

基于弧长法的HB-FRP黏结滑移特性研究

徐向锋¹,李鹏飞²,李忻忻¹,张璐珂³,高磊³

(1.山东交通学院 交通土建工程学院,山东 济南 250357;2.山东省滨州公路工程有限公司,山东 滨州 256600;

3.山东大学 岩土与结构工程研究中心,山东 济南 250061)

摘要:HB-FRP(Hybrid Bonding FRP)与混凝土的黏结性能是HB-FRP加固混凝土结构的关键。该文建立HB-FRP单剪数值模型,采用双线性本构考虑FRP与混凝土的界面黏结滑移,采用三线性本构考虑钢扣件部位的界面黏结滑移,采用双弹簧模拟钢扣件部位的黏结滑移特性。基于弧长法开展HB-FRP单剪模型的加、卸载的全过程,研究其受力性能。与试验数据对比分析验证数值模型的有效性,揭示卸载过程中HB-FRP的黏结滑移特性,修正已有黏结滑移模型。对粘贴长度进行参数分析,基于分析结果计算HB-FRP的有效黏结长度为2 500 mm左右,揭示在有效黏结长度范围内钢扣件数量与其抵抗剥离荷载能力呈线性关系。

关键词:HB-FRP;黏结滑移;弹簧;弧长法;单剪试验;有效黏结长度

中图分类号:U445.7+2

文献标志码:A

0 引言

Wu等^[1]结合化学粘贴和机械锚固提出了一种新的粘贴技术(Hybrid Bonding FRP,简称HB-FRP),该技术简单高效,能有效解决常规粘贴FRP技术(External Bonding FRP,简称EB-FRP)易剥离的工程病害。国内外学者对HB-FRP加固技术开展了相

关试验研究、数值模拟和理论分析。

试验研究方面:Wu等^[1]通过抗弯加固梁的试验研究发现其界面黏结强度比传统的外贴FRP板高7.5倍;Yun等^[2]通过HB-FRP双剪疲劳试验,得到了HB-FRP加固混凝土结构的破坏形态,研究表明HB-FRP钢扣件部位的混凝土剥离厚度较EB-FRP要大;颜俊辉^[3]在试验数据分析的基础上研究了HB-FRP体系的加固作用机理、破坏模式以及给出

参考文献:

- [1] 刘生奇,蒋本俊.武汉二七长江大桥跨中钢梁合龙施工技术[J].桥梁建设,2012,42(4):7-13.
- [2] 田卫东,柳俊峰.合肥南淝河大桥主桥合龙施工技术[J].桥梁建设,2012,42(S1):126-130.
- [3] 涂光亚,颜东煌,陈常松,等.荆岳长江公路大桥中跨合龙施工技术[J].桥梁建设,2013,43(4):105-109.
- [4] 高宗余.青洲江大桥结合梁斜拉桥设计[J].桥梁建设,2001,31(4):13-17.
- [5] 贾少敏,赵雷,杨兴旺.嘉绍大桥主航道桥几何合龙控制[J].公路交通科技,2014,31(4):87-93.
- [6] 涂光亚,李辉,李亮辉.超大跨度混合梁斜拉桥中跨合龙温度影响及对策[J].中外公路,2020,40(1):61-64.
- [7] 韩大章,李正,华新.江苏灌河大桥设计[J].预应力技术,2007(4):3-7.
- [8] 刘俊胜,王宏,王智龙,等.大跨径结合梁斜拉桥的主跨合龙技术[J].公路交通技术,2010,26(4):67-70.
- [9] 易云焜,谢泽福,牛海喜.厦漳跨海大桥南汉主桥定时合龙技术[J].桥梁建设,2013,43(2):105-109.
- [10] 李国豪.桥梁结构稳定与振动[M].北京:中国铁道出版社,1992.
- [11] 柳惠芬.斜拉桥的实用简化分析[D].上海:同济大学,1995.
- [12] 张哲,万其柏.应用弹性地基梁法计算斜拉桥无索区长度[J].大连海事大学学报,2010,36(2):95-99.

