



上海交通大学硕士学位论文

# 高温和持荷耦合作用下 FRP-混凝土界面的 力学行为、本构模型及应用

姓 名：贾东阁

学 号：119010910037

导 师：高皖扬 副教授

学 院：船舶海洋与建筑工程学院

学科/专业名称：土木工程

学位类型：学术型

申请学位层次：硕士

2022 年 1 月

**A Dissertation Submitted to**  
**Shanghai Jiao Tong University for Master Degree**

**MECHANICAL BEHAVIOR, CONSTITUTIVE  
MODEL AND APPLICATION OF THE FRP-TO-  
CONCRETE INTERFACE UNDER COUPLED  
EFFECTS OF HIGH TEMPERATURE AND  
LOADING**

**Author: Jia Dongge**  
**Supervisor: Gao Wanyang**

School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering  
Shanghai Jiao Tong University  
Shanghai, P.R. China  
January, 2022

## 摘要

外贴纤维增强复合材料（Fiber-reinforced polymer，简称 FRP）因比强度高、耐久性好、施工便捷等优点广泛应用于混凝土结构的加固与修复。外贴 FRP 片材所采用的胶粘剂多为环氧树脂，对环境温度变化较为敏感。当 FRP-混凝土界面的温度超过环氧树脂的玻璃化转变温度（45 °C-80 °C）时，界面粘结性能会发生显著劣化，进而降低 FRP 对加固结构的承载力贡献值。此外，FRP 与混凝土的热膨胀系数差异显著，温度变化下二者之间产生热应力，进而影响 FRP-混凝土界面的应力传递机制。为建立 FRP 加固混凝土结构的耐高温设计理论，亟需明晰环境高温作用下 FRP-混凝土界面的劣化机理，并量化环境高温对界面粘结性能的影响规律。

为揭示界面热应力对 FRP-混凝土界面应力传递的影响，本文建立了 FRP-混凝土界面在环境温度变化与持荷耦合作用下的界面力学行为和剥离破坏全过程的解析解。此理论解析解中 FRP-混凝土界面采用非线性局部粘结滑移本构模型表征，同时考虑了温度变化引起的界面热应力的影响，从数学上建立了局部粘结滑移本构模型与高温下界面剪切试验中荷载-位移曲线、FRP 应变分布规律等宏观力学表现的联系。基于此解析解开展的参数分析表明，若不考虑界面性能的劣化，环境温度升高时，界面热应力的存在可提高 FRP-混凝土界面的剥离承载力，同时降低界面剥离破坏过程的变形能力，反之亦然。

基于上述理论解析解与已有文献中高温下 FRP-混凝土界面剪切试验数据，明晰了界面断裂能随高温的变化规律，进而建立了精确的高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型。该本构模型能够准确表征高温引起的界面局部粘结强度降低，剥离破坏变形增大，粘结应力软化段趋势变缓等特征。当温度达到胶粘剂玻璃化转变温度的 2 倍时，界面断裂能的残余值约为常温下的 1/3。

基于高温下 FRP-混凝土界面的粘结滑移本构模型，建立有限元模型分析揭示了车祸火灾和铺设高温沥青（两种高温工况）对 FRP 加固混凝土桥面板承载能力的影响。分析结果表明，车祸火灾和铺设高温沥青均导致 FRP 加固桥面板的抗弯承载力下降；同时可通过增大桥面混凝土保护层（垫层）厚度和选用玻璃化转变温度较高的胶粘剂来降低界面的高温劣化及其对 FRP 加固桥面板承载力的影响。

**关键词：**FRP，界面性能，热应力，粘结滑移本构，高温劣化，桥面板

## ABSTRACT

Externally bonded fiber-reinforced polymer (FRP) composites are increasingly used for the repairing and strengthening of concrete structures due to their high strength-to-weight ratio, excellent durability, and ease of application. Epoxy resin is usually used as the bonding adhesive of the externally bonded FRP laminate, which is sensitive to environmental temperature changes. When the temperature of the FRP-to-concrete interface exceeds the glass transition temperature of the epoxy resin (45 °C-80 °C), the interfacial bond properties will be significantly deteriorated, thereby reducing the contribution of FRP to the load-bearing capacity of the RC structure. In addition, the thermal expansion coefficients of FRP and concrete are significantly different, and thermal stress occurs at the interface between the two materials under temperature changes, which in turn affects the stress transfer mechanism of the FRP-to-concrete interface. In order to establish the design approach of FRP-strengthened RC structures in the application scenarios of high temperatures, it is urgent to clarify the degradation mechanism of FRP-to-concrete interface under high environmental temperature changes and quantify the influence of high temperature on the interfacial bond behavior.

To reveal the influence of the interfacial thermal stress on the stress transfer of the FRP-to-concrete interface, this thesis has proposed an analytical solution for the bond behavior of the FRP-to-concrete interface and the related debonding failure process under the combined effects of environmental temperature changes and sustained loads. In the proposed theoretical solution, the bond behavior of the FRP-to-concrete interface is described by a nonlinear local bond-slip constitutive model. Meanwhile, the effect of the interfacial thermal stress on the full-range deformation process of the bond interface is investigated, and thus the predictions of the load-displacement curves, the FRP strain distributions can be obtained. The parametric analysis carried out based on the analytical solution has indicated that if the deterioration of the bond performance is not considered, the presence of the thermal stress leads to the increase of the debonding load of the bond interface with an ambient temperature rise, and at the same time reduces the deformation ability of the interface during the debonding process, and vice versa.

Based on the above theoretical, analytical solution and the shear test data of the FRP-

to-concrete bonded joints at high temperatures in the existing literature, the deterioration of the interfacial fracture energy with the high temperatures is clarified. Then an accurate bond-slip model at high temperatures is established. Such a model can accurately describe the characteristics of the decrease in the interfacial fracture energy caused by the exposure of high temperatures, the increase of the maximum slip corresponding to the debonding failure, and the gentle tendency of the softening curve. When the high temperature reaches twice the glass transition temperature of the bonding adhesive, the residual interfacial fracture energy is about 1/3 of that at room temperature.

Using the accurate local bond-slip model at high temperatures, a finite element (FE) model is proposed to study the effects of the traffic accident-induced fire and laying high-temperature bituminous paving (i.e., two high-temperature scenarios) on the load-bearing capacity of the FRP-strengthened RC bridge decks. The FE results have indicated that both the traffic accident-induced fire and the laying high-temperature bituminous paving have induced the reductions of the load-bearing capacity (i.e., flexural strength) of the FRP-strengthened RC bridge decks. In addition, the high temperature-induced reductions can be alleviated by increasing the thickness of the concrete cover layer and selecting a bonding adhesive with a higher glass transition temperature.

**Keywords:** FRP, bond behavior, thermal stress, shear stress-slip constitutive law, thermal degradation, bridge deck

# 目 录

摘 要 .....	I
ABSTRACT .....	II
第一章 绪论 .....	1
1.1 课题背景及研究意义 .....	1
1.2 国内外研究现状分析 .....	7
1.2.1 考虑界面热应力的 FRP-混凝土界面力学行为解析解 .....	7
1.2.2 高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型 .....	8
1.2.3 外贴 FRP 加固混凝土板的耐高温性能 .....	9
1.3 研究内容 .....	11
1.3.1 温度变化时任意长度 FRP-混凝土界面的力学行为解析解 .....	11
1.3.2 改进的高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型 .....	11
1.3.3 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能分析 .....	11
第二章 温度变化和持荷耦合作用下 FRP-混凝土界面力学行为的解析解 ..	12
2.1 引言 .....	12
2.2 温度变化时 FRP-混凝土界面的力学模型 .....	13
2.2.1 模型假设 .....	13
2.2.2 指数非线性粘结滑移本构模型 .....	14
2.3 温度变化时 FRP-混凝土界面力学行为的解析解 .....	15
2.3.1 $\alpha P - \alpha c \Delta T < 0$ 时的解析解 .....	16
2.3.2 $\alpha P - \alpha c \Delta T > 0$ 时的解析解 .....	22
2.3.3 无界面热应力时的解析解 .....	24
2.3.4 剥离承载力 .....	25
2.4 解析解验证 .....	25
2.4.1 试验验证 .....	25
2.4.2 数值结果验证 .....	29
2.5 参数分析 .....	30
2.5.1 界面热应力对拉力-滑移曲线的影响 .....	32
2.5.2 界面热应力对剪应力和界面滑移分布的影响 .....	33

2.6 本章小结 .....	37
<b>第三章 高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型 .....</b>	<b>38</b>
3.1 引言 .....	38
3.2 反演计算方法 .....	39
3.2.1 数据搜集 .....	39
3.2.2 FRP 高温劣化 .....	40
3.2.3 FRP 应变分布拟合 .....	42
3.3 高温下 FRP-混凝土界面断裂能劣化及粘结滑移本构模型 .....	48
3.4 本章小结 .....	49
<b>第四章 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能分析 .....</b>	<b>51</b>
4.1 引言 .....	51
4.2 模拟对象 .....	52
4.2.1 桥面板尺寸 .....	52
4.2.2 高温环境 .....	54
4.3 有限元模型 .....	55
4.3.1 FRP 材料的高温劣化 .....	55
4.3.2 高温下界面剥离破坏时的 FRP 应变 .....	55
4.3.3 高温下混凝土受拉本构模型 .....	57
4.4 耐高温性能分析 .....	59
4.4.1 传热分析 .....	59
4.4.2 抗弯承载力分析 .....	60
4.5 本章小节 .....	64
<b>第五章 结论与展望 .....</b>	<b>65</b>
5.1 结论 .....	65
5.2 展望 .....	66
<b>参考文献 .....</b>	<b>68</b>
<b>攻读学位期间学术论文和科研成果目录 .....</b>	<b>76</b>
<b>致谢 .....</b>	<b>77</b>

## 第一章 绪论

### 1.1 课题背景及研究意义

外贴纤维增强复合材料（FRP）越来越广泛地应用于既有或受灾害损伤混凝土结构的加固和修复。与传统粘贴钢板加固技术相比，FRP 比强度高，施工便捷，且具有更优的耐久性能。但是现有研究表明，FRP 加固混凝土结构的耐高温性能较差。现行的《碳纤维片材加固修复混凝土结构技术规程》<sup>[1]</sup>要求其长期使用环境温度不能超过 60℃，这大大限制了 FRP 加固技术的使用范围。在 FRP 加固混凝土结构的全寿命周期内，高温气候、太阳辐射、工业环境以及可能发生的火灾都会导致 FRP 加固结构经历 60℃甚至更高的温度<sup>[2,3]</sup>。一般而言，考虑耐高温性能的 FRP 加固混凝土结构会采用防火涂料或防火板进行防火保护，以期达到规范要求的耐火等级。但是防火保护作用下，FRP-混凝土界面仍会达到较高的温度，继而引发界面粘结性能发生显著劣化。为便于统一术语，这类温和的较高温度在本论文中统一称为“高温”。

目前国内外尚未建立 FRP 加固混凝土耐高温设计方面的设计方法或理论。研究 FRP 加固混凝土结构的耐高温性能，并基于此确定其耐高温设计方法具有十分迫切的现实意义。在 FRP 加固混凝土结构中，FRP 与混凝土界面良好的粘结性能是确保两种材料共同工作的基础。然而常用环氧树脂类胶粘剂的耐高温性能比较差，且远低于混凝土和 FRP 材料本身的耐高温性能，成为制约 FRP 材料在高温下发挥高强度的关键因素。因此，FRP 加固结构设计应重点考虑高温（后文也称热荷载）对 FRP-混凝土界面粘结性能所造成的影响。更具体而言，热荷载会对 FRP-混凝土界面的力学行为产生两种显著的效应<sup>[4,5]</sup>，从而影响到 FRP 与混凝土之间的应力传递和 FRP 材料的承载力贡献：其一，高温会导致胶粘剂材料性能劣化，从而引发 FRP-混凝土界面粘结性能劣化；其二，温度变化会使 FRP 与混凝土间发生不同程度的热膨胀（Thermal mismatch，即热失配）。依据 ACI(2017)<sup>[6]</sup>，CFRP 材料的热膨胀系数为  $-1 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  到  $0 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  之间，混凝土的热膨胀系数为  $7 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  到  $11 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  之间，两者热膨胀性能的差异将导致 FRP-混凝土界面产生界面热应力和相对滑移。

第一种效应的根本原因是界面胶粘剂本身具有较差的耐热性能。目前常用的



FRP-混凝土界面胶粘剂主要是环氧类树脂。如果在常温下固化, 环氧类树脂的玻璃化转变温度 ( $T_g$ ) 通常会很低, 仅在  $45^{\circ}\text{C}$ - $80^{\circ}\text{C}$  的温度范围内<sup>[6,7]</sup>。即使在较高温度下固化, 其玻璃化转变温度也多小于  $120^{\circ}\text{C}$ <sup>[8]</sup>。当 FRP 与混凝土的界面温度接近或高于胶粘剂的玻璃化转变温度时, 胶粘剂将从玻璃态逐渐转变为高弹态。与此同时, 其强度和刚度将发生严重的劣化<sup>[9,10]</sup>, 不可避免地引起 FRP 与混凝土之间的应力传递损失, 导致 FRP-混凝土界面发生过早的剥离破坏<sup>[5,11]</sup>。此外, 界面粘结性能的劣化也会影响界面的有效粘结长度  $L_e$ <sup>[4]</sup>。所谓有效粘结长度, 即充分发挥胶粘剂粘结能力的最小粘结长度。如果 FRP 的粘结长度  $L$  小于  $L_e$ , 则剥离承载力会随着粘结长度的增加而提高; 如果 FRP 的粘结长度大于  $L_e$ , 则增加粘结长度将不能提高剥离承载力。高温能够增大 FRP-混凝土界面的变形能力, 并继而增大界面的有效粘结长度<sup>[16,17,20,21]</sup>。若有效粘结长度超过 FRP 加固混凝土的实际粘结长度, 会显著加剧界面剥离承载力的衰减。

