

文章编号:1674-599X(2010)04-0035-06

I型裂纹稳定扩展裂尖塑性区研究

黄金¹, 杨邦成²

(1. 湖南科技学院 土木工程与建设管理系, 湖南 永州 425100;

2. 昆明理工大学 建筑工程学院, 云南 昆明 650093)

摘要: 运用 FRANC2D/L 软件分别对 6.35 mm 和 2 mm 两种厚度 Arcan 试件的 I 型裂纹稳定扩展进行数值计算, 研究了该软件的网格划分技术对计算结果的影响, 发现该软件的计算精度主要受裂纹区的网格密度影响(当裂纹面单元与裂纹每步扩展单元尺寸一致时, 计算精度好)。通过分析有效应力, 研究了材料、裂纹扩展长度及试件厚度对裂纹尖端塑性区尺寸的影响。研究表明, 材料的屈服应力越大, 其裂尖塑性区尺寸越小; 塑性区尺寸随裂纹扩展长度的增加, 先增大后趋于不变; 塑性区的形状与板厚或边界有关, 6.35 mm 厚的母材及 3 种焊接板材塑性区成扩散型, 2 mm 厚的母材成 Dugdale 模型, 25.4 mm 以上厚度母材成平面应变模型; 裂纹启裂时, 塑性区随着厚度的增加而减小, 最终不变。

关键词: FRANC2D/L; 网格技术; I 型裂纹扩展; 塑性区

中图分类号: O346.1

文献标识码: A

Research on plastic zone of I-type model crack extension stability

HUANG Jin¹, YANG Bang-cheng²

(1. Faculty of Civil Engineering and Construction Management, Hunan College of Science and

Technology, Yongzhou 425100, China; 2. Faculty of Civil and Architectural Engineering,

Kunming University of Science and Technology, Kunming 650093, China)

Abstract: FRANC2D/L is used to simulate I-type model crack extension in two thickness Arcan specimens, of 6.35 mm and 2 mm, respectively. The effect of meshing technique on the calculation is studied. The calculation precision of the software is mainly impacted by the crack of mesh (The better calculation precision is obtained when the crack surface unit is consistent with crack expansion unit). The size of plastic zone of the crack tip, which is affected by materials, crack propagation length and specimen thickness, is investigated by analyzing the effective stress. The results show that: material yield stress is bigger, the crack tip plastic zone size is smaller, plastic zone size with crack propagation length increases at first increases, then tends to be unchanged, the shape of plastic zone is relevant with the thickness or boundary, such as, plastic zone of 6.35 mm thick mother materials and three kinds of welding plate is diffusion type, plastic zone of 2 mm thick mother materials follows Dugdale model, plastic zone of more than 25.4 mm thickness mother materials follows plane strain model. With crack initiation, plastic zone decreases at first, then unchanges with the increase of thickness.

Key words: FRANC2D/L; mesh technique; I-type crack extension; plastic zone

收稿日期: 2010-10-21

基金项目: 湖南科技学院校级课题项目(09XKYTC018)

作者简介: 黄金(1984-), 女, 湖南科技学院助教, 硕士。

对于韧性材料,由于裂纹尖端应力、应变集中,裂尖附近材料将发生屈服.裂纹尖端的塑性场对于研究疲劳裂纹的扩展机理有着举足轻重的地位.不论是塑性区大小,还是塑性区应力、应变场,都是学者们在研究疲劳裂纹扩展中的应力比效应、高载迟滞、低载加速等现象时所关心的问题.因此,裂尖塑性区在断裂力学研究中具有重要意义.

在确定塑性区形貌方面,针对裂尖小范围屈服的理论估算方法是通过将 I 型、II 型、III 型裂纹尖端附近线弹性应力解析解和 Von Mises 或 Tresca 屈服准则推导出塑性区形状方程^[1].但该方法需做出人为假定,有局限性,且已有理论只针对启裂时,对于裂纹扩展中裂尖塑性区分析与研究十分缺乏(裂纹扩展时,材料由小范围屈服逐渐变为大范围屈服,甚至全面屈服,然而,对于大范围屈服条件,只对理想弹塑性及幂硬化材料的 III 型断裂问题有弹塑性解,对于 I 型、II 型断裂问题,尚未得到解,这些因素导致其研究十分缺乏).实验方法(如:光弹法)尽管它能处理各种复杂情况,但因其测量只能在试件表面,且分析结果时不易区分弹性应变与塑性应变以及实验费用昂贵,其使用也受到限制.相比之下,用有限元方法处理这类问题要简易有效,它能得到裂纹扩展时裂尖有效应力云图,从而确定塑性区形貌,以弥补这方面研究的不足.

