

文章编号: 1000-6869(2005)04-0010-09

# FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型

陆新征<sup>1</sup>, 叶列平<sup>1</sup>, 滕锦光<sup>2</sup>, 庄江波<sup>1</sup>

(1. 清华大学 土木工程系, 北京 100084; 2. 香港理工大学 土木与结构系, 香港)

**摘要:** FRP-混凝土界面的粘结滑移关系是 FRP 加固混凝土结构受力分析的基础。由于 FRP-混凝土界面受力情况的特殊性, 通常很难通过试验直接获得粘结滑移关系, 因而现有的粘结滑移本构模型或多或少存在一些问题。本文根据作者提出的细观单元有限元研究的结果, 建议了一组新的界面本构模型以及界面剥离强度计算公式。根据本构模型简化程度不同, 分别命名为: 精确模型、简化模型和双线性模型。其中精确模型可以考虑不同界面胶层刚度的影响, 简化模型和双线性模型则适用于一般界面粘结胶层。通过与大量界面试验结果的对比表明, 本文建议的模型可以准确预测界面的剥离强度和剥离过程, 且精度优于现有各模型。

**关键词:** 纤维增强复合材料(FRP); 界面粘结性能; 粘结滑移; 剥离强度

**中图分类号:** TU375.02      **文献标识码:** A

## Bond-slip model for FRP-to-concrete interface

LU Xinzhen<sup>1</sup>, YE Lieping<sup>1</sup>, TENG Jingguang<sup>2</sup>, ZHUANG Jiangbo<sup>1</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 2. Department of Civil and Structural Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong, China)

**Abstract:** The local fiber reinforced polymer (FRP)-to-concrete bond-slip model is the fundamental relationship to analyse the behavior of FRP-strengthened RC structures. Due to the peculiarity of the load-bearing mechanism of FRP-to-concrete interface, it is hard to acquire their bond-slip relationship directly from test, so the existing bond-slip constitutive models have more or less unsolved problems. In this paper, a group of new models and the formulas for calculating the debonding strength of interface are presented based on the predictions of a meso-scale finite element model. These models are named as Precise Model, Simplified Model and Bilinear Model respectively according to different levels of sophistication. Among them, the Precise Model can consider different stiffnesses of adhesive layer, while Simplified Model and Bilinear Model are suitable for normal adhesive layer. Through comparisons with the large test database, the suggested bond-slip models are shown to provide more accurate predictions of both the debonding strength and the strain distribution in the FRP sheet than the existing models.

**Key words:** fiber reinforced polymer; interfacial bond property; bond-slip model; debonding strength

## 1 引言

外贴 FRP(Fiber reinforced polymer 纤维增强复合材料)加固混凝土结构近年来发展非常迅速<sup>[1]</sup>。FRP 与

混凝土之间的粘结是保证这两种材料共同工作的关键。实际上,很多 FRP 加固混凝土结构都是因为界面剥离而破坏的。因此,为建立相应的设计计算方法,安全可靠地应用这项加固技术,有必要对 FRP 与混凝土的界面行为进行深入研究,并提出准确可靠的界面粘结滑移本构模型。

面内剪切试验(图 1)是研究 FRP 与混凝土界面粘结性能的基本试验。尽管不同研究者使用的面内剪切的试验方法各有不同<sup>[2]</sup>,但通过研究发现,不同试验方法对最终结果的影响并不大,因为各种试验方法的受

**基金项目:** 国家自然科学基金重点资助项目(50238030)及国家自然科学基金对外交流与合作项目(50411130323)。

**作者简介:** 陆新征(1978- ),男,安徽芜湖人,讲师。

**收稿日期:** 2004 年 7 月

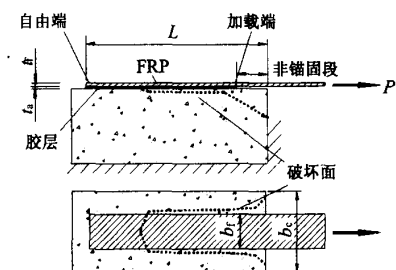


图1 面内剪切试验

Fig.1 Direct-pull test

力机理是基本相同的<sup>[3]</sup>。由面内剪切试验很难直接测定界面的局部粘结滑移关系,现有的粘结滑移模型一般通过以下两种方法间接获得<sup>[4~11]</sup>:

(1) 在FRP上连续布置应变片,量测FRP的轴向应变分布 $\epsilon_f$ ,而后通过以下差分方程得到相应的局部粘结应力

$$= E_f t_f \frac{d\epsilon_f}{dx} \quad (1)$$

式中, $E_f$ 为FRP的弹性模量,单位:MPa; $t_f$ 为FRP的厚度,单位:mm。

局部滑移则通过对FRP应变从自由端按下式积分得到

$$s = \int \epsilon_f dx \quad (2)$$

该方法虽然看似非常简单,但是往往因实际试验量测存在很多困难而难以获得准确的结果。首先,由于实际应变测点不可能布置得非常密,因而由差分 $d\epsilon_f/dx$ 得到的界面粘结应力的误差也就相对较大;其次,由于界面下混凝土中裂缝和材料组分的随机分布,对测得的FRP应变有很大影响,如当应变片正好位于界面裂缝上方时,则所测得的应变将远大于临近位置的FRP应变,而当应变片正好位于骨料上方,则此处的应变又将远小于临近位置的应变。因此,很多研究者发现,即便试件设计完全一样,由式(1)和式(2)得到的局部粘结滑移关系也会有很大差异<sup>[7,10]</sup>。