第二种效应所引发的界面热应力会改变 FRP-混凝土界面的剪应力分布, 进而对外贴 FRP 加固混凝土结构的承载力和刚度均产生显著的影响<sup>[12]</sup>。在外贴 FRP 加固技术中, 除 FRP 本身的力学特性外, 对承载力提高幅度起决定作用的即是 FRP-混凝土界面的应力传递机制。而在界面应力传递中起决定作用的便是剪应力传递<sup>[13]</sup>。由于外贴 FRP 片材很薄, 刚度小, 所产生的界面法向应力往往很小, 因而界面性能多由界面剪应力控制。而温度变化导致的 FRP-混凝土界面滑移会影响界面剪应力的分布。因而高温对 FRP 加固混凝土结构产生的第二种效应也值得深入探究。综上, 高温环境对 FRP-混凝土界面粘结性能的两种效应及其造成的影响亟需开展进一步的研究工作深入探讨。

目前已有一些学者通过 FRP-混凝土界面的双剪或单剪试验研究高温对 FRP-混凝土界面力学行为的影响。2001 年, Tommaso 等<sup>[14]</sup>首次通过试验研究了 CFRP-混凝土界面粘结强度与温度的关系。试验中 Tommaso 等在简支梁跨中预先设置了一条裂缝, 在简支梁底部粘贴 CFRP 布, 并在梁顶施加集中荷载, 研究了  $-100^{\circ}\text{C}$ 、 $-30^{\circ}\text{C}$ 、 $20^{\circ}\text{C}$ 、 $40^{\circ}\text{C}$  4 种不同温度下的 FRP-混凝土界面的粘结性能。试验结果显示,  $-100^{\circ}\text{C}$  时破坏面发生在 CFRP 布与胶粘剂之间;  $-30^{\circ}\text{C}$  和  $20^{\circ}\text{C}$  时混凝土表层发生部分剥离;  $40^{\circ}\text{C}$  时, 部分试件发生混凝土表层剥离破坏, 部分试件发生 CFRP-混凝土界面沿胶层的剥离破坏。试验数据还表明温度升高和温度降低都会使试件的承载能力降低。

Blontrock<sup>[15]</sup>在  $20^{\circ}\text{C}$  至  $70^{\circ}\text{C}$  的温度范围内, 对采用环氧类树脂胶粘剂 ( $T_g$  为

62°C)的碳纤维布加固混凝土砌块进行了界面双剪试验。试验结果表明在 40°C、55°C 和 70°C 下, FRP-混凝土界面的粘结强度分别为 20°C 时界面粘结强度的 141%、124% 和 82%。FRP-混凝土界面的粘结强度随温度升高表现出先上升后下降的趋势。下降的起始点位于胶粘剂的玻璃化转变温度附近。常温下, 混凝土表层发生剥离破坏。当温度超过胶粘剂的玻璃化转变温度时, 剥离面位于混凝土与胶粘剂的粘结界面。

Klamer 等<sup>[16]</sup>使用环氧类树脂胶粘剂 ( $T_g$  为 62°C) 将 CFRP 片材粘贴于混凝土长方体试块上, 进行了 10°C 至 75°C 温度范围内的界面双剪试验。加载前先对测试的试样进行了 12h 的 80°C 高温固化。该组试验中观察到了与 Blontrock<sup>[15]</sup>的试验中类似的破坏模式。当温度低于玻璃化转变温度时, 温度的上升使得粘结强度提高 (50°C 时为常温下粘结强度的 110%); 当温度高于玻璃化转变温度时, 温度的上升会导致粘结强度下降 (75°C 时为常温下粘结强度的 64%)。之后, Klamer<sup>[17]</sup>又介绍了改进后的 FRP-混凝土界面双剪试验的结果, 试验试样采用了普通强度 (C20/25) 和高强度 (C45/55) 两种混凝土试块, 并在 20°C 至 90°C 的温度下进行测试。此组试验的结果与 Klamer 等初步研究中得到的试验结果相似。

Wu 等<sup>[18]</sup>在 26°C 至 50°C 的温度范围内, 对采用碳纤维布加固的混凝土砌块进行了界面双剪试验。试验中采用玻璃化转变温度较低 (约为 34°C 至 38°C) 的环氧类树脂作为胶粘剂。随着温度升高, 试样的界面粘结强度持续降低, 在 50°C 下仅剩余常温下界面粘结强度的 40%。温度上升也导致了破坏模式的显著变化。常温下, 剥离破坏面位于包含部分混凝土与部分胶粘剂的混合界面, 而高温下的剥离面则处于底漆-胶粘剂界面。

Gamage 等<sup>[19]</sup>对采用环氧树脂类胶粘剂进行粘贴的 CFRP 板加固混凝土试件进行了界面单剪试验。文章中未报道玻璃化转变温度的数值, 所得结果与 Wu 等<sup>[18]</sup>的试验结果基本一致。随着温度的升高, FRP-混凝土界面粘结强度发生显著劣化, 温度在 50°C 至 75°C 范围内粘结强度下降显著。当温度超过 79°C 时界面粘结强度下降至常温下界面粘结强度的 25% 以下。粘结强度的降低伴随着破坏模式的变化。温度低于 50°C 时, 混凝土表层发生剥离破坏; 温度高于 60°C 时, 破坏模式为胶层失效。

Leone 等<sup>[20]</sup>对分别使用碳纤维布或片材加固的两种 FRP 加固混凝土砌块进行了界面双剪试验。两组试验均采用环氧类树脂 ( $T_g$  为 55°C) 作为粘结剂, 并在 20°C 至 80°C 的温度范围内施加拉力。采用碳纤维布的试验结果呈现出较大的离散性,

其界面粘结强度随温度升高发生非单调变化。这种非单调变化与 Blontrock<sup>[15]</sup>、Klamer 等<sup>[16]</sup>和 Klamer<sup>[17]</sup>的试验结果有所不同,在温度低于  $T_g$  时,温度上升导致粘结强度降低(50°C时为 85%);在温度高于  $T_g$  时,温度上升导致粘结强度增加(80°C时为 109%)。当采用 CFRP 片材时,FRP-混凝土界面的粘结强度在 50°C 时相比常温下增加了 24%,在 65°C 时增加了 7%,在 80°C 时则减少了 11%。

Firmo 等<sup>[21]</sup>在 20°C 至 120°C 的温度范围内,对使用环氧类树脂( $T_g$  为 47°C)粘贴 CFRP 片材的混凝土砌块进行了双剪试验。此组试验还研究了在 CFRP 片材末端进行机械锚固的效果以及热荷载与拉力施加顺序的影响。加载方案分为稳态和瞬态两种:(1) 稳态试验,首先将试样加热至预定温度(20°C、55°C、90°C 和 120°C),然后施加拉力,直至发生破坏;(2) 瞬态试验,首先将试样加载至常温下界面粘结强度的一部分(25%、50%和 75%),然后以恒定速率加热,直至破坏。试验结果表明,温度升高会导致粘结强度降低,有效粘结长度增大,破坏模式发生变化(从混凝土表层剥离转变为胶粘剂失效)。稳态和瞬态条件下的试验结果非常相似,120°C 时的界面粘结强度仅剩余 23%。

Camata 等<sup>[22]</sup>对三种不同的外贴 CFRP 加固混凝土砌块进行了不同温度作用下的界面双剪试验。试样采用了三种不同的界面胶粘剂,其玻璃化转变温度分别高于 85°C,85°C 和 100°C。试验结果表明,温度上升但不超过玻璃化转变温度可以提高 FRP-混凝土界面的粘结强度。温度接近或超过玻璃化转变温度会导致 FRP-混凝土界面的粘结强度显著降低。值得注意的是,该系列试验表明 40°C 至 100°C 的循环高温固化可以显著提高界面胶粘剂的粘结强度。此外,温度超过胶粘剂玻璃化转变温度后,界面破坏模式会由混凝土表层剥离转变为界面胶粘剂失效。

Ferrier 等<sup>[23]</sup>同时进行了 -40°C 至 80°C 的湿粘 FRP 布-混凝土界面双剪试验(体系 1)和 -20°C 至 120°C 的预制 FRP 片材-混凝土界面双剪试验(体系 2)。体系 1 的试验结果表明界面粘结强度和破坏模式与界面胶粘剂的玻璃化转变温度有很高的相关性。试验温度低于  $T_g$  时,温度升高导致界面粘结强度增大,破坏模式为混凝土表层剥离。试验温度超过  $T_g$  时,温度升高导致界面粘结强度迅速降低,破坏模式也转变为胶粘剂失效。而在体系 2 的试验结果中,温度的升高导致界面粘结强度持续降低。除 120°C 下试件的破坏模式为胶粘剂失效外,其余试件在破坏时均出现了混凝土表层的剥离。值得注意的是体系 2 中 -20°C 时的界面粘结强度显著低于其在常温(20°C)下的测量结果。

Raouf 和 Bournas<sup>[24]</sup>进行了 20°C 至 150°C 温度范围内的 FRP-混凝土界面双剪

试验。试件分别采用了 3 层和 4 层 FRP 布, 但没有给出界面胶粘剂的玻璃化转变温度。试验结果显示, 随着温度上升, FRP-混凝土界面的粘结强度显著降低, 在 150°C 时, 其粘结强度仅剩余 18%。破坏模式方面, 在 20°C 至 50°C, 破坏面上发生混凝土的部分剥离, 在 75°C 至 150°C 时, 界面的破坏模式为胶粘剂失效。

Al-Jaberi 等<sup>[25]</sup>在 -18°C、常温 (21°C) 和 49°C 下, 分别进行了湿粘 GFRP-混凝土界面和预制 CFRP 片材-混凝土界面的单剪试验。两组试验中, 49°C 下的界面粘结强度均发生了显著的劣化, 湿粘 GFRP-混凝土界面粘结强度降低至常温下的 45%, 预制 CFRP 片材-混凝土界面粘结强度降低至常温下的 59%。-18°C 低温几乎不会对界面粘结强度造成影响。破坏模式方面, 49°C 下发生了纤维与基体树脂的剥离。在其他温度下, 破坏模式为胶粘剂与混凝土之间的剥离。

国内而言, 同济大学胡克旭等<sup>[26, 27]</sup>于 2008 年进行了高温下 CFRP-混凝土界面的双剪试验。试验共设置了 4°C (常温)、40°C、60°C、80°C、100°C、120°C、140°C、160°C 和 180°C 等 9 个环境温度。随着温度的升高, 界面破坏呈现 3 种形式: 在 4°C 时, CFRP-混凝土界面沿胶层发生剥离破坏; 在 40°C 时, 试件表层混凝土随 CFRP 一起发生剥离; 随着温度的继续升高, 界面破坏模式由沿胶层发生剥离过渡到 CFRP 与胶层发生界面剥离。试验结果还表明, 随着温度的升高, 界面粘结强度总体呈下降趋势, 但在 40°C 附近有一个明显的上升过程。温度超过 100°C 后, 粘结强度随温度的升高变化不大。试验结果还表明破坏时的界面滑移随温度升高略有增大, 极限界面滑移量随温度上升呈现出波动式上升。

同济大学胡克旭等<sup>[28]</sup>于 2010 年又进行了第 2 批次不同温度下的 CFRP-混凝土界面双剪试验, 该组试验设置了 10°C、27°C (室温)、40°C、50°C、65°C、85°C 和 110°C 等 7 个环境温度。在 10°C 和 27°C 时, FRP-混凝土界面剥离时部分混凝土发生脱落。随着温度的升高, 界面破坏模式转变为沿胶层发生剥离。试验结果显示界面粘结强度随温度升高呈现出单调下降趋势, 10°C 时界面粘结强度为常温 (27°C) 下的 2 倍; 65°C 时界面粘结强度约为常温下的 30%; 110°C 时, 平均粘结强度衰减至常温下强度的 20%。65°C 以下时, 粘结强度衰减剧烈, 超过 65°C 后, 粘结强度下降较为平缓。试验同时测量了界面滑移量随温度的变化, 与第一批次的试验结果不同, 随着温度的升高, 极限滑移量逐渐减小。

综上, 目前对高温下的 FRP-混凝土界面粘结性能已经进行了大量的试验研究。除去试验离散性的影响, 多数试验结果较为一致, 可大致概括为: 若 FRP-混凝土界面的胶粘剂采用高温固化, 温度上升会造成界面粘结强度下降, 破坏模

式从混凝土表层剥离过渡为胶粘剂破坏；若胶粘剂采用常温固化，则环境升温会造成胶粘剂的二次固化。二次固化表现为在温度超过玻璃化转变温度之前，界面粘结强度略有上升。但在温度超过玻璃化转变温度后，界面粘结强度依旧发生显著劣化。胶粘剂二次固化对破坏模式的转变似乎并无显著的影响。

相比较而言，高温下 FRP-混凝土界面的理论研究尚未完善。其根本问题是缺乏精确的高温下 FRP-混凝土界面的粘结滑移本构模型。目前常用于 FRP 加固混凝土结构中的胶粘剂多为环氧树脂类胶粘剂。但是其配比并不统一，由不同公司生产的胶粘剂的组成和性能都有所差异。基于此，有不少学者提出了多种不同的 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型，比如弹脆性、梯形、双线形、刚性软化形、弹塑脆性和指数非线性<sup>[4]</sup>。这一差异使得高温对界面胶粘剂的影响也无法一概而论，增大了该问题的不确定性。最近出现的指数非线性粘结滑移本构模型由 Dai 等<sup>[29]</sup>最早提出，与试验结果的吻合程度较高，得到了许多学者的进一步应用<sup>[30-32]</sup>。应当注意的是，即使采用同一种粘结滑移本构模型，不同厂家生产的胶粘剂也会具有不同的玻璃化转变温度和相应的模型参数值。

为得到不同胶粘剂所具备的不同的界面粘结滑移本构模型，仅通过 FRP-混凝土界面剪切试验难以准确实现。这是因为界面剪切试验中混凝土骨料的分布具有离散性，使得沿界面长度的粘结性能不尽相同。因而通过局部应变、局部滑移等测试结果算出的局部粘结滑移本构模型也具有很大的离散性<sup>[29]</sup>。一种较为准确的获取局部粘结滑移本构模型的方法是建立基于局部粘结滑移本构模型的界面力学行为解析解。根据解析解建立局部粘结滑移本构模型与单剪试件的荷载位移曲线、FRP 应变分布等界面整体力学行为的关系。荷载位移曲线和应变分布相较于局部的应变、滑移测试结果更为稳定，能有效消除混凝土局部离散性造成的影响。因而根据界面的整体力学行为测试结果得到的局部粘结滑移本构模型更为稳定有序。

