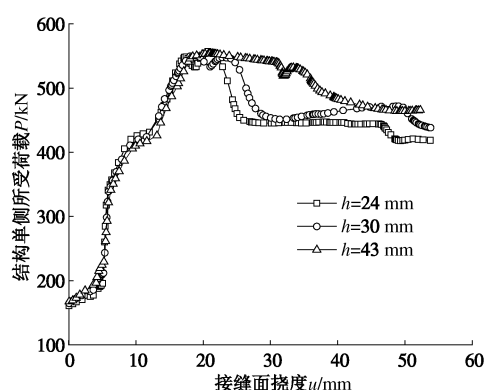


图 23 荷载 - 挠度

Fig. 23 Load-deflection curves

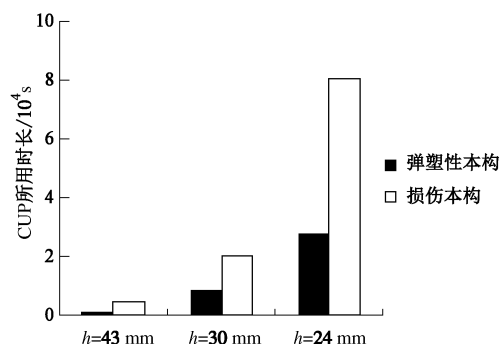


图 24 计算耗时 - 网格对比

Fig. 24 Comparison of CPU time under different grids

取同样大小的 3 种网格,用混凝土损伤模型计算,得到相应位移范数 - 挠度、荷载 - 位移范数以及荷载 - 挠度图,见图 21~23。

从以上比较可以看出,管片接头模拟中当混凝土采用损伤本构时,混凝土单元取 $h=31$ mm,即可以得到较高的计算精度,当网格进一步细化后,计算精度基本不再提高。由此得出,在管片接头的三维计算模型中,采用混凝土损伤本构的网格平均尺寸可取 31 mm 左右,且易知损伤本构较塑性本构需要更为密集

的网格以保证结果收敛,图 24 为对应数值模型的计算代价对比。

2 接头健康评价指标

根据《地铁设计规范》GB50157—2003 建议纵缝张开量控制在 1~2 mm 以内为宜。此外,按照盾构隧道设计一般要求,隧道拼装成环后在外部荷载作用下,允许纵向、纵缝接缝张开 6 mm 而不发生漏水^[22]。数值模拟结果如图 25~27。

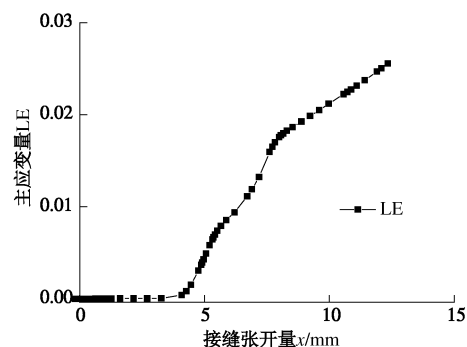


图 25 主应变 - 接缝张开量

Fig. 25 Principal strain-opening curves of joint

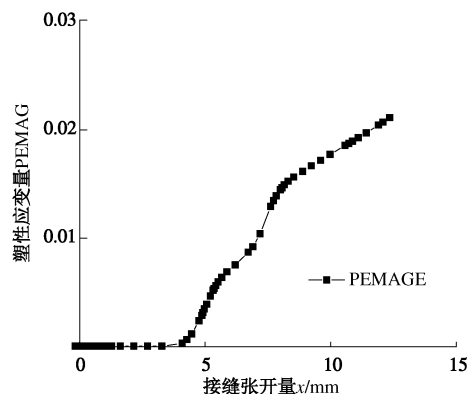


图 26 塑性变量 - 接缝张开量

Fig. 26 Plastic variable-opening curves of joint

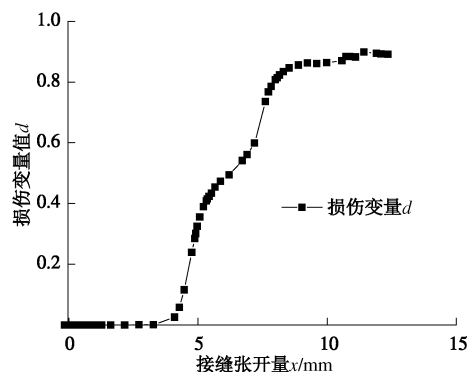


图 27 损伤变量 - 接缝张开量

Fig. 27 Damage variable-opening curves of joint

取材料破坏和裂纹扩展集中区域为研究对象,即

橡胶密封垫以上的接缝面处 45 mm 高度的混凝土面, 通过编程提取其各单元总应变、塑性应变和损伤变量。以其平均值为分析指标, 此处定义为损伤度, 计算后接头的健康状况如表所示。根据结构计算结果, 综合参考损伤度值、混凝土总应变和塑性应变值, 将接缝张开量分为可忽略、需考虑、较严重、严重五个等级, 分别对应上海标准环纵缝接缝张开量值为: 0~2, 2~4, 4~6, 6~9, >9 mm, 如表 2。