(2) 通过FRP端部荷载-滑移关系曲线推算界面粘结滑移关系<sup>[10]</sup>。但是,进一步的研究表明,FRP端部荷载-滑移曲线对粘结-滑移关系并不是非常敏感,不同的局部粘结滑移关系可以得到相似的荷载-滑移曲线<sup>[9,10]</sup>。

因此,目前如何直接从试验获得FRP-混凝土的界

面粘结滑移关系还没有得到很好的解决。

本文根据作者提出的细观单元有限元模型,对界面粘结-滑移本构关系模型进行了研究,并提出了有关建议,较好地解决了这一问题。

## 2 FRP-混凝土界面剥离行为

在对现有界面粘结模型进行回顾以前,有必要先简单说明一下界面剥离行为。现有的试验研究表明:除非在胶层非常弱的情况下,一般FRP与混凝土界面的剥离破坏都发生在界面以下的表层混凝土中。即在表层混凝土中出现一条与界面平行的,自加载端向自由端发展的微观剥离裂缝,但这种剥离裂缝在试验中无法观测到。当混凝土块体比FRP宽时,被剥离下来的表层混凝土区域也一般要比FRP宽一些,如图1中虚线所示。另外,在一些试验研究中,靠近加载端有一段FRP没有和混凝土粘在一起(图1所示非锚固段)<sup>[12]</sup>,而另一些试验研究没有设置这个非锚固段<sup>[3,7]</sup>。试验观察发现,如果没有这个非锚固段,则试件端部的混凝土经常会被拉下来一个三角形块体,因而会对加载端附近局部的界面粘结行为产生影响。不过,由于面内剪切试验的粘结长度一般都比较长,所以这种局部行为对整体的影响不是很大。根据现阶段的研究<sup>[2,10,11]</sup>,一般认为界面粘结行为主要受到以下5个因素的影响:(1)混凝土强度;(2)粘结长度;(3)FRP片材刚度;(4)FRP与混凝土宽度比;(5)胶层的强度和刚度。其中,混凝土强度对界面的破坏能 $G_f$ 有重要影响,因而也是影响界面粘结强度的主要因素。另外,试验和理论研究均表明,存在一个有效粘结长度 $L_e$ ,当粘结长度 $L$ 大于 $L_e$ 时,剥离承载力将不再增加<sup>[1]</sup>。而FRP的刚度则将影响有效粘结长度 $L_e$ 。宽度比的影响机理目前还不是很清楚,本文认为它主要是影响界面的破坏能 $G_f$ 。

## 3 现有界面模型

界面模型包括粘结强度模型和粘结滑移模型。其中,粘结强度模型只能给出一个极限剥离承载力,而无法解释剥离过程。粘结滑移模型则可以给出整个剥离过程以及FRP应变分布规律。如前所述,试验量测剥离强度相对简单,而了解局部粘结滑移关系则相当困

难,因而粘结滑移模型的研究相对要少得多。根据现有文献,共收集到 12 个粘结强度模型和 5 个界面粘结滑移模型。粘结强度模型包括 CHEN & TENG 模型<sup>[2]</sup>, MAEDA 模型<sup>[4]</sup>, TANAKA 模型<sup>[18]</sup>, HIROYUKI & WU 模型<sup>[19]</sup>, GEMERT 模型<sup>[20,21]</sup>, NEUBAUER & ROSTASY 模型<sup>[22]</sup>, KHALIFA 模型<sup>[23]</sup>, CHAALLAL 模型<sup>[24]</sup>, IZUMO 模型<sup>[25]</sup>, SATO 模型<sup>[25]</sup>, ISO 模型<sup>[25]</sup>, 杨勇新模型<sup>[26]</sup>; 界面粘结滑移模型包括 NAKABA 模型<sup>[7]</sup>, MONTI 模型<sup>[28]</sup>, DAI & UEDA 模型<sup>[9]</sup>, UEDA 模型<sup>[10]</sup> 和 NEUBAUER & ROSTASY 模型<sup>[29]</sup>。由于剥离强度量测容易,试验数据多,自 1996 年以来,粘结强度模型不断得到改进,近期的几个模型(杨勇新模型, CHEN & TENG 模型等)已经与试验结果吻合得较好。而界面粘结滑移关系的试验量测非常困难,相关的理论研究也很不够,因而现有的粘结滑移模型虽然能够在一定程度上反映界面剥离行为的主要特征,但与试验结果之间的差距还是比较大。

本文从文献中共收集到 253 个面内剪切试验结果<sup>[3,7,8,12~17,27]</sup>,作为各种界面模型的试验依据。

#### 4 建议的粘结滑移模型

由于通过试验直接获得 FRP-混凝土界面行为有很大困难,因此本文作者在文献[30]中提出了一个基于细观单元的有限元模型。该方法是通过将混凝土单元划分成非常小的网格(0.25mm 或 0.5mm),并根据单元尺寸调整混凝土开裂后的受拉和受剪行为,模拟 FRP-混凝土的界面剥离破坏过程并阐述其剥离破坏的机理,进而从有限元分析结果得到 FRP 应变分布及界面滑移情况,并通过式(1)和式(2)得到局部粘结滑移关系。

由于从细观单元有限元模型中得到的 FRP 应变分布密度要比试验量测密度高得多(有限元划分单元大小为 0.25~0.5mm,而试验应变测点间距一般为 5~10mm),这样式(1)差分的误差也会减小很多。同时,由于有限元模型中混凝土被视作均质材料,相当于对混凝土做了均匀化处理,这样就避免了界面下局部材料随机性分布带来的影响,使结果更加稳定。事实上,文献[30]所采用的方法是一种精细的数值试验,不仅可较好地研究和理解界面粘结行为,且其结果经试验标定后,所获得的界面粘结滑移模型也更具有合理性。