目前 FRP-混凝土界面力学行为解析解已有较多，但绝大多数未考虑 FRP 与混凝土热失配导致的界面热应力（之后简称界面热应力）<sup>[33-38]</sup>的影响。在现有的高温下 FRP-混凝土界面剪切试验中，FRP-混凝土界面都会经历一个从常温开始的升温过程。这一过程不可避免会导致 FRP 与混凝土产生热失配，进而在界面内产生热应力。因此，有必要建立考虑界面热应力的 FRP-混凝土界面力学行为解析解，并结合高温下的界面剪切试验结果，揭示高温对 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型的影响。基于此，则可以进一步探究不同高温环境对外贴 FRP 加固混

凝土结构力学性能的影响。目前对高温（火灾）环境下 FRP 加固混凝土梁柱类构件的研究已有较多<sup>[5, 11, 17, 39-44]</sup>，但对 FRP 加固混凝土板类构件的耐高温性能研究较少，亟需开展相应的研究工作。

基于以上课题研究背景，本学位论文首先建立了高温和持荷耦合作用下 FRP-混凝土界面力学行为和剥离破坏全过程的理论解析解；基于解析解的理论分析并结合现有高温下 FRP-混凝土界面剪切试验结果，构建了高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型；通过将高温下界面的改进型粘结滑移本构模型应用到有限元数值模型中，对 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能进行了分析。以下将重点阐述上述三项工作的国内外研究现状。

## 1.2 国内外研究现状分析

### 1.2.1 考虑界面热应力的 FRP-混凝土界面力学行为解析解

为定量地解释外力和热荷载对 FRP 加固混凝土结构的耦合效应，对 FRP-混凝土界面的热-力学理论建模是近年来的一个研究热点。Rabinovitch<sup>[45]</sup>曾采用断裂力学方法描述三层 FRP-胶粘剂-混凝土系统的热力学行为，建立了一种较为详尽的力学模型。该模型结合了一个考虑热失配的高阶界面应力分析模型和一个包含热荷载下修正 J 积分的混凝土断裂力学模型。与试验结果对比表明，该模型可以量化温度变化对界面内裂纹附近和 FRP 片材边缘附近应力场的影响。除此之外，考虑到 FRP-胶粘剂-混凝土三层体系的复杂性以及胶粘剂层非常薄，多数学者在构建理论模型时忽略胶粘剂厚度的影响，将整个三层体系简化为 FRP-混凝土双层体系，并应用 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型来表征胶粘剂的粘结作用。此类方法大大降低了 FRP-混凝土界面力学行为理论解析的复杂性，且仍然能够获得准确的界面行为预测。

通过假设线弹脆性、梯形、双线形、刚性软化形和弹塑脆性粘结滑移本构模型，Gao 等<sup>[4, 46]</sup>得出了一系列考虑温度变化的 FRP-混凝土界面力学行为解析解。这些解析解可以表征拉力与热荷载共同作用下，FRP-混凝土界面的滑移、剪应力、FRP 应变以及荷载-位移曲线。但是前期研究存在两方面的缺陷：（1）多段线粘结滑移本构模型中参数较多（3 参数或者 4 参数模型），这些参数很难通过 FRP-混凝土界面的剪切试验结果得以同时准确确定；（2）多段线粘结滑移本构模型不能完全体现局部粘结性能的非线性特征。一些剪切试验的结果<sup>[21, 34, 47-49]</sup>表明，

FRP-混凝土界面的局部粘结滑移关系呈现为曲线形，而不是理想的双折线或三段线。

Dai 等<sup>[29]</sup>和 Zhou 等<sup>[50]</sup>分别根据 FRP-混凝土界面剪切试验的应变-滑移和滑移分布结果提出了相似的指数非线性粘结滑移本构模型。这种指数形粘结滑移本构模型已被广泛采用，并被认为是实际的 FRP-混凝土界面的一种较为接近的描述<sup>[30, 33, 34, 36, 37, 46, 51, 52]</sup>。然而，由于采用指数非线性粘结滑移本构模型的力学控制方程在考虑界面热应力时难以求解，迄今尚未有学者提出其完整的解析解<sup>[51]</sup>。Dai 等<sup>[46]</sup>和 Gao 等<sup>[4]</sup>曾对该解析解进行了有价值的探索。他们通过假定粘结长度足够长（即实际粘结长度大于有效粘结长度）得出了解析解，但这一假定导致此解析解的适用性受限。已有的 FRP-混凝土界面剪切试验<sup>[20, 21, 53-55]</sup>表明，温度升高会导致有效粘结长度显著增加。相比之下，高温下 FRP-混凝土界面剪切试验中的粘结长度常受到高温实验炉尺寸的限制，分布在 200 mm 至 300 mm 之间<sup>[17, 18, 21, 23, 24]</sup>，该粘结长度范围一般小于高温下界面的有效粘结长度。因此，现有研究缺乏任意粘结长度下 FRP-混凝土界面的理论解析解。

### 1.2.2 高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型

至今为止，高温下的 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型非常少。Dai 等<sup>[46]</sup>在国际上首次提出高温下界面模型，此模型中采用只含有两个参数的指数非线性粘结滑移本构模型，推导出了考虑界面热应力的界面力学行为解析解。由于求解时假定了足够长的粘结长度，该解析解可以结合已有的界面剪切试验结果，比较容易的反算出 FRP-混凝土界面的断裂能和脆性指数。但同时由于基于足够长粘结长度假定，该解析解无法体现粘结长度不足对极限受拉承载力的影响，而将极限受拉承载力的降低全部归因于界面高温劣化，因而反算出的高温下界面断裂能会被严重低估。

Dong 和 Hu<sup>[56]</sup>基于 Wu 等<sup>[37]</sup>提出的 FRP-混凝土界面力学行为解析解，提出了求解界面本构参数的简化方法，并将其应用于已有的高温下 FRP-混凝土界面剪切试验中，继而反算出了局部粘结强度随温度升高而呈现出的衰减趋势。但由于 Wu 等<sup>[37]</sup>提出的解析解并没有考虑 FRP-混凝土界面的热应力，据此得到的高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移-本构模型也包含了界面热应力的干扰。

### 1.2.3 外贴 FRP 加固混凝土板的耐高温性能

目前仅有 FRP 加固混凝土板类构件的耐高温性能研究的零星报道。此小节对现有的试验研究和数值模拟进行简要综述。

#### 1.2.3.1 试验研究

Blontrock 等<sup>[57]</sup>在 ISO834 标准火场下测试了五块足尺 FRP 加固混凝土板的耐火性能。常温对比试验表明,用一层或两层 CFRP 布加固混凝土板可将其极限承载力提高 20% 和 51%。火灾试验中采用石膏板或石膏板结合岩棉作为防火材料,总厚度为 49mm 至 63mm,布置在 CFRP 布粘贴面的 800 mm 长度上。所有混凝土板均采用 4 点弯曲(跨度为 2850 mm)加载,荷载为常温极限承载力的 37%。试验结果表明界面胶粘剂在火灾中暴露 24 至 55 分钟(取决于防火保护措施)后开始失效。但由于混凝土和钢筋的耐高温性能相对较好,受保护的混凝土板可以达到 70 至 120 分钟的耐火极限。CFRP-混凝土的界面发生剥离破坏时,胶粘剂的温度位于 47°C 至 69°C 之间( $T_g$  为 67°C)。

Williams 等<sup>[58]</sup>在 ASTM E119 标准火场下测试了四块有防火保护的 FRP 加固混凝土板的耐火性能。该试验采用了两种不同的 CFRP 布,并用环氧树脂( $T_g$  为 82°C)将其粘贴在混凝土板的底面。防火保护层采用结合膨胀涂层的水泥基膏泥(19 或 38 mm 厚)或掺有轻质填料的防火砂浆(38 mm 厚)。在火灾荷载作用时,混凝土板仅承受自重,因此无法对 CFRP 的加固效果进行量化评估。该组测试的目的在于评估两种保护措施防火隔热效果,即 CFRP-混凝土界面温度达到胶粘剂玻璃化转变温度的时间。试验结果表明,界面温度达到  $T_g$  的时间在受火 42 到 104 分钟之间。

Adelzadeh 等<sup>[59]</sup>也开展了一组与 Williams 等<sup>[58]</sup>类似的试验。试验中采用水泥基砂浆(40 和 60 mm 厚)对不加外力的 FRP 加固混凝土板进行防火保护。试验结果显示 FRP-混凝土界面的温度会在受火 30 分钟左右超过胶粘剂的玻璃化转变温度。

Stratford 等<sup>[60]</sup>测试了防火保护的 FRP 加固混凝土板在真实火场下的力学性能。试验中对 15 cm 厚的混凝土屋面板进行了外贴 CFRP 片材(100 mm×1.4 mm)加固。环氧树脂胶粘剂的玻璃化转变温度为 60°C。火灾下屋面板仅承受自重作用。防火保护层为超薄膨胀型涂料(发泡膨胀温度为 120°C)或双层石膏板(每层厚度为 12 mm)。真实火场的燃料为办公家具,产生的火灾荷载密度约相当于 32



kg/m<sup>2</sup> 的木垛当量。该试验表明未有防火保护的外贴 FRP 加固结构在真实火灾作用下非常脆弱，火灾发生 6 分钟时，FRP-混凝土界面胶粘剂的温度已超过其玻璃化转变温度。火灾发生 10 分钟后，FRP 从屋面板上剥离。试验同时证实了超薄膨胀型涂料的发泡膨胀温度远高于胶粘剂的玻璃化转变温度，界面失效会发生在涂料发泡膨胀之前，因此难以延缓 FRP-混凝土界面达到玻璃化转变温度的受火时间。

### 1.2.3.2 数值模拟

Lopez 等<sup>[61]</sup>曾对 CFRP 加固混凝土板的耐火性能进行了数值模拟。该模拟使用商用有限元软件建立了 CFRP 加固混凝土板的三维（3D）热传递模型，考虑了温度对材料热工性能参数的影响，进而实现了 ISO834 标准火场下的非线性瞬态温度场模拟。通过比较模型预测的温度场与耐火试验<sup>[62]</sup>中测得的温度分布比较，验证了模型中材料热工性能参数选取的合理性。根据温度场的模拟结果可以评估不同防火保护层厚度的防火隔热效果。但该模拟未进行火灾作用下加固板的热-力学耦合响应分析。

Kodur 和 Bhatt<sup>[63]</sup>同时考虑火灾和外力的作用，对 FRP 加固混凝土板的耐火性能进行了数值模拟。模型基于弯矩-曲率关系建立了截面分析程序，其建模过程分为火场温度计算、热传递分析和承载力分析三个阶段。同时，模型中考虑了高温对混凝土、钢筋、FRP、防火保护层的热工性能和热力学性能以及 FRP-混凝土界面粘结性能的影响。通过与 Blontrock 等<sup>[57]</sup>的 FRP 加固混凝土板耐火试验结果进行对比，验证了该模拟方法的有效性。此外，Kodur 和 Bhatt 使用该模型进行了大量的参数分析，分析结果表明：如果不采用防火保护，FRP 加固混凝土板的耐火性能差于普通混凝土板；如果不考虑 FRP-混凝土界面粘结性能的高温劣化，FRP 加固混凝土板的耐火性能将会被高估。

Del prete 等<sup>[64]</sup>采用数值模拟的方法对 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能进行了探讨。该研究中采用意大利规范<sup>[65]</sup>中给出的界面剥离破坏时的 FRP 应变作为 FRP 加固混凝土桥面板破坏的判据。值得一提的是，该判据中引入了温度对界面断裂能的影响，因而能表征 FRP-混凝土界面的高温劣化。模拟结果显示，车祸火灾和铺设高温沥青面层引发的桥面高温会严重降低 FRP 加固混凝土桥面板的承载能力。

### 1.3 研究内容

基于上述研究现状，本文拟开展以下三个方面的研究工作，三项工作依次递进，理论解析解为第二项工作建立精确的 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型提供了理论依据，而高温下界面本构模型是开展 FRP 加固混凝土桥面板耐高温性能研究的前提。

#### 1.3.1 温度变化时任意长度 FRP-混凝土界面的力学行为解析解

基于 FRP-混凝土界面力学模型，构建了温度变化（热荷载）和拉力耦合作用下 FRP-混凝土界面力学行为的控制方程。界面中剪应力与滑移的关系采用指数非线性粘结滑移本构模型进行描述，并设定合理的边界条件对控制方程进行求解。求解中摒弃了已有文献中采用的足够长粘结长度假定，得到的解析解可以准确描述热荷载和拉力耦合作用下 FRP-混凝土界面的力学行为。与试验结果和数值分析结果进行对比，表明该解析解在较长和较短粘结长度条件下均合理有效。

#### 1.3.2 高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型

基于已有文献中报道的高温下 FRP-混凝土界面剪切试验结果，结合不同温度下所测得的 FRP 应变分布数据，基于前述解析解可获得不同温度下界面断裂能的准确值，明晰了界面断裂能随温度的变化规律，并建立了温度与界面断裂能关系的经验表达式，进而建立了高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型。

#### 1.3.3 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能分析

基于桥面板真实尺寸与材性数据，构建了 FRP 加固连续桥面板的有限元分析模型。有限元分析中考虑了桥面油罐车车祸火灾与铺设高温沥青两种高温工况环境。通过瞬态热传递分析预测了热荷载作用下 FRP 加固混凝土桥面板中的温度场分布与演变规律。将高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型应用于加固桥面板基于 FRP 应变的破坏判据中，揭示了界面高温劣化对 FRP 加固混凝土桥面板力学性能的影响。

## 第二章 温度变化和持荷耦合作用下 FRP-混凝土界面力学行为的解析解

### 2.1 引言

为了准确地得到 FRP-混凝土界面的局部粘结滑移本构模型,一种可行的方法是:先得到可以描述 FRP-混凝土界面力学行为的解析解,并借助 FRP-混凝土界面剪切试验测得宏观力学表现(比如荷载-位移曲线和 FRP 应变分布等),结合解析解与宏观试验结果反算出 FRP-混凝土界面的局部粘结性能。目前已提出了多种 FRP-混凝土界面的力学行为解析解,以建立拉力作用下 FRP-混凝土界面的试验现象与局部粘结滑移本构模型的关系<sup>[33-38]</sup>。然而描述高温下 FRP-混凝土界面力学行为的解析解还比较少<sup>[4,45,46,66]</sup>。由于高温试验中温度上升的影响,这类解析解必须考虑由 FRP 与混凝土热失配导致的界面热应力。界面热应力会对 FRP-混凝土界面的滑移、承载力、FRP 应变等产生显著的影响。如果在反算高温下局部粘结滑移本构模型时不考虑此影响,得到的模型参数值则是不可信的。

