

# 温度作用对碳纤维-混凝土界面黏结性能的影响

胡克旭<sup>1</sup>, 董 坤<sup>1</sup>, 杨耀武<sup>2</sup>

(1. 同济大学 结构工程与防灾研究所, 上海 200092; 2. 上海弘城国际建筑设计有限公司, 上海 200082)

**摘要:** 为研究温度作用对碳纤维(CFRP)-混凝土黏结界面剪切性能的影响, 首先进行了温度作用下不同固化条件的胶黏剂黏结性能试验, 研究了温度作用及固化方式对胶黏剂拉伸剪切性能的影响. 试验发现, 玻璃化温度是影响胶黏剂高温性能的一个重要指标, 温度作用下胶黏剂材料的黏结性能退化大部分发生在其玻璃化转变区域. 其次, 结合常温下已有的 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移关系提出了温度作用下界面黏结应力-滑移关系的计算方法. 最后, 汇总和分析了目前已有的 CFRP-混凝土界面试验研究结果, 引入胶黏剂玻璃化温度这一参数, 给出了温度作用下 CFRP-混凝土界面剪切黏结强度、极限承载力和初始剪切刚度计算模型.

**关键词:** 碳纤维; 混凝土; 界面黏结行为; 温度作用; 玻璃化温度

**中图分类号:** TU377.9

**文献标志码:** A

## Temperature Effect on Bond Behavior of Carbon Fiber Reinforced Polymer to Concrete Interface

HU Kexu<sup>1</sup>, DONG Kun<sup>1</sup>, YANG Yaowu<sup>2</sup>

(1. Research Institute of Structural Engineering and Disaster Reduction, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Grandcity International Architecture Design Co., Ltd, Shanghai 200082, China)

**Abstract:** In order to study the effect of ambient temperature on bond behavior of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP)-to-concrete joints at high temperatures, structural adhesives with different curing schedules were tested at different temperatures, and the shear performances of adhesive were investigated in the aspects of strength and stiffness. It was concluded that the glass transition temperature of the adhesive plays an important role for the bond behavior at high temperatures. When the temperature was near the glass transition temperature, bond behavior of structural adhesive has suffered a serious drop. Further, based on the bond-slip relationship of FRP to concrete bonded

joints at normal temperature, a simple calculation method was brought to derive the two-parameter bond-slip relationship at high temperature. Considering the effect of glass transition temperature, normalized relational models for bond strength, the ultimate load and initial stiffness at high temperature are presented.

**Key words:** carbon fiber reinforced polymer; concrete; interfacial bond behavior; temperature effect; glass transition temperature

由于施工便捷、轻质高强和耐腐蚀等特点, 外贴碳纤维加固技术在混凝土结构加固工程中得到广泛应用. 但是这一加固技术中所用的碳纤维和胶黏剂材料都会在高温下逐渐失去自身的强度和刚度. 特别是粘贴碳纤维所用的胶黏剂材料, 对温度具有较高的敏感性, 其温度作用下的黏结性能直接影响加固效果. 研究表明, 环氧类胶黏剂拉伸剪切强度随温度的升高会发生明显的退化, 温度超过 120 °C 时抗剪强度几乎为零<sup>[1]</sup>. 无论是碳纤维氧化还是胶黏剂失效, 都意味着碳纤维复合材料(CFRP)退出工作, 从而造成加固失效, 致使处于高温危险下的加固结构更加危险. 为了保证结构安全使用, 促进外贴碳纤维加固技术的推广, 对温度作用下 CFRP-混凝土界面剪切性能的研究就显得尤为迫切.

对于温度作用下 CFRP-混凝土界面剪切黏结性能的试验研究主要以预设裂缝简支梁试验和面内剪切试验为主. 2001 年 Tommaso 等<sup>[2]</sup>首次通过预设裂缝简支梁试验研究了温度对 CFRP-混凝土界面性能的影响. 之后, Blontrock<sup>[3]</sup>, Klammer 等<sup>[4]</sup>、Wu 等<sup>[5]</sup>、Gamage 等<sup>[6]</sup>、Camata 等<sup>[7]</sup>和 Leone 等<sup>[8]</sup>相继进行了温度作用下 CFRP-混凝土界面的面内剪切试验. 2008—2010 年, 笔者所在课题组先后进行了 2 批

收稿日期: 2015-07-03

基金项目: 国家自然科学基金(51478362)

第一作者: 胡克旭(1964—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为结构加固与抗火. E-mail: kexuhu@163.com

通讯作者: 董 坤(1987—), 男, 博士生, 主要研究方向为结构加固与抗火. E-mail: dongkun2012@163.com

温度作用下 CFRP-混凝土界面的双面剪切试验(分别称为蔡正华试验<sup>[9]</sup>和赵传鑫试验<sup>[10]</sup>). 已有试验的温度选择各不相同,但大部分处于 20~140 °C 范围内. 通过对各试验结果对比发现,CFRP-混凝土界面破坏形式随温度的变化基本一致,都是由常温下的混凝土表层剥离转变为较高温度的胶层内部或黏结面的剥离;而剪切黏结强度随着温度的升高却出现了 2 种不同变化趋势,如图 1 所示. 第 1 种趋势是先升后降,在玻璃化温度之前剪切黏结强度随温度上升有明显的增加,包括 Blontrock 试验<sup>[3]</sup>、Klamer 试验<sup>[4]</sup>、Leone 试验<sup>[8]</sup>和蔡正华试验<sup>[9]</sup>;第 2 种趋势是单调下降,剪切强度从常温开始没有上升段或上升不明显,之后随温度上升强度持续下降,包括 Wu 试验<sup>[5]</sup>、Gamage 试验<sup>[6]</sup>、Camata 试验<sup>[7]</sup>和赵传鑫试验<sup>[10]</sup>. 目前,现有文献并未能很好地解释造成 2 种变化趋势的原因.