表 2 盾构管片纵缝接头健康评价指标
Table 2 Evaluation indices for health assessment of tunnel segment joints

健康等级	DAMAGEC	LE	PEMAG	张开量/mm
可忽略	0	$0\sim3.68\times10^{-5}$	0	0~2
需考虑	0~0.023	$3.68\times10^{-5}\sim$	0~0.0022	2~4
		0.0033		
需修补	0.023~0.48	0.0033~	0.0022~	4~6
		0.0087	0.007	
较严重	0.48~0.859	0.0087~	0.007~	6~9
		0.0194	0.0164	
严重	>0.859	>0.0194	>0.0164	>9

据此, 建立了管片接头在接缝面处的塑性应变、损伤变量与其健康状况间的对应关系。以上的健康等级对应关系是根据受力变形计算所得, 正常使用阶段可根据张开量直接判断接头处的健康状况。但衬砌结构自身带有病害、火灾引起的温度场变化、螺栓位置变化等特殊情况下, 张开量等接头宏观的健康指标与真实健康状况的对应关系未必一致, 此时可通过有限元模型计算其损伤度, 从塑性和损伤指标出发, 计算各种复杂情形下材料的损伤指标和塑性变形来判定结构的健康状况。

3 结 论

- (1) 管片的压碎试验初始阶段接头抗弯刚度大, 欲得到较多的弯矩-转角点可采用力加载方式; 当荷载增大到一定值后则采用位移加载, 可更好地测取水平段和下降段数据。
- (2) 在弹性阶段, 弹塑性本构与损伤本构变形曲线基本重合, 且与试验值吻合较好; 随着荷载的进一步加大, 弹塑性本构所得结果与试验结果差别逐渐变大, 而损伤本构可更好地模拟结构承载力下降的过程。
- (3) 弹塑性本构对网格的密集性较损伤本构低, 采用混凝土损伤本构虽然可以取得较好的效果, 但相应地增加了计算量。
- (4) 通过将计算所得结构健康指标与微观上的材

料力学指标相结合, 建立了混凝土塑性应变、损伤变量与接头结构的健康状况之间的对应关系, 可为复杂工况地下结构健康状况评价提供新思路。

参考文献:

[1] 曾东洋, 何 川. 地铁盾构隧道管片接头刚度影响因素研究[J]. 铁道学报, 2005(4): 90 - 95. (ZENG Dong-yang, HE Chuan. Study on factors influential in metro shield tunnel segment joint bending stiffness[J]. Journal of the China Railway Society, 2005(4): 90 - 95. (in Chinese))

[2] 陈俊生, 莫海鸿. 盾构隧道管片接头抗弯刚度的三维数值计算[J]. 铁道学报, 2009(4): 87 - 91. (CHEN Jun-sheng, MO Hai-hong. Three-dimensional FEM analysis on flexural rigidity of segment joints in shield tunnel[J]. Journal of the China Railway Society, 2009(4): 87 - 91. (in Chinese))

[3] 闫治国, 丁文其, 沈碧伟, 等. 输水盾构隧道管片接头力学与变形模型研究[J]. 岩土工程学报, 2011(8): 1185 - 1191. (YAN Zhi-guo, DING Wen-qi, SHEN Bi-wei, et al. Structural model for radial joints of water-conveyance shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011(8): 1185 - 1191. (in Chinese))

[4] 胡志平, 罗丽娟, 蔡志勇. 盾构隧道管片衬砌的平板壳-弹性铰-地基系统模型[J]. 岩土力学, 2005, 26(9): 1403 - 1408. (HU Zhi-ping, LUO Li-juan, CAI Zhi-yong. Study on flat shell-elastic hinge- foundation model in shield tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(9): 1403 - 1408. (in Chinese))

[5] CHEN Jun-sheng, MO Hai-hong. Mechanical behavior of segment rebar of shield tunnel in construction stage[J]. Journal of Zhejiang University (Science A), 2008, 9(7): 888 - 899.

