文章编号:1673-9469(2014)02-0004-05 doi:10.3969/j.issn.1673-9469.2014.02.002

节点域对无横向加劲肋节点延性的影响

陈雨,雷敏
(同济大学 建筑工程系,上海 200092)

摘要:抗弯框架焊接节点的节点域刚度影响节点的应力应变分布,因此对节点延性具有重要影响。通常认为,节点域的屈服有助于节点的延性性能,但是过大的节点域变形同样易于导致节点开裂,降低延性。这一结论是根据设置柱横向加劲肋的T形节点的理论分析和试验研究得出的。本文通过对节点进行三维非线性有限元分析,研究了节点域刚度对无横向加劲肋的节点延性的影响,分析结果表明较强的节点域对无横向加劲肋的节点延性有利。

关键词:节点域;补强板;梁柱焊接节点;延性;非线性分析;柱横向加劲肋
中图分类号:TU392.3 TU317.1 **文献标识码**:A

Effect of pane zone strength on ductility capacity of welded beam-to-column connections without continuity plates

CHEN Yu, LEI Min
(Department of Building Engineering, Tongji University, Shanghai 2000092, China)

Abstract: Panel zone strength in welded moment-resisting-frame connections have a significant effect on the stress and strain distribution in the connection and consequently on connection performance. It is generally believed that panel zone yielding is a yield mechanism that contributes to ductility of moment frame connections, but connections with excessive panel zone deformation may have premature connection fracture and reduced ductility. The conclusion was drawn based on the theoretic analysis and tests on T-shaped connections with continuity plates. effect of panel zone strength on ductility capacity of welded beam-to-column connections without continuity plates were investigated through three-dimensional, nonlinear, finite-element analyses of connection subassemblies. results show that strong panel zone contributes to ductile performance of connections without continuity plates.

Key words: panel zone; web doubler plate; beam-to-column connection; ductility; nonlinear analysis; continuity plates

1994美国Northridge地震和1995日本Kobe地震出现大量梁柱焊接节点破坏事故。为了寻求节点产生脆性破坏的原因和提出改进的节点设计方法,进行了大量的试验研究和理论分析。一般认为节点破坏的主要原因是梁上下翼缘对接焊缝采用韧性较低的焊缝金属、较差的焊接质量和没有去除梁下翼缘对接焊缝衬板从而形成一道人工的裂纹。虽然对节点的方法设计进行了改进,但是对改进的节点进行的试验研究表明,改进的节点设计方法是有效的但仍然不能满足特殊抗弯钢框架3%层间塑性转角的要求。美国Northridge地震发生后,El-Tawil(1998)等对节点域对节点延性的影响进行了有限元分析,分析结果表明虽然节点域的屈服可以有效地提高节点的延性,但是太大的节点域塑性变形较容易引起节点的脆性或延性断裂。因此,较强的节点域对节点的延性不利,但节点域也不能太弱,必须控制在一个平衡的范围。该结论是根据设置横向加劲肋的T形节点

收稿日期:2013-11-20
基金项目:上海市重点科学研究计划项目(0210121002)
作者简介:陈雨(1976-),男,安徽濉溪人,博士生,从事钢结构破坏的非线性分析研究。

试件得出的,对于无横向加劲肋的节点,该结论未必成立。

关于梁柱焊接节点柱横向加劲肋设置的规范条文可以追溯到 20 世纪 50 年代末美国里海大学的试验研究,提出了节点必须设置连续板的条件,这些研究成果并被世界其他国家和地区所采纳。对于符合不设置横向加劲肋条件且没有设置柱横向加劲肋的节点,柱翼缘在梁上下翼缘拉压力作用下,将产生一定的局部弯曲,其工作性能类似于半刚接节点,通常展示较好的延性。因此,研究节点域刚度对无横向加劲肋的节点延性的影响,对于进一步提高节点的延性,具有重要的意义。