本研究拟通过运用 FRANC2D/L^[2-4] 软件,分别对 2 mm 和 6.35 mm 厚的 AA2024-T351 Arcan 试件(母材) I 型裂纹稳定扩展进行数值模拟,将计算值与实验值对比,验证该软件数值模拟的可靠性.在此基础上,计算不同焊区材料、不同厚度母材的 I 型裂纹稳定扩展问题,研究裂纹尖端塑性区尺寸与焊区材料、裂纹扩展长度及试件厚度的关系.

1 裂尖塑性区尺寸和形状的理论分析

裂纹前端应力达到材料的屈服强度时,裂纹尖端附近的材料就要发生塑性变形,形成裂尖塑性区.裂尖塑性区特别是裂纹动态扩展时的形状和尺寸,尚未有精确描述的理论,也难于通过实验进行研究.但其形状与尺寸关系到裂尖 K 主导或

J 主导的区域确定,具有很重要的研究意义.

1.1 小范围屈服下裂纹尖端的塑性区

1) Mises 屈服准则下的塑性区边界曲线方程^[1]:

$$r = \begin{cases} \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_s^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2}\right) & (\text{平面应力}) \\ \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_s^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left[(1-2\nu)^2 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2}\right] & (\text{平面应变}) \end{cases} \quad (1)$$

2) Tresca 屈服准则($\tau_{\max} = \sigma_s/2$)下的塑性区边界曲线方程:

$$r = \begin{cases} \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_s^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2}\right)^2 & (\text{平面应力}) \\ \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_s^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \sin \frac{\theta}{2}\right)^2 & (\text{平面应变}) \end{cases} \quad (2)$$

1.2 应力松弛对塑性区的影响

$$R = \frac{2K_I}{\sigma_s \sqrt{2\pi}} (r_{ys})^{1/2} = \begin{cases} \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_s}\right)^2 & (\text{平面应力}) \\ \frac{1}{2\sqrt{2}\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_s}\right)^2 & (\text{平面应变}) \end{cases} \quad (3)$$

考虑了应力松弛效应后,塑性区尺寸在 x 轴上均扩大了一倍.但是已有理论对塑区的讨论是基于材料为理想弹塑性材料的假设,即材料发生屈服后无强化.而对于工程中常用的金属材料,大多数有强化现象,此时,裂尖塑性区尺寸要比用已有理论计算的结果小,且强化作用越大的材料,塑性区尺寸越小.

2 I 型裂纹稳定扩展实验数据

本研究的实验数据采用:① M A Sutton 等人^[7-10]系统完成的 6.35 mm 厚铝合金 2024-T351 摩擦搅拌焊接 I 型裂纹扩展实验结果(如图 1 所示).② 2 mm 厚铝合金 2024-T351 母材 I 型裂纹稳定扩展实验结果(如图 2 所示).

3 I 型裂纹稳定扩展的裂尖塑性区研究

3.1 裂尖塑性区研究方案

1) 分别对 2 mm 和 6.35 mm 厚 Arcan 试件

(母材) I 型裂纹稳定扩展进行数值分析,将计算值与实验值进行比较,验证该软件的可靠性.

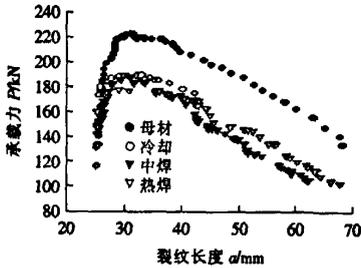


图 1 母材及 3 种焊接参数板材 I 型裂纹的 P-a 散点
Fig. 1 P-a chart of I-type crack mother materials and three kinds of welding plank

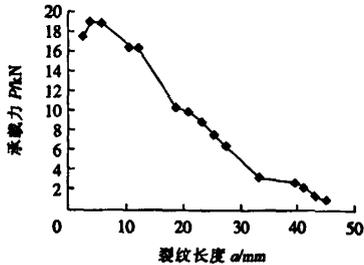


图 2 I 型新裂实验 P-a 曲线
Fig. 2 P-a curve of I-type crack fracture experiment

2) 在计算结果可靠的基础上,厚度不变(6.35 mm),改变材料属性(即冷焊、中焊及热焊),计算 Arcan 试件 I 型裂纹稳定扩展,研究材料属性对裂尖塑性区的影响.