收稿日期:2022-11-17

基金项目:国家自然科学基金资助项目(编号:51578323)

作者简介:徐向锋,女,硕士,副教授.E-mail:404943332@qq.com

了相应的设计指导公式;张峰等^[4]提出了HB-FRP和EB-FRP中部裂缝引起的剥离强度计算公式以及较为合理的锚固间距估算公式。其余试验研究^[5-7]也表明:HB-FRP加固技术可以有效阻止剥离破坏的产生。

数值模拟方面:王振宇等^[7]及Wu等^[8]基于数值模拟,考虑了多种界面的黏结滑移特性,建立了HB-FRP加固梁的精细化有限元模型;张峰等^[9]基于Abaqus软件研究了HB-FRP抗弯加固混凝土梁的受力特性;Zhou等^[10]基于Ansys软件建立了HB-FRP抗弯加固梁的数值模型,由于其网格尺寸较大,并未对FRP的应变及FRP与混凝土的界面力学性能开展研究。

理论分析方面:Wu等^[11]基于最优化方法,进行了黏结滑移模型中待定参数的反演,获得了HB-FRP的黏结滑移模型;张峰等^[12]假定了HB-FRP中钢扣件部位的混凝土楔体破坏形态,建立了多参数混凝土楔体黏结滑移模型;张峰等^[13]基于先期研究的HB-FRP黏结滑移分区模型^[12]开展研究,依据能量方法建立了HB-FRP的黏结滑移统一模型。

综上所述,HB-FRP与混凝土界面力学性能方面研究成果偏少,还有待深入研究。为了更深入了解HB-FRP单剪模型的剥离破坏过程,本文基于弧长法对HB-FRP单剪模型加、卸载全过程的受力特性展开了研究。

1 弧长法

弧长法属于双重目标控制方法,即在求解过程中同时控制荷载因子和位移增量的步长^[14]。其基本控制方程为:

$$\Delta \mathbf{u}^T \Delta \mathbf{u} + \Delta \lambda^2 \phi^2 \mathbf{P}^T \mathbf{P} = \Delta l^2 \quad (1)$$

式中: $\Delta \lambda$ 为荷载因子增量数值; ϕ 为荷载比例系数,用于控制弧长法中荷载因子增量所占的比重; Δl 为固定的半径; $\Delta \mathbf{u}$ 为位移增量向量; \mathbf{P} 为外荷载向量。

非线性静力平衡的迭代求解公式为:

$$\mathbf{K} \delta \mathbf{u}_{i+1}^j = \lambda_{i+1}^j \mathbf{P} - \mathbf{F}_{\text{int}} \quad (2)$$

式中: \mathbf{K} 为结构刚度矩阵; $\delta \mathbf{u}_{i+1}^j$ 为 $i+1$ 次迭代的位移向量增量; \mathbf{F}_{int} 为结构等效荷载向量; j 为荷载增量步; i 为 j 荷载增量步下的迭代步。依据公式(1),弧长法中 λ_{i+1}^j 随着迭代次数会不断变化。

求解荷载因子的增量 $\delta \lambda_{i+1}^j$ 时,为简化计算,可用

垂直于迭代向量的平面代替圆弧,迭代计算过程中可采用常刚度或切线刚度法,具体计算参见图1。

把弧长不变的条件改为向量 \mathbf{r}_i^j 与向量 \mathbf{v}_{i+1}^j 始终保持正交,即满足下列控制方程:

$$\mathbf{r}_i^j \cdot \mathbf{v}_{i+1}^j = 0 (i=1, 2, 3, \dots, n) \quad (3)$$

式中: n 为 j 荷载增量步下的最大迭代次数。

式(3)可具体表示为:

$$\Delta \mathbf{u}_i^{jT} \delta \mathbf{u}_{i+1}^j + \delta \lambda_{i+1}^j \Delta \lambda_i^j \mathbf{P}^T \mathbf{P} = 0 \quad (4)$$

式中: $\Delta \lambda_i^j$ 为 i 次迭代的荷载因子; $\delta \lambda_{i+1}^j$ 为 $i+1$ 次迭代的荷载因子增量; $\Delta \mathbf{u}_i^j$ 为 i 次迭代的位移向量增量。

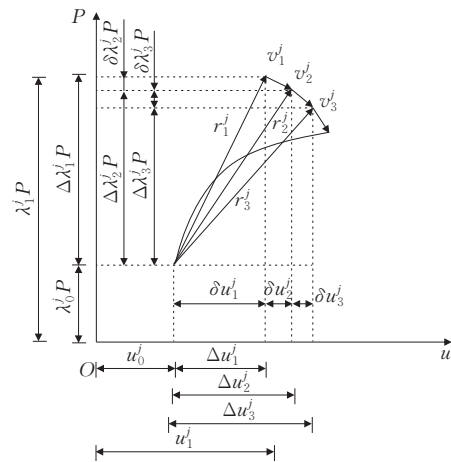


图 1 简化弧长法

在第 j 步荷载增量第 i 次迭代分析中, $\delta \mathbf{u}_{i+1}^j$ 由式(5)表示:

$$\delta \mathbf{u}_{i+1}^j = \mathbf{K}^{-1} (\lambda_{i+1}^j \mathbf{P} - \mathbf{F}_{\text{int}}) = -\mathbf{K}^{-1} (\mathbf{F}_{\text{int}} - \lambda_i^j \mathbf{P}) + \delta \lambda_{i+1}^j \mathbf{K}^{-1} \mathbf{P} \quad (5)$$