1 和本文有关的几个力学参数

延性断裂是结构钢在单调荷载作用下破坏的主要模式。细观力学认为钢材的延性断裂主要是由于金属中的微空洞引起的,金属材料在拉应力的作用下,引起微孔洞的形核和增长,最后微孔洞的结合形成宏观裂纹,材料发生破坏。Kanvinde 和 Chi 等(2006)提出了预测结构钢延性断裂的 VGI(Void Growth Index)模型和 SMCS(the Stress Modified Critical Strain)模型。

$$VGI_{critical}=\frac{1n\left(\frac{R}{R_0}\right)_{critical}}{c}=\int_0^{\varepsilon_F^{critical}}\exp\left(\frac{1.5\sigma_m}{\sigma_e}\right)d\varepsilon_p \quad (1)$$

式中 R - 微孔洞当前时刻的直径;R_0 - 初始时刻微孔洞的直径;σ_e - MISES 等效应力;σ_m - 平均应力或静水压力,$\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$称之为三轴比;$\varepsilon_p$ - 等效塑性应变,又称之为 Mises 塑性应变。

$$\varepsilon_p=\sqrt{\frac{2}{3}\varepsilon_p^{ij}\cdot\varepsilon_p^{ij}} \quad (2)$$

由式(2)定义;$d\varepsilon_p$ 是增量形式的等效塑性应变。

$$d\varepsilon_p=\sqrt{\frac{2}{3}d\varepsilon_p^{ij}\cdot d\varepsilon_p^{ij}} \quad (3)$$

当计算得到的 VGI 满足下式时,即认为材料发生破坏

$$VGI=\int_0^{\varepsilon_p}\exp\left(\frac{1.5\sigma_m}{\sigma_e}\right)d\varepsilon_p\geq VGI_{critical} \quad (4)$$

在单调比例加载且变形较小的情况下,可以认为三轴比在加载过程中保持不变,且与等效塑性应变保持独立,可以得到 SMCS 模型

$$SMCS=\varepsilon_p-\varepsilon_p^{critical}=\varepsilon_p-a\exp\left(-1.5\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)\geq 0 \quad (5)$$

其中 $VGI_{critical}$ 和 a 为材料韧性参数,通过带圆弧槽口的拉杆试验结合有限元分析确定。

虽然 VGI 模型和 SMCS 模型可以较准确地预测结构钢的延性断裂,但是应用该模型需要把有限元模型的单元尺寸设定为 0.1 mm 的量级,由于目前的计算机性能有限,应用该模型分析实际的大型结构构件仍然非常困难。

根据式(5),本文定义了断裂指数 RI(Rupture Index)

$$RI=\varepsilon_p\cdot\exp\left(1.5\frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (6)$$

可见,在一定的加载条件下,断裂指数越大的构件越接近延性断裂 ,在位移控制的单调荷载作用下所能够达到的最大位移越小,延性越差,因此可以应用断裂指数 RI 来评估结构或构件的相对延性。

本文应用断裂指数 RI 和等效塑性应变来评估具有不同焊接孔的节点在单调荷载作用下的延性。同时,本文应用纵向塑性应变时程曲线和累积塑性应变 $\varepsilon_p^{accumulated}$ 来评估节点在循环荷载作用下的延性,Kanvinde 等认为累积塑性应变显著降低了材料的韧性参数。

$$\varepsilon_p^{accumulated}=\int d\varepsilon_p \quad (7)$$

2 Ricle 节点试件 T1 简介

J. M. Ricles 对 6 个 T 形单侧节点进行了低周反复加载试验,6 个节点试件具有相同的梁柱截面和尺寸,仅节点的局部构造细节不同,所有节点试件均按照 SAC 推荐的标准加载等级进行加载,如图 1 所示。节点 T1 梁截面为 W36 × 150,柱截面为 W14 × 311,梁翼缘宽与柱翼缘厚之比为 5.3,柱腹板和翼缘的厚度符合不设置连续板的要求。钢材材质为 A572 Gr. 50。节点试件 T1 的详细尺寸及加载装置如图 2 所示。柱腹板两侧设置 25 mm 厚的连续板,梁腹板通过剪切板与柱翼缘相连,剪切板尺寸为 16 × 127 × 775 mm^3,周边辅以角焊缝。

