

基于内聚力模型的快速荷载下 CFRP-混凝土界面剪切剥离模拟

肖云逸, 章子华*

(宁波大学 土木与环境工程学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 鉴于纤维增强复合材料(Fiber Reinforced Polymer, FRP)已在混凝土结构加固中普遍应用, 能有效提高结构的承载和变形能力. 为揭示动载作用下 FRP-混凝土界面的剥离机理, 本文基于 ABAQUS 平台, 采用内聚力模型模拟 CFRP-混凝土界面层, 实现了快速荷载下 CFRP-混凝土界面剥离的高效模拟. 结果表明: CFRP 表面应变在加载过程中由加载端向自由端方向传递, 随着加载速率的提高, 界面承载能力也随之提高; 界面峰值剪应力也存在显著的应变率效应; 模拟结果与试验结果基本吻合, 说明了新方法的有效性.

关键词: CFRP; 快速荷载; 有限元分析; 界面剥离; 黏结性能

中图分类号: TU528.572

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2020) 04-0082-07

混凝土结构在服役期内可能遭受地震、爆炸、冲击等多种形式的动载作用. 作为一种率敏感性材料, 混凝土在动载作用下表现出与静载下完全不同的力学行为^[1-4]. FRP 材料具有轻质、高强、耐疲劳、耐腐蚀等优点, 已被广泛用于各类建筑结构的受损加固. 由于混凝土与外贴 FRP 之间存在薄弱界面, 界面的剥离破坏是加固结构中的主要失效模式之一, 因此, 界面黏结性能成了决定加固结构整体受力性能的关键. 研究表明, FRP-混凝土界面存在与素混凝土类似的应变率效应^[5-9]. 因此, 研究快速荷载下 FRP-混凝土界面剥离机理对 FRP 加固混凝土结构在抗震、防撞等方面的设计和应用具有重要意义.

目前, 研究 FRP-混凝土界面黏结性能的试验主要有正拉试验、面内剪切试验和梁式试验等^[10-11]. 由于试验中存在测试数据离散性大、测点布置间距受限、界面剥离全过程难以连续描述等困难, 仅凭试验结果很难全面、准确地掌握 FRP-混凝土界面剥离过程和局部细节. 而以有限元法为代表的数值方法能有效捕捉复合材料界面剥离过程中的非线性力学行为, 已成为研究 FRP-混凝土界面剥离过程的有力工具. 目前, 常用的 FRP-混凝土界面剥

离模拟方法有 2 种: (1)FRP 单元与混凝土单元采用节点绑定的方式, 忽略胶层影响, 假定剥离失效只发生在界面附近混凝土薄层中, 以混凝土单元的依次失效来模拟 FRP-混凝土界面剥离行为^[12-14]. 这类方法虽然概念简单, 但模拟精度依赖于界面附近网格尺寸, 且容易出现病态矩阵导致的数值收敛困难等问题. (2)在 FRP 与混凝土界面间插入一层无厚度界面单元来模拟胶层, 通过界面单元的依次失效来模拟 FRP-混凝土界面剥离行为^[15-17]. 本文采用上述第二种思路, 基于 ABAQUS 平台, 采用内聚力模型(Cohesive Zone Model, CZM)模拟 CFRP-混凝土界面层, 以加载速率、混凝土强度等级为控制变量, 对 5 个不同参数单面剪切试件的界面剥离过程进行模拟, 通过对 CFRP 表面应变、界面剪应力和黏结滑移曲线等方面的分析, 揭示冲击荷载下 FRP-混凝土界面剥离的特点和机理. 并通过与试验结果的对比, 以验证该方法的合理性和准确性, 为快速荷载下 FRP-混凝土界面剥离的高效模拟提供了一种有效手段.

1 问题描述

基于 ABAQUS 平台对 CFRP-混凝土单面剪切

收稿日期: 2019-09-20.