现有的考虑高温和持荷耦合作用的 FRP-混凝土界面力学行为解析解包括面内剪切试验的解析解<sup>[4,45,46]</sup>与同时考虑 I 型和 II 型断裂模式的弯曲界面的简化解<sup>[66]</sup>。但是这些解析解都是基于足够长粘结长度假定得出的,仅适用于具有足够长粘结长度的 FRP-混凝土界面。

本章旨在提出一个适用于任意粘结长度的解析解,用于描述 FRP-混凝土界面在热荷载(温度变化)和拉力耦合作用下的剥离破坏过程。构建控制方程时采用了指数非线性本构模型描述 FRP-混凝土界面的粘结滑移关系。该解析解为界面热应力对局部和整体界面力学行为的影响提供了严格的理论解释,并将辨析区分界面热应力和胶粘剂高温劣化对界面力学行为的影响。后一种影响应通过与温度相关的粘结滑移本构模型来表征。需要说明的是,本章的目的不是探索建立高温下 FRP-混凝土界面的局部粘结滑移本构模型,而是提供一个严格的理论框架,为下一章揭示高温对 FRP-混凝土界面局部粘结滑移本构模型的影响提供理论基础。

## 2.2 温度变化时 FRP-混凝土界面的力学模型

### 2.2.1 模型假设

目前多采用 FRP-混凝土界面单剪或双剪试验探究高温对 FRP-混凝土界面粘结性能的影响。图 2-1 为单剪试验的示意图。假设试件中不存在弯矩，处于 FRP-混凝土界面的胶粘剂仅受到沿  $P$  方向的剪应力。此外，假设三个组件（FRP、胶粘剂和混凝土）的几何尺寸是恒定的，整个试件中的温度是均匀分布的。图 2-1 所示的理论模型是对实际 FRP-混凝土界面剪切试验<sup>[15-28]</sup>的合理近似，破坏模式为沿粘结面和拉力方向的 II 型断裂。

如图 2-1 所示， $t_p$  和  $b_p$  分别是 FRP 的厚度和宽度， $t_c$  和  $b_c$  分别是混凝土的厚度和宽度。粘结长度可由  $L$  表示，加载端视为  $x=L$  点，自由端视为  $x=0$  点。

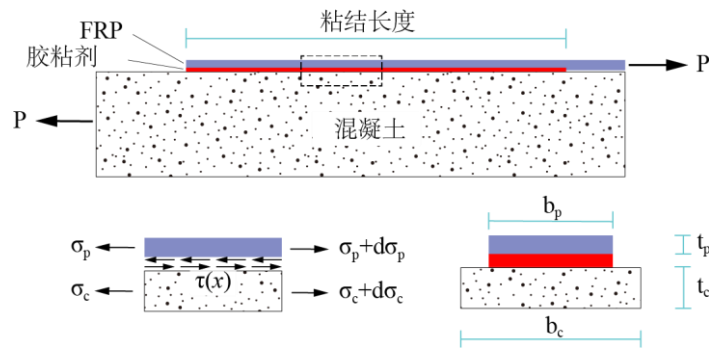


图 2-1 FRP-混凝土界面剪切试验图示

Fig.2-1 Schematic of FRP-concrete bonded joint test

根据 FRP-混凝土界面体系沿拉力方向的平衡条件，可得到以下控制方程：

$$\frac{d\sigma_p}{dx} - \frac{\tau}{t_p} = 0 \quad (2-1)$$

$$\sigma_p b_p t_p + \sigma_c b_c t_c = 0 \quad (2-2)$$

式中， $\tau$  为界面剪应力； $\sigma_p$  和  $\sigma_c$  分别为 FRP 和混凝土中的轴向应力。

在式(2-2)中，考虑到温度变化引起的热膨胀/收缩，FRP 和混凝土中的轴向应力可描述如下：

$$\sigma_p = E_p \left( \frac{ds_p}{dx} - \alpha_p \Delta T \right) \quad (2-3)$$

$$\sigma_c = E_c \left( \frac{ds_c}{dx} - \alpha_c \Delta T \right) \quad (2-4)$$

式中,  $E_p$ 和 $E_c$ 分别为 FRP 和混凝土的弹性模量;  $s_p$ 和 $s_c$ 分别是 FRP 和混凝土的滑移;  $\alpha_p$ 和 $\alpha_c$ 分别是 FRP 和混凝土的热膨胀系数;  $\Delta T$ 表示温度变化, 由最终温度减去初始温度得到。

根据式(2-3)和(2-4), 可得到以下二阶微分方程:

$$\frac{d^2s}{dx^2} = \frac{1}{E_p} \frac{d\sigma_p}{dx} - \frac{1}{E_c} \frac{d\sigma_c}{dx} \quad (2-5)$$

式中,  $s$ 是 FRP 和混凝土之间的界面滑移, 可通过下式描述:

$$s = s_p - s_c \quad (2-6)$$

将式(2-1)和(2-2)代入式(2-5)得

$$\frac{d^2s}{dx^2} - \frac{1+\alpha}{E_p t_p} \tau = 0 \quad (2-7)$$

式中,  $\alpha$ 是 FRP 的轴向刚度与混凝土的轴向刚度的比值, 即为  $E_p t_p b_p / (E_c t_c b_c)$ 。由于混凝土的厚度远大于 FRP 的厚度,  $\alpha$ 的值可近似为零。

根据式(2-2)至(2-4), FRP 中的轴向应力可表示为

$$\sigma_p = \frac{E_p}{1+\alpha} \left[ \frac{ds}{dx} - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right] \quad (2-8)$$

### 2.2.2 指数非线性粘结滑移本构模型

为了获得方程(2-7)的解, 应首先定义 FRP-混凝土界面剪应力和滑移之间的关系。指数非线性粘结滑移本构模型已被广泛用于描述 FRP-混凝土界面的局部粘结特性, 且能够合理地表现出界面剪切试验的变形行为。故而本文采用指数非线性粘结滑移本构模型(图 2-2)。该模型可描述如下<sup>[29]</sup>:

$$\tau = A^2 B \frac{E_p t_p}{(1+\alpha)} (e^{-Bs} - e^{-2Bs}) \quad (2-9)$$

式中,  $B$ 为脆性指数, 控制粘结滑移曲线上升段和下降段的斜率;  $A$ 是与界面断裂能 $G_f$  (可表示为粘结滑移曲线下的面积) 相关的参数, 如下式所示:

$$A = \sqrt{\frac{2G_f}{E_p t_p} (1 + \alpha)} \quad (2-10)$$

如图 2-2 所示,  $\tau_{max}$ 是最大粘结应力, 称为局部粘结强度。 $s_{max}$ 是与之相应的界面滑移, 可由下式计算:

$$\tau_{max} = 0.5BG_f \quad (2-11)$$

$$s_{max} = \ln(2)/B \quad (2-12)$$

由于温度变化会导致 FRP 与混凝土之间产生热失配, 进而导致相对位移, 式(2-6)中定义的界面滑移可能为负值。因此, 将式(2-9)与(2-10)扩展为式(2-13), 以

描述出现负滑移值的界面粘结滑移本构模型。

$$\tau = \begin{cases} 2BG_f(e^{-Bs} - e^{-2Bs}) & (s \geq 0) \\ -2BG_f(e^{Bs} - e^{2Bs}) & (s < 0) \end{cases} \quad (2-13)$$

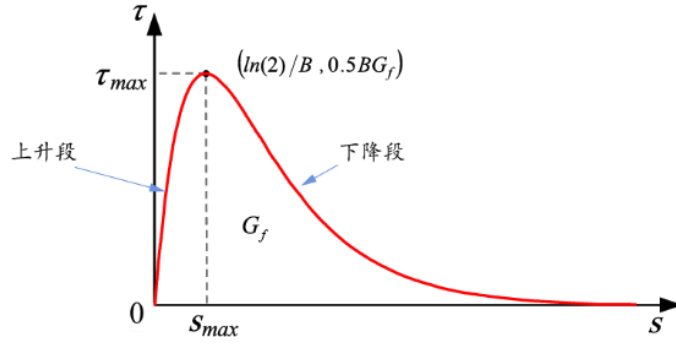


图 2-2 局部粘结滑移本构模型

Fig.2-2 Local bond-slip model

### 2.3 温度变化时 FRP-混凝土界面力学行为的解析解

本节主要介绍 FRP-混凝土界面的力学行为解析解的推导过程。将式(2-13)代入式(2-7)，可得到以下描述界面滑移分布的二阶微分方程：

$$\frac{d^2s}{dx^2} = \begin{cases} A^2B(e^{-Bs} - e^{-2Bs}) & (s \geq 0) \\ -A^2B(e^{Bs} - e^{2Bs}) & (s < 0) \end{cases} \quad (2-14)$$

又知以下变换过程

$$\frac{d^2s}{dx^2} = \frac{d}{dx} \left( \frac{ds}{dx} \right) = \frac{d}{ds} \left( \frac{ds}{dx} \right) \frac{ds}{dx} = \frac{1}{2} \frac{d}{ds} \left( \frac{ds}{dx} \right)^2 \quad (2-15)$$

将式(2-15)代入式(2-14)，控制方程可变换为：

$$\frac{d}{ds} \left( \frac{ds}{dx} \right)^2 = \begin{cases} 2A^2B(e^{-Bs} - e^{-2Bs}) & (s \geq 0) \\ -2A^2B(e^{Bs} - e^{2Bs}) & (s < 0) \end{cases} \quad (2-16)$$

解出式(2-16)，就可以得到界面滑移沿粘结长度的分布。为了求解此控制方程，可将 FRP 两端的轴向应力作为边界条件。

在自由端 ( $x=0$ )， $\sigma_p=0$ ，则式(2-8)可以变换为

$$\left. \frac{ds}{dx} \right|_{x=0} = (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \quad (2-17)$$

在 FRP 的加载端 ( $x=L$ )， $\sigma_p = P/(t_p b_p)$ ，式(2-8)可以变换为

$$\left. \frac{ds}{dx} \right|_{x=L} = \frac{P(1+\alpha)}{E_p t_p b_p} + (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \quad (2-18)$$

使用(2-17)和(2-18)两个边界条件, 可以解出式(2-16), 进而得出界面滑移分布。根据界面滑移分布, 还可得到 FRP-混凝土界面的其他界面力学行为, 包括 FRP 自由端和加载端的滑移、界面剪应力分布、FRP 应变和拉力位移曲线。在以下小节中, 将针对正温度变化和负温度变化两种情形, 分阶段求解受热荷载和拉力共同作用的 FRP-混凝土界面的力学行为解析解。得到的界面滑移分布如图 2-3 和图 2-4 所示, 其中 $s_0$ 和 $s_L$ 表示自由端和加载端的滑移。 $s = 0$ 的位置标记为 $x = x_0$ ,  $ds/dx = 0$ 的位置标记为 $x = x_1$ 。

### 2.3.1 $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T < 0$ 时的解析解

$(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T < 0$  表示混凝土的热膨胀大于 FRP 的热膨胀, 或者混凝土的冷收缩小于 FRP 的冷收缩。因此在加载前, 自由端 ( $x=0$ ) 的界面滑移大于零 (即  $s_0 > 0$ ), 而加载端 ( $x = L$ ) 的界面滑移为负 (即  $s_L < 0$ )。图 2-3 给出了  $\alpha_p < \alpha_c$  且  $\Delta T > 0$  时的界面滑移的发展过程。以下各小节为与滑移演变的三个阶段相对应的求解过程。

#### 2.3.1.1 第一阶段 (图 2-3a 至 2-3c)

式(2-16)的通解如下:

$$\frac{ds}{dx} = \begin{cases} -\sqrt{A^2[(1 - e^{-Bs})^2 + D_1]} & (x \leq x_0) \\ -\sqrt{A^2[(1 - e^{Bs})^2 + D_2]} & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-19a)$$

$$(2-19b)$$

其中 $D_1$ 和 $D_2$ 是两个由积分过程产生的常数, 由 $x = x_0$  (即  $s=0$ ) 处的边界条件可知 $D_1 = D_2 = D$ 。对式(2-19)进行积分可得到滑移分布的通解:

$$\begin{cases} \frac{-\ln[e^{Bs}(D+1) + e^{Bs}\sqrt{D+1} \cdot \sqrt{D+(1-e^{-Bs})^2-1}]}{B\sqrt{D+1}} = Ax + m_1 & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-20a)$$

$$\begin{cases} \frac{\ln[e^{-Bs}(D+1) + e^{-Bs}\sqrt{D+1} \cdot \sqrt{D+(1-e^{Bs})^2-1}]}{B\sqrt{D+1}} = Ax + m_2 & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-20b)$$

其中 $m_1$ 和 $m_2$ 是由积分过程产成的新常数。

将  $x=0$  处的  $s=s_0$  代入式(2-20a), 可将其变换为

$$\frac{-\ln[e^{Bs_0}(D+1) + e^{Bs_0}\sqrt{D+1} \cdot \sqrt{D+(1-e^{-Bs_0})^2-1}]}{B\sqrt{D+1}} = m_1 \quad (2-21)$$