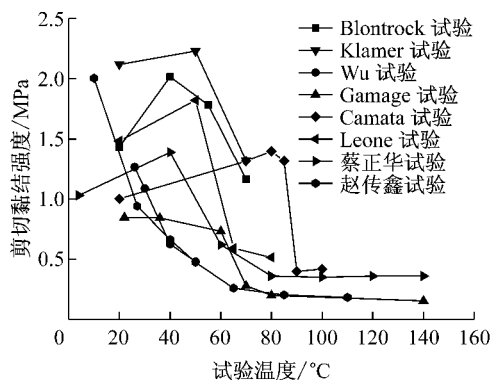


图 1 界面平均剪切强度随温度变化曲线

Fig.1 Temperature effect on the interfacial average bond strength

关于温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结性能的理论研究很少. Gamage 等<sup>[6]</sup>在试验研究基础上提出了简化的三线性 CFRP-混凝土界面剪切强度随温度变化公式,但是式中并未体现胶黏剂对 CFRP-混凝土界面性能的影响;Gao 等<sup>[11]</sup>在常温界面模型中引入材料线膨胀系数,给出了温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移模型,但推导过程中并未考虑试件黏结长度对模型中参数确定的影响.

为了明确温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结性能变化规律,首先进行了温度作用下的胶黏剂剪切性能试验,探索了温度作用及固化条件对胶黏剂乃至 CFRP-混凝土黏结界面高温剪切性能的影响,分析了导致前述 2 种不同试验现象的原因;其次,结合常温下已有的 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移关系给出了温度作用下界面黏结应力-滑移关系的计

算方法;最后,引入实际玻璃化温度这一参数,提出了温度作用下 CFRP-混凝土界面剪切黏结强度、极限承载力和初始剪切刚度变化模型.

## 1 胶黏剂力学性能试验研究

### 1.1 试件设计

参照国家规范《胶黏剂拉伸剪切强度的测定(刚性材料对刚性材料)》(GB/T7124—2008)设计试件. 试件尺寸如图 2 所示. 钢片采用 45 号钢,胶黏剂采用新日本/辰日株式会社生产的 TH 碳纤维粘贴专用配套胶(浸渍胶),胶层厚度 0.2 mm. 在试验前对该胶黏剂进行示差扫描量热法(DSC)测试,测得室温固化条件下其玻璃化温度值为 44.36 °C,经历 -50 °C→300 °C→-20 °C 温度循环后其玻璃化温度值为 74.54 °C,相比室温固化有约 30 °C 的提高.

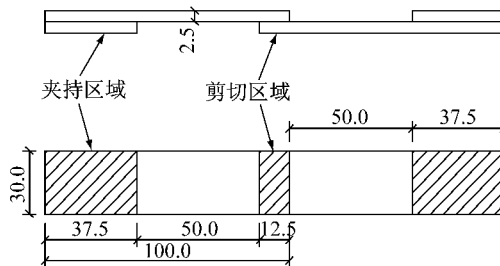


图 2 试件尺寸(单位:mm)

Fig.2 Specimen dimensions (Unit: mm)

为研究不同固化条件对胶黏剂性能的影响,试件采用 2 种固化方式,其中 A 组常温固化 7d, B 组在常温固化 7d 后置于 100 °C 恒温箱中固化 3h,待完全恢复常温后进行试验. 试验工况如表 1,每个温度下进行 2~3 个试件的试验,2 组共 29 个试件.

表 1 试验工况

Tab.1 Test conditions

组别	试验温度/°C
A 组	25, 35, 45, 55, 65, 80, 100
B 组	25, 35, 45, 55, 65, 80, 100

### 1.2 试验方法

试验加载设备采用德国 Zwick 公司的 Z020 型高低温电子万能材料试验机. 该设备采用气动夹具夹持,最大加载拉力为 20 kN,两夹头间距 112.5 mm. 试验采用位移加载控制,加载速率为 0.3 mm·min<sup>-1</sup>,当荷载降至极限荷载的 50%时停止加载. 配套环境箱的温度控制范围为 -80~250 °C,温度控制精度在 1 °C 以内. 进行不同温度作用试验时,先设定试验温度,当环境箱温度达到目标温度以下 5 °C 左右时放入试件,将上端加持区域固定后继续升温,

待到达目标温度并恒温 3 min 后将下端固定,进行加载. 试验机采用自带荷载和变形传感器来捕捉测量试件所受拉力和相对位移,采用 testXpert II 材料试验智能测试软件进行记录和显示. 试验中取当前温度所达到的最大荷载作为破坏荷载.