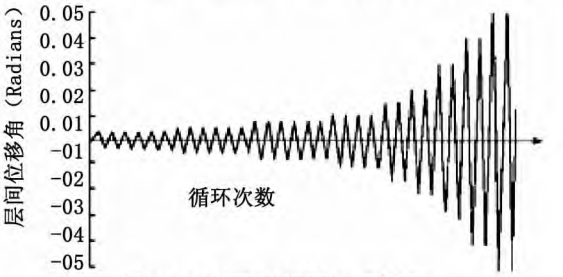


图1 SAC推荐的标准加载等级

Fig. 1 Loading protocol recommended by SAC

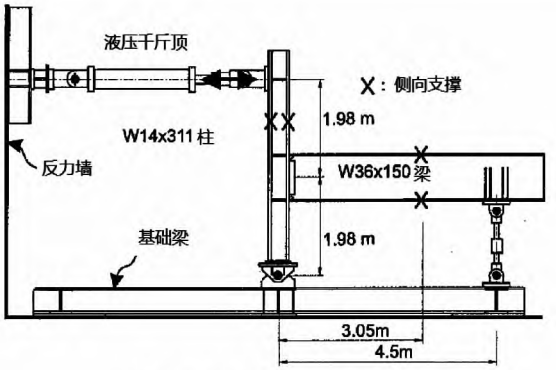
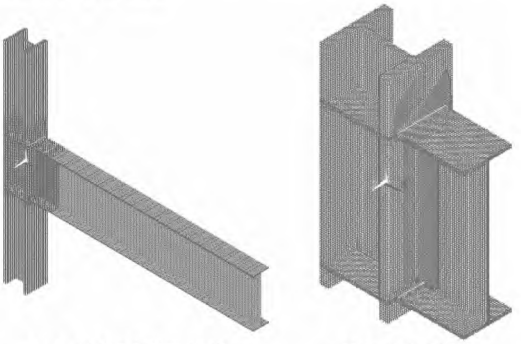


图2 T1节点试验加载装置

Fig. 2 Test setup for specimen T1

3 有限元模型的校核

节点试件T1的有限元模型如图3所示，有限元模型包括连续板、剪切板、焊接孔和梁上下翼缘对接焊缝。有限元模型材料属性采用实测的材料屈服强度，列于表1，钢材和焊材的弹性模量均取200 GPa，焊材的屈服强度近似取为480 MPa。采用双线性随动强化模型，Mises屈服准则。有限元模型采用与试验相同的加载等级，计算得到的梁端塑性转角－弯矩曲线如图4所示，图5为试验得到的梁端塑性转角－弯矩曲线。可见，计算得到的曲线与试验得到的曲线相近，证明了该有限元模型的可靠性。



（a）整体有限元模型 （b）局部模型

图3 T1节点有限元模型

Fig. 3 Finite element model of the specimen T1

表1 T1节点试件实测的材性指标

Tab. 1 Material properties of the test specimen T1

钢材	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa
梁翼缘/腹板	380/426	494/518
柱翼缘/腹板	326/339	480/483
连续板	263	434
剪切板	354	521