由式(5)可以将 $\delta \mathbf{u}_{i+1}^j$ 分为两部分描述:

$$(\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_1 = -\mathbf{K}^{-1} (\mathbf{F}_{\text{int}} - \lambda_i^j \mathbf{P}) \quad (6)$$

$$(\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_2 = \delta \lambda_{i+1}^j \mathbf{K}^{-1} \mathbf{P} \quad (7)$$

式中:第1项 $(\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_1$ 为采用荷载控制的迭代求解结果;第2项 $(\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_2$ 为考虑 $i+1$ 次迭代的荷载因子增量时的位移增量。

由式(4)~(7),可得:

$$\delta \lambda_{i+1}^j = -\frac{\Delta \mathbf{u}_i^{jT} (\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_1}{\Delta \mathbf{u}_i^{jT} (\delta \mathbf{u}_{i+1}^j)_2 + \Delta \lambda_i^j \mathbf{P}^T \mathbf{P}} \quad (8)$$

求得荷载因子增量 $\delta \lambda_{i+1}^j$ 后,由式(5)求得 $\delta \mathbf{u}_{i+1}^j$,则可更新当前的荷载水平和位移向量。

2 EB-FRP单剪模型

为了验证本文采用的弧长法,对文献[15]的模

型试验(图2)开展分析。FRP混凝土的界面采用双线性的黏结滑移模型,黏结强度 $\tau_{\max}=5.03$ MPa,黏结强度对应的滑移量 $s_1=0.048$ mm及最大滑移量 $s_2=0.23$ mm。考虑FRP条带宽度对黏结性能的影响,文献[16]的宽度修正系数:

$$\beta_w = \sqrt{(2 - b_f/b_c)/(1 + b_f/b_c)} \quad (9)$$

式中: b_f 为FRP条带宽度; b_c 为混凝土结构厚度。

FRP加固混凝土结构的数值模拟方法通常有细观有限元^[17]及内聚力单元法^[18]。本文采用非线性弹簧单元^[19]模拟FRP与混凝土的界面黏结力学特性。弹簧单元长度取1 mm,FRP的厚度取0.167 mm,宽度为46 mm,弹性模量取230 GPa,极限拉应变为1.8%。

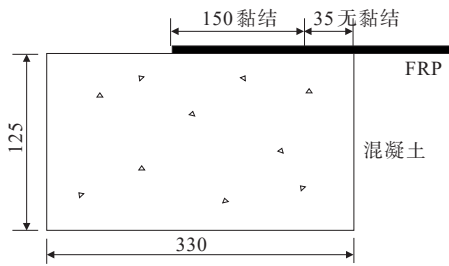


图2 单剪试验模型(单位:mm)