### 1.3 试验结果及分析

将极限荷载值除以黏结面积可以得到平均剪切强度,极限荷载值除以与其相对应的位移得到平均剪切刚度,它们随温度变化见图 3 和 4,可见:

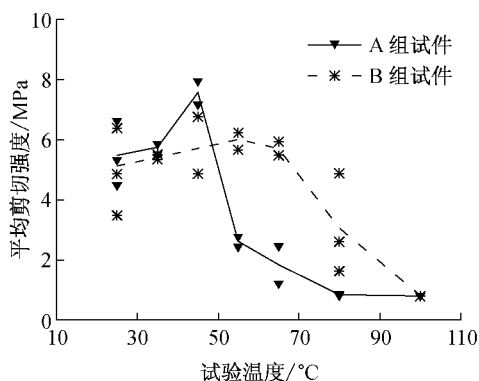


图3 平均剪切强度与试验温度关系曲线

Fig.3 Relationship between the average shear strength and test temperature

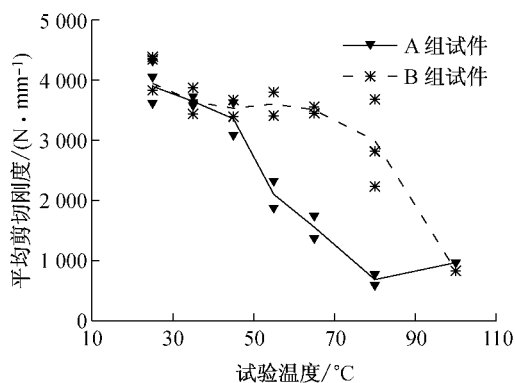


图4 平均剪切刚度与试验温度关系曲线

Fig.4 Relationship between the average shear stiffness and test temperature

(1)随着温度升高,2组试件黏结性能总体均呈下降趋势,但胶黏剂强度和刚度性能退化点出现的温度值不一致. 经过高温固化的B组试件胶黏剂的耐热性能明显高于室温固化的A组试件. 如在65℃时,常温固化胶黏剂的剪切强度已经大幅度下降,而高温固化过的胶黏剂仍有较高的剪切强度.

(2)在试验过程中,A组和B组试件的性能退化分别发生在45℃和75℃左右,这与前期DSC测试结果中各自的玻璃化转变温度(44.36℃和74.54

℃)恰好对应,说明玻璃化温度是影响胶黏剂在温度作用下剪切性能的一个重要因素.

(3)A组试件在试验过程中存在明显的先上升后下降现象,与前述部分CFRP-混凝土界面剪切试验中出现的现象一致. 说明温度作用下胶黏剂自身特性是影响CFRP-混凝土界面性能的主要因素.

根据试验数据可以看出,固化条件对温度作用下胶黏剂黏结性能有着重要影响. 从分子角度来看,胶黏剂固化过程是低相对分子质量的树脂预聚体通过化学反应向高相对分子质量、高支化及交联度的三维网状高聚物转变的过程. 只有在网状结构充分形成后,才能充分地体现出胶黏剂的黏结强度. 而在实际应用中,大多数环氧树脂胶黏剂均采用室温固化,固化程度不完全,其实际玻璃化温度仅只有50~60℃<sup>[12]</sup>. 在后期经历高于其最初的固化环境温度时,会继续发生固化反应,交联度提高,导致实际玻璃化温度升高;内聚力增强,局部提高界面的高温黏结性能. 另外,由于温度升高,胶黏剂分子链段运动加剧,应力集中减少,也一定程度上对剪切强度有提高效果. 当温度继续升高,胶黏剂性态转变成为决定强度变化的主导因素,从而导致强度持续下降.

结合试验结果和胶黏剂固化知识分析,可以得出以下结论:①温度作用下胶黏剂剪切性能(强度和刚度)与实际玻璃化温度 $T_g$ 有密切关系. 高温固化能够提高胶黏剂材料的固化程度,固化程度越高,其实际玻璃化温度越高,界面高温性能退化点出现得越晚;②固化不完全的胶黏剂在较高温度作用下继续发生固化反应,相对分子质量和交联密度增加,内聚力增强. A组试件中的强度提高现象即是因其在室温固化,固化程度低,在试验升温 and 恒温过程中发生后固化作用,导致剪切强度曲线有所上升.

### 1.4 CFRP-混凝土界面剪切强度差异分析

根据胶黏剂试验结果及分析,已有CFRP-混凝土界面剪切试验中出现的2种不同试验现象可以得到合理的解释. 表2给出了各试验的相关试验参数和剪切强度随温度变化结果.

由表2可以发现,各学者间试验方法的不统一造成了CFRP-混凝土界面剪切试验现象的差异. 部分界面试验中出现剪切强度“先升后降”现象主要归因于胶黏剂材料的后固化反应. 其中,Blontrock和Klamer试验都是在20℃固化的,试验中12h的恒温过程使得胶黏剂有充分的时间发生后固化作用;而蔡正华试验则是由于固化时温度过低(8℃),前期的胶黏剂交联度不高,在试验升温 and 恒温条件下

表 2 现有界面黏结试验参数及结果

Tab.2 Parameters and results of the existing tests for bond interface

试验	固化方式	胶黏剂 玻璃化温度/℃	界面 黏结长度/mm	试验 温度区间/℃	恒温 时间	剪切强度 变化规律
Blontrock	20 ℃, 90 d	62	300	20~70	12 h	先升后降
Wu	80 ℃, 3 h	38	200	26~60	30 min	单调下降
Gamage	常温, 7 d	65	125	20~150	0 min	单调下降
Klamer	20 ℃, 14 d	62	300	20~90	12 h	先升后降
Camata	85 ℃, 2 h	85	—	20~125	2 h	单调下降
Leone	常温, 7 d	55	300	20~80	—	先升后降
蔡正华	8 ℃, 30 d	—	120	4~180	5 min	先升后降
赵传鑫	27 ℃, 30 d	44	110	10~110	2 min	单调下降

继续固化, 交联密度增加, 内聚力增强. 试验中出现“单调下降”现象则是由于前期采用高温固化(Wu 试验 80 ℃和 Camata 试验 85 ℃)或试验时恒温时间较短(Gamage 试验 0min 和赵传鑫试验 2 min)造成的. 根据对本文试验和前人试验分析可知, 当胶黏剂在前期得到完全固化后, 随温度升高 CFRP-混凝土界面黏结强度总是保持单调下降的规律.