3) 材料属性不变(母材),改变其厚度,即分别对 12.7, 19.05, 25.4, 38.1, 50.8, 63.5 和 76.2 mm 厚的 Arcan 试件进行计算,分析出试件厚度对启裂时裂尖塑性区的影响.

3.2 数值计算

运用 FRANC2D 模拟裂纹扩展分为 3 个步骤:前处理、模拟计算和后处理^[6].本研究建立的模型如图 3 所示.运用 FRANC2D/L 软件处理断裂问题,要进行未加裂纹时的初步计算及引入裂纹后(本研究图 3(a)中预裂纹长度为 25.4 mm;图 3(b)中预裂纹长度为 2 mm)的裂纹扩展计算,且在两次计算前均要划分网格.由于有限元计算中网格划分对计算结果会有影响,因此,本研究采取多种网格划分方案进行试验,最终发现该软件的初始网格划分对计算结果影响不大,运用相对粗

略的网格也能得到比较精确的结果.裂纹区的网格密度对最大承载力前的计算结果影响较大,对最大承载力后的计算结果几乎没有影响,当裂纹面的单元大小与裂纹扩展时的单元尺寸一致时(本研究取 0.508 mm)能获得很好的计算精度.

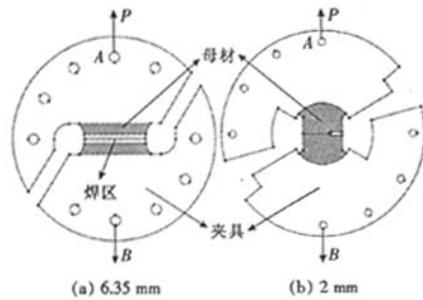


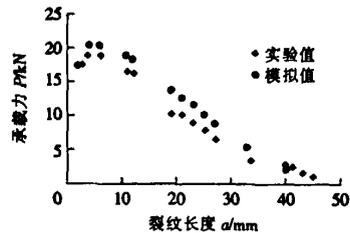
图 3 6.35 mm 和 2 mm 厚试件及夹具模型

Fig. 3 The model of 6.35 mm and 2 mm thick specimens and the fixture

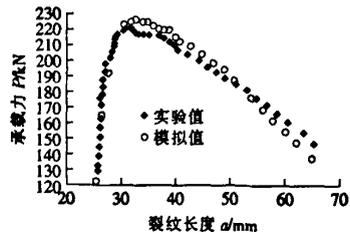
3.3 结果分析

3.3.1 可靠性验证

2 mm 及 6.35 mm 厚母材的 I 型裂纹 P-a 曲线模拟值与实验值的比较分别如图 4 所示.



(a) 2 mm 厚母材 P-a 曲线比较



(b) 6.35 mm 厚试件 P-a 曲线比较

图 4 2 mm 和 6.35 mm 厚母材 P-a 曲线比较

Fig. 4 P-a curves of 2 mm and 6.35 mm thick mother materials

由图 4 可以看出:

1) 两种厚度试件计算值曲线与实验值曲线趋势一致.即 I 型裂纹扩展过程中承载力均随着裂纹长度的增加而先增大后减小.