宁波大学学报(理工版)网址: <http://journalg.nbu.edu.cn/>

基金项目: 浙江省自然科学基金(LY18E080013)

第一作者: 肖云逸(1994-), 男, 浙江宁波人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: FRP 加固混凝土结构. E-mail: 295369025@qq.com

*通信作者: 章子华(1984-), 男, 浙江宁波人, 博士/副教授, 主要研究方向: FRP 加固混凝土结构. E-mail: zhangzihua@nbu.edu.cn

试块进行建模. CFRP 布和混凝土分别采用 S4R 单元(四节点减缩积分壳单元)和 C3D8R 单元(八节点六面体缩减积分三维实体单元), 界面采用内聚力接触(cohesive surface)单元, 并假设界面剥离破坏仅发生在界面中.

根据单面剪切试验边界条件^[5], 在 CFRP 布加载端分别施加 0.2、2、6、10、200 kN·s⁻¹ 的均布拉力, 对应的应变率分别为 1 500×10⁻⁶、1 500×10⁻⁶、4 500×10⁻⁶、7 500×10⁻⁶、100 000×10⁻⁶ s⁻¹. 混凝土试块尺寸 100 mm×100 mm×300 mm, CFRP 黏贴区域 50 mm×200 mm. 在靠近加载端, CFRP 与混凝土试块上表面设置一段非黏接区, 混凝土试块前后端面均采用固端约束. 相应有限元模型如图 1 所示.

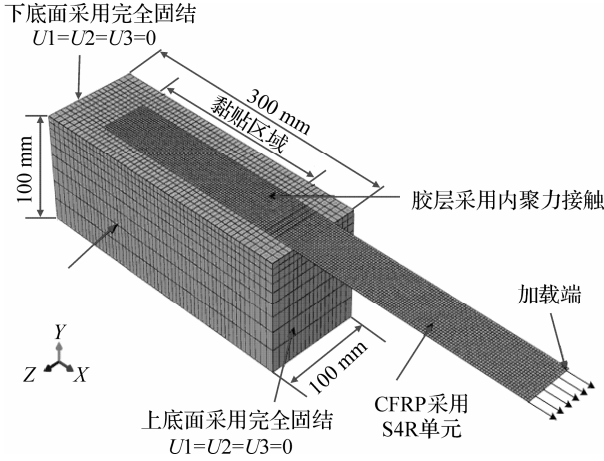


图 1 CFRP-混凝土单面剪切试件有限元模型

2 内聚力模型

2.1 模型简介

传统线弹性断裂力学在计算裂纹尖端应力场时, 基于裂纹无限尖的假定, 致使求解的尖端应力无穷大, 而这一点与材料实际应力状态不同. 因此, 相关学者提出裂纹尖端存在一个内聚力区域^[18-19], 此区域代表了待扩展裂纹的前端区域, 且区域中裂尖的概念是一种数值定义, 而非实际材料中的裂尖范围. 在该区域内, 可采用内聚力(σ)-相对位移(δ)的本构关系来描述裂缝的开裂剥离过程, 此本构关系即称为内聚力模型^[20-21]. 在使用内聚力模型模拟复合材料界面剥离问题时, 假定断裂仅出现在内聚力单元中, 此举可大大节约计算成本.

常见的内聚力模型主要有双线性、梯型、指数型以及多项式型等类型. 由于双线性内聚力模型

适用于胶层等脆性材料的损伤失效模拟, 因此本文采用此类型的内聚力模型来模拟界面的剥离开裂过程^[22-23].

2.2 本构关系

双线性内聚力模型的法向和切向的本构关系表示如下:

$$T_n = \begin{cases} \frac{\sigma_{n\max}}{\delta_n} \delta, \delta \leq \delta_n, \\ \sigma_{n\max} \frac{\delta_{n,f} - \delta}{\delta_{n,f} - \delta_n}, \delta > \delta_n, \end{cases} \quad (1)$$

$$T_\tau = \begin{cases} \frac{\sigma_{\tau\max}}{\delta_\tau} \delta, \delta \leq \delta_\tau, \\ \sigma_{\tau\max} \frac{\delta_{\tau,f} - \delta}{\delta_{\tau,f} - \delta_\tau}, \delta > \delta_\tau, \end{cases} \quad (2)$$

式中: T_n 和 T_τ 分别为法向和切向应力值; $\sigma_{n\max}$ 和 $\sigma_{\tau\max}$ 分别为法向及切向应力峰值; δ_n 和 δ_τ 为应力峰值时对应的相对位移; $\delta_{n,f}$ 和 $\delta_{\tau,f}$ 表示应力为零时对应的相对位移.