## 2 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移模型

从面内剪切试验结点平衡方程出发, 结合常温下已有的界面理论, 进一步考虑温度作用下有效黏结长度变化对界面性能的影响, 探讨考虑黏结长度的温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移关系的计算方法.

### 2.1 黏结应力-滑移模型推导

面内剪切试验是目前研究 CFRP-混凝土界面黏结特性的比较常用的方法. 其界面的基本受力情况如图 5 所示, 图中  $L$  为黏结长度,  $P$  为外荷载,  $x$  为沿长度方向位置坐标,  $\sigma_f$  与  $\sigma_c$  分别为 CFRP 和混凝土的轴向应力,  $\tau$  为界面剪切黏结应力.

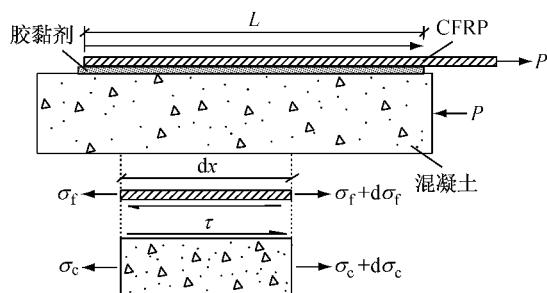


图 5 面内剪切试验 CFRP-混凝土结点

Fig.5 CFRP to concrete joint in the in-plane shear test

Dai 等<sup>[13]</sup>根据常温下试验结果发现, 对黏结长度大于有效黏结长度的试件, 如下指数形式的表达式可以很好地代表加载端 CFRP 轴向应变  $\epsilon_f$  与界面

相对滑移量  $\delta$  的关系:

$$\epsilon_f(\delta) = A(1 - e^{-B\delta}) \quad (1)$$

其中, 参数  $A$  和  $B$  由界面试验数据确定.

根据黏结界面平衡关系, 建立如下平衡方程<sup>[15]</sup>:

$$\frac{d\sigma_f}{dx} - \frac{\tau}{t_f} = 0 \quad (2)$$

$$\sigma_f t_f b_f + \sigma_c t_c b_c = 0 \quad (3)$$

式中:  $t_f$  和  $b_f$  分别为 CFRP 厚度和宽度;  $t_c$  与  $b_c$  分别为混凝土的厚度和宽度. 由材料力学关系可知

$$\delta = u_f - u_c \quad (4)$$

$$\sigma_f = E_f \epsilon_f = E_f \frac{du_f}{dx} \quad (5)$$

$$\sigma_c = E_c \epsilon_c = E_c \frac{du_c}{dx} \quad (6)$$

式中:  $u_f$  与  $u_c$  分别为 CFRP 和混凝土的变形量;  $\epsilon_f$  与  $\epsilon_c$  分别为 CFRP 和混凝土的轴向应变;  $E_f$  和  $E_c$  分别为 CFRP 和混凝土的弹性模量.

将式(4), (5), (6)代入式(3)可得

$$\frac{d\delta}{dx} = (1 + \rho)\epsilon_f \quad (7)$$

$$\rho = \frac{E_f t_f b_f}{E_c t_c b_c} \quad (8)$$

根据式(2)可知

$$\tau = E_f t_f \frac{d\epsilon_f}{dx} = E_f t_f \frac{d\epsilon_f}{d\delta} \frac{d\delta}{dx} \quad (9)$$

将式(1)、式(7)代入(9)可得

$$\tau(\delta) = (1 + \rho) E_f t_f A^2 B (1 - e^{-B\delta}) e^{-B\delta} \quad (10)$$

此即为采用参数  $A$  和  $B$  表达的界面黏结应力-滑移模型. 该模型与 Dai 模型<sup>[13]</sup>相比, 多出  $1 + \rho$  这一项, 这是因为 Dai 模型在由 CFRP 应变积分滑移值的过程中忽略了混凝土的应变.

### 2.2 模型中参数确定方法

结合式(1), 黏结长度充足时的 CFRP 加载端外荷载  $P$  的表达式为

$$P = t_f b_f E_f \epsilon_f(\Delta) = t_f b_f E_f A (1 - e^{-B\Delta}) \quad (11)$$

式中:  $\Delta$  为加载端的滑移量.

Gao 等<sup>[11]</sup>在推导温度作用下界面滑移本构时将试验所得的荷载滑移曲线代入式(11),进行回归分析来计算其黏结应力-滑移模型中的参数  $A, B$ . 在其方法中,式(11)是基于 CFRP-混凝土界面黏结长度大于有效黏结长度(长结点)的情况推导得到的,这样的取值方法具有一定的局限性. 当试验中界面黏结长度不能满足有效黏结长度(短结点)时,其荷载滑移曲线会因黏结长度的不同而不同. 而在温度作用下,由于粘贴碳纤维所用的胶黏剂材料发生软化,CFRP-混凝土界面的有效黏结长度逐渐增大,界面的黏结长度与有效黏结长度的比值会越来越小,此时式(11)不能直接适用于短结点的情况. 在常温下界面理论的基础上,考虑黏结长度的影响,本文给出一种适合温度作用下参数取值的方法.