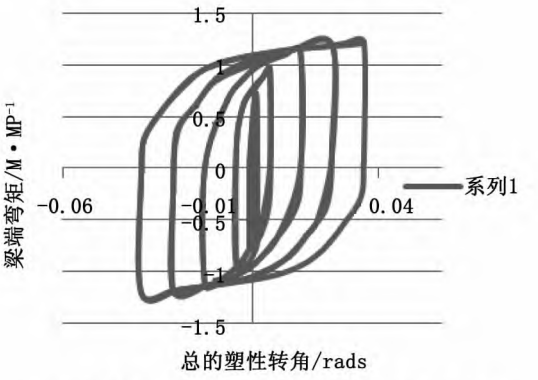


图4 计算得到的梁端弯矩-塑性转角曲线

Fig. 4 Computed beam moment versus plastic rotation curve

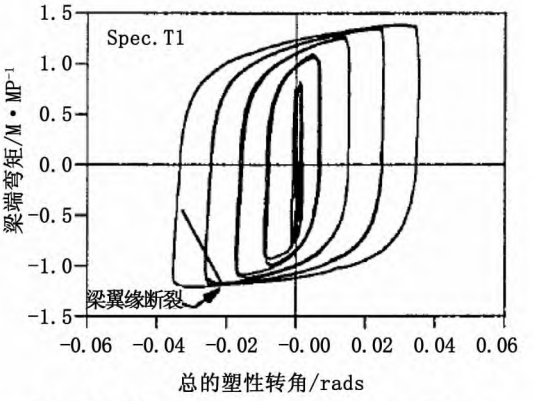


图5 试验得到的梁端弯矩-塑性转角曲线

Fig. 5 Measured beam moment versus plastic rotation curve

4 单调荷载作用下的参数分析

为了研究节点域刚度对无连续板节点延性的影响，本文利用Ricles节点试件T1，通过去掉柱横向加劲肋，同时设置补强板来获得具有不同节点域刚度的有限元模型进行参数分析。鉴于W14×311柱腹板厚度为36 mm，本文选取$t=36$表示节点域无补强板的有限元模型；以$t=49$表示节点域设置单侧1@13 mm补强板的有限元模型；以$t=62$表示节点域两侧设置2@13 mm补强板的有限元模型。

柱端施加5%总的层间位移角，进行单调荷载作用下的非线性分析，计算得到节点域厚度$t=36,49,62$的有限元模型梁受拉翼缘与对接焊缝界面处的等效塑性应变、三轴比和断裂指数RI沿梁宽的分布曲线分别如图6、图7和图8所示。虽然节点域较强的节点受拉翼缘最大等效塑性应变稍大于节点域较弱的节点，但较强的节点域可以适当降低对接焊缝处的三轴比（图7所示），节点域较强的节点和节点域较弱的节点在梁受拉翼缘与

对接焊缝界面处的最大断裂指数差别很小。可以认为在单调荷载作用下,较强的节点域对无连续板的节点延性影响很小。梁受压翼缘与对接焊缝界面处的等效塑性应变沿梁宽的分布如图 9 所示,可见,较强的节点域可以适当降低梁受压翼缘中部的塑性应变。

5 循环荷载作用下的参数分析

有限元模型均采用美国 SAC 推荐的标准加载等级,加载位移直到 5% 的总层间位移角为止。计算得到的梁翼缘对接焊缝处累积塑性应变沿梁宽的分布如图 10 所示,最大纵向塑性应变时程曲线如图 11 所示。可见,较强的节点域(t = 49,62)具有较小的累积塑性应变和纵向塑性应变幅,对节点的延性相对有利。

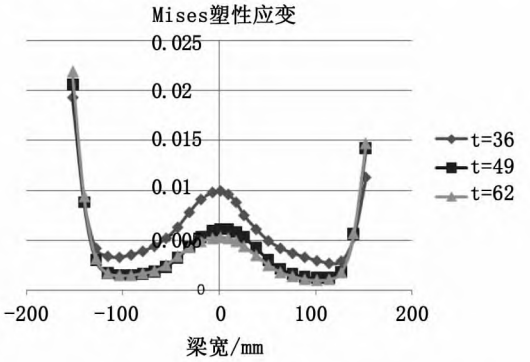


图6 梁受拉翼缘与对接焊缝界面处Mises塑性应变沿梁宽的分布

Fig. 6 Distribution of Mises plastic strain across the beam width at weld-beam tension flange interface

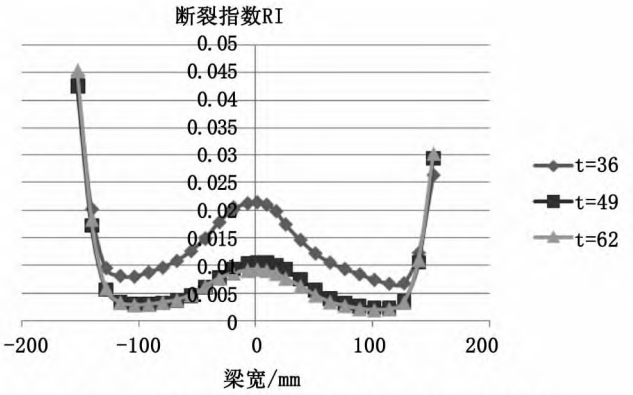


图8 梁受拉翼缘与对接焊缝界面处断裂指数沿梁宽的分布

Fig. 8 Distribution of rupture index across the beam width at weld-beam tension flange interface