2.3 损伤初始准则

模拟材料界面剥离开裂过程可分为两步——初始失效和裂纹扩展. 本文采用最大名义应力准则(Maximum Nominal Stress Criterion)用来判定单元是否发生初始损伤, 即

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_{n,0}}, \frac{t_s}{t_{s,0}}, \frac{t_t}{t_{t,0}} \right\} = 1, \quad (3)$$

式中: $t_{n,0}$ 为与界面垂直的纯法变形时的最大名义应力; $t_{s,0}$ 和 $t_{t,0}$ 分别为与界面相切 2 个方向上纯切向变形时的最大名义应力; t_n 、 t_s 和 t_t 分别是法向及 2 个切向的应力.

2.4 损伤扩展准则

材料界面产生初始损伤后, 裂纹扩展由界面断裂能释放率来控制. 本文采用幂法准则(Power Law Damage, PLD)来描述内聚力单元损伤时能量释放率, 即:

$$\left(\frac{G_n}{G_{n,c}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_s}{G_{s,c}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_t}{G_{t,c}} \right)^\alpha = 1, \quad (4)$$

式中: $G_{n,c}$ 、 $G_{s,c}$ 和 $G_{t,c}$ 分别为法向及 2 个切向的临界释放率; G_n 、 G_s 和 G_t 分别为法向及 2 个切向的能量释放率; η 和 α 为试验拟合参数, 对于 CFRP 材料, η 和 α 通常取 1.

表 1 材料参数

材料	参数	试件编号				
		A30C-I	A30C-II	A30C-III	A30C-IV	A30C-DIII
C30 混凝土	E/GPa	30.2	30.2	30.2	30.2	30.2
	μ	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2 300	2 300	2 300	2 300	2 300
CFRP	E_1/GPa	240	240	240	240	240
	$E_2=E_3/\text{GPa}$	8.273	8.273	8.273	8.273	8.273
	$G_{12}=G_{13}/\text{GPa}$	4.136	4.136	4.136	4.136	4.136
	G_{23}/GPa	3.447	3.447	3.447	3.447	3.447
	$\mu_{12}=\mu_{13}$	0.26	0.26	0.26	0.26	0.26
	μ_{23}	0.34	0.34	0.34	0.34	0.34
	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	1 780	1 780	1 780	1 780	1 780
界面层	$K_{nn}=K_{ss}=K_{tt}/\text{MPa}$	30 000	30 000	30 000	30 000	30 000
	$t_n=t_s=t_t/\text{MPa}$	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
	$G_{n,c}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.653	0.771	0.868	1.006	1.427

3 材料参数

鉴于 CFRP-混凝土剥离失效仅发生在界面层中,故可不考虑混凝土的塑性损伤,可将混凝土视为线弹性,以减少计算量.实验在主频 2.5 GHz,内存 8 GB 的 PC 机上完成.以 A30C-DIII 试件为例,分析时长约为 1 800 s.混凝土的弹性模量、泊松比和密度按《混凝土结构设计规范》^[26]取值.将 CFRP 设为正交各向异性材料,其材料参数取值参考文献^[27].界面单元的 K_{nn} 、 K_{ss} 、 K_{tt} 、 t_n 、 t_s 、 t_t 取值参考文献^[24-25], $G_{n,c}$ 取值参考相关试验结果^[5-6].具体数值列于表 1.

4 结果与讨论

4.1 CFRP 表面应力

限于篇幅,本文仅给出部分试块的模拟结果.图 2 为 A30C-DIII 试件的 CFRP 表面应力分布云图.在加载初期(图 2(a)),应力峰值位于加载端,随着荷载的增加,CFRP 应力峰值由加载端向自由端发展.在 CFRP-混凝土界面剥离过程中(图 2(b)),在界面剥离边缘存在显著的应力集中现象.在界面剥离末期(图 2(c)),CFRP 表面应力发生明显的重分布,峰值应力呈 U 型分布,并开始卸载.