#### 4.1 精确模型

由细观有限元模型得到的典型界面粘结滑移关系如图 2 所示,该曲线有以下特点:

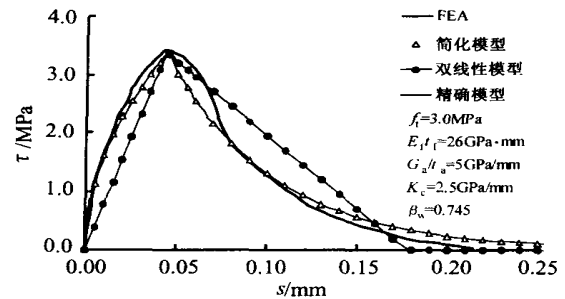


图 2 细观有限元模型得到的粘结-滑移曲线  
Fig. 2 Bond-slip relationships from meso-scale finite element simulations

(1) 粘结滑移曲线由上升段和下降段所组成,当滑移很大时粘结应力趋向于零。

(2) 初始刚度远大于达到粘结强度  $\tau_{max}$  (单位:MPa) 时的割线刚度。这是因为在初始阶段界面为弹性变形刚度,而随着滑移量的增大,界面混凝土中出现了大量的微小裂缝,使界面刚度迅速下降。

(3) 粘结强度  $\tau_{max}$  和相应的滑移  $s_0$  (即粘结滑移曲线的顶点坐标)(单位:mm)随混凝土抗拉强度  $f_t$  (单位:MPa) 的增加基本呈线性增长,而界面破坏能  $G_f$  则基本随  $\sqrt{f_t}$  呈线性增长,如图 3 所示。

基于上述结论,本文建议以下分段式的界面粘结滑移关系

$$= \max \left[ \frac{\sqrt{s}}{\sqrt{s_0 A}} + B^2 - B \right] s \quad s < s_0 \quad (3a)$$

$$= \max \exp \left[ - (s/s_0 - 1) \right] \quad s > s_0 \quad (3b)$$

式中,  $A, B$  为系数,  $A = (s_0 - s_e) / s_0$ ,  $B = s_e / [2(s_0 - s_e)]$ 。

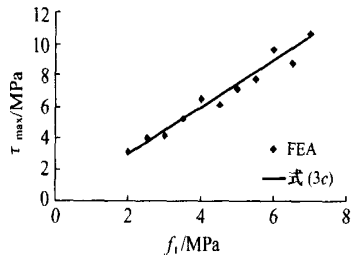
根据有限元分析结果回归得到  $\tau_{max}, s_0$  和  $f_t$  之间的关系如下

$$\tau_{max} = 1.1 w f_t \quad (3c)$$

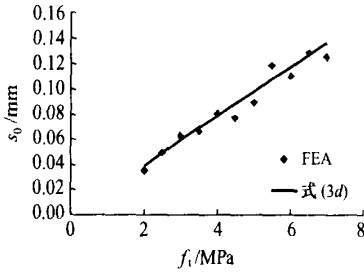
$$s_0 = 2.2 w f_t + s_e \quad (3d)$$

式中,  $s_e = \tau_{max} / K_0$  为界面滑移量  $s_0$  中的弹性部分(单位:mm);  $w$  为 FRP-混凝土宽度影响系数。粘结滑移关系的初始刚度  $K_0$  等于胶层剪切刚度和表层混凝土的剪切刚度的串联刚度,可表示为

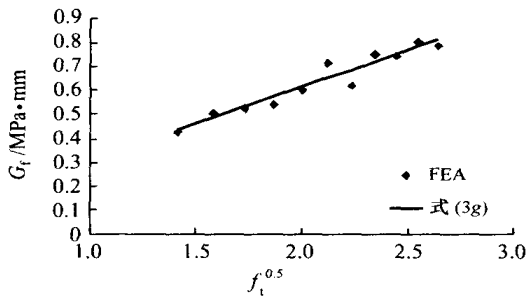
$$K_0 = K_a K_c / (K_a + K_c) \quad (3e)$$



(a) 粘结强度  $\tau_{\max}$



(b) 相应粘结强度时的滑移  $s_0$



(c) 界面断裂能  $G_f$

图3 界面粘结滑移参数与混凝土抗拉强度的关系  
Fig. 3 Relationships between key bond-slip parameters and concrete tensile strength

式中,  $K_a$  为胶层剪切刚度,  $K_a = G_a / t_a$ ,  $G_a$  和  $t_a$  分别为参与受剪的胶层弹性剪切模量 (MPa) 及厚度 (mm);  $K_c$  为参与剪切变形的表层混凝土的剪切刚度,  $K_c = G_c / t_c$ ,  $G_c$  为混凝土的弹性剪切模量 (MPa),  $t_c$  为界面下参与剪切变形的表层混凝土的有效厚度 (mm), 根据细观有限元分析, 本文建议  $t_c$  取为 5mm<sup>[30]</sup>。

将式 (3a) 积分, 得到上升段的界面破坏能

$$G_f^a = \int_0^{s_0} ds = \max s_0 \left[ \frac{2A}{3} \left( \frac{1+B^2A}{A} \right)^{3/2} - B - \frac{2}{3} B^3 A \right] \quad (3f)$$