对式(11)求极限得界面极限承载力  $P_{\max, \infty}$ .

$$P_{\max, \infty} = \lim_{\Delta \rightarrow \infty} t_f b_f E_f A (1 - e^{-R\Delta}) = t_f b_f E_f A \quad (12)$$

对式(11)求原点导数得界面初始刚度  $K_{\text{ini}, \infty}$ .

$$K_{\text{ini}, \infty} = \lim_{\Delta \rightarrow 0} t_f b_f E_f A B e^{-R\Delta} = t_f b_f E_f A B \quad (13)$$

由此,可以得到黏结长度充足的结点所对应的参数  $A$  和  $B$  的计算式如下:

$$A = \frac{P_{\max, \infty}}{t_f b_f E_f} \quad (14)$$

$$B = \frac{K_{\text{ini}, \infty}}{P_{\max, \infty}} \quad (15)$$

式中:  $P_{\max, \infty}$  取 CFEP-混凝土结点界面试验的最大荷载,较容易获得;  $K_{\text{ini}, \infty}$  为荷载-滑移曲线的原点斜率,不易准确获得,建议采用对应于 0.1 倍最大荷载的试验曲线的割线刚度近似代替,结合式(11)可计算其替代精度约为 95%.

而对于黏结长度为  $L$  的短结点而言,荷载滑移曲线中最大荷载  $P_{\max, L}$  和初始刚度  $K_{\text{ini}, L}$  与黏结长度充足的结点的  $P_{\max, \infty}$  和  $K_{\text{ini}, \infty}$  有明显不同. 通过对界面应力分布和传递的分析, Dai 等<sup>[13]</sup> 给出短结点最大荷载  $P_{\max, L}$  和界面极限承载力  $P_{\max, \infty}$  的关系.

$$P_{\max, L} = \alpha P_{\max, \infty} \quad (16)$$

$$\alpha = \frac{\exp(0.5ABL) - 1}{\exp(0.5ABL) + 1} = \tanh(0.25ABL) \quad (17)$$

对于界面初始刚度随黏结长度的变化未见有文献直接论述. 通过对 Yuan 等<sup>[14]</sup> 给出的 CFRP-混凝土黏结结点加载端受力初始弹性段的荷载-滑移关系式求导可得界面初始刚度与黏结长度  $L$  关系.

$$K_{\text{ini}, L} = \tanh(\lambda_1 L) K_{\text{ini}, \infty} \quad (18)$$

式中:  $\lambda_1$  为与界面黏结本构和材料性质相关的系数.

由于 Yuan 等<sup>[14]</sup> 在分析中采用的是双线性本构

模型,本文采用断裂能等效原则(与坐标轴所围面积  $G_f$  相等,如图 6 所示)将上述界面刚度与黏结长度的关系引入本文黏结应力-滑移模型,近似得到  $K_{\text{ini}, L}$  与  $K_{\text{ini}, \infty}$  的关系表达式.

$$K_{\text{ini}, L} = \tanh(0.6ABL) K_{\text{ini}, \infty} \quad (19)$$

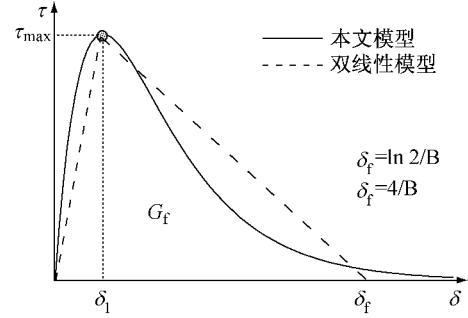


图 6 双线性模型与本文模型的转换关系

Fig. 6 Relationship between bi-linear model and the presented model

由此,对黏结长度为  $L$  的短结点可采用下式进行参数  $A, B$  的计算:

$$P_{\max, L} = t_f b_f E_f A \tanh(0.25ABL) \quad (20)$$

$$K_{\text{ini}, L} = t_f b_f E_f A B \tanh(0.6ABL) \quad (21)$$

一般情况下,常温试验中 CFRP 黏结长度能够满足有效黏结长度要求,其黏结长度对荷载滑移曲线的影响可忽略不计,其本构模型中的参数可直接近似按式(14)和(15)计算;而随着温度的升高,黏结结点的有效黏结长度并不固定,其本构模型的中参数应按式(20)和(21)确定. 以 Klamer 的 50 °C 双剪试验为例,图 7 分别给出了按长结点和短结点计算的黏结应力-滑移曲线. 从图中可以看出,在温度作用下不同取值方法之间有着较大的差异,试件的黏结长度对取值的影响不可忽略.

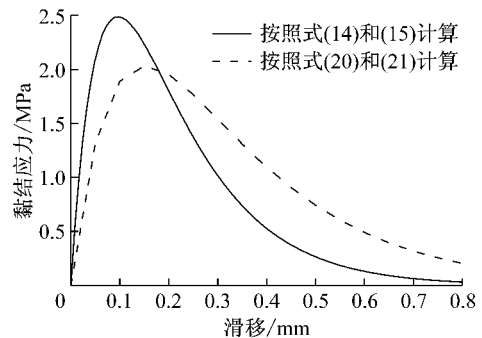


图 7 不同方法计算的黏结应力-滑移曲线

Fig. 7 Bond stress-slip curves calculated with different methods

## 2.3 已有试验数据分析

对式(10)求导,可知剪切强度  $\tau_{\max}$  计算式为

$$\tau_{\max} = 0.25(1 + \rho) E_f t_f A^2 B \quad (22)$$

根据式(20)和(21)求得各试验的参数  $A, B$  结 坏时的平均剪切应力  $\tau_{\text{avg}}$  作对比, 试验数据及计算结  
合式(22)计算黏结界面的剪切强度  $\tau_{\text{max}}$ , 并且与试验破 果如表 3 所示.