6 既有试验验证

Ricles 等对六个具有不同局部构造的 T 形单侧节点进行了低周反复加载试验,所有试件均具有相同的梁柱截面和尺寸,但节点的一些局部构造细节不同。其中试件 T5 和 T6 均没有设置连续板,但节点域设置 1@13 mm 厚的单侧补强板,具有较强的节点域。其余 T 形节点试件均设置有连续板。所有试件均按照美国 SAC 推荐的标准加载等级进行加载,最后得到的各节点试件最大塑性转角如表 2 所示。可见,具有较强节点域且无连续板的试件 T5 和 T6 具有相当好的延性,其中试件 T5 和 T6 得到的最大塑性转角分别为 5.4% rad 和 5.0% rad,从而证明了本文结论的正确性。

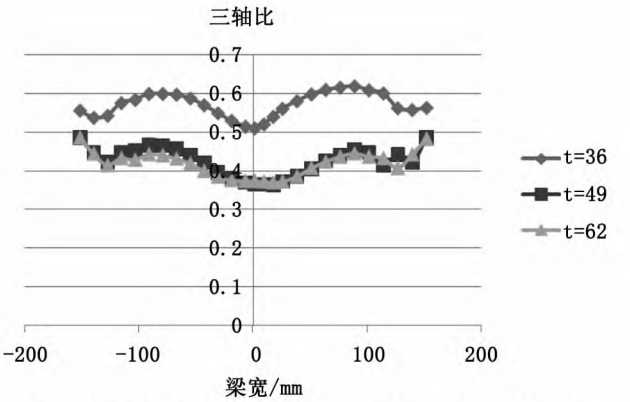


图7梁受拉翼缘与对接焊缝界面处三轴比沿梁宽的分布

Fig. 7 Distribution of stress triaxiality ratio across the beam width at weld-beam tension flange interface

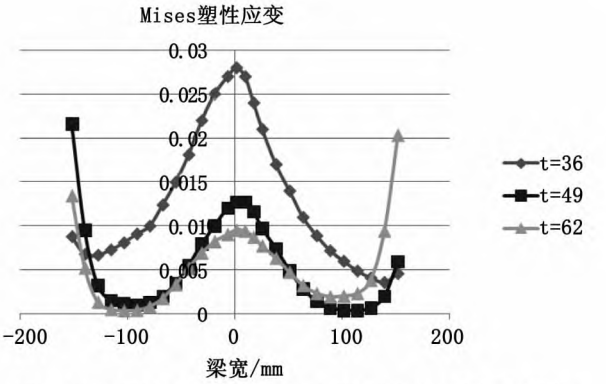


图9 梁受压翼缘与对接焊缝界面处MISES塑性应变沿梁宽的分布

Fig. 9 Distribution of Mises plastic strain across the beam width at weld-beam compression flange interface

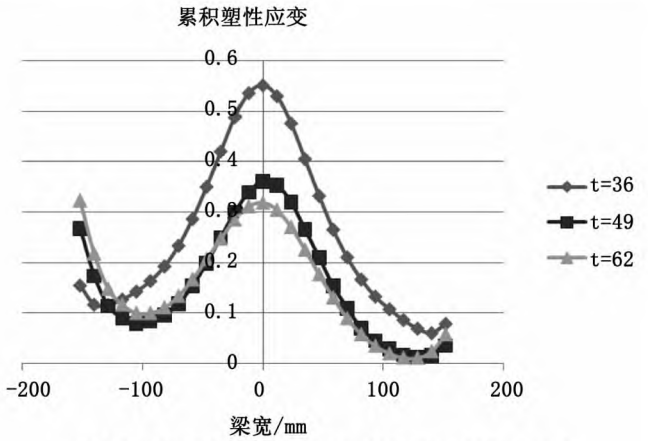


图10梁翼缘与对接焊缝界面处累积塑性应变沿梁宽分布

Fig. 10 Distribution of accumulated plastic across the beam width at weld-beam flange interface