对图2的模型进行计算分析,得到张力与延伸量的关系(图3)。由图3可以看出:基于弧长法的数值模型能有效分析FRP张拉过程中的张力与延伸量的关系。

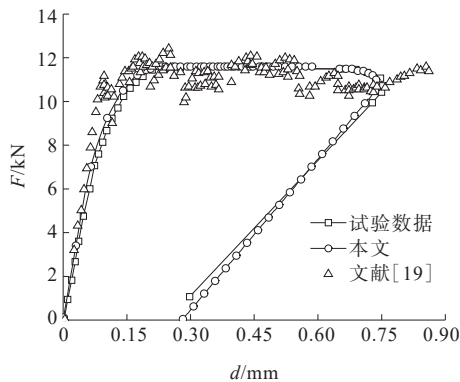


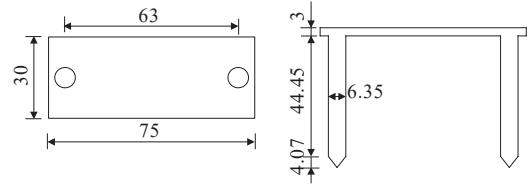
图3 EB-FRP的张力-延伸量曲线

3 HB-FRP界面黏结特性

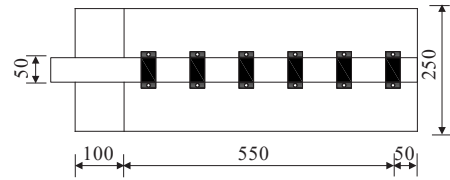
3.1 模型简介

文献[11]开展了不同钢扣件个数的HB-FRP单剪试验,取其中的BⅢb、BⅢc2及BⅢd2试验模型开

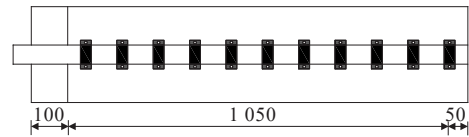
展研究。模型尺寸参见图4。



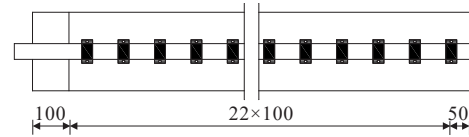
(a) 钢扣件尺寸



(b) BⅢb模型



(c) BⅢc2模型



(d) BⅢd2模型

图4 模型构造(单位:mm)

试验模型中,FRP的弹性模量为242 GPa,每层FRP的名义厚度为0.167 mm,FRP的极限拉应变为1.8%。BⅢb、BⅢc2粘贴7层CFRP布,BⅢd2粘贴9层CFRP布。混凝土的抗压强度为57.6 MPa。

3.2 HB-FRP的黏结滑移本构

钢扣件部位生成两个弹簧单元,一个模拟EB-FRP的黏结特性,另一个模拟机械锚固黏结特性。具体建模方法参见图5。

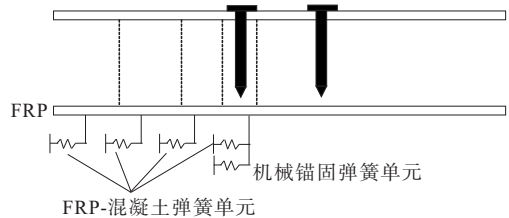


图5 HB-FRP单剪数值模型

采用式(10)模拟EB-FRP的黏结滑移特性^[11]:

$$\tau = E_t t_f \frac{\alpha}{\beta^2} e^{-\frac{s}{\alpha}} (1 - e^{-\frac{s}{\alpha}}) \quad (10)$$

式中: E_f 为 FRP 弹性模量; t_f 为 FRP 厚度; s 为滑移量; τ 为黏结应力; α 取值为 0.128 2; β 取值为 38.665。

钢扣件部位的黏结滑移采用文献[11]模型, 表式参见式(11), τ 单位为 MPa, s 单位为 mm。

$$\tau = \begin{cases} \tau_{\max} s / s_3 & s \leq s_3 \\ \tau_{\max} & s_3 < s \leq s_4 \\ \tau_{\max} (s - s_4) / (s_5 - s_4) & s_4 < s \leq s_5 \\ 0 & s > s_5 \end{cases} \quad (11)$$

文献[11]对本构关系的参数开展了大量研究, 得到黏结强度 $\tau_{\max} = 4.4$ MPa, $s_3 = 0.2$ mm, $s_4 = 8$ mm, $s_5 = 30$ mm。

考虑 FRP 条带宽度对黏结性能的影响, 分别对 B III b、B III c2 和 B III d2 建立有限元模型, 开展数值模拟。但是通过计算发现, 采用文献[11]模型, 考虑 FRP 宽度修正系数, 数值模拟结果与试验测试结果存在一定误差(表 1、图 6)。

表 1 数值模拟计算结果

模型	(1)	(2)	(1)/(2)	(3)	{[(3)-(1)]/ (1)} / %	破坏 形态
B III b	119.3	103	1.16	109	-8.63	剥离
B III c2	154.6	151	1.02	165	6.73	剥离
B III d2	256(*)	229	1.12	249	-4.23	未坏

注: (1) 为试验值(kN); (2) 为文献[11]黏结本构(kN); (3) 为修正的文献[11]黏结本构(kN); * 表示由于试验未剥离破坏, 取值为文献[11]理论剥离破坏值。

由表 1 可以看出: 直接采用文献[11]黏结本构时, 特别是 B III d2 模型的误差较大。为此本文计算时, 根据表 1 中 3 个模型的 (1)/(2) 栏的数值取平均值, 修正了文献[11]黏结本构, 修正系数为 1.1。