[6] 彭益成, 丁文其, 朱合华, 等. 盾构隧道衬砌结构的壳-接头模型研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(10): 1823 - 1829. (PENG Yi-cheng, DING Wen-qi, ZHU He-hua, et al. Shell-joint model for lining structures of shield-driven tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(10): 1823 - 1829. (in Chinese))

[7] 葛世平, 谢东武, 丁文其, 等. 盾构管片接头简化数值模拟方法[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1600 - 1605. (GE Shi-ping, XIE Dong-wu, DING Wen-qi, et al. Simplified numerical simulation method for segment joints of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1600 - 1605. (in Chinese))

[8] ARNAU O, MOLINS C. Three-dimensional structural response of segmental tunnel linings[J]. Engineering

- Structures, 2012, **44**(6): 210 - 221.
- [9] 朱合华, 黄伯麒, 李晓军, 等. 盾构衬砌管片接头内力—变形统一模型及试验分析[J]. 岩土工程学报, 2014, **35**(12): 2153 - 2160. (ZHU He-hua, HUANG Bo-qi, LI Xiao-jun, et al. Hashimoto tadashi. unified model between internal force and deformation of shield segment joint and experimental analyses[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **35**(12): 2153 - 2160. (in Chinese))
- [10] 闫治国, 彭益成, 丁文其, 等. 青草沙水源地区水工程输水隧道单层衬砌管片接头荷载试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(9): 1385 - 1390. (YAN Zhi-guo, PENG Yi-cheng, DING Wen-qi, et al. Load tests on segment joints of single lining structure of shield tunnel in Qingcaosha water conveyance project[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(9): 1385 - 1390. (in Chinese))
- [11] 朱合华, 崔茂玉, 杨金松. 盾构衬砌管片的设计模型与荷载分布的研究[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(2): 190 - 194. (ZHU He-hua, CUI Mao-yu, YANG Jin-song. Design model for shield lining segments and distribution of loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(2): 190 - 194. (in Chinese))
- [12] 张雪健, 庄晓莹, 朱合华. 盾构隧道管片接头三维数值模型边界条件研究[C]// 第十三届海峡两岸隧道与地下工程学术与技术研讨会. 南宁, 2014: 153 - 158. (ZHANG Xue-jian, ZHUANG Xiao-ying, ZHU He-hua. Study on boundary conditions of three-dimensional numerical models for segment joints[C]// The Thirteenth Cross-strait Academic and Technical Seminars on Tunnel and Underground Engineering. Nanning, 2014: 153 - 158. (in Chinese))
- [13] 王 臻. 盾构隧道环向接头精细化力学特性研究[D]. 上海: 同济大学, 2013: 11 - 45. (ZHEN Wang. Research on refined mechanical property of circumferential joints of shield tunnel[D]. Shanghai: Tongji University, 2013: 11 - 45. (in Chinese))
- [14] 李 杰, 吴建营, 陈建兵. 混凝土随机损伤力学[M]. 北京: 科学出版社, 2013: 55 - 79. (LI Jie, WU Jian-ying, CHEN Jian-bing. Stochastic damage mechanics of concrete[M]. Beijing: The Science Press, 2013. (in Chinese))
- [15] GB50010—2010 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010. (GB50010—2010 Concrete structure design code[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2010. (in Chinese))
- [16] BIRTEL V, MARK P. Parameterised finite element modelling of RC beam shear failure[C]//2006 ABAQUS User's Conference. Taiwan, 2006: 95 - 108.
- [17] 陆新征, 叶列平. 建筑抗震弹塑性分析[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009: 105 - 471. (LU Xin-zheng, YE Lie-ping. Building seismic elastic-plastic analysis[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2009: 105 - 471. (in Chinese))
- [18] 张 俊. 有限元网格划分和收敛性(一)[J]. CAD/CAM 与制造业信息化, 2010(4): 99 - 103. (ZHANG Jun. The finite element grid divided and convergence[J]. CAD/CAM and Manufacturing Informatization, 2010(4): 99 - 103. (in Chinese))
- [19] 章春亮. 有限元分析中的单元质量和计算精度[J]. 轻工机械, 2002(1): 56 - 59. (ZHANG Chun-liang. Meshing quality and calculation precision of finite element analysis[J]. Light Industry Machiner, 2002(1): 56 - 59. (in Chinese))
- [20] BELYTSCHKO T, LU Y Y, GU L. Element - free Galerkin methods[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1994, **37**(2): 229 - 256.
- [21] ZHUANG X, ZHU H, AUGARDE C. An improved meshless Shepard and least squares method possessing the delta property and requiring no singular weight function[J]. Computational Mechanics, 2014, **53**(2): 343 - 357.
- [22] 王如路, 张冬梅. 超载作用下软土盾构隧道横向变形机理及控制指标研究[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(6): 1092 - 1101. (WANG Ru-lu, ZHANG Dong-mei. Mechanism of transverse deformation and assessment index for shield tunnels in soft clay under surface surcharge[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(6): 1092 - 1101. (in Chinese))