4.2 CFRP 表面应变

根据 Dai 模型^[28]对 CFRP 表面应变进行拟合,

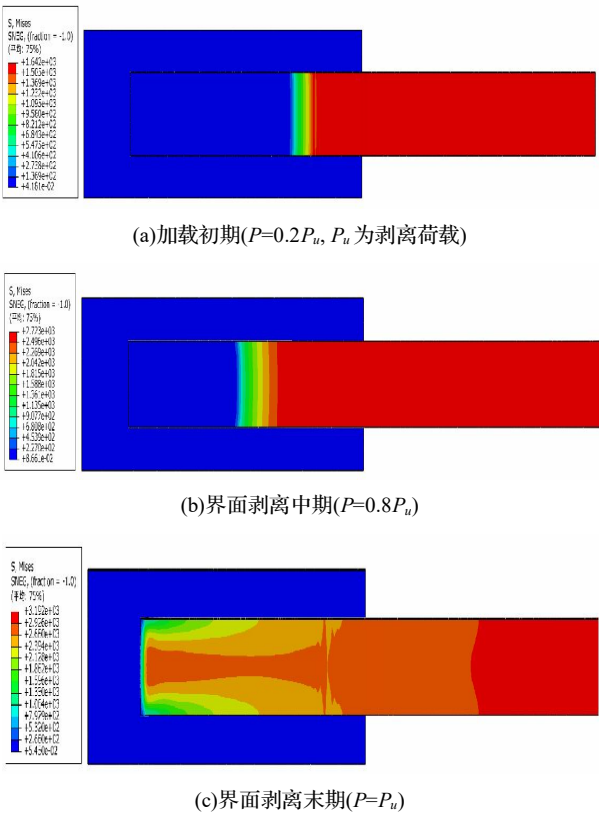


图 2 CFRP 表面 Von Mises 等效应力云图

即

$$\varepsilon(x)=\frac{a/b}{1+e^{(x-x_0)/b}}, \tag{5}$$

式中: a 和 b 为拟合参数; x 为距加载端的距离, mm;

x_0 为峰值剪应力距加载端的距离, mm.

从图3可见, 加载初期, 靠近加载端的CFRP表面应变逐渐增大, 但应变的传递区域较短, 距离加载端较远的区域应变几乎为零. 在CFRP-混凝土界面自由端剥离中期, 随着荷载的增加, 应变逐渐向自由端传递. 对比准静态加载试件 A30C-I(图3(a))和快速荷载加载试件 A30C-DIII(图3(b))可以发现, 不同加载速率下的CFRP表面应变分布曲线变化趋势大致相同, 随着荷载的增大, CFRP表面应变由加载端向自由端扩展, 当加载末期时的加载端界面发生剥离破坏时, 快速加载试件的CFRP表面最大应变值明显大于准静态加载试件, 这说明随着加载速率的提高, CFRP-混凝土界面承载力也随之提高, 即存在显著的应变率效应.