表 3 各试件的试验数据和分析结果

Tab. 3 Test results and the analysis results of the specimens

试件编号	试验数据			分析结果				
	$L/\text{mm}$	$P_{\text{max},L}/\text{kN}$	$K_{\text{ini},L}/(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	$A$	$B/\text{mm}^{-1}$	$\tau_{\text{max}}/\text{Mpa}$	$\tau_{\text{avg}}/\text{Mpa}$	$\tau_{\text{avg}}/\tau_{\text{max}}$
B1-20	300	22.38	126.61	0.003 01	4.33	1.939 3	1.492 3	0.769 5
B1-40	300	22.45	123.42	0.003 06	4.16	1.925 7	1.496 7	0.777 2
B1-50	300	29.18	129.02	0.003 88	3.41	2.547 8	1.945 5	0.763 6
B1-70	300	27.94	123.72	0.003 80	3.36	2.398 5	1.862 4	0.776 5
B1-80	300	26.20	47.65	0.006 23	0.97	1.864 9	1.746 8	0.936 7
B2-20	300	24.65	140.11	0.003 15	4.55	2.230 7	1.643 0	0.736 5
B2-40	300	23.87	212.71	0.002 61	8.24	2.779 1	1.591 4	0.572 6
B2-50	300	26.08	123.17	0.003 56	3.57	2.235 2	1.738 6	0.777 8
B2-70	300	21.19	47.92	0.005 02	1.21	1.509 0	1.412 8	0.936 2
B2-90	300	16.70	47.57	0.003 98	1.52	1.188 4	1.113 3	0.936 8
O-26	200	12.37	10.12	0.021 60	0.45	1.331 8	1.237 1	0.928 9
O-30	200	10.66	18.06	0.013 17	1.14	1.257 3	1.065 8	0.847 7
O-40	200	7.04	9.52	0.012 75	0.73	0.754 0	0.704 3	0.934 1
O-50	200	4.81	7.74	0.009 82	0.82	0.507 3	0.481 4	0.948 9
T-26	200	12.03	18.51	0.014 66	1.04	1.428 3	1.203 2	0.842 4
T-40	200	11.71	10.41	0.020 11	0.49	1.263 8	1.170 7	0.926 3
T-50	200	8.08	14.85	0.011 22	1.14	0.914 6	0.807 7	0.883 1
T-60	200	6.34	8.46	0.012 28	0.70	0.671 9	0.633 6	0.943 0
CS-4	120	12.28	23.16	0.008 70	0.84	1.039 5	1.023 0	0.984 1
CS-40	120	17.10	37.97	0.009 30	1.04	1.465 1	1.425 3	0.972 8
CS-60	120	7.90	16.56	0.006 67	0.92	0.665 4	0.658 0	0.988 9
CS-80	120	3.90	10.42	0.004 18	1.15	0.327 0	0.324 7	0.993 0
CS-100	120	4.14	6.69	0.005 56	0.69	0.346 3	0.344 8	0.995 7
CS-120	120	4.31	4.03	0.007 49	0.39	0.360 1	0.359 2	0.997 5
CS-140	120	4.17	3.26	0.008 06	0.33	0.348 4	0.347 7	0.998 0
CS-160	120	4.10	3.52	0.007 64	0.36	0.342 7	0.342 0	0.998 0
CS-180	120	4.21	2.46	0.009 38	0.25	0.351 1	0.350 6	0.998 6
ZS-27	110	9.49	2.01	0.030 83	0.09	0.864 3	0.862 6	0.998 0
ZS-40	110	8.93	4.22	0.019 92	0.20	0.814 9	0.811 7	0.996 1
ZS-50	110	6.80	1.81	0.023 27	0.11	0.618 8	0.617 8	0.998 4
ZS-65	110	3.05	2.47	0.008 91	0.34	0.277 5	0.276 9	0.997 8
ZS-85	110	2.27	1.31	0.009 14	0.24	0.206 3	0.206 1	0.999 0
ZS-110	110	2.28	1.95	0.007 53	0.36	0.207 9	0.207 6	0.998 6

注:表 3 中 B1-\* 和 B2-\* 的试验数据来自文献[4],O-\* 和 T-\* 的试验数据来自文献[5],CS-\* 的试验数据来自文献[9],ZS-\* 的试验数据来自文献[10].

从表 3 可以看出,由于不同温度下试件的最大荷载和初始刚度发生了变化,导致对应同一黏结长度的试件的参数  $A$  和  $B$  的取值不同,界面剪切强度也随之变化.随着温度的升高,实际黏结长度与有效黏结长度的比值越来越小,界面破坏时的平均剪切应力越来越接近于界面的剪切强度,且始终小于剪切强度.这是与实际相符的,说明本文的计算方法能够较好地反映实际情况.另外,根据表 3 结果发现:对短结点试验或长结点高温试验可无需计算参数  $A, B$ ,直接使用界面破坏时的平均剪切应力来代替剪切强度就可以获得较好的准确度;而对于长结点常温范围内试验仍需按照式(22)计算.

### 3 温度作用下 CFRP-混凝土界面性能

随着温度的升高,胶黏剂自身特性成为影响 CFRP-混凝土界面性能的主要因素,而胶黏剂玻璃化温度显然是一个关键参数.为合理体现胶黏剂玻璃化温度的影响,引入试验温度  $T$  与玻璃化温度  $T_g$  的温差值  $(T - T_g)$  这一参数,结合现有的 CFRP-混凝土界面剪切试验数据,对温度作用下 CFRP-混凝土界面剪切强度、极限承载力和初始剪切刚度值以  $20^\circ\text{C}$  试验数值进行归一化处理,如图 8~10 所示.图 8 中有荷载滑移曲线的试验数据按照式(22)计算剪