而根据细观有限元结果, 界面总破坏能  $G_f$  可以表示为

$$G_f = \frac{2}{3} \sqrt{f_t} f(K_a) \quad (3g)$$

式中, 函数  $f(K_a)$  是考虑胶层刚度对界面剥离破坏能的影响。尽管有研究表明非常软的胶层可以提高界面的破坏能<sup>[9,10]</sup>, 但是由于这方面的试验还很不足, 且对于普通胶层 ( $K_a = 2.5 \text{ GPa/mm}$ ), 胶层刚度的影响并不显著<sup>[30]</sup>。故本文建议对于普通胶层取  $f(K_a) = 1$ 。

粘结滑移曲线的下降段形状由参数  $w$  控制, 对式 (3b) 进行积分, 得到下降段的破坏能, 它等于总破坏能  $G_f$  减去上升段的破坏能  $G_f^a$ , 由此可得 表达式为

$$G_f^b = \max s_0 / (G_f - G_f^a) \quad (3h)$$

这里需要说明的是, 式 (3c, 3d, 3g) 的关系是根据细观单元有限元模型得到的。由于计算规模限制, 目前使用的细观单元有限元模型为平面模型, 因而宽度影响系数  $w$  无法直接从有限元分析结果得到, 本文采用以下方法, 根据试验结果回归统计给出:

- (1) 取  $K_a = 5 \text{ GPa/mm}$ , 根据有限元计算结果回归, 取初始值  $w_1 = 1.5$ ,  $w_2 = 0.02$ ,  $w_3 = 0.3$ ;
- (2) 设  $w = 1$ , 用步骤 (1) 中设定的参数取值计算各个试件的剥离承载力;
- (3) 将计算得到的剥离承载力和试验结果对比, 回归出宽度比  $b_f / b_c$  如图 4 所示;
- (4) 根据  $w$ , 调整  $w_1$ 、 $w_2$ 、 $w_3$  使剥离承载力的计算结果和试验结果吻合得更好;
- (5) 再次将计算得到的剥离承载力和试验结果对比, 修正  $w$ ;
- (6) 重复步骤 4 和 5 直至  $w_1$ 、 $w_2$ 、 $w_3$  的变化小于 0.1%。

最后得到的三个参数取值为:  $w_1 = 1.50$ ,  $w_2 = 0.0195$ ,  $w_3 = 0.308$ , 宽度影响参数  $w$  为

$$w = \frac{\sqrt{2.25 - b_f / b_c}}{\sqrt{1.25 + b_f / b_c}} \quad (3i)$$

由以上方法最终得到的粘结滑移模型, 本文称之为“精确模型”, 其与有限元结果对比如图 2 所示。可见二者之间很接近。需要说明的是, 式 (3i) 给出的  $w$  与式 (4) CHEN & TENG<sup>[2]</sup> 建议的宽度影响系数很接近, 但式 (3i) 基于更多的试验结果, 其精度应该会略高一些 (见图 4)。

$$w = \frac{\sqrt{2 - b_f / b_c}}{\sqrt{1 + b_f / b_c}} \quad (4)$$

## 4.2 简化模型

精确模型虽然精度较高, 但其表达式比较繁琐, 参

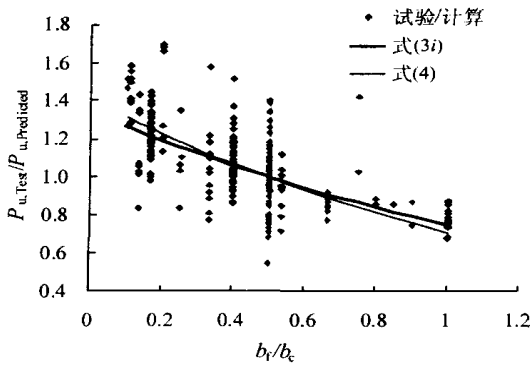


图 4 FRP-混凝土宽度比

Fig. 4 Evaluation of the FRP-to-concrete width ratio effect

数也较多。对于普通胶层情况,在基本不影响精度的情况下,可以对精确模型加以简化,如式 5a ~ 5e 所示。

$$= \max \frac{\sqrt{s}}{\sqrt{s_0}} \quad s < s_0 \quad (5a)$$

$$= \max e^{-\left(\frac{s}{s_0}-1\right)} \quad s > s_0 \quad (5b)$$

$$s_0 = 0.0195 w f_t \quad (5c)$$

$$= \frac{1}{\frac{G_f}{\max s_0} - \frac{2}{3}} \quad (5d)$$

$$G_f = 0.308 \frac{2}{w} \sqrt{f_t} \quad (5e)$$

式中,粘结强度  $\max$  和宽度影响系数  $w$  按式 (3c) 和 (3i) 计算。

以上简化主要基于以下原则:

首先界面的初始刚度远大于峰值粘结应力时的割线刚度(一般初始刚度为峰值割线刚度的 20 ~ 50 倍),因此虽然式 (5a) 的初始刚度(对式 (5a) 求导)为无穷大,与实际情况有所不同,但对界面总体粘结性能的分析结果影响很小。再者,对于普通胶层,胶层刚度对界面破坏能的影响很小,因此可以对界面总能量及参数的表达式加以简化。对于同样的试件,精确模型和简化模型对比如图 2 所示。可见在普通胶层情况下,两个模型之间几乎没有差别。

#### 4.3 双线性模型

通过保持总破坏能  $G_f$  和峰值粘结应力点坐标  $(\max, s_0)$  不变,可以将上述模型进一步简化为以下双线性模型

$$\left\{ \begin{aligned} &= \max \frac{s}{s_0} && s < s_0 && (6a) \\ &= \max \frac{s_f - s}{s_f - s_0} && s_0 < s < s_f && (6b) \\ &= 0 && s > s_f && (6c) \end{aligned} \right.$$