2) 当裂纹扩展长度约为试件厚度(分别为2 mm及6.35 mm)时,其承载力最大。

采用同样的方法可得到冷焊、中焊及热焊的 $P-a$ 曲线,发现也能得到类似结论。现将不同厚度板材最大承载力和对应的裂纹长度的实验值与计算值进行比较(见表1),由表1可以看出,相对误差在8%以内。这说明采用本软件模拟裂纹稳定扩展是可靠的。

表1 不同厚度板材裂纹长度和最大承载力比较

Table 1 The comparison of crack length and the maximum carrying capacity between different thickness plates

厚度/焊区 mm 材料	$a_{\text{实}} /$ mm	$a_{\text{计}} /$ mm	裂纹长度 的相对误 差/%	$P_{\text{实}} /$ kN	$P_{\text{计}} /$ kN	最大承载 力的相对 误差/%
2.00 母材	4.00	4.032	0.80	18.92	20.35	7.532
6.35 母材	31.63	32.512	2.79	221.30	226.47	2.340
6.35 冷焊	32.34	31.496	2.61	188.48	191.92	1.830
6.35 中焊	31.21	33.528	7.43	187.26	183.40	2.060
6.35 热焊	30.85	32.512	5.39	177.55	186.00	4.760

3.3.2 不同材料裂尖塑性区研究

分别通过2 mm及6.35 mm厚母材的I型裂纹 $P-a$ 曲线的进行比较,验证了该软件的可靠性,因此,可用于计算不同焊区材料的裂纹扩展,探讨材料属性对塑性区的影响。

冷焊裂纹扩展到第1,15,20和35步有效应力局部放大云图如图5所示。当材料的有效应力达到其屈服强度时,该区域为塑性区,每副图的蓝色区域轮廓为塑性区的边界曲线。

1) 塑性区随着裂纹的扩展,其大小是先增加,到达第20步($\Delta a = 20.32$ mm)后保持不变,形状由平面应力下的扩展型变成两头稍尖的核桃形。

2) 随着裂纹的扩展,有效应力条纹越来越密集,并且夹具部分除两个受力园孔附近有应力集中外,其他区域应力均小于82.12 MPa。焊区部分的有效应力条纹相对密集。

3) 在裂纹扩展到第15步($\Delta a = 15.24$ mm)时,右边界开始出现一个新的塑性区,在两个塑性区之间夹有一个无塑性区。

4) 有效应力最大值发生在受力园孔的A点(如图3所示)。

同理,将母材及其他两种焊区材料,对应裂纹长度的有效应力云图取出来分析,发现与冷焊时分析结果一致,只是塑性区的大小不同。

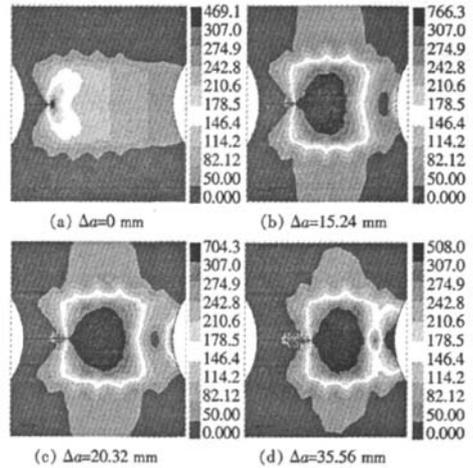


图5 冷焊裂纹扩展不同阶段有效应力局部放大云图(单位,MPa)

Fig. 5 Effective stress partial enlargement cloud of different stages of cold welding crack propagation units (unit,MPa)

3.3.3 裂纹扩展时裂尖塑性区尺寸的变化

已知铝合金 $K_{IC} = 37 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$,不同焊区材料的屈服应力见表2。通过式(3)可计算出启裂时的塑性区沿 x 轴的大小,将其与模拟值比较,可发现:4组沿 x 轴的大小的相对误差均在8%以内,说明用 FRANC2D 进行数值模拟得到的塑性区尺寸是有效的。

表2 启裂时塑性区沿 x 轴的大小

Table 2 The plastic zone size of crack initiation along the x -axis

材料	$\sigma_s /$ MPa	沿 x 轴的大小 /mm		沿 x 轴的大小 的相对误差/%
		模拟值	理论值	
母材	391	2.977	2.850	4.456
冷焊	307	4.445	4.624	3.871
中焊	334	3.702	3.906	5.223
热焊	284	5.017	5.403	7.144

在此基础上,将裂纹扩展到不同阶段的塑性区沿 x 轴尺寸列入表3。由表3可以看出,裂纹扩展相同阶段时母材的裂纹尖端塑性区尺寸最小,其次是中焊和冷焊,而热焊的塑性区尺寸最大。这是因为热焊的屈服应力最低。裂纹在扩展过程中,由小范围屈服逐渐过渡到全面屈服,因此其塑性区尺寸比较大,由于目前这方面的研究很少,因此本研究提出的方法是一种探索。