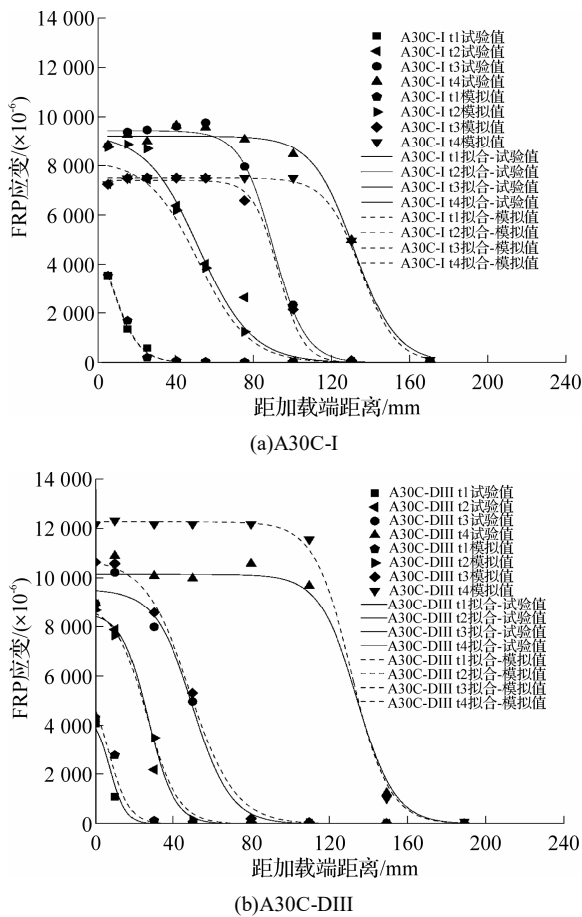


图3 CFRP表面应变分布

对比张裕华等^[5]及施嘉伟等^[6]的试验结果与数值模拟结果(图3)可以发现, 在加载初期, 试验结果与模拟结果大致吻合, 但随着荷载的增大, 试验值会略大于模拟值. 造成这种现象的原因可能是

在单面剪切试验过程中, 由于试件存在对中误差, 加载后产生了垂直于界面的法向应力, 导致界面不再是纯剪状态, 从而导致界面剪切承载力下降. 对比不同加载速率下的结果可知, CFRP表面应变分布曲线变化趋势大致相同, 并随着加载速率的提高, 对应的峰值应变也会相应提高.

4.3 界面黏结剪应力

图4为A30C-DIII试件的界面黏结剪应力分布云图. 由图可见, 在加载初期, 加载端的黏结剪应力迅速增大, 并逐渐向自由端传递, 靠近自由端的位置剪应力几乎为零(图4(a)). 在界面剥离过程中, 随着荷载的增大, 界面峰值剪应力逐渐向自由端传递(图4(b)、图4(c)).

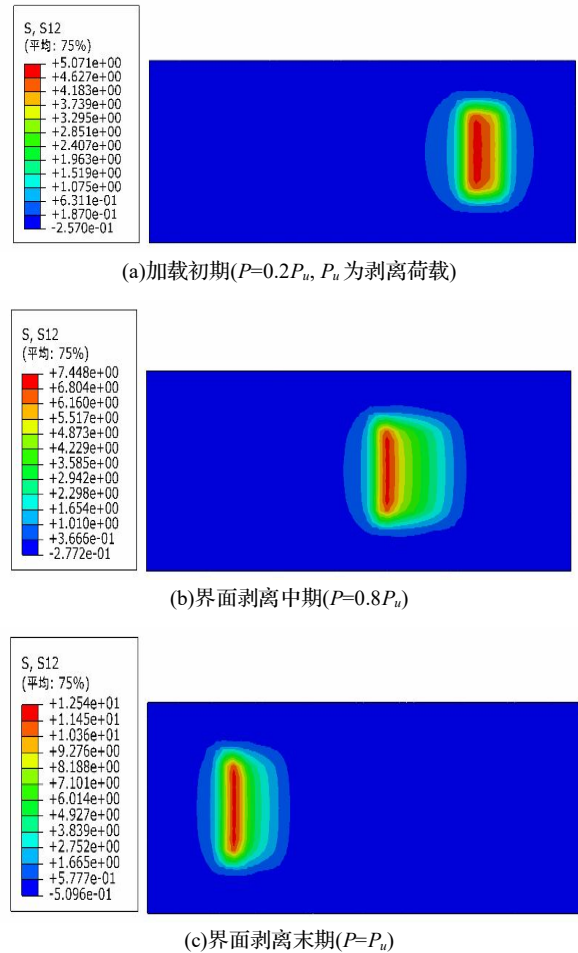


图4 界面黏结剪应力云图

对界面应变(式(5))求导可得剪应力分布公式:

$$\tau(x) = \left| E_f t_f \frac{d\varepsilon(x)}{dx} \right| = \frac{a}{b^2} \cdot \frac{E_f t_f e^{\frac{x-x_0}{b}}}{(1 + e^{\frac{x-x_0}{b}})^2}, \quad (6)$$