切强度,无荷载滑移曲线则以界面破坏时平均剪切应力代替剪切强度;图9、图10中数据均为根据各文献中给出的荷载-滑移曲线计算所得。

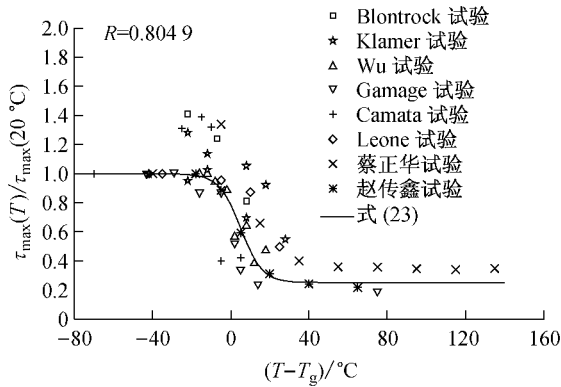


图8 剪切强度随温度变化关系

Fig.8 Relationship between bond strength and temperature

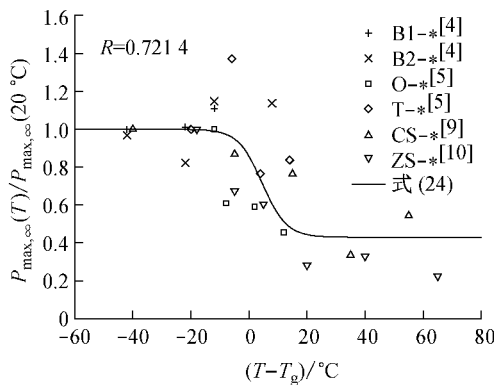


图9 极限承载力随温度变化关系

Fig.9 Relationship between ultimate load and temperature

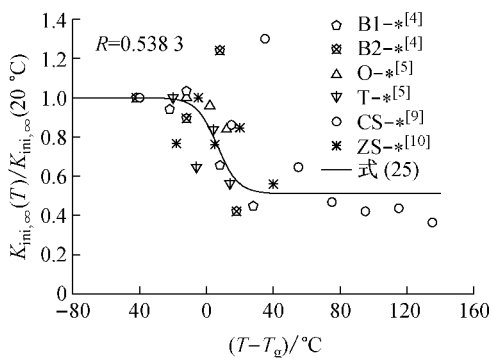


图10 初始剪切刚度随温度变化关系

Fig.10 Relationship between initial shear stiffness and temperature

从图8~10中各试验的数据分布可以看出,胶黏剂玻璃化温度在这一关系中起着明显的控制作用。界面的黏结性能自常温至\$(T\_g-20)^\circ\text{C}\$基本未发生下降,在胶黏剂玻璃化转变区域下降最为明显,当

温度到达\$(T\_g+20)^\circ\text{C}\$后变化放缓,继而保持稳定。

因为完全固化或迅速升温情况下胶黏剂剪切强度上升不明显,可不考虑玻璃化温度前出现的增加情况。用双曲正切曲线对归一化试验数据进行拟合,给出了如下温度作用下界面剪切强度、极限承载力和初始剪切刚度随温度变化模型,图8~10中\$R\$为拟合曲线与试验数据的相关系数。

$$\frac{\tau_{max}(T)}{\tau_{max}(20^\circ\text{C})} = 0.375 \times \tanh[-0.09 \times (T - T_g) + 0.45] + 0.625 \quad (23)$$

$$\frac{P_{max,\infty}(T)}{P_{max,\infty}(20^\circ\text{C})} = 0.285 \times \tanh[-0.12 \times (T - T_g) + 0.55] + 0.715 \quad (24)$$

$$\frac{K_{ini,\infty}(T)}{K_{ini,\infty}(20^\circ\text{C})} = 0.245 \times \tanh[-0.08 \times (T - T_g) + 0.52] + 0.755 \quad (25)$$

大部分界面试验都在常温\$20\sim(T\_g+60)^\circ\text{C}\$的范围内进行,因为温度过高胶黏剂会转变为黏流态而完全丧失强度。因此,回归公式的适用温度下限取\$20^\circ\text{C}\$,上限取\$(T\_g+60)^\circ\text{C}\$。同时,为安全起见,可将温度超过\$(T\_g+60)^\circ\text{C}\$时的胶黏剂剪切强度和刚度近似取为零。由图8~10可见,在常温\$20\sim(T\_g+60)^\circ\text{C}\$的温度范围内,式(23)、式(24)和式(25)给出的拟合曲线能够较好地体现界面剪切性能的变化规律。

由常温试验中最大荷载\$P\_{max,L}\$和初始刚度\$K\_{ini,L}\$结合式(20)、式(21)以及式(24)、式(25)即可求得各温度下\$P\_{max,\infty}(T)\$和\$K\_{ini,\infty}(T)\$。之后,直接根据式(14)、式(15)计算各温度下参数\$A\$和\$B\$的值,代入式(10)中即可绘制不同温度下界面的黏结应力-滑移曲线。各式中,温度作用下的纤维模量\$E\_f(T)\$和混凝土模量\$E\_c(T)\$分别参考文献[15]和文献[16]建议式考虑。图11为采用本文方法预测不同温度下

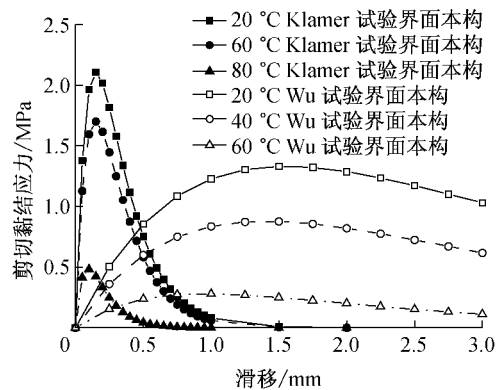


图11 不同试验的界面性能对比

Fig.11 Comparison of interfacial behavior in different tests

Klamer 试验( $T_g$  为  $62\text{ }^{\circ}\text{C}$ )和 Wu 普通胶试验( $T_g$  为  $38\text{ }^{\circ}\text{C}$ )的界面黏结应力-滑移本构曲线。