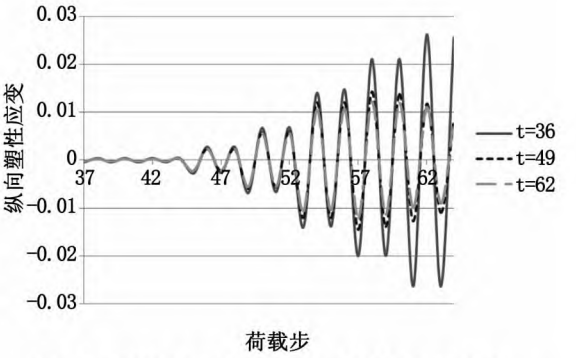


图11 梁翼缘与对接焊缝界面处最大纵向塑性应变时程曲线比较

Fig. 11 Comparison of Time-history curve of maximum longitudinal plastic strain at weld-beam flange interface

表 2 J. M. Ricles 节点试验结果

Tab. 2 Test results of the specimen , performed by J. M. Ricles

试件	梁截面	柱截面	腹板连接构造	补强板厚/mm	连续板厚/mm	最大层间位移角/% rad	总的最大塑性转角/% rad
T1	W36×150	W14×311	对接焊缝连接,并辅以角焊缝	0	24	5.0	3.5
T2	W36×150	W14×311	对接焊缝连接,没有辅助的角焊缝	0	24	5.0	2.5
T3	W36×150	W14×311	角焊缝连接	0	24	3.0	2.0
T4	W36×150	W14×311	螺栓连接	0	24	4.0	1.8
T5	W36×150	W14×311	对接焊缝连接,并辅以角焊缝	1@13	0	6.0	5.4
T6	W36×150	W14×311	对接焊缝连接,并辅以角焊缝	1@13	0	6.0	5.0

7 结论

无连续板的节点梁端约束刚度较弱,柱翼缘在梁上下翼缘拉压力作用下可以产生一定的局部弯矩,这与设置连续板的节点有所不同。因此,不同的节点域刚度对于有无连续板的节点延性性能的影响可能不同。较强的节点域对无连续板的节点延性有利,这一结论和试验结果相符合。无连续板的节点可以通过设置补强板来提高节点域的刚度,从而可以显著提高节点的延性。本文的这一研究成果对于进一步提高普通梁柱焊接节点的延性具有潜在的重要意义。

参考文献:

[1] EL TAWIL S, MIKESELL T, VIDARSSON E, et al. Strength and ductility of FR welded - bolted connections [R]. Report No. SAC/BD - 98/01, SAC Joint Venture, Sacramento, California, 1998.

[2] ARNON WONGKAEW. Development of improved details for unreinforced welded steel moment connections [D]. Michigan : University of Michigan, 2002 .

[3] RICLES J M, FISHER J W , LU L W. Development of improved welded moment connections for earthquake - resistant design [J], Journal of Constructional Steel Research, 2002, 58: 565 - 604.

[4] DEXTER R J, HAJJAR J F, COTTON S C, et al Reassessment of design criteria and new alternatives for column transverse stiffeners (continuity plates) and Web doubler plates: Interim Report [R]. Structural Engineering Report ST - 99 - 3, Dept of Civil Engineering, U. of Minnesota, Minneapolis, Minnesot, 1999.

[5] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Void growth model and stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2): 1907 - 1918.

[6] CHI W M, KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Prediction of ductile fracture in steel connections using SMCS criterion [J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2):171 - 181.

[7] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G, CYCLIC VOID GROWTH. Model to assess ductile fracture initiation in

（下转第 14 页）

[2] 宁建国,王 成,马天宝. 爆炸与冲击动力学[M]. 北京:国防工业出版社, 2010.
[3] 李国豪. 工程结构抗爆动力学[M]. 上海:上海科学技术出版社, 1989.
[4] HENRYCH J. The dynamics of explosion and its use [M]. Amsterdam: Elsevier,1979.
[5] 王仲琦,宁建国,赵衡阳, 等. 挡墙对远场爆炸效应影响的数值模拟研究[J]. 爆炸与冲击, 2000, 20(1): 87 -91.
[6] 穆朝民,任辉启,李永池,等. 爆炸冲击波作用于墙体及对墙体绕射的实验研究[J]. 实验力学, 2008, 23(2): 169 -174.
[7] 杨 鑫,石少卿,程鹏飞. 空气中 TNT 爆炸冲击波超压峰值的预测及数值模拟[J]. 爆破,2008(1):16 -18.
[8] 白金泽. Ls -dyna 3D 理论基础与实例分析[M]. 北京:科学出版社, 2005.
[9] Ls -dyna keyword user's manual [M]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2009.
[10] CHENG Q, WU H. Modeling of simultaneous ground shock and air blast pressure on nearby structures from surface explosions[J]. Elsevier International Journal of Impact Engineer,2005(31):699 -717.
[11] 郝 莉,马天宝,王 成,等. 爆炸冲击波绕流的三维数值模拟研究[J]. 力学学报, 2010, 42(6): 1042 -1048.