将边界条件式(2-17)代入式(2-19a)中, 有

$$D = J^2 - (1 - e^{-Bs_0})^2 \quad (2-22)$$

式中 $J = (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T/A$ 。

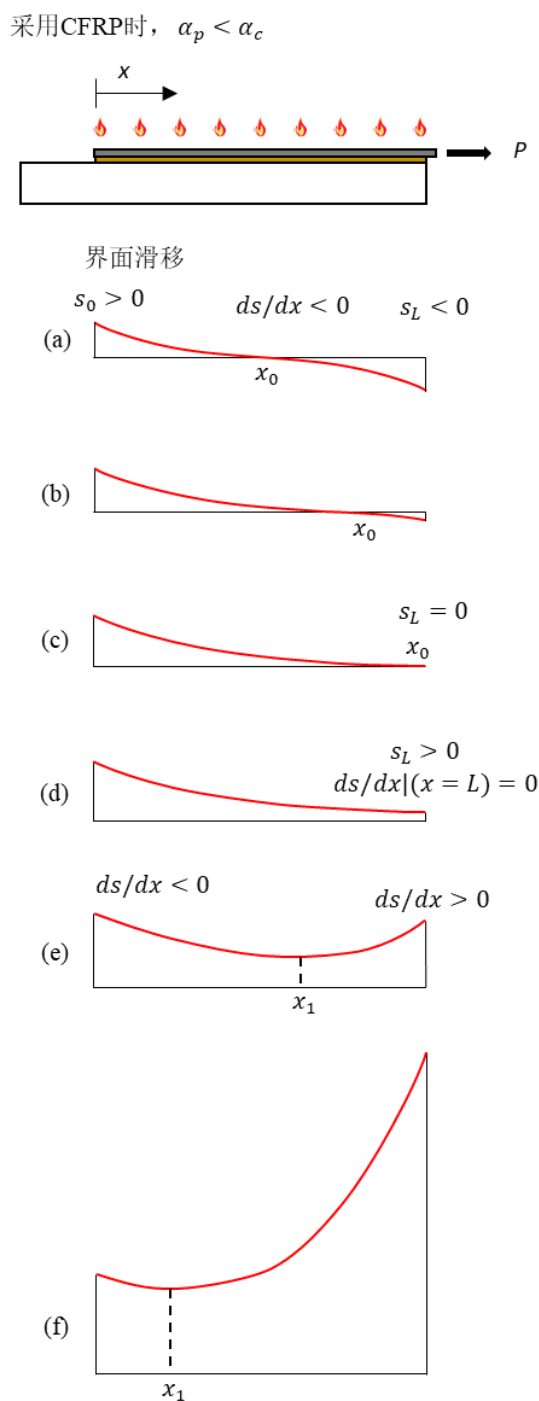


图 2-3 温度上升且 $\alpha_p < \alpha_c$ 时的界面滑移: a)  $P = 0$  时的初始状态; b)  $P > 0$  且  $s_L < 0$ ; c)  $s_L = 0$ ; d)  $s_L > 0$  且加载端  $ds/dx = 0$ ; e) 加载端  $ds/dx > 0$ ; f) 随着拉力增大  $s_L$  继续增大

Fig. 2-3 Interfacial slip evolution for the bonded joint with  $\alpha_p < \alpha_c$  and subjected to a temperature increase: a) the initial state when  $P = 0$ ; b)  $P > 0$  and  $s_L < 0$ ; c)  $s_L = 0$ ; d)  $s_L > 0$  and  $ds/dx = 0$  at  $x = L$ ; e)  $ds/dx > 0$  near the loaded end; and f)  $s_L$  further increases with the applied pull load



将式(2-22)代入到式(2-21)中, 可得

$$m_1 = -\ln\left(\frac{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{1-\sqrt{J^2-D}}\right)/(B\sqrt{D+1}) \quad (2-23)$$

由于 $x = x_0$ 处的滑移是连续的, 可从式(2-20)推导出以下方程式

$$\frac{2\ln(D+\sqrt{D^2+D})}{B\sqrt{D+1}} = m_2 - m_1 \quad (2-24)$$

将式(2-23)代入式(2-24)中, 得

$$m_2 = \ln\left[\frac{(D+\sqrt{D^2+D})^2(1-\sqrt{J^2-D})}{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}\right]/(B\sqrt{D+1}) \quad (2-25)$$

将 $m_1$ 和 $m_2$ 的表达式(式(2-23)和(2-25))代入式(2-20)中, 可得到界面滑移分布的解析解, 如下所示:

$$s = \begin{cases} \frac{1}{B} \ln\left[\frac{1}{2(D+1)}(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2)\right] & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-26a)$$

$$s = \begin{cases} -\frac{1}{B} \ln\left[\frac{1}{2(D+1)}(n_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2)\right] & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-26b)$$

式中 $n_1 = \frac{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{1-\sqrt{J^2-D}}$ ,  $n_2 = \frac{1-\sqrt{J^2-D}}{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}$ ,  $n_3 = \frac{(D+\sqrt{D^2+D})^2(1-\sqrt{J^2-D})}{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}$ ,  $n_4 = \frac{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{(D+\sqrt{D^2+D})^2(1-\sqrt{J^2-D})}$ 。基于界面滑移分布的表达式, 可使用式(2-13)给出的粘结滑移本构模型得到界面的剪应力分布:

$$\tau = \begin{cases} 2BG_f \left\{ \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} - \left[ \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 \right\} & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-27a)$$

$$\tau = \begin{cases} -2BG_f \left\{ \frac{2(D+1)}{n_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2} - \left[ \frac{2(D+1)}{n_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 \right\} & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-27b)$$

FRP 中的轴向应力可通过代入式(2-19)和(2-26)到式(2-8)中得到:

$$\sigma_p = \begin{cases} \left\{ \frac{E_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \right\} \right\} & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-28a)$$

$$\sigma_p = \begin{cases} \left\{ \frac{E_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \right\} \right\} & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-28b)$$

根据式(2-3), FRP 中的轴向应变可由式(2-28)变换得到:

$$\varepsilon_p = \begin{cases} \left\{ \alpha_p \Delta T + \frac{1}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \right\} \right\} & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-29a)$$

$$\varepsilon_p = \begin{cases} \left\{ \alpha_p \Delta T + \frac{1}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \right\} \right\} & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-29b)$$

将式(2-25)代入式(2-20b)并令 $s=0$ , 可得 $x_0$ 的值为

$$x_0 = \ln \left[ \frac{D - J\sqrt{D+1} + \sqrt{J^2 - D}}{(D + \sqrt{D^2 + D})(1 - \sqrt{J^2 - D})} \right] / (AB\sqrt{D+1}) \quad (2-30)$$

将加载端的边界条件（式(2-18)）代入式(2-19b)，常数  $D$  可得到：

$$D = \left[ \frac{P(1+\alpha)}{AE_p t_p b_p} + J \right]^2 - (1 - e^{Bs_L})^2 \quad (2-31)$$

式(2-31)可以变换为

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left[ -\sqrt{D + (1 - e^{Bs_L})^2} - J \right] \quad (2-32)$$

滑移  $s_L$  可由式(2-26b)在  $x=L$  时计算得出。将  $s_L$  的值代入式(2-32)，可将拉力表示为  $D$  的函数：

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(n_3 e^{AB\sqrt{D+1}L} - n_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}L+2})} \right]^2} - J \right\} \quad (2-33)$$

将一定的拉力  $P$  代入式(2-33)可以确定出  $D$  的值。将  $D$  值代入式(2-26)至(2-29)，可得到界面滑移分布、剪应力分布以及 FRP 的轴向应力和应变。此外，加载端和自由端的  $P - s_L$  和  $P - s_0$  拉力位移曲线也可通过式(2-33)、(2-22)和(2-31)获得。

### 2.3.1.2 第二阶段（图 2-3c 至 2-3d）

当拉力进一步增加时，加载端附近的界面滑移将变为正值。在这个阶段， $s > 0$  和  $ds/dx < 0$  始终满足。式(2-19)可简化为

$$\frac{ds}{dx} = -\sqrt{A^2[(1 - e^{-Bs})^2 + D]} \quad (2-34)$$

对式(2-34)进行积分可得到如下滑移分布：

$$\frac{-\ln[e^{Bs}(D+1) + e^{Bs\sqrt{D+1}}\sqrt{D+(1-e^{-Bs})^2} - 1]}{B\sqrt{D+1}} = Ax + m_1 \quad (2-35)$$

与式(2-26a)、(2-27a)、(2-28a)和(2-29a)类似，界面滑移分布、剪应力分布以及该阶段 FRP 中的轴向应力和应变可表示如下：

$$s = \frac{1}{B} \ln \left[ \frac{1}{2(D+1)} (n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2) \right] \quad (2-36)$$

$$\tau = 2BG_f \left\{ \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2)} - \left[ \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2)} \right]^2 \right\} \quad (2-37)$$

$$\sigma_p = \frac{E_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left\{ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D \right\}} - (\alpha_p - \alpha_c)\Delta T \right\} \quad (2-38)$$

$$\varepsilon_p = \alpha_p \Delta T + \frac{1}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left\{ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x+2}} \right]^2 + D \right\}} - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right\} \quad (2-39)$$

将边界条件式(2-18)代入到式(2-34)中, 可得  $D$  的解:

$$D = \left[ \frac{P(1+\alpha)}{AE_p t_p b_p} + J \right]^2 - (1 - e^{-BsL})^2 \quad (2-40)$$

上式可以变换为

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left[ -\sqrt{D + (1 - e^{-BsL})^2} - J \right] \quad (2-41)$$

将  $s_L$  的表达式 (将  $x=L$  代入式(2-36)可得) 代入式(2-41), 可得加载端的拉力:

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}L} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}L+2})} \right]^2} - J \right\} \quad (2-42)$$

如果拉力已知, 就可以计算出  $D$  的值。然后将  $D$  的值代入到式(2-36)至(2-39)中, 可以得到加载过程中第二阶段的界面滑移分布、剪应力分布以及 FRP 的轴向应力和应变的解析解。

### 2.3.1.3 第三阶段 (图 2-3d 至 2-3f)

在这一阶段, 控制方程 (方程式(2-16)) 的解可分为两部分, 这两部分在  $x = x_1$  处是连续的 (图 3e) :

$$\frac{ds}{dx} = \begin{cases} -\sqrt{A^2[(1 - e^{-Bs})^2 + D]} & (x \leq x_1) \\ \sqrt{A^2[(1 - e^{-Bs})^2 + D]} & (x > x_1) \end{cases} \quad (2-43a)$$

$$\quad (2-43b)$$

对式(2-43)进行积分得

$$\begin{cases} \frac{-\ln[e^{Bs}(D+1) + e^{Bs\sqrt{D+1}} \cdot \sqrt{D + (1 - e^{-Bs})^2} - 1]}{B\sqrt{D+1}} = Ax + m_1 & (x \leq x_1) \end{cases} \quad (2-44a)$$

$$\begin{cases} \frac{\ln[e^{Bs}(D+1) + e^{Bs\sqrt{D+1}} \cdot \sqrt{D + (1 - e^{-Bs})^2} - 1]}{B\sqrt{D+1}} = Ax + m_2 & (x > x_1) \end{cases} \quad (2-44b)$$

在自由端,  $s = s_0$ , 式(2-44a)可写为:

$$\frac{-\ln[e^{Bs_0}(D+1) + e^{Bs_0\sqrt{D+1}} \cdot \sqrt{D + (1 - e^{-Bs_0})^2} - 1]}{B\sqrt{D+1}} = m_1 \quad (2-45)$$

此外,  $D$  和  $m_1$  的解同式(2-22)和(2-23)。

由于滑移分布在  $x = x_1$  处是连续的, 结合式(2-44a)和(2-44b)可得

$$m_1 - m_2 + \frac{\ln(-D)}{B\sqrt{D+1}} = 0 \quad (2-46)$$

将式(2-23)代入式(2-46)，可得 $m_2$ 的表达式：

$$m_2 = \ln \left( \frac{-D+D\sqrt{J^2-D}}{D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}} \right) / (B\sqrt{D+1}) \quad (2-47)$$

将 $m_1$ 和 $m_2$ 的表达式（式(2-23)和式(2-47)）代入式(2-44a)和式(2-44b)，可推导出一个通用于整个粘结长度的滑移分布解析解：

$$s = \frac{1}{B} \ln \left[ \frac{1}{2(D+1)} (n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2) \right] \quad (2-48)$$

需要注意的是，式(2-48)与式(2-36)相同，但这两个公式中的 $D$ 值不同，在下面会有解释。

得到界面滑移分布后，可通过粘结滑移本构模型（式(2-13)）确定剪应力分布：

$$\tau = 2BG_f \left\{ \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2)} - \left[ \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2)} \right]^2 \right\} \quad (2-49)$$

根据式(2-8)、(2-43)和(2-48)，可得 FRP 中的轴向应力：

$$\sigma_p = \left\{ \frac{E_p}{1+\alpha} \left\{ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right\} \right\} \quad (x \leq x_1) \quad (2-50a)$$

$$\sigma_p = \left\{ \frac{E_p}{1+\alpha} \left\{ \sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right\} \right\} \quad (x > x_1) \quad (2-50b)$$

FRP 中的轴向应变可通过将式(2-50)代入式(2-3)中得到，如下所示：

$$\varepsilon_p = \left\{ \alpha_p \Delta T + \frac{1}{1+\alpha} \left[ -\sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right] \right\} \quad (x \leq x_1) \quad (2-51a)$$

$$\varepsilon_p = \left\{ \alpha_p \Delta T + \frac{1}{1+\alpha} \left[ \sqrt{A^2 \left[ \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2} \right]^2 + D} \right] - (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T \right] \right\} \quad (x > x_1) \quad (2-51b)$$

在 $x = x_1$ 处， $ds/dx=0$ 。将该边界条件代入式(2-43)中可得

$$e^{-Bs_1} = 1 - \sqrt{-D} \quad (2-52)$$

因此，将式(2-47)和式(2-52)代入式(2-44b)可得 $x_1$ ：

$$x_1 = \frac{\ln \left[ \frac{\sqrt{-D}(D-J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D})}{-D+D\sqrt{J^2-D}} \right]}{AB\sqrt{D+1}} \quad (2-53)$$

将边界条件式(2-18)代入到式(2-43b)中，可得常数 $D$ 为

$$D = \left[ \frac{P(1+\alpha)}{AE_p t_p b_p} + \frac{(\alpha_p - \alpha_c) \Delta T}{A} \right]^2 - (1 - e^{-Bs_L})^2 \quad (2-54)$$

式(2-54)可以变换为

$$P = \begin{cases} \frac{AE_p t_p b_p}{1 + \alpha} (\sqrt{D + (1 - e^{-Bs_L})^2} - J) & (P > \frac{-JAE_p t_p b_p}{1 + \alpha}) \end{cases} \quad (2-55a)$$

$$P = \begin{cases} \frac{AE_p t_p b_p}{1 + \alpha} (-\sqrt{D + (1 - e^{-Bs_L})^2} - J) & (P \leq \frac{-JAE_p t_p b_p}{1 + \alpha}) \end{cases} \quad (2-55b)$$

将 $s_L$ 的表达式（将  $x=L$  代入式(2-48)可得）代入式(2-55)，可得界面的承载力：

$$P = \begin{cases} \frac{AE_p t_p b_p}{1 + \alpha} \left\{ \sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}L} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}L} + 2)} \right]^2} - J \right\} & \left( P > \frac{-JAE_p t_p b_p}{1 + \alpha} \right) \end{cases} \quad (2-56a)$$

$$P = \begin{cases} \frac{AE_p t_p b_p}{1 + \alpha} \left\{ -\sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(n_1 e^{-AB\sqrt{D+1}L} - n_2 D e^{AB\sqrt{D+1}L} + 2)} \right]^2} - J \right\} & \left( P \leq \frac{-JAE_p t_p b_p}{1 + \alpha} \right) \end{cases} \quad (2-56b)$$