表 3 塑性区沿 x 轴的大小
Table 3 The plastic zone size along the x-axis

材料	沿 x 轴的大小								
	$\Delta a =$								
	0 mm	5.08 mm	10.16 mm	15.24 mm	20.32 mm	25.4 mm	30.48 mm	35.56 mm	40.6 mm
母材	2.977	20.955	36.830	48.895	55.245	55.880	54.610	53.340	52.070
冷焊	4.445	24.765	44.450	52.705	57.150	57.785	56.515	56.198	55.880
中焊	3.702	22.86	42.545	50.800	55.880	56.198	56.515	55.245	54.610
热焊	5.017	26.67	46.355	54.610	59.055	59.690	58.420	57.150	56.515

3.3.4 材料厚度对裂尖塑性区尺寸的影响

图 6 为 2 mm 厚母材裂纹扩展到第 1,10 步有效应力局部放大云图。由图 6 可以看出,裂纹扩展不同阶段,2 mm 厚母材的塑性区形状均为平面应力 Dugdale 模型。随着裂纹的扩展,其沿 x 轴方向的塑性区大小,先增大,后趋于不变,最后由于边界的影响,导致塑性区急速减小。其他的性质与 6.35 mm 得到的结果类似。

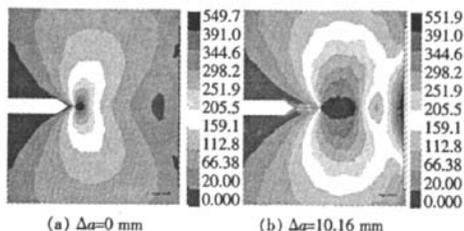


图 6 2 mm 厚母材裂纹扩展不同阶段有效应力局部放大云图(单位:MPa)

Fig. 6 Effective stress partial enlargement cloud of different stages of 2 mm thick mother materials crack propagation units (unit,MPa)

不同厚度启裂时塑性区沿 x 轴的大小见表 4。对于平面应力 Dugdale 模型,启裂时塑性区沿 x 轴的大小计算公式为:

$$r_0 = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_s} \right)^2 \quad (4)$$

对于平面应变情形,启裂时塑性区沿 x 轴的大小计算公式为:

$$r_0 = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_s} \right)^2 \quad (5)$$

已知铝合金 $K_{Ic} = 37 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$,母材的 $\sigma_s = 391 \text{ MPa}$,则平面应力 Dugdale 模型的 r_0 为 3.516 mm,其数值计算值为 3.722 mm,与理论

结果的相对误差为 5.844%。平面应变模型的 r_0 为 0.95 mm,其数值计算值为 0.909 mm,与理论结果的相对误差为 4.328%。由此可以看出,运用本研究提出的方法计算得到的塑性区尺寸是可靠的。同时也发现,裂纹启裂时,塑性区随着厚度的增加而减小,最终不变。

表 4 不同厚度母材启裂时塑性区 r_0 大小
Table 4 The plastic zone size r_0 of the crack initiation of different thickness base materials

试件厚度/mm	塑性区 r_0	试件厚度/mm	塑性区 r_0
2.00	3.722	38.10	0.847
6.35	2.977	50.80	0.847
12.70	2.687	63.10	0.847
19.05	2.012	76.20	0.847
25.40	0.909		

4 结论

- 1) 材料的屈服应力越大,其裂尖塑性区尺寸越小。
- 2) 塑性区尺寸随裂纹扩展长度的增加,先增大后趋于不变。
- 3) 塑性区的形状与板厚或边界有关,6.35 mm 厚的母材及 3 种焊接板材塑性区成扩散型,2 mm 厚的母材成 Dugdale 模型,25.4 mm 以上厚度母材成平面应变模型。
- 4) 裂纹启裂时,塑性区随着厚度的增加而减小,最终不变。

参考文献(References):