其中

$$s_f = 2 G_f / \max \quad (6d)$$

式中,  $\max, s_0, G_f$  通过式 (3c)、(5c) 和 (5e) 计算得到。该双线性模型的形状如图 2 所示。

根据 YUAN 等的研究成果<sup>[11]</sup>,界面剥离承载力可以按下式计算

$$P_u = l b_f \sqrt{2 E_f t_f G_f} \quad (6e)$$

式中,  $l$  为锚固长度系数,如果粘结  $L > L_e$ ,则  $l = 1$ ; 如果  $L < L_e$ ,则  $l$  在 0 ~ 1 之间。YUAN 等给出双线性模型下有效锚固长度  $L_e$  的解析表达式为

$$L_e = a + \frac{1}{2} \ln \frac{1 + \frac{2 \tan(\frac{2}{2} a)}{1 - \frac{2 \tan(\frac{2}{2} a)}}{1 - \frac{2 \tan(\frac{2}{2} a)}} \quad (6f)$$

其中

$$1 = \frac{\sqrt{\max}}{\sqrt{s_0} E_f t_f} \quad (6g)$$

$$2 = \frac{\sqrt{\max}}{\sqrt{(s_f - s_0) E_f t_f}} \quad (6h)$$

$$a = \frac{1}{2} \arcsin \left[ 0.99 \sqrt{\frac{s_f - s_0}{s_f}} \right] \quad (6i)$$

在式 (6i) 中,本文用系数 0.99 代替了 YUAN 等建议的系数 0.97<sup>[11]</sup>。其含义为:由双线性模型得到的有效锚固长度理论上无限长,因此本文取 FRP 应变为最大应变 99% 的点为有效锚固长度,而 YUAN 等建议取到最大应变 97% 的点。取为 99% 还是 97% 并不重要,调整的目的是使本文模型中计算得到的有效锚固长度和 CHEN & TENG<sup>[2]</sup> 所计算得到的锚固长度更接近一些。另外,CHEN & TENG<sup>[2]</sup> 建议的锚固长度系数  $l$  的表达式为

$$l = \sin \left[ \frac{L}{2 L_e} \right] \quad L < L_e \quad (6j)$$

而在文献[22]中给出了另一种  $l$  的表达式

$$l = \frac{L}{L_e} \left[ 2 - \frac{L}{L_e} \right] \quad L < L_e \quad (6k)$$

通过与数值计算结果对比(图 5),发现式 (6k) 的结果要略优于式 (6j) 的结果。因此,在本文建议的粘结强度模型中,用式 (6k) 计算  $l$ 。

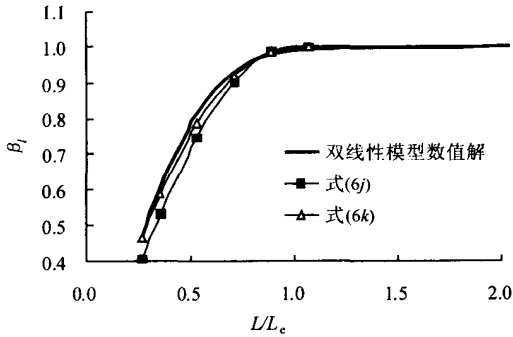


图 5 粘结长度影响系数

Fig. 5 Bond length influential factor versus bond length

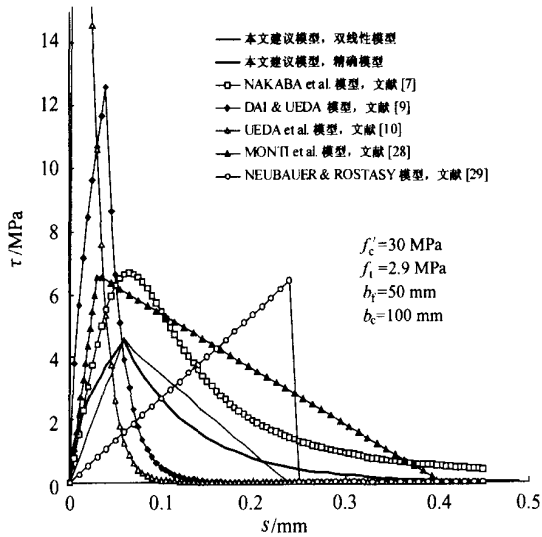


图 6 建议粘结-滑移模型和现有模型比较

Fig. 6 Proposed and existing bond-slip models

本文建议的粘结滑移关系和现有的粘结滑移关系对比如图 6 所示。可见 NAKABA 的模型和本文建议的模型形状最为接近,但是 NAKABA 模型的界面剥离破坏能要比本文建议模型的破坏能大得多。而对于普通刚度胶层,DAI & UEDA 模型和 UEDA 模型的粘结强度明显过高。

## 5 本文建议模型和试验结果比较

### 5.1 剥离强度

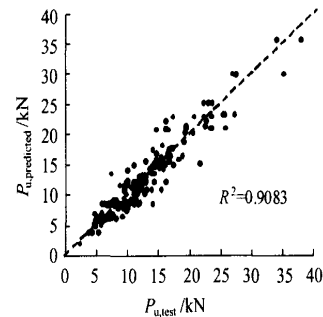
利用本文建议的 FRP-混凝土界面粘结滑移关系模型,通过数值计算<sup>[31]</sup>可以得到剥离承载力及 FRP 中的应变分布。数值计算如下:

FRP 片材被简化为一串 1mm 长的桁架单元,而界面被简化为一系列一端固定,一端连接 FRP 节点的弹簧单元。弹簧的本构关系服从界面粘结滑移关系。非线性迭代收敛标准为 0.1%。

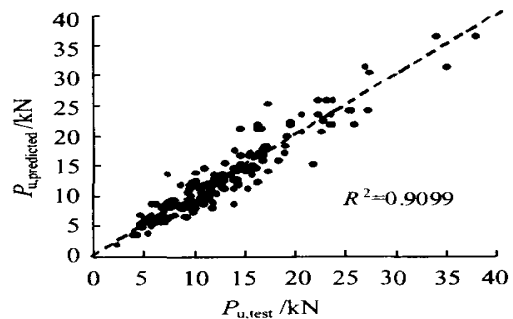
通过数值计算得到本文建议的界面模型剥离强度与试验结果对比如表 1、2 所示,可见本文建议的模型和试验结果非常接近,且优于所有现有模型。通过表 2 和图 7 还可以看出,精确模型的计算结果与简化模型几乎相同,略优于双线性模型。所以,本文建议的三种模型都可以用于预测界面剥离承载力而不会有太大差别。从对比中还可以看出,尽管 DAI & UEDA 等提出的粘结滑移模型形状和本文模型有着较大差异(图 6),但是对承载力的预测还可以接受(平均误差为 0.8%,方差 0.23),说明单独用承载力评价粘结滑移模型的优劣是不全面的。

### 5.2 FRP 应变分布

本文共收集并比较了 12 个试件的 FRP 应变分布,数值计算结果均与试验结果吻合良好。部分计算结果与试验结果对比如图 8 所示(试验资料来源:PGI-22<sup>[12]</sup>,S-CFS-400-25<sup>[8]</sup>,B2<sup>[16]</sup>),可见精确模型和双线性



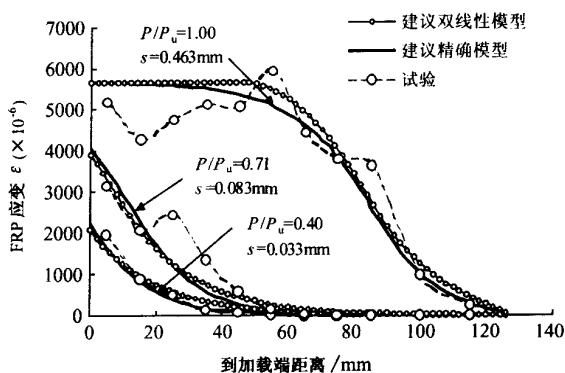
(a) 双线性模型



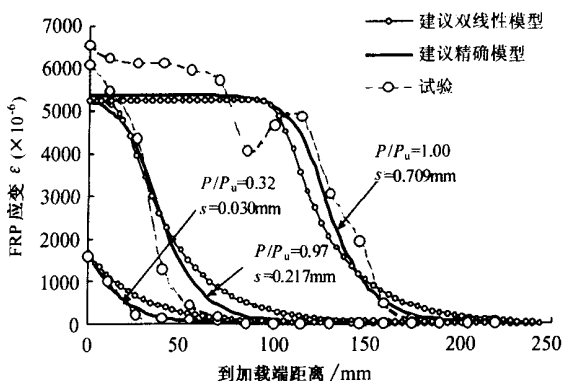
(b) 精确模型

图 7 建议粘结-滑移模型与试验结果比较

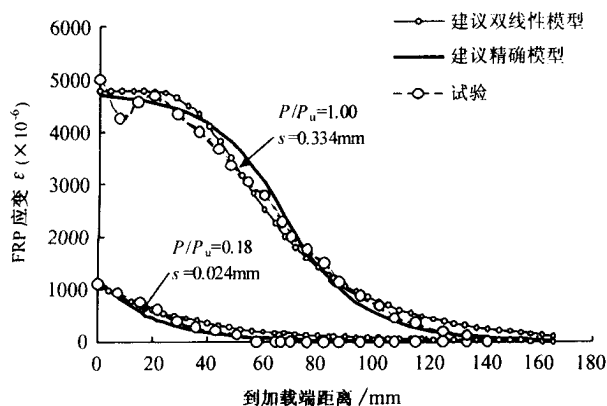
Fig. 7 Test bond strength versus predictions of proposed bond-slip models



(a) PGI-22<sup>[12]</sup>



(b) S-CFS-400-25<sup>[18]</sup>



(c) B2<sup>[16]</sup>

图 8 建议粘结-滑移模型计算 FRP 应变与试验结果比较  
Fig. 8 Axial strains in FRP plate : test results versus predictions of the proposed bond-slip models

模型都与试验结果吻合较好。而精确模型在弹性阶段以及最终剥离阶段的结果比双线性模型更好一些。

以试件 PGI-22 为例,不同粘结滑移模型计算得到的弹性阶段和剥离阶段应变对比如图 9 所示。在弹性阶段(图 9a,  $P/P_u = 0.4$ ),不同模型预测的应变分布

相互之间差别不是很明显,除了本文建议的模型外,NAKABA 和 MONTI 的模型预测结果也与试验结果比较接近。而在剥离阶段(图 9b,  $P/P_u = 1.0$ ),不同模型之间的预测结果差别就非常明显了。本文模型明显优于其他各模型,而 DAI & UEDA 模型虽然对大部分试件的承载力预测正确,但是 FRP 应变的预测则与试验差距很远,说明该模型不能真实反映界面的粘结滑移行为。评价粘结-滑移模型的优劣需要同时考察剥离承载力和 FRP 应变分布才能给出一个较全面的结论。