同样的，根据已知的拉力  $P$ ，可通过式(2-56)求得  $D$  值。然后，第三阶段的所有解析解可以通过将  $D$  值代入式(2-48)至(2-51)得到。

### 2.3.2 $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T > 0$ 时的解析解

$(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T > 0$  即是指混凝土的热膨胀小于 FRP 的热膨胀，或者混凝土的冷收缩大于 FRP 的冷收缩。因此，自由端（ $x=0$ ）的界面滑移小于零（即 $s_0 < 0$ ），而加载端（ $x=L$ ）的界面滑移为正（即 $s_L > 0$ ）。图 2-4 展示了 $\alpha_p < \alpha_c$  和  $\Delta T < 0$  时 FRP-混凝土界面力学行为的演变过程。在此条件下，界面滑移分布、剪应力分布以及 FRP 的轴向应力和应变的求解过程与 2.3.1 节相似。为避免重复，以下仅给出界面滑移分布和拉力的解析解，其他的相关解析解可以据界面滑移分布推导得出。

#### 2.3.2.1 第一阶段(Fig. 4a 至 Fig. 4c)

当拉力较小时，沿粘结界面的滑移分布表示如下：

$$s = \begin{cases} \frac{-1}{B} \ln \left[ \frac{1}{2(D+1)} (q_1 e^{-AB\sqrt{D+1}x} - q_2 D e^{AB\sqrt{D+1}x} + 2) \right] & (x \leq x_0) \end{cases} \quad (2-57a)$$

$$s = \begin{cases} \frac{1}{B} \ln \left[ \frac{1}{2(D+1)} (q_3 e^{AB\sqrt{D+1}x} - q_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2) \right] & (x > x_0) \end{cases} \quad (2-57b)$$

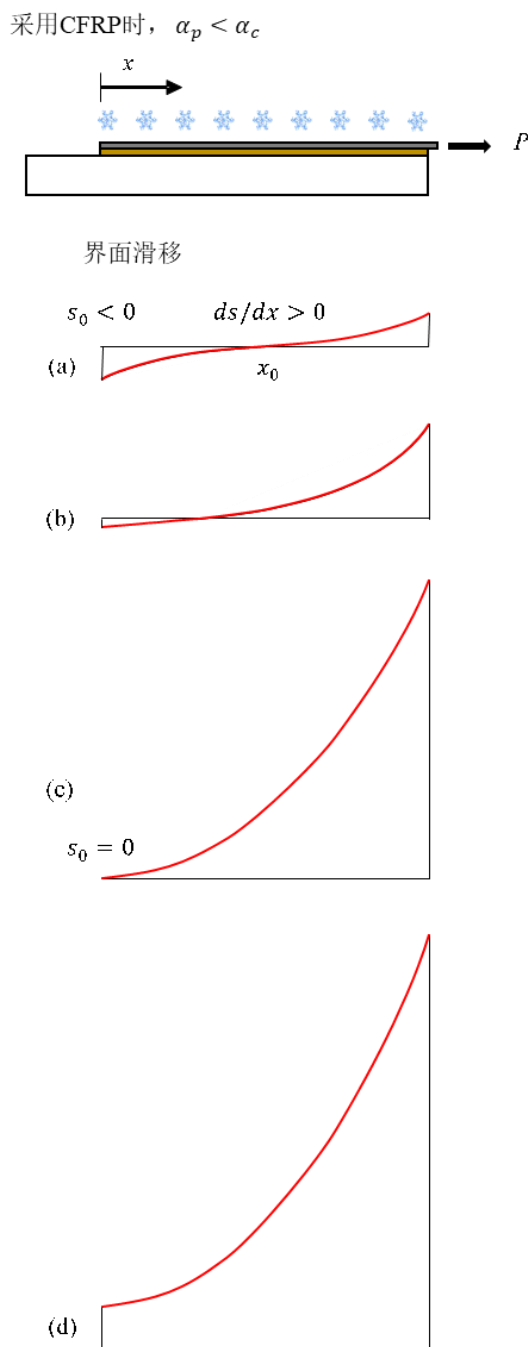


图 2-4 温度上升且 $\alpha_p < \alpha_c$ 时的界面滑移: a) 温度上升后加载前的初始状态; b)  $P > 0$  且  $s_0 < 0$ ; c)  $s_0 = 0$ ; d)  $s_0 > 0$  且  $s_L$  随着拉力增大而继续增加

Fig. 2-4 Interfacial slip evolution for the bonded joint with  $\alpha_p < \alpha_c$  and subjected to a temperature decrease: a) the initial state when  $P = 0$ ; b)  $P > 0$  and  $s_0 < 0$ ; c)  $s_0 = 0$ ; and d)  $s_0 > 0$  and  $s_L$  further increases with the applied pull load

式(2-57a,b)中  $q_1 = \frac{D+J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{1-\sqrt{J^2-D}}$ ,  $q_2 = \frac{1-\sqrt{J^2-D}}{D+J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}$ ,  $q_3 = \frac{(D+\sqrt{D^2+D})^2(1-\sqrt{J^2-D})}{D+J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}$ ,  $q_4 = \frac{D+J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{(D+\sqrt{D^2+D})^2(1-\sqrt{J^2-D})}$ 。  $x_0$  的值可以由下式确定

$$x_0 = \frac{\ln \left[ \frac{D+J\sqrt{D+1}+\sqrt{J^2-D}}{(D+\sqrt{D^2+D})(1-\sqrt{J^2-D})} \right]}{AB\sqrt{D+1}} \quad (2-58)$$

加载端的拉力可通过式(2-59)计算:

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left\{ \sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(q_3 e^{AB\sqrt{D+1}L} - q_4 D e^{-AB\sqrt{D+1}L+2})} \right]^2} - J \right\} \quad (2-59)$$

### 2.3.2.2 第二阶段(Fig. 4c 到 Fig. 4d)

当  $s_0 > 0$  时, 在较高的拉力作用下, 沿粘结界面的滑移分布表示如下:

$$s = \frac{1}{B} \ln \left[ \frac{1}{2(D+1)} (q_1 e^{AB\sqrt{D+1}x} - q_2 D e^{-AB\sqrt{D+1}x} + 2) \right] \quad (2-60)$$

加载端的拉力可由式(2-61)表示:

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left\{ \sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{(q_1 e^{AB\sqrt{D+1}L} - q_2 D e^{-AB\sqrt{D+1}L+2})} \right]^2} - J \right\} \quad (2-61)$$

将  $s_L$  的表达式 (将  $x=L$  代入式(2-60)可得) 代入式(2-61), 可得拉力为:

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \left[ \sqrt{D + (1 - e^{-Bs_L})^2} - J \right] \quad (2-62)$$

### 2.3.3 无界面热应力时的解析解

如果  $\Delta T = 0$  或  $\alpha_p = \alpha_c$ , 则  $J = 0$ 。沿粘结长度的界面滑移分布可由式(2-48)或式(2-60)简化得到, 即

$$s = \frac{1}{B} \ln \left[ \frac{2 \cosh (AB\sqrt{D+1}x)\sqrt{-D+2}}{2(D+1)} \right] \quad (2-63)$$

类似地, 将  $J = 0$  代入式(2-56a)和(2-61), 有  $n_1 = \sqrt{-D}$ ,  $n_2 = 1/\sqrt{-D}$ ,  $q_1 = \sqrt{-D}$ ,  $q_2 = 1/\sqrt{-D}$ , 加载端的拉力可表示为

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \sqrt{D + \left[ 1 - \frac{2(D+1)}{2 \cosh (AB\sqrt{D+1}L)\sqrt{-D+2}} \right]^2} \quad (2-64)$$

令式(2-22)中的  $J = 0$ , 可将上式中的  $D$  表达为  $s_0$  的函数:

$$D = -(1 - e^{-Bs_0})^2 \quad (2-65)$$

此外, 由于  $\Delta T = 0$ , 可由式(2-54)得  $D$ :

$$D = \left[ \frac{P(1+\alpha)}{AE_p t_p b_p} \right]^2 - (1 - e^{-Bs_L})^2 \quad (2-66)$$

式(2-66)可以变换为

$$P = \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} \sqrt{D + (1 - e^{-Bs_L})^2} \quad (2-67)$$

当粘结长度足够长时， $s_0$ 无限趋近于零。根据式(2-63)，此时的  $D$  亦趋近于零。

### 2.3.4 剥离承载力

基于上述解析解，可由式(2-55a)、(2-62)和(2-67)得到考虑不同的热荷载时 FRP-混凝土界面的剥离承载力（即最大拉力）。当采用的粘结长度足够长时， $D$  值接近于零，界面能承受的最大拉力可简化为

$$\begin{aligned} P &= \lim_{s_L \rightarrow \infty} \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} [(1 - e^{-Bs_L}) - I] \\ &= \frac{AE_p t_p b_p}{1+\alpha} (1 - I) \\ &= b_p \sqrt{2G_f \frac{E_p t_p}{1+\alpha} - \frac{E_p t_p b_p}{1+\alpha} (\alpha_p - \alpha_c) \Delta T} \end{aligned} \quad (2-68)$$

式(2-68)与已有文献中提出的表达式<sup>[4,67]</sup>相同。

## 2.4 解析解验证

### 2.4.1 试验验证

为了验证所提出的解析解，本章收集了已有文献<sup>[25,64,65]</sup>中在常温 and 高温下开展的 FRP-混凝土界面剪切试验结果，并将其与解析解的预测结果进行比较。在进行预测之前，下文首先介绍了如何确定界面本构参数（界面断裂能 $G_f$ 和脆性指数 $B$ ）的方法。

#### 2.4.1.1 界面断裂能 $G_f$ 和脆性指数 $B$

如果 FRP-混凝土界面剪切试验中的粘结长度大于有效粘结长度（这一条件在常温下的 FRP-混凝土界面剪切试验中一般能够满足）， $G_f$ 的值可根据式(2-68)和测得的剥离承载力直接确定。在 $G_f$ 已知的条件下，可通过进行界面力学行为解析解与试验结果的最佳拟合获得  $B$  值。

如果界面剪切试验中的粘结长度小于有效粘结长度（这一条件大多出现于高



温下的 FRP-混凝土界面剪切试验中)， $G_f$  值不能直接通过剥离承载力求得。一种有效的方法是预先确定高温试验中脆性指数  $B$  的值，之后通过界面力学行为解析解与试验结果的最佳拟合求得  $G_f$  值。Dai 等<sup>[8]</sup>曾提出了一个表征脆性指数与温度关系的表达式：

$$\frac{B_T}{B_0} = \left(\frac{1-c_1}{2}\right) \tanh \left[ -c_2 \left( \frac{T}{T_g} - c_3 \right) \right] + \left(\frac{1+c_1}{2}\right) \quad (2-69)$$

式中， $B_T$  是温度  $T$  时的脆性指数； $T_g$  是胶粘剂的玻璃化转变温度；经验系数  $c_1$ ,  $c_2$  和  $c_3$  的值分别为 0.485、14.053、和 0.877。如式(2-69)所示，高温下的脆性指数可由常温下的脆性指数进行预测。得到  $B_T$  的值后，可通过最佳拟合确定高温下的界面断裂能。拟合方法采用最小二乘法。拟合数据为不同荷载水平下测得的 FRP 应变分布。在拟合程序中，将不同拉力水平 ( $P_i, i = 1, \dots, m$ ) 作用下和不同位置 ( $j = 1, \dots, n$ ) 处的 FRP 应变测量结果表示为  $(\varepsilon_{i,j})^{\text{test}}$ ，相应的预测应变表示为  $(\varepsilon_{i,j})^{\text{pred}}$ 。其中  $j=n$  表示最接近加载端的测量点， $j=1$  表示最接近自由端的测量点。最佳拟合的判定标准为下式偏差之和达到最小。

$$e = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \left[ \frac{(\varepsilon_{i,j})^{\text{test}}}{(\varepsilon_{i,n})^{\text{test}}} - \frac{(\varepsilon_{i,j})^{\text{pred}}}{(\varepsilon_{i,n})^{\text{pred}}} \right]^2 \quad (2-70)$$

#### 2.4.1.2 常温下试验验证

此小节采用 Liu 和 Wu<sup>[34]</sup>进行的常温下 FRP-混凝土界面剪切试验对解析解进行验证。所选试件为 BIIIa，因其具有足够长的粘结长度。试验测定的 FRP 刚度 ( $E_f t_f$ ) 和宽度 ( $b_p$ ) 分别为 283 GPa·mm 和 50 mm，粘结长度 ( $L$ ) 为 600 mm。 $G_f$  值可使用式(2-68)直接根据剥离承载力计算，得到  $G_f=1.579$  N/mm。同时，通过最小二乘法拟合得到  $B$  值为  $7.43 \text{ mm}^{-1}$ 。

如图 2-5c 所示，解析解预测的  $P - s_L$  曲线与试验结果非常接近。根据反算得到的  $G_f$  和  $B$  值，还可以对 FRP 轴向应变和界面剪应力进行预测。如图 2-5a 和 2-5b 所示，预测结果与试验结果吻合良好，表明所提出的解析解能够准确表征常温下 FRP-混凝土界面的粘结行为。