(责任编辑 王利君)

(上接第 3 页)

4 结论

1)在开挖顺序上,不论采用哪种开挖方式,两者拱顶位移都大致相同,并在两隧道之间的夹岩和埋深较大的一侧拱腰处都会产生应力集中现象,在仰拱处产生张拉应力,隧道开挖过程应力重分布相互影响较为复杂,产生夹岩处明显的受力不对称性。施工时要重点对拱腰处,特别是埋深较大的拱腰和夹岩处做好加强措施。

2)先开挖埋深较小的右洞,相比较先开挖埋深大的左洞,应力集中部分较少,最大主应力和隧道水平收敛较小,围岩受到扰动轻,初期支护上的位移和受力也较为合理,更有利于围岩的稳定性。

3)埋深较小一侧隧道开挖时,开挖掌子面对埋深较大隧道的拱顶位移影响较小,在一倍开挖宽度时,就已稳定,而对自身某断面拱顶位移和隧道的水平收敛影响较大,为了两隧道同时施工的安全性,要保持两隧道开挖掌子面最少 30 m 的距离,即 2 倍的开挖宽度。

参考文献:

[1] 刘 伟. 小净距公路隧道净距优化研究[D]. 上海:同济大学,2004.
[2] 杨小礼,眭志荣. 浅埋小净距偏压隧道施工工序数值分析[J]. 中南大学学报, 2007, 38 (4):765 -769.
[3] 傅鹤林,张聚文. 软弱围岩中大跨度浅埋偏压小间距隧道开挖数值模拟[J]. 采矿技术, 2009,9(5):17 -21.
[4] 张利民. 山岭复杂条件下一级公路建设技术标准的选定方法研究[J]. 四川理工学院学报:自然科学版, 2011,24(4):373 -375.
[5] 李荣伟. 小净距隧道施工顺序 FLAC3D 模拟分析[J]. 水科学与工程技术, 2011 (1):82 -84.
[6] 孔 亮,徐林生. 观音庙隧道进口小净距段动态施工的数值模拟研究[J]. 西部探矿工程, 2006(8):159 -161.
[7] 靳晓光,刘 伟. 小净距偏压公路隧道开挖顺序优化[J]. 公路交通科技, 2005, 22(8): 61 -64.
[8] 张小旺. 浅埋隧道施工过程仿真分析[D]. 郑州:郑州大学,2007.
[9] 董淑惠,冯德成,江宁恒,等. 早期受冻温度对负温混凝土微观结构现强度的影响[J]. 黑龙江科技学院学报,2013,23(1):64 -66.

(责任编辑 刘存英)

(上接第 8 页)

structural steels due to ultra low cycle fatigue[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2007, 133 (6), 701 -712.
[8] FEMA. Recommended seismic design criteria for new moment -resisting steel frame structures [R]. Report No. FEMA 350, FEMA, Washington, DC, 2000.
[9] AISC. Seismic provisions for structural steel buildings [S]. AISC, Chicago, IL, 2002.
[10] FEMA. State of art report on connection performance [R], Report No. FEMA355D, FEMA, Washington, DC, 2000.
[11] ROEDER. General issues influencing connection performance [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 2002, 128(4): 420 -428.
[12] CHANGSHI MAO, JAMES RICLES, LE WU LU, et al. Effect of local details on ductility of welded moment connections [J]. Journal of Structural Engineering, 2001,127(9):1036 -1044.

(责任编辑 刘存英)