表 1 253 个试验的剥离强度和计算剥离强度的对比  
(粘结强度模型)

Table 1 Test-to-predicted bond strength ratios  
(bond strength models)

序号	模 型	计算/试验	方差	相关系数 $R^2$
1	TANAKA 模型	4.47	4.36	0.481
2	HIROYUKI & WU 模型	4.29	2.62	-0.0278
3	SATO 模型	1.954	1.54	0.494
4	CHAALLAL 模型	1.683	1.26	0.240
5	KHALIFA 模型	0.680	0.199	0.794
6	NEUBAUER & ROSTASY 模型	1.316	0.221	0.848
7	IZUMO 模型	1.266	0.641	0.656
8	GEMERT 模型	1.224	1.056	0.328
9	MAEDA 模型	1.094	0.221	0.773
10	ISO 模型	1.087	0.306	0.830
11	杨勇新模型	0.996	0.262	0.766
12	CHEN & TENG 模型	1.001	0.163	0.903
13	本文模型(式 6e)	1.001	0.156	0.908

表 2 253 个试验的剥离强度和计算剥离强度对比  
(粘结滑移模型)

Table 2 Test-to-predicted bond strength ratios  
(bond-slip models)

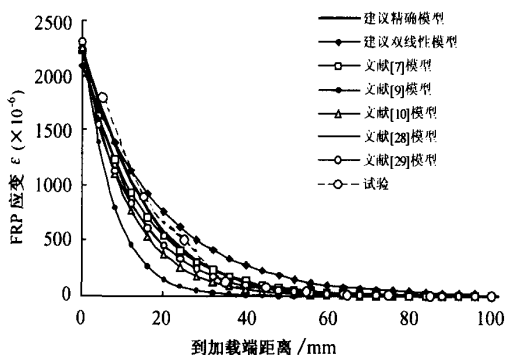
序号	模 型	计算/试验	方差	相关系数 $R^2$
1	NEUBAUER & ROSTASY 模型	1.330	0.278	0.873
2	NAKABA 模型	1.326	0.306	0.846
3	MONTI 模型	1.575	0.259	0.888
4	DAI & UEDA 模型( $K_a = 5 \text{ GPa/mm}$ )	1.008	0.230	0.807
5	UEDA 模型( $K_a = 5 \text{ GPa/mm}$ )	0.575	0.117	0.821
6	本文模型(精确模型)	1.001	0.155	0.910
7	本文模型(简化模型)	1.001	0.155	0.910
8	本文模型(双线性模型)	1.001	0.156	0.908

## 6 结论

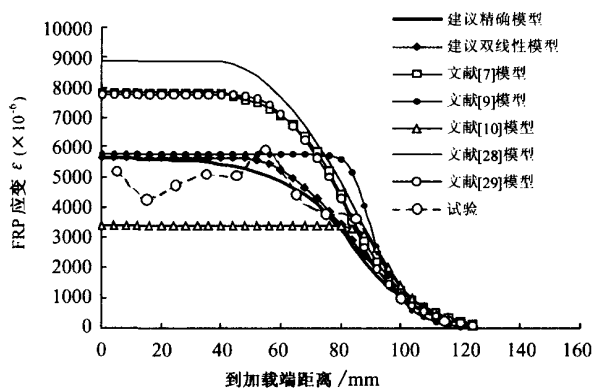
本文基于细观单元有限元模型的分析研究结果,

## 参 考 文 献

- [1] TENG J G, CHEN J F, SMITH S T, LAM L. FRP strengthened RC structures [M]. UK: John Wiley & Sons, 2002.
- [2] CHEN J F, TENG J G. Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 2001, 127(7): 784 - 791.
- [3] YAO J. Debonding in FRP strengthened RC structures [D]. Department of Civil and Structural Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, 2004.
- [4] MAEDA T, ASANO Y, SATO Y, UEDA T, KAKUTA Y. A study on bond mechanism of carbon fiber sheet [A]. Proc. 3rd Int. Symp. Non-metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structure [C]. Japan Concrete Institute, Sapporo, 2004, 1: 279 - 285.
- [5] BROSENS K, VAN GEMERT D. Anchorage design for externally bonded carbon fiber reinforced polymer laminates [A]. Proc. 4th Int. Symp. on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structure [C]. Farmington Hill, USA, 1999: 635 - 645.
- [6] DE LOREZIS L, MILLER B, NANNI A. Bond of fiber reinforced polymer laminates to concrete [J]. ACI Material Journal, 2001, 98(3): 256 - 264.
- [7] NAKABA K, TOSHIYUKI K, TOMOKI F, HIROYUKI Y. Bond behavior between fiber reinforced polymer laminates and concrete [J]. ACI Structural Journal, 2001, 98(3): 359 - 367.
- [8] WU Z S, YUAN H, HIROYUKI Y, TOSHIYUKI K. Experimental/analytical study on interfacial fracture energy and fracture propagation along FRP-concrete interface [A]. ACI International SP-201-8 [C]. 2001: 133 - 152.
- [9] DAI J G, UEDA T. Local bond stress slip relations for FRP sheets-concrete interfaces [A]. Proc. 6th Int. Symp. on FRP Reinforcement for Concrete Structures [C]. World Scientific Publications, Singapore, 2003: 143 - 152.
- [10] UEDA T, DAI J G, SATO Y. A nonlinear bond stress-slip relationship for FRP sheet-concrete interface [A]. Proc. Int. Symp. on Latest Achievement of Technology and Research on Retrofitting Concrete Structures [C]. Kyoto, Japan, 2003: 113 - 120.
- [11] YUAN H, TENG J G, SERACINO R, WU Z S, YAO J. Full range behavior of FRP-to-concrete bonded joints: a closed-form analytical solution [J]. Engineering Structures, 2004, 26(5): 553 - 564.
- [12] 谭壮. CFRP布加固混凝土梁受力性能的试验研究[D]. 清华大学, 2002.
- [13] CHAI ES M J, FINCH W W, JANUSZKA T F, THONSON T A. Bond and force transfer of composite material plates bonded