式中: τ 、 σ 、 E_f 、 b_f 和 t_f 分别为 CFRP 表面黏结剪应力、正应力、弹性模量、黏结宽度和计算厚度。

从图 5 可知, 在加载初期, 靠近加载端的界面峰值剪应力迅速增大, 并向自由端传递. 随着荷载的增大, 界面峰值剪应力逐渐向自由端传递. 对比准静态加载试件 A30C-I(图 5(a))和快速荷载加载试件 A30C-DIII(图 5(b))可以发现, 不同加载速率下的界面峰值剪应力传递规律大致相同, 但快速加载试件界面传递的峰值剪应力明显大于静态加载试件, 这说明界面峰值剪应力也存在显著的应变率效应。

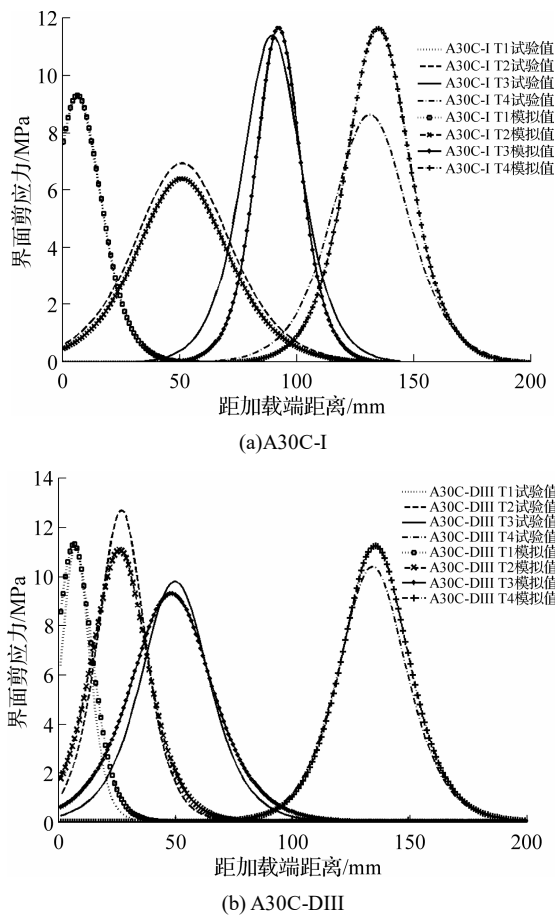


图 5 界面剪应力分布

从对比结果看, 试验值与模拟值大致吻合, 但由于前述试验对中误差, 在加载末期模拟值会略大于试验值. 不同加载速率条件下的结果看, 界面黏结剪应力的分布曲线变化趋势大致相同, 随着加载速率的提高, 对应的峰值剪应力也随之提高。

4.4 界面黏结滑移关系

将式(5)进行 x 积分, 可得到界面滑移分布表达

式, 即

$$s(x) = \int_0^x \varepsilon(x) dx = a \ln(1 + e^{\frac{x_0 - x}{b}}). \quad (7)$$

将式(6)、(7)联立, 得到剪切试件界面黏结滑移拟合公式, 即:

$$\tau(s) = E_f t_f \frac{a}{b^2} e^{-\frac{s}{a}} (1 - e^{-\frac{s}{a}}), \quad (8)$$

式中: a 、 b 均为拟合参数; E_f 、 t_f 分别为 CFRP 的弹性模量和计算厚度。

剪切试件的界面黏结滑移结果如图 6 所示. 由图可见, 通过有限元模拟获得的界面黏结滑移曲线由线性上升段、曲线上升段和曲线下降段三部分组成. 随着加载速率的提高, 曲线中对应的黏结剪应力也相继提高, 而滑移量改变并不明显, 即界面有效黏结长度变化不大, 这说明提高加载速率能够增大界面黏结剪应力, 而对加载端界面极限滑移值的影响并不显著, 这与试验中观察到的现象一致^[5-6]. 此外, 由于界面剪切应力、应变的试验值偏低, 界面黏结滑移模拟曲线峰值也高于试验值。