[1] 高庆. 工程断裂力学[M]. 重庆:重庆大学出版社,

1986. (GAO Qing. Engineering fracture mechanics [M]. Chongqing: Chongqing University Press, 1986. (in Chinese))
- [2] 刘斌,沈士明.基于FRANC2D的疲劳裂纹扩展数值模拟[J].中国制造业信息化,2007,36(15):32-34. (LIU Bin, SHEN Shi-ming. The numerical simulation of fatigue crack growth based on FRANC2D[J]. Manufacture Information Engineering of China, 2007,36(15):32-34. (in Chinese))
- [3] 牛丽萍,杨邦成,徐磊,等.铝合金裂纹稳定扩展数值分析[J].科学技术与工程,2007,7(19):4842-4845. (NIU Li-ping, YANG Bang-cheng, XU Lei, et al. Numerical analysis of stable crack tearing in aluminum alloy[J]. Science Technology and Engineering, 2007, 7(19):4842-4845. (in Chinese))
- [4] 赵晋芳,谢里阳,刘建中,等.有限板共线多孔MSD应力强度因子有限元分析[J].组合机床与自动化加工技术,2009(1),4-7. (ZHAO Jin-fang, XIE Li-yang, LIU Jian-zhong, et al. Finite element analysis on SIF of a number of collinear holes on MSD finite plate[J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2009(1),4-7. (in Chinese))
- [5] 赵晋芳,谢里阳,刘建中,等.有限板共线多孔MSD疲劳裂纹扩展有限元模拟[J].工程设计学报,2009,16(4):256-260. (ZHAO Jin-fang, XIE Li-yang, LIU Jian-zhong, et al. Finite element simulation of fatigue crack growth of MSD with multiple collinear holes on finite plate[J]. Journal of Engineering Design, 2009,16(4):256-260. (in Chinese))
- [6] 程亮.基于线弹性断裂力学的沥青路面结构分析[D].西安:长安大学,2009. (CHENG liang. Analysis of asphalt pavement structure base on linear elastic fracture mechanics[D]. Xi'an: Chang'an University, 2009. (in Chinese))
- [7] Michael A S, Reynolds A P, Bangcheng Y, et al. Mode I fracture and microstructure for 2024-T3 friction stir welds[J]. Materials Science and Engineering, 2003,354(1,2):6-16.
- [8] Michael A S, Reynolds A P, Bangcheng Y, et al. Mixed mode I/II fracture of 2024-T3 friction stir welds [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2003,70(15):2215-2234.
- [9] Bangcheng Y, Junhui Y, Michael A S, et al. Banded microstructure in AA2024-T351 and AA2524-T351 aluminum friction stir welds, Part I metallurgical studies[J]. Materials Science and Engineering A, 2004,364(1,2):55-65.
- [10] 杨邦成,郭荣鑫,程赫明.铝合金摩擦搅拌焊接焊区的I/II型复合断裂研究[J].昆明理工大学学报:理工版,2005,30(4):78-82,87. (YANG Bang-cheng, GUO Rong-xin, CHENG He-ming. Mixed mode I/II fracture of aluminum alloy friction stir welds joints[J]. Journal of Kunming University of Science and Technology: Science and Technology, 2005,30(4):78-82,87. (in Chinese))

(上接第34页)

- [7] Assaf K, Vorster T E B, Kenichi S, et al. Soil-pipe-tunnel interaction; Comparison between winker and elastic continuum solution[R]. Cambridge: Technical Report of the University of Cambridge, 2004.
- [8] Vorster T E B, Mair R J, Soga K, et al. Centrifuge modeling of the effect of tunneling on buried pipelines; Mechanisms observed[A]. Proceeding of the 5th International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground [C]. Amsterdam, The Netherlands: [s. n.], 2005: 131-136.
- [9] 吴健,马永峰,钱明,等.邻近双线盾构隧道的深基坑施工分析[J].交通科学与工程,2010,26(3):36-40,45. (WU Jian, MA Yong-feng, QIAN Ming, et al. Analysis of deep pit construction adjacent to shield tunnel[J]. Journal of Transport Science and Engineering, 2010,26(3):36-40,45. (in Chinese))
- [10] Celestino T B, Gomes R A M, Bortolucci A A. Errors in ground distortions due to settlement trough adjustment[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2000,15(1):97-100.
- [11] Lee S W. The effects of compensation injections on tunnels[D]. Cambridge, UK: Cambridge University, 1974.