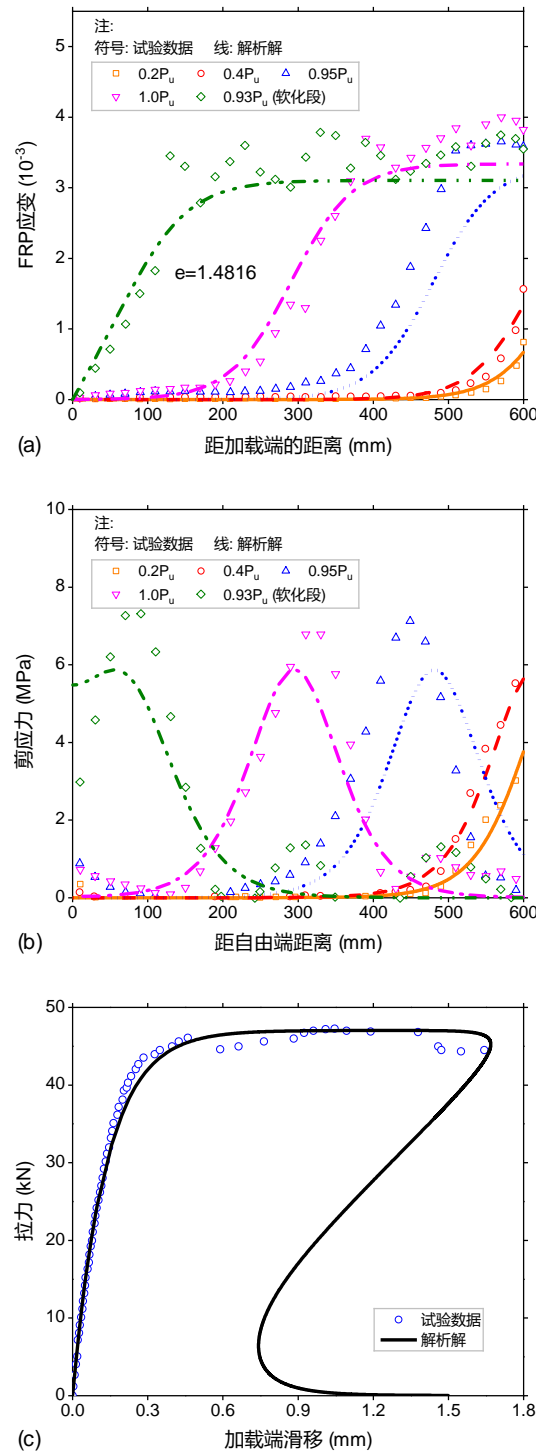


图 2-5 试验结果<sup>[34]</sup>与解析解的对比: a) FRP 应变; b) 界面剪应力; c) 拉力-位移曲线

Fig. 2-5 Comparisons between the test results<sup>[34]</sup> and the analytical predictions: a) the strains in the FRP laminate; b) the shear stress distributions; c) the load-displacement curve

### 2.4.1.3 高温下试验对比

在已有文献中, Blontrock<sup>[15]</sup>和 Arruda 等<sup>[68]</sup>在室温和高温下分别进行了两组 FRP-混凝土界面剪切试验。Blontrock<sup>[15]</sup>采用的胶粘剂为 Sikadur-30, 玻璃化转变温度为 62°C。Arruda 等<sup>[68]</sup>采用的胶粘剂为 S&P Resin 220, 玻璃化转变温度为 47°C。表 2-1 列出了用于解析解验证的四个试件的详细信息。其中, Zijde-20 和 EBS-T20 是在常温下试件, Zijde-70 和 EBS-T120 分别是试验组中采用最高温度的试件。

表 2-1 列出了根据第 2.4.1.1 节所述方法得到的  $G_f$  和  $B$  值。从 Blontrock<sup>[15]</sup>测试的两个试样可以看出, 当环境温度从 20°C 增加到 70°C 时, 界面断裂能降低了 42.8%。同样地, 在 Arruda 等<sup>[68]</sup>的测试中, 120°C 下的界面断裂能相比 20°C 下的界面断裂能降低了 61.8%。如果采用粘结长度足够长的假设, 界面断裂能的值也可以使用式(2-68)根据测得的界面剥离承载力计算得出(即表 2-1 中的  $G_f'$ )。由表 2-1 中可以得知, 在常温下测得的 FRP-混凝土界面的  $G_f$  和  $G_f'$  值几乎相同, 而在高温下两者之间的差异却非常显著。具体而言, 试样 Zijde-70 的  $G_f'$  为 0.177 N/mm, 是  $G_f$  值的 62.8%, 试样 EBS-T120 的  $G_f'$  值仅为  $G_f$  值的 9.5%。如此显著的差异更加证明了建立理论解析解剔除足够长粘结长度假设的重要性。

表 2-1 样品的详细信息与预测参数

试样	温度 (°C)	$t_p$ (mm)	$E_p$ (GPa)	$b_p$ (mm)	$L$ (mm)	$P_u$ (kN)	$B$ (1/mm)	$G_f'$ (N/mm)	$G_f$ (N/mm)	$\frac{G_f - G_f'}{G_f}$ (%)
Zijde-20	20	1.2	165.0	100	300	86	10.29	0.493	0.493	0.00
Zijde-70	70	1.2	164.1	100	300	70	5.00	0.177	0.282	37.23
EBS-T20	20	1.4	152.5	20	250	25.99	15.00	0.989	0.989	0.00
EBS-T120	120	1.4	140.0	20	250	4.77	7.27	0.036	0.378	90.48

注释:

1.  $P_u$ —界面剥离承载力。

2. 试件 Zijde-70 的弹性模量由 Bisby<sup>[9]</sup>的 FRP 高温劣化模型计算得到; 试件 EBS-T120 的弹性模量来自该组试验作者<sup>[68]</sup>的报道。

图 2-6a 至 2-6d 进一步比较了不同拉力水平下的预测应变分布与试验应变分布。二者较为接近, 表明本章的解析解能够准确地预测 FRP-混凝土界面的力学行为。和常温下的应变分布相比, 高温下得到的应变分布更加平缓, 这主要是因为胶粘剂的软化导致的。

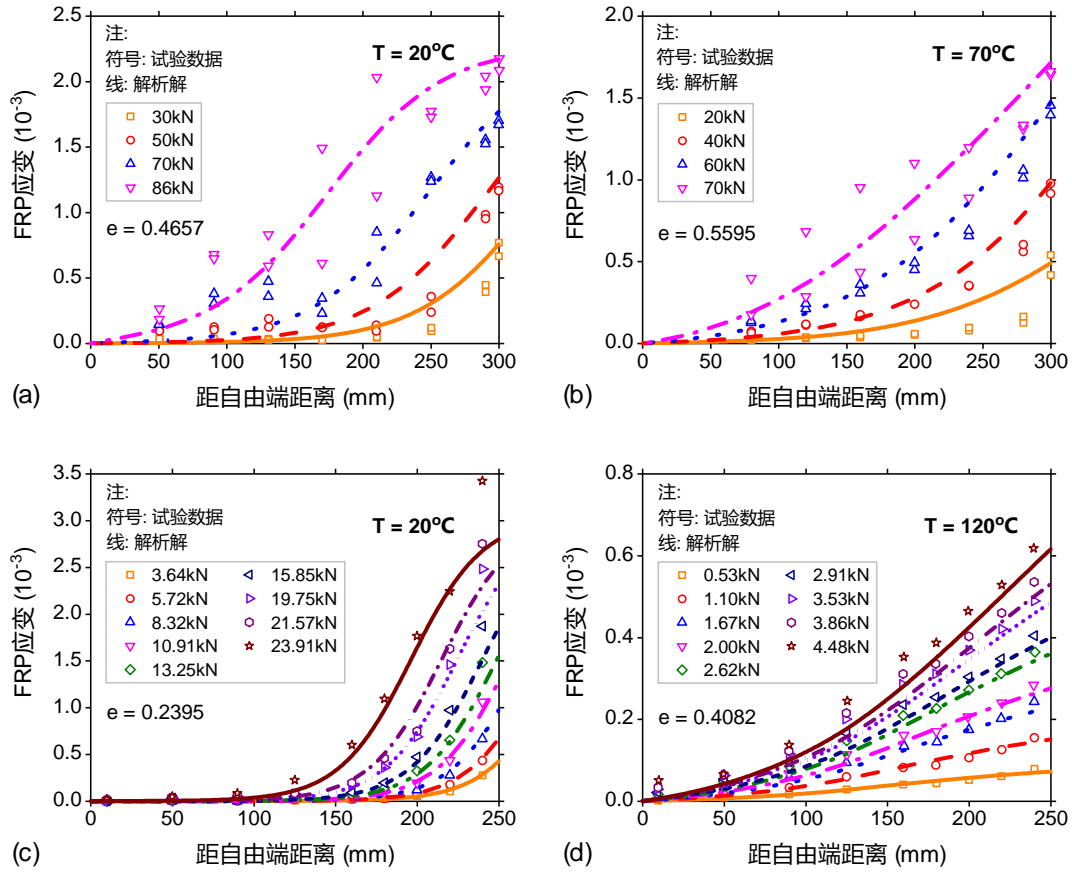


图 2-6 试验应变结果与解析解对比：a) Zijde-20; b) Zijde-70; c) EBS-T20; d) EBS-T120.

Fig. 2-6 Comparisons of the measured strain distributions in the FRP laminate and the analytical predictions: a) Zijde-20; b) Zijde-70; c) EBS-T20; d) EBS-T120.

### 2.4.2 数值结果验证

Biscaia 等<sup>[51]</sup>曾采用商业有限元建模的数值方法，研究高温下 FRP-混凝土界面的力学行为。其中 FRP 和混凝土采用桁架单元模拟，二者之间的粘结滑移行为采用一组剪切弹簧模拟。为了进一步验证本文提出的解析解，将 Biscaia 等<sup>[51]</sup>提供的粘结长度为 100mm（小于有效粘结长度）时的数值分析结果与本章解析解的理论预测结果进行了对比。Biscaia 等<sup>[51]</sup>数值模拟中的参数设定为  $t_p = 2.54 \text{ mm}$ ， $b_p = 80 \text{ mm}$ ， $E_{p,0} = 20.39 \text{ GPa}$ ， $B_0 = 6.863 \text{ mm}^{-1}$  和  $G_{f,0} = 1.236 \text{ N/mm}$ ，其中  $E_{p,0}$  是 FRP 在常温下的弹性模量， $B_0$  和  $G_{f,0}$  分别为常温下 FRP-混凝土界面的脆性指数和断裂能。Biscaia 等<sup>[51]</sup>在模拟中采用了本人导师提出的与温度相关的粘结滑移本构模型和

FRP 高温劣化模型<sup>[46]</sup>。同时, Biscaia 等<sup>[51]</sup>所采用的热膨胀系数为 $B_c=0\text{ }^{\circ}\text{C}$  (即忽略混凝土的热膨胀)。为进行对比, 作者亦采用上述两个条件对 FRP-混凝土界面的力学行为进行了计算。

图 2-7 比较了 Biscaia 等<sup>[51]</sup>的有限元模型和本章的解析解得出的界面滑移分布、剪应力分布和 FRP 的轴向应变。选取的情形是加载端滑移为  $0.27\text{ mm}$  (即  $s_L=0.27\text{ mm}$ ), 并承受不同的温度作用 ( $38.5^{\circ}\text{C}$ 、 $48.5^{\circ}\text{C}$ 、 $58.5^{\circ}\text{C}$ 、 $68.5^{\circ}\text{C}$ 、 $78.5^{\circ}\text{C}$ 、 $88.5^{\circ}\text{C}$ 和  $98.5^{\circ}\text{C}$ )。比较结果表明, 本章提出的解析解的结果与 Biscaia 等<sup>[51]</sup>的数值分析结果高度一致。由图 2-7 可知, FRP 在加载端的应变先是随着温度从  $0^{\circ}\text{C}$ 到  $48.5^{\circ}\text{C}$ 的升高而增加, 但在温度接近 $T_g$ 时 ( $68.5^{\circ}\text{C}$ ), 加载端的 FRP 应变随着温度升高而显著降低, 这与本人导师之前的研究结果一致<sup>[67]</sup>。当环境温度低于胶粘剂的玻璃化转变温度时, 界面的剥离承载力随着温度的增长而增加。这是由于温度上升引起的界面热应力会对 FRP-混凝土界面的承载能力产生积极影响。而当环境温度超过或接近玻璃化转变温度时, 高温对胶粘剂造成的性能劣化愈加显著, 进而超过界面热应力产生的积极影响, 从而使界面承载能力下降。此外, 在接近或高于 $T_g$ 的温度下, 粘结界面上分布的滑移会更大, 但最大粘结应力显著降低。图 2-6 至 2-7 表明, 当考虑温度引起的界面粘结退化和 FRP 劣化时, 本章提出的解析解可以准确地描述高温下 FRP 与混凝土界面的力学行为。

## 2.5 参数分析

为进一步明晰 FRP 与混凝土热失配导致的界面热应力对 FRP-混凝土界面力学行为的影响, 采用上述解析解开展了大量参数分析。在参数分析中, FRP-混凝土界面的参数定义取自 Klammer 试验<sup>[17]</sup>, 具体为:  $t_p=1.20\text{ mm}$ 、 $b_p=100\text{ mm}$ 、 $E_p=165\text{ GPa}$ 、 $t_c=75\text{ mm}$ 、 $b_c=150\text{ mm}$ 、 $E_c=26.8\text{ GPa}$ 、 $\alpha_p=0.3\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 、 $\alpha_c=10.2\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 、 $B=9.72\text{ mm}^{-1}$ 、 $G_f=0.57\text{ N/mm}$ 。参数分析中不考虑温度对界面粘结滑移本构模型的影响, 仅揭示界面热应力的作用。温度变化 $\Delta T$ 分别为 $-60^{\circ}\text{C}$ 、 $-30^{\circ}\text{C}$ 、 $0^{\circ}\text{C}$ 、 $30^{\circ}\text{C}$ 和  $60^{\circ}\text{C}$ 。因为界面热应力的影响, 根据 Gao 等<sup>[4]</sup>提出的设计公式, 有效粘结长度随着温度上升而增大, 分别为  $227\text{ mm}$ 、 $251\text{ mm}$ 、 $283\text{ mm}$ 、 $313\text{ mm}$  和  $334\text{ mm}$ 。

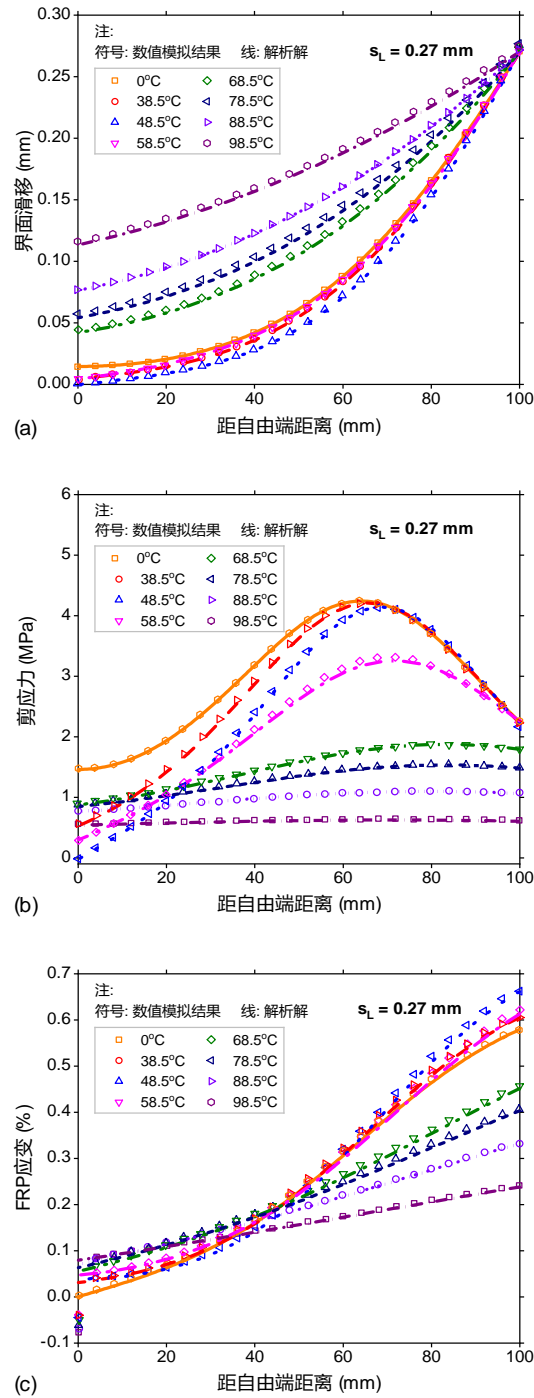


图 2-7 界面热应力作用下解析解与数值模拟结果<sup>[51]</sup>的对比: a)界面滑移分布; b) 剪应力分布; c) FRP 应变分布。

Fig. 2-7 Comparisons of the analytical predictions and the numerical results <sup>[51]</sup> for the bonded joint with a fixed loaded-end slip and subjected to different temperature variations: a) the interfacial slip distributions; b) the shear stress evolutions; c) the axial strains in the FRP laminate.