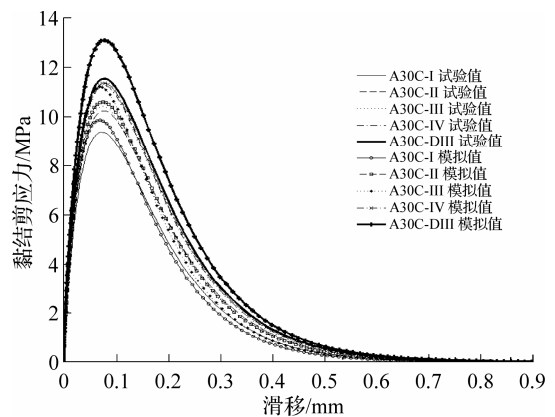


图 6 界面黏结滑移曲线

5 结论

本文采用内聚力模型对不同加载速率下的 CFRP-混凝土单面剪切剥离试验进行有限元模拟, 通过参数分析研究了应变率对 CFRP 应变分布、黏结剪应力分布、界面黏结滑移曲线的影响, 得到以下主要结论:

(1) 在加载初期, 靠近加载端的 CFRP 表面应变逐渐增大, 但应变的传递区域较短, 距离加载端较远的区域应变几乎为零. 在 CFRP-混凝土界面剥离中期, 随着荷载的增加, 应变逐渐向自由端传递。

峰值应变随着应变率的提高而显著提高。

(2)在加载初期,靠近加载端的界面峰值剪应力迅速增大,并向自由端传递。随着荷载的增大,界面峰值剪应力逐渐向自由端传递;CFRP-混凝土界面的峰值剪应力也随着应变率的提高而显著提高。

(3)通过本文方法获得的CFRP-混凝土界面黏结滑移曲线由线性上升段、曲线上升段和曲线下落段三部分组成。随着应变率的提高,同一位移对应的黏结剪应力也相继提高,界面总滑移量改变并不明显,即界面有效黏结长度变化不大。

(4)对比试验结果与有限元模拟结果可以发现,在加载初期,CFRP表面应变和界面峰值剪应力传递规律大致吻合,但加载末期模拟值会略大于试验值;试验与模拟获得的界面黏结滑移曲线形式基本一致,但界面黏结滑移模拟曲线中获得的黏结剪应力峰值大于试验曲线。

(5)本文利用内聚力模型来模拟界面的实际剥离开裂过程,假定破坏仅发生在胶层处,而实际试件的破坏面大多位于混凝土内部,属于内聚破坏,这与数值模拟的破坏形式有一定出入;单剪试件在加载中存在对中误差,导致加载末期模拟值与试验值存在误差。

参考文献:

- [1] Xiao J, Li L, Shen L, et al. Effects of strain rate on mechanical behavior of modeled recycled aggregate concrete under uniaxial compression[J]. Construction and Building Materials, 2015, 93:214-222.
- [2] Pham T M, Hao H. Review of concrete structures strengthened with FRP against impact loading[J]. Structures, 2016, 7:59-70.
- [3] Wang S, Le H T N, Poh L H, et al. Effect of high strain rate on compressive behavior of strain-hardening cement composite in comparison to that of ordinary fiber-reinforced concrete[J]. Construction and Building Materials, 2017, 136(1):31-43.
- [4] Saiidi M S, Johnson R, Maragakis E. Strain rate effects on strength of unidirectional FRP fabrics and bond to concrete[C]. Proceedings of the 3rd International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, Hong Kong, China, 2006:79-82.
- [5] 张裕华. 冲击荷载下FRP-混凝土界面剥离机理研究[D]. 宁波: 宁波大学, 2017.
- [6] 施嘉伟, 朱虹, 吴智深, 等. FRP片材-混凝土界面应变率效应试验研究[J]. 土木工程学报, 2012(12):99-107.
- [7] 施嘉伟, 朱虹, 吴智深, 等. 数字图像相关法测量FRP片材与混凝土界面的黏结滑移关系[J]. 土木工程学报, 2012, 45(10):13-22.
- [8] Yuan C, Chen W, Pham T M, et al. Strain rate effect on interfacial bond behaviour between BFRP sheets and steel fibre reinforced concrete[J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 174:107032.
- [9] Shen D, Shi H, Ji Y, et al. Strain rate effect on effective bond length of basalt FRP sheet bonded to concrete[J]. Construction and Building Materials, 2015, 82:206-218.
- [10] 杨勇新, 岳清瑞, 胡云昌. 碳纤维布与混凝土粘结性能的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(3):36-42.
- [11] 滕锦光. FRP加固混凝土结构[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005:34-64.
- [12] Wu Z S. Element-level study on stress transfer based on local bond properties[R]. Technical Report of JCI Technical Committee on Retrofit Technology, 2003.
- [13] 陆新征, 谭壮, 叶列平, 等. FRP布-混凝土界面粘结性能的有限元分析[J]. 工程力学, 2004, 21(6):45-50.
- [14] 彭晖, 高勇, 唐雪松, 等. FRP-混凝土界面损伤演化过程有限元模拟[J]. 建筑结构, 2015, 45(9):103-107.
- [15] 吴业飞, 陈伟球. 基于内聚力模型的FRP-混凝土粘结强度分析[J]. 工程力学, 2010, 27(7):113-119.
- [16] 陆新征, 江见鲸. 考虑不同破坏模式的二维混凝土本构模型[J]. 土木工程学报, 2003, 36(11):70-74.
- [17] Lu X Z, Teng J G, Ye L P, et al. Bond-slip Models for FRP Sheet/Plate-to-Concrete Interfaces[M]//Hollaway L C, Chryssanthopoulos M K, Moy S S J. Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction. London: Woodhead Publishing, 2004:152-161.
- [18] Barenblatt G I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture[J]. Advances in Applied Mechanics, 1962, 7:55-129.
- [19] Dugdale D S. Yielding of steel sheets containing slits[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960, 8(2):100-104.
- [20] Smith C S. Design of Marine Structures in Composite Materials[M]. London: Elsevier Applied Science, 1990: 29-34.
- [21] Balzani C, Wagner W. An interface element for the simulation of delamination in unidirectional fiber-reinforced composite laminates[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75(9):2597-2615.
- [22] Harper P W, Hallett S R. Cohesive zone length in

- numerical simulations of composite delamination[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75(16):4774-4792.
- [23] 梁祖典, 燕瑛, 张涛涛, 等. 复合材料单搭接胶接接头试验研究与有限元模拟[J]. 北京航空航天大学学报, 2014, 40(12):1786-1792.
- [24] Abdullah A M. Analysis of repaired/strengthened R.C. structures using composite materials: Punching shear[D]. Manchester: The University of Manchester, 2010.
- [25] Daud R A, Cunningham L S, Wang Y C. Static and fatigue behaviour of the bond interface between concrete and externally bonded CFRP in single shear[J]. Engineering Structures, 2015, 97:54-67.
- [26] GB 50010-2010. 混凝土结构设计规范[S].
- [27] Daud R A, Cunningham L S, Wang Y C. New model for post-fatigue behaviour of CFRP to concrete bond interface in single shear[J]. Composite Structures, 2017, 163:63-76.
- [28] Dai J, Ueda T, Sato Y. Development of the nonlinear bond stress-slip model of fiber reinforced plastics sheet-concrete interfaces with a simple method[J]. Journal of Composites for Construction, 2005, 9(1):52-62.

Numerical simulation of interfacial debonding between CFRP and concrete under rapid loading

XIAO Yunyi, ZHANG Zihua*

(School of Civil and Environmental Engineering, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: Externally bonded FRP has been widely used in the reinforcement of concrete structures, effectively improving the bearing capacity and deformation capacity of the structure. In order to reveal the mechanism of interfacial debonding under dynamic load, the interfacial debonding process between CFRP and concrete is effectively simulated by using the cohesive surface model in ABAQUS. Results show that the longitudinal strain of CFRP is transferred from the loading end to the free end during the loading process. The bearing capacity of the interface increases with the strain rate. The peak shear stress of the interface also possesses a significant strain rate effect. The numerical simulations is in good agreement with experimental observations, indicating the effectiveness of the proposed approach.

Key words: CFRP; rapid loading; finite element analysis; interfacial debonding; bonding properties

(责任编辑 章践立)