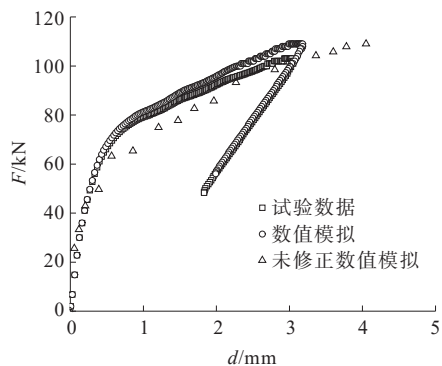
由图 6 可以看出: 基于弧长法建立的数值有限元模型计算得到不同黏结长度 HB-FRP 单剪模型的张拉力与延伸量的关系与试验数据吻合。

3.3 界面黏结应力分布特征

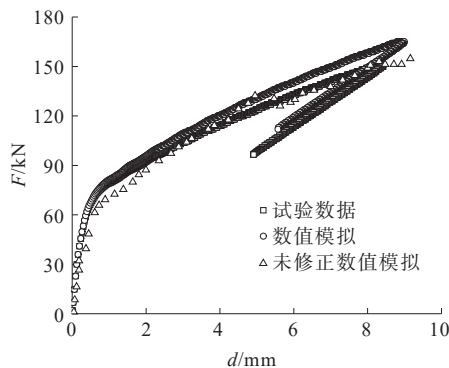
对比试验数据和本文数值模拟得到的界面黏结应力分布值如图 7 所示。

由图 7 可以看出:

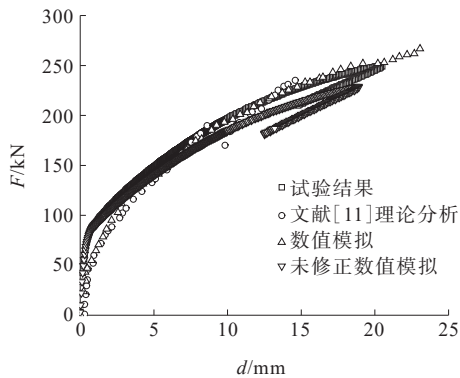
(1) 本文的数值模拟结果与文献[11]结果吻合较好。对于 B III d2 模型, 试验结果显示黏结应力在 1 400 mm 和 1 600 mm 位置较大。本文数值模拟结果显示在 1 400 mm 位置黏结应力最大。本文计算结果与试验数据更为接近。



(a) B III b



(b) B III c2



(c) B III d2

图 6 HB-FRP 的张拉力-延伸量曲线

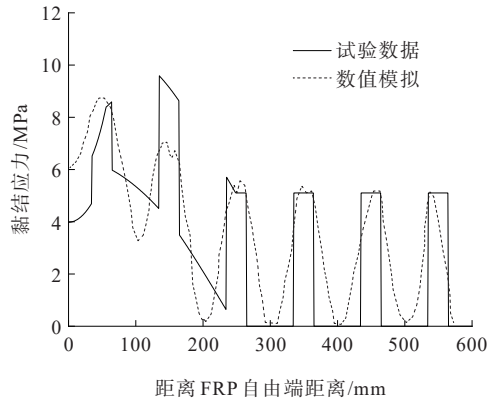
(2) 钢扣件部位的黏结应力为钢扣件弹簧和 EB-FRP 黏结弹簧计算结果之和。

进一步研究 B III d2 模型的黏结应力在加载、卸载时的发展规律, 结果如图 8 所示。

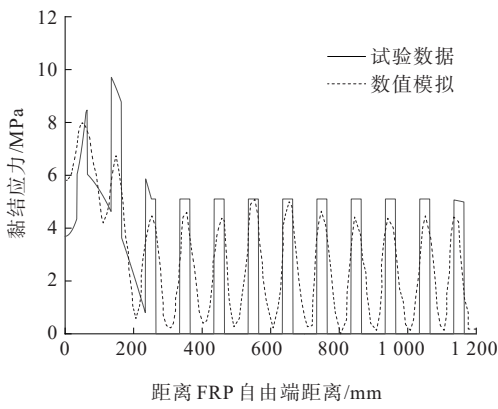
由图 8 可知:

(1) 随着张拉力增大, 最大黏结力逐步往 FRP 自由端移动, 其发展规律与 EB-FRP 黏结力发展规律类似。

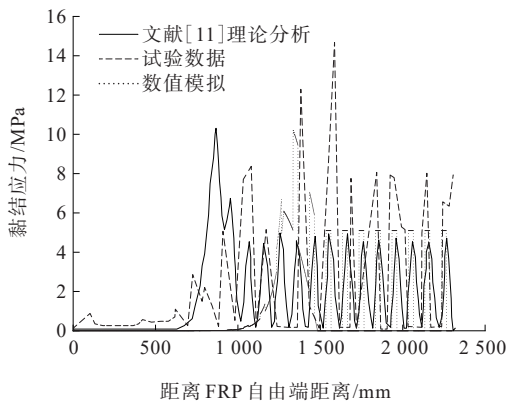
(2) 从 $F = 0.66F_u$ 荷载等级的计算结果可以看出: 钢扣件对 EB-FRP 黏结应力的影响范围仅为邻近的 3 个钢扣件。该现象表明: EB-FRP 的有效黏结长



(a) B III b



(b) B III c2



(c) B III d2

图7 界面黏结应力数值模拟和试验值对比

度仅为300 mm左右。

(3) 1倍荷载等级时,加载端钢扣件发生了较大滑移,受力状态已进入其本构关系的第3段。越靠近加载端,其滑移量越大,承载越弱,在FRP纵向表现为线性分布特征。

(4) 卸载时,自由端的黏结应力进一步降低;由于加载端的滑移同时减小,钢扣件承受荷载又逐渐增加,在FRP纵向依然表现为线性分布特征。自由端黏结效应和钢扣件效应的叠加值总体呈现下降趋势。

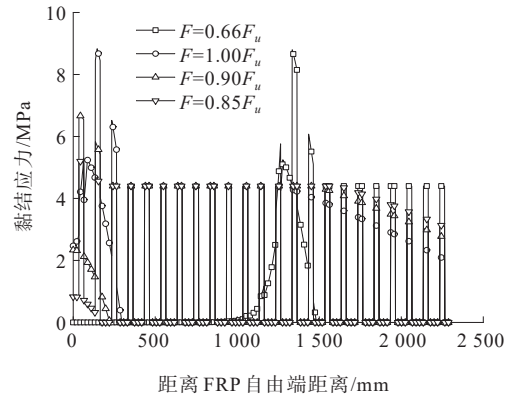
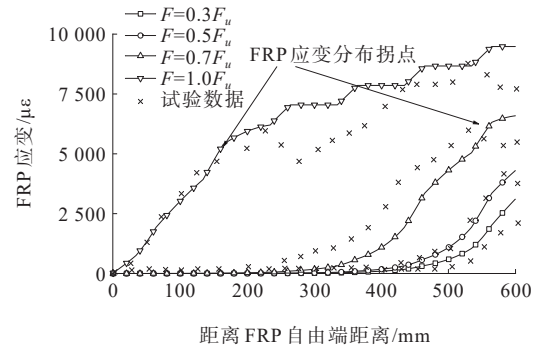


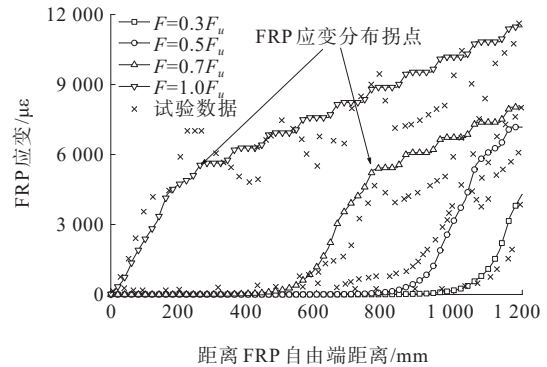
图8 界面黏结应力发展规律

3.4 FRP应变分布特征

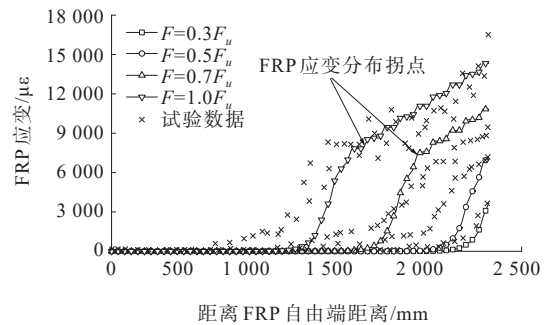
试验数据和本文数值模拟得到的FRP应变分布值如图9所示。



(a) B III b



(b) B III c2



(c) B III d2

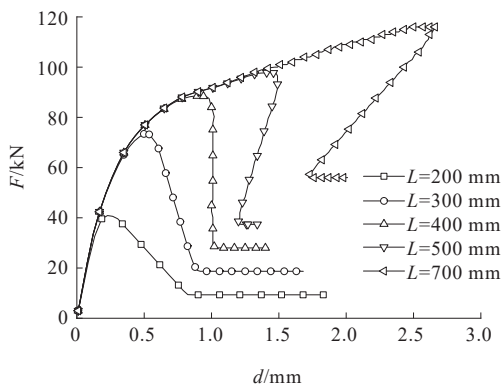
图9 FRP应变分布特征

由图9可以看出:

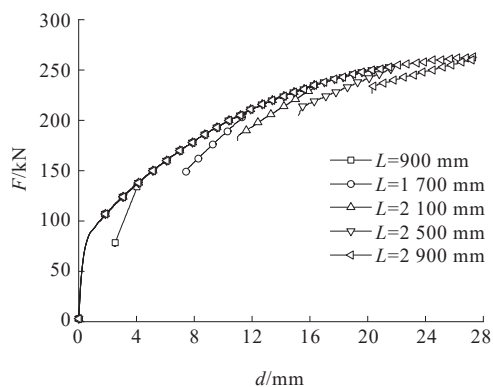
- (1) 本文模型的计算结果与试验数据吻合。
- (2) FRP应变分布拐点即为黏结应力最大点。

3.5 HB-FRP的有效黏结长度

为了进一步分析不同粘贴长度对剥离破坏荷载的影响,对不同粘贴长度的有限元模型开展数值模拟。钢扣件的个数分别为1、2、3、4、6、8、10、12、14、16、18、20、22、24、26、28及36,共计17个有限元模型。钢扣件的间距均为100 mm,粘贴长度为钢扣件纵向分布长度加上两侧各50 mm的长度,FRP层数统一按照9层计算。张拉力与延伸量的曲线参见图10,受限于篇幅,仅列出部分结果。



(a) 钢扣件个数为1、2、3、4、6



(b) 钢扣件个数为8、16、20、24及28

图10 张拉力-延伸量曲线的参数分析

由图10(a)可以看出:当粘贴长度超过400 mm后,张拉力延伸量的曲线形状基本相同。当粘贴长度小于400 mm时,剥离破坏过程中,未出现卸载曲线。

统计图10的计算结果,通过剥离承载力与黏结长度的关系曲线(图11)可获得有效黏结长度,有效黏结长度对应的抗剥离力取值为0.96的剥离承载能

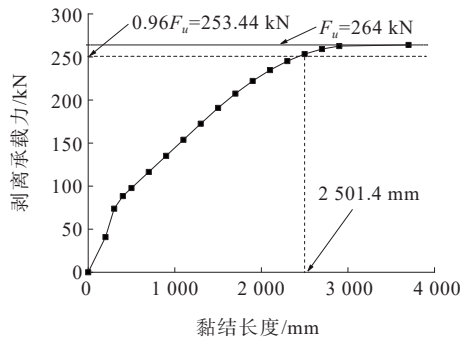


图11 有效黏结长度

力^[20]。依据该原则,文献[11]计算得到的HB-FRP加固体系有效黏结长度2500 mm,本文计算得到的HB-FRP加固体系有效黏结长度2501.4 mm,两者基本相同。

卸载的受力特性表现为:当EB-FRP与混凝土黏结力完全丧失后,仅剩钢扣件部位的混凝土损伤面的摩擦力和栓钉销栓作用,在加固体系完全剥离前,其承受荷载值几乎为定值。整理图10的计算值得到图12,可以看出:当粘贴长度小于HB-FRP有效黏结长度时,栓钉数量越多,卸载后直线区域的荷载值也越大,表明了钢扣件数量与其抗剥离能力呈线性关系。

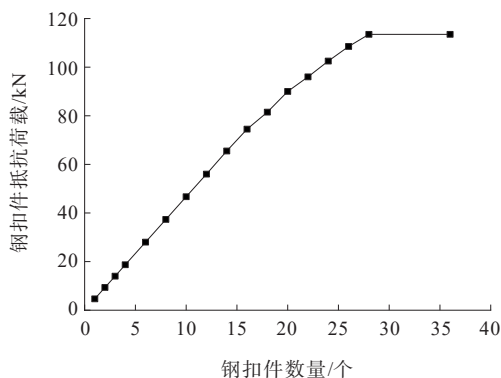


图12 钢扣件数量对抗剥离承载力的影响

4 结论

(1) 采用双线性本构考虑FRP与混凝土的界面黏结滑移,采用三线性本构考虑钢扣件部位的界面黏结滑移,采用双弹簧模拟钢扣件部位的黏结滑移特性,基于弧长法开展非线性分析,能有效计算HB-FRP单剪模型的加、卸载的全过程受力性能。