(a) 剥离前 (PGI-22,  $P/P_u = 0.4$ )



(b) 剥离发展阶段 (PGI-22,  $P/P_u = 1.0$ )

图 9 所有粘结-滑移模型与试验 FRP 应变比较

Fig.9 Axial strain in the FRP plate: test results versus predictions of all bond slip models

提出了一组新的界面模型。通过与 253 个面内剪切试验强度对比,以及 12 个面内剪切试件应变对比,可以得到如下结论:

(1) 典型的粘结滑移曲线由上升段和下降段组成,在滑移非常大时,其粘结应力趋向于零。

(2) 一个正确的界面粘结滑移模型必须同时具有合理的曲线形状和准确的界面破坏能。前者可以通过比较 FRP 应变加以验证,后者可以通过比较最终剥离承载力加以验证。单独用剥离承载力比较粘结滑移模型优劣是不够全面的。

(3) 本文建议的粘结滑移模型无论是计算剥离强度还是计算 FRP 的应变分布都与大量试验结果吻合良好,且明显优于其他模型。可以基于本文建议的粘结滑移模型建立 FRP-混凝土界面单元本构关系,以进一步分析 FRP 加固混凝土构件的剥离行为。

- to concrete [J]. ACI Structural Journal, 1996, 93(2) : 295 - 303.
- [14] TALJSTEN B. Defining anchor lengths of steel and CFRP plates bonded to concrete[J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1997, 17(4) : 319 - 327.
- [15] 赵海东,张誉,赵鸣. 碳纤维片材与混凝土基层粘结性能研究[A]. 第一届中国纤维增强塑料(FRP)混凝土结构学术交流会[C]. 冶金工业部建筑研究总院,北京,2000: 247 - 253.
- [16] UEDA T, SATO Y, ASANO Y. Experimental study on bond strength of continuous carbon fiber sheet[A]. Proc. 4th Int. Symp. on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structure [C]. Farmington Hill, USA, 1999: 407 - 416.
- [17] 任慧涛. 纤维增强复合材料加固混凝土结构基本力学性能和长期受力性能研究 [D]. 大连理工大学,2003.
- [18] TANAKA T. Shear resisting mechanism of reinforced concrete beams with CFS as shear reinforcement [D]. Hokkaido University, Japan, 1996.
- [19] HIROYUKI Y, WU Z. Analysis of debonding fracture properties of CFS strengthened member subject to tension[A]. Proc. 3rd Int. Symp. on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structure[C]. Japan Concrete Institute, Sapporo, 1997, 1: 284 - 294.
- [20] VAN GEMERT D. Force transfer in epoxy-bonded steel-concrete joints[J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1980, 1(1) : 67 - 72.
- [21] BROSENS K, VAN GEMERT D. Anchoring stresses between concrete and carbon fiber reinforced laminates[A]. Proc. 3rd Int. Symp. on Non-metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structure[C]. Japan Concrete Institute, Sapporo, 1997, 1: 271 - 278.
- [22] NEUBAUER U, ROSTASY F S. Design aspects of concrete structures strengthened with externally bonded CFRP plates [A]. Proc. 7th Int. Conf. on Struct. Faults and Repairs[C]. ECS Publications, Edinburgh, Scotland, 1997, 2: 109 - 118.
- [23] KHALIFA A, GOLD W J, NANNI A, AZIZ A. Contribution of externally bonded FRP to shear capacity of RC flexural members[J]. Journal of Composite for Constructions, ASCE. 1998, 2(4) : 195 - 203.
- [24] CHAALLAL O, NOLLET M J, PERRATON D. Strengthening of reinforced concrete beams with externally bonded fiber reinforced plastic plates: Design guidelines for shear and flexure[J]. Canada Journal of Civil Engineering, 1998, 25 (4) : 692 - 704.
- [25] Technical Report of Technical Committee on Retrofit Technology [R]. Proc. Int. Symp. on Latest Achievement of Technology and Research on Retrofitting Concrete Structures[C]. Japanese Concrete Institute, Kyoto, Japan, 2003. 4 - 42.
- [26] 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.
- [27] TALJSTEN B. Plate bonding: Strengthening of existing concrete structures with epoxy bonded plates of steel or fiber reinforced plastics[D]. Lulea University of Technology, Sweden. 1994.
- [28] MONTI M, RENZELLI M, LUCIANI P. FRP adhesion in uncracked and cracked concrete zones[A]. Proc. 6th Int. Symp. on FRP Reinforcement for Concrete Structures [C]. World Scientific Publications, Singapore, 2003: 183 - 192.
- [29] NEUBAUER U, ROSTASY F S. Bond failure of concrete fiber reinforced polymer plates and inclined cracks experiments and fracture mechanics model[A]. Proc. 4th Int. Symp. on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structure[C]. Farmington Hill, USA, 1999: 369 - 382.
- [30] LU X Z, YE L P, TENG J G, JIANG J J. Mesoscale finite element model for FRP sheets/plates bonded to concrete [J]. Engineering Structures, 2005, 27(4) : 564 - 575.
- [31] MSC. Marc user's manual [M]. MSC Software Corporation, 2003.