从图 11 中可以看出,随着温度的增长,各试验界面剪切强度和刚度都逐渐下降,并且在各自玻璃化温度附近下降最为剧烈;不同界面试验的界面剪切强度数值和界面本构形状相差较大。因此,在进行界面性能模拟和预测时需要严格按照所使用材料的特性选用数据;同时,为了得到更好的界面黏结效果,在工程应用中应尽量选择黏结性能强和玻璃化温度较高的胶黏剂作为界面材料。

## 4 结论

(1) 胶黏剂高温性能的变化是温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结性能的主要影响因素,其中胶黏剂玻璃化温度是至关重要的一个参数。

(2) 高温固化能够提高胶黏剂材料的固化程度,固化程度越高,其实际玻璃化温度越高,界面高温性能退化点出现得越晚;固化不完全的胶黏剂在较高温度下会继续发生固化反应,增强内聚力。

(3) 结合常温界面理论提出的温度作用下 CFRP-混凝土界面黏结应力-滑移模型,能够合理地考虑黏结长度对试验数据的影响,能够更为准确地获得所需参数。

(4) 随着温度的升高,CFRP-混凝土界面性能整体呈下降趋势,且性能退化集中发生在胶黏剂玻璃化温度  $T_g \pm 20\text{ }^{\circ}\text{C}$  的范围内;文中提出的 CFRP-混凝土界面性能与温度的关系表达式能够较好地预测温度作用下界面的黏结性能,为后期的试验模拟和参数分析提供了可行的技术参考。

## 参考文献:

- [1] 吴波,万志军. 碳纤维布及胶黏剂的高温强度研究[C]//第一届全国结构抗火学术交流会论文集. 福州:福州大学,2005: 386-394.  
WU Bo, WAN Zhijun. Study on the strengths of CFRP and adhesive at elevated temperature[C]//1st National Conference on Structural Fire-resistance. Fuzhou: Fuzhou University, 2005: 386-394.
- [2] Tommaso A D, Neubauer U, Pantuso A, *et al.* Behavior of adhesively bonded concrete-CFRP joints at low and high temperatures[J]. *Mechanics of Composite Materials*, 2001, 37(4): 327.
- [3] Blontrock H. Analysis and modeling of the fire resistance of concrete elements strengthened with externally bonded FRP [D]. Ghent: Ghent University, 2003.
- [4] Klamer E L, Hordijk D A, Janssen H J M. The influence of temperature on the debonding of externally bonded CFRP[J]. *ACI Special Publication*, 2005, 230: 1551.
- [5] Wu Z S, Iwashita K, Yagashiro S, *et al.* Temperature effect on bonding and debonding behavior between FRP sheets and concrete[J]. *Journal of the Society of Materials Science Japan*, 2005, 54(5): 474.
- [6] Gamage J, Wong M B, Al-Mahaidi R. Performance of CFRP strengthened concrete members under elevated temperatures [C]//Proceedings of the international symposium on bond behaviour of FRP in structures (BBFS 2005). Hong Kong: International Institute for FRP in Construction, 2005: 7-9.
- [7] Camata G, Pasquini F, Spacone E. High temperature flexural strengthening with externally bonded FRP reinforcement[C]//Proceedings of 8th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-8). Patras: University of Patras, 2007: 1-10.
- [8] Leone M, Matthys S, Aiello M A. Effect of elevated service temperature on bond between FRP EBR systems and concrete [J]. *Composites, Part B: Engineering*, 2009, 40(1): 85.
- [9] 胡克旭,卢凡,蔡正华. 高温下碳纤维-混凝土界面受剪性能试验研究[J]. 同济大学学报:自然科学版,2009,37(12):1592.  
HU Kexu, LU Fan, CAI Zhenghua. Researches on mechanical property of CFRP-concrete interface at elevated temperatures [J]. *Journal of Tongji University: Natural Science*, 2009, 37(12): 1592.
- [10] 赵传鑫. 不同温度下碳纤维与混凝土界面黏结滑移性能研究 [D]. 上海:同济大学,2011.  
ZHAO Chuanxin. The bond-slip performance research of CFRP-concrete interface under different temperatures [D]. Shanghai: Tongji University, 2011.
- [11] Dai J G, Gao W Y, Teng J G. Bond-slip model for FRP laminates externally bonded to concrete at elevated temperature [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2012, 17(2): 217.
- [12] Silva M A, Biscaia H. Degradation of bond between FRP and RC beams[J]. *Composite Structures*, 2008, 85(2): 164.
- [13] Dai Jianguo, Ueda Tamon, Sato Yasuhiko. 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.
- [14] Yuan H, Teng J G, Seracino R, *et al.* Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints[J]. *Engineering Structures*, 2004, 26(5): 553.
- [15] Bisby L. Fire behavior of fiber-reinforced polymer (FRP) reinforced or confined concrete [D]. Kingston: Queen's University, 2003.
- [16] 朱伯龙,陆洲导,胡克旭. 高温(火灾)下混凝土与钢筋的本构关系[J]. 四川建筑科学研究,1990,1:37.  
ZHU Bolong, LU Zhoudao, HU Kexu. Constitutive relation between concrete and steel bar under high temperature (in fire) [J]. *Building Science Research of Sichuan*, 1990,1: 37.