(2) 基于文献[11]提出了黏结滑移修正模型,修正系数为1.1。

(3) 计算得到的HB-FRP加固体系有效黏结长度能达到2 500 mm左右,而EB-FRP的有效黏结长度仅为300 mm左右。该结论也表明钢扣件有效抑制了剥离发生。

(4) 当粘贴长度小于HB-FR有效黏结长度时,钢扣件数量与其抵抗剥离荷载能力呈线性关系。

参考文献:

- [1] WU Y F, HUANG Y E. Hybrid bonding of FRP to reinforced concrete structures[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2008, 12(3): 266-273.
- [2] YUN Y C, WU Y F, TANG W C. Performance of FRP bonding systems under fatigue loading[J]. *Engineering Structures*, 2008, 30(11): 3129-3140.
- [3] 颜俊辉. FRP混合粘贴技术加固混凝土梁的试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2009.
- [4] 张峰, 牛平霞, 李树忱, 等. FRP-螺栓联合加固RC梁黏结性能试验研究[J]. *土木建筑与环境工程*, 2010, 32(6): 7-13.
- [5] 宿莹, 吴智敏, 胡程鹤, 等. CFRP布加固钢筋混凝土梁的新型复合黏结技术[J]. *建筑科学与工程学报*, 2009, 26(4): 66-72.
- [6] WU Z M, HU C H, WU Y F, et al. Application of improved hybrid bonded FRP technique to FRP debonding prevention [J]. *Construction and Building Materials*, 2011, 25(6): 2898-2905.
- [7] 王振宇, 吴宇飞, 何伟. 混合黏贴FRP加固混凝土梁数值模型研究[C]//董石麟. 第四届海峡两岸结构与岩土工程学术研讨会. 北京: 浙江大学出版社, 2007: 503-517.
- [8] WU Y F, WANG Z Y, LIU K, et al. Numerical analyses of hybrid-bonded FRP strengthened concrete beams[J]. *Computer-aided Civil and Infrastructure Engineering*, 2009, 24(5): 371-384.
- [9] 张峰, 徐向锋, 李术才. HB-FRP加固RC梁的精细有限元分析[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2015, 47(8): 125-128.
- [10] ZHOU Y Z, GOU M K, ZHANG F Y, et al. Reinforced concrete beams strengthened with carbon fiber reinforced polymer by friction hybrid bond technique: Experimental investigation[J]. *Materials & Design*, 2013, 50: 130-139.
- [11] WU Y F, LIU K. Characterization of mechanically enhanced FRP bonding system[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2013, 17(1): 34-49.
- [12] 张峰, 徐向锋, 李术才. HB-FRP加固混凝土结构的粘结滑移模型[J]. *中国公路学报*, 2015, 28(1): 38-44, 53.
- [13] 张峰, 徐向锋, 李术才. HB-FRP加固混凝土结构的黏结滑移统一模型[J]. *应用数学和力学*, 2015, 36(12): 1294-1305.
- [14] DE SOUZA NETO E A, FENG Y T. On the determination of the path direction for arc-length methods in the presence of bifurcations and 'snap-backs'[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1999, 179(1/2): 81-89.
- [15] ALI-AHMAD M, SUBRAMANIAM K, GHOSN M. Experimental investigation and fracture analysis of debonding between concrete and FRP sheets[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2006, 132(9): 914-923.
- [16] 滕锦光, 陈建飞, S.T. 史密斯, 等著. FRP加固混凝土结构[M]. 李荣, 滕锦光, 顾磊, 译. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005.
- [17] LU X Z, YE L P, TENG J G, et al. Meso-scale finite element model for FRP sheets/plates bonded to concrete[J]. *Engineering Structures*, 2005, 27(4): 564-575.
- [18] CHEN G M, CHEN J F, TENG J G. On the finite element modelling of RC beams shear-strengthened with FRP[J]. *Construction and Building Materials*, 2012, 32: 13-26.
- [19] Chen G M. Behaviour and strength of RC beams shear-strengthened with externally bonded FRP reinforcement[D]. Hong Kong: Polytechnic University, 2010.
- [20] YUAN H, WU Z S, YOSHIZAWA H. Theoretical solutions on interfacial stress transfer of externally bonded steel/composite laminates[J]. *Doboku Gakkai Ronbunshu*, 2001, 2001(675): 27-39.