### 2.5.1 界面热应力对拉力-滑移曲线的影响

图 2-8 比较了室温条件下, 粘结长度在 50 mm 至 500 mm 范围内变化时, FRP-混凝土界面在加载端和自由端的拉力-滑移曲线。图中也给出了粘结长度足够长时的 $P-s_L$ 曲线, 以供比较。如图所示, 剥离承载力随粘结长度的增加而增加, 其中粗线表示 $P-s_L$ 曲线, 而同颜色的细线表示 $P-s_0$ 曲线。对于粘结长度为 50 mm 的粘结界面, 由于粘结长度较短, 加载端的剪应力会迅速传递到自由端,  $P-s_L$ 和 $P-s_0$ 曲线差异不大。当粘结长度为 200mm 或更大时, 加载初始阶段的自由端滑移相对较小, 表明界面应力传递较慢。当粘结长度为 300 mm 或 500 mm 时, 加载端滑移 $s_L$ 在 $P-s_L$ 曲线的软化段出现了明显回缩。这一现象在之前的研究中也出现<sup>[36, 69-71]</sup>。

为了表征界面热应力对界面力学行为的影响, 图 2-9 中比较了不同温度下的 $P-s_L$ 和 $P-s_0$ 曲线。分析中设置粘结长度为 200 mm。此外, 图中也给出了粘结长度足够长时的 $P-s_L$ 曲线, 以供比较。如图所示, 随着环境温度的上升, 热应力会导致界面剥离承载力增加。界面热应力也会使加载端出现负滑移, 这与 Gao 等的研究现象一致<sup>[67]</sup>。值得注意的是, 在不同温度下, 基于有限粘结长度 (200 mm) 获得的界面剥离承载力小于具有足够长粘结长度时的界面剥离承载力, 且随着温度升高, 差异越来越大。因此, 当采用基于足够长粘结长度的解析解来预测界面力学行为时, 将得到不准确的界面参数结果, 尤其是在温度上升时。这一发现也证明了本章解析解的重要性, 该解析解可以正确描述不同温度下 FRP-混凝土界面的力学行为, 以期获得更准确的界面性能参数。

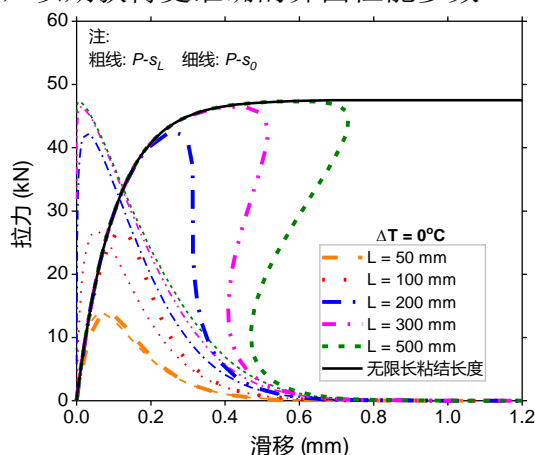


图 2-8 粘结长度对拉力-位移曲线的影响。

Fig. 2-8 Load-slip responses of the bonded joint with various bond lengths.

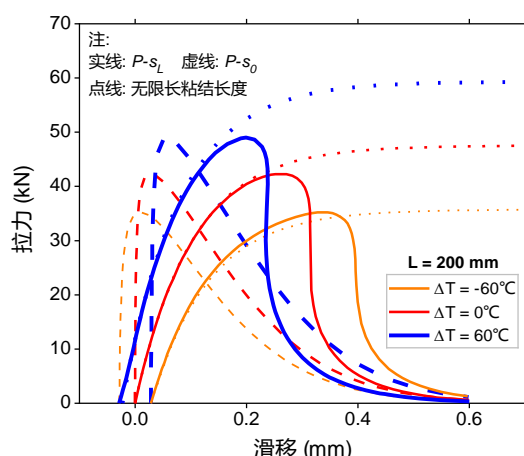


图 2-9 温度变化对拉力-位移曲线的影响。

Fig. 2-9 Effects of temperature variations on the load-slip curves.

图 2-10 和 2-11 分别表明了在不同粘结长度和不同温度下，FRP-混凝土界面加载端和自由端滑移之间的关系。图 2-10 中未考虑温度变化，即 $\Delta T=0$ 。当粘结长度为 50mm 时，加载端滑移随自由端滑移单调增长。当粘结长度为 300 mm 或 500 mm 时（大于有效粘结长度），加载端滑移随着自由端滑移的增加先增加后减小，最后与自由端滑移逐渐趋同。最后阶段的趋同是因为此时的界面已几乎完全剥离，FRP 中不再有拉应力。加载端滑移先增大后减小的变化趋势与图 2-8 中软化段的加载端滑移回缩相互印证。图 2-11 进一步分析了温度变化对 $s_L$ 和 $s_0$ 之间关系的影响。如图所示，界面两端由热应力引起的初始滑移相同，但正负相反。温度变化幅度越大，则初始滑移越大。此外， $s_L - s_0$ 曲线在不同的温度条件下形状相似，但过渡区（连接初始上升段与结尾上升段的区域）会有所不同。过渡区对应于界面的剥离破坏阶段。因此，热应力不会明显影响 FRP-混凝土界面剪切变形的趋势，但会对界面的剥离破坏过程产生显著影响。

## 2.5.2 界面热应力对剪应力和界面滑移分布的影响

图 2-12 比较了经受 30°C、0°C 和 -30°C 温度变化时界面加载端的荷载位移曲线。结果再次表明，正的温度变化产生更高的界面剥离承载力和负的初始滑移，反之亦然。该图还给出了对应于不同剪切变形阶段的临界点。图 2-13 给出了这些临界点时刻的界面剪应力和滑移分布，以显示 FRP-混凝土界面力学行为的演变过程。采用的临界点包括初始点 O ( $P=0$ )、A ( $s_L = s_{max}$ )、B ( $P = P_u$ )、C ( $s_0 = s_{max}$ ) 和 D（临近剥离破坏之前， $s_L = 0.4\text{mm}$ ）。因此，整个剪切变形过



程可分为 O-A、A-B、B-C 和 C-D 四段。在求解界面力学行为时，粘结长度设定为 200mm，界面的其他几何和材性参数与前一小节相同。

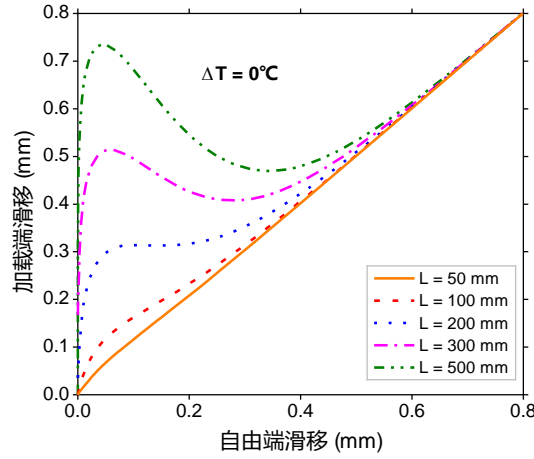


图 2-10 粘结长度对  $s_L - s_0$  关系的影响。

Fig. 2-10 Relationships between  $s_L$  and  $s_0$  with different bonded lengths.

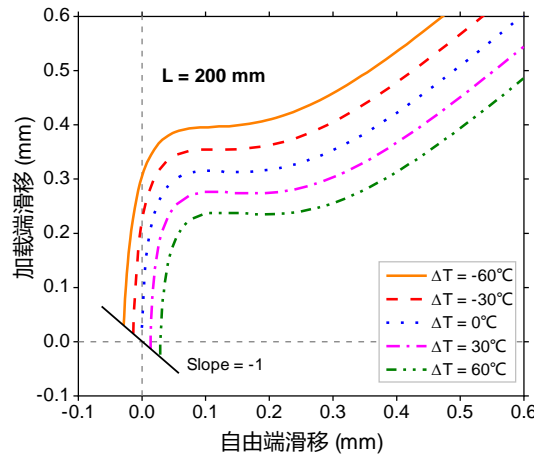


图 2-11 温度变化对  $s_L - s_0$  关系的影响

Fig. 2-11 Relationships between  $s_L$  and  $s_0$  under different temperature variations

为便于比较，图 2-13 中的界面滑移和剪应力分别使用  $s_{max}$  和  $\tau_{max}$  进行了归一化。如图所示，仅施加热荷载时（初始点 O），界面剪应力和滑移呈反对称分布。正温度变化出现时，加载端的负热应力可以抵消加载初期产生的剪应力，最终延缓界面的剥离破坏。这是正温度变化出现时界面能够获得更高界面剥离承载力的主要原因。这一解释在本人导师和其他学者之前的研究中已有阐述<sup>[4,12,45,67]</sup>。当加载端的剪应力达到其最大值  $\tau_{max}$ （图 2-13a 中的点 A）时，界面的软化开始从

加载端出现，并随着拉力的增加而逐渐扩展到自由端。当拉力达到界面的剥离承载力时（B 点），在不同的温度变化下，加载端滑移满足  $s_{-30^{\circ}\text{C}} > s_{0^{\circ}\text{C}} > s_{30^{\circ}\text{C}}$ 。在整个 A-B 阶段，粘结长度上的剪应力满足  $\tau_{30^{\circ}\text{C}} > \tau_{0^{\circ}\text{C}} > \tau_{-30^{\circ}\text{C}}$ （图 2-13b）。

当界面达到临界点 C 时刻时，粘结长度上的滑移均已超过  $s_{max}$ ，整个界面进入软化阶段。如图 2-13d 显示，温度较高时，界面的剪应力更大，而相应的界面滑移更小。当  $s_L$  的值增加到 0.4 mm 时，临近界面破坏，粘结长度上的剪应力分布显著减小（严格来说，如图 2-2 所示的指数非线性粘结滑移本构模型表征的界面永远不会完全剥离，因为局部剪应力始终大于零）。但由于界面热应力效应，靠近自由端的界面剪应力与滑移仍存在一些差异。上述讨论表明，温度变化显著影响 FRP-混凝土界面的界面力学行为。

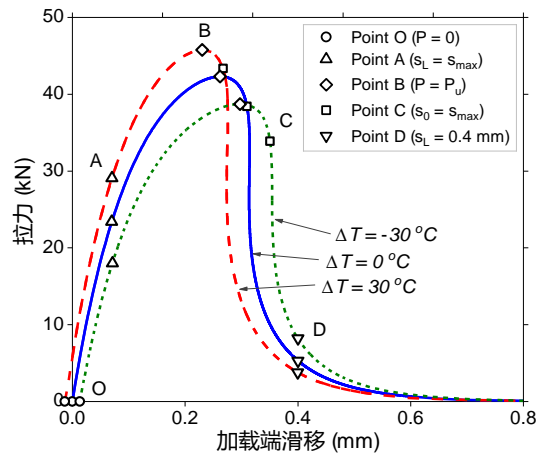
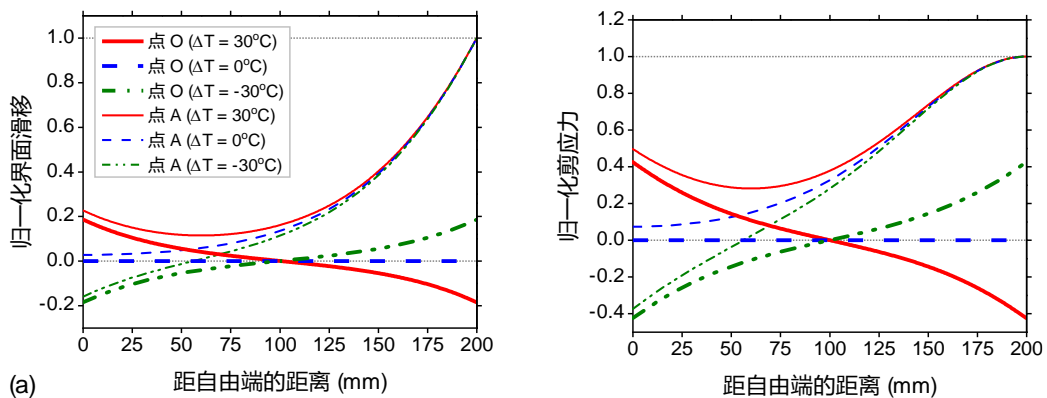


图 2-12 不同温度变化下的拉力-位移曲线及各参考点

Fig. 2-12 Representative points of the load-slip curves under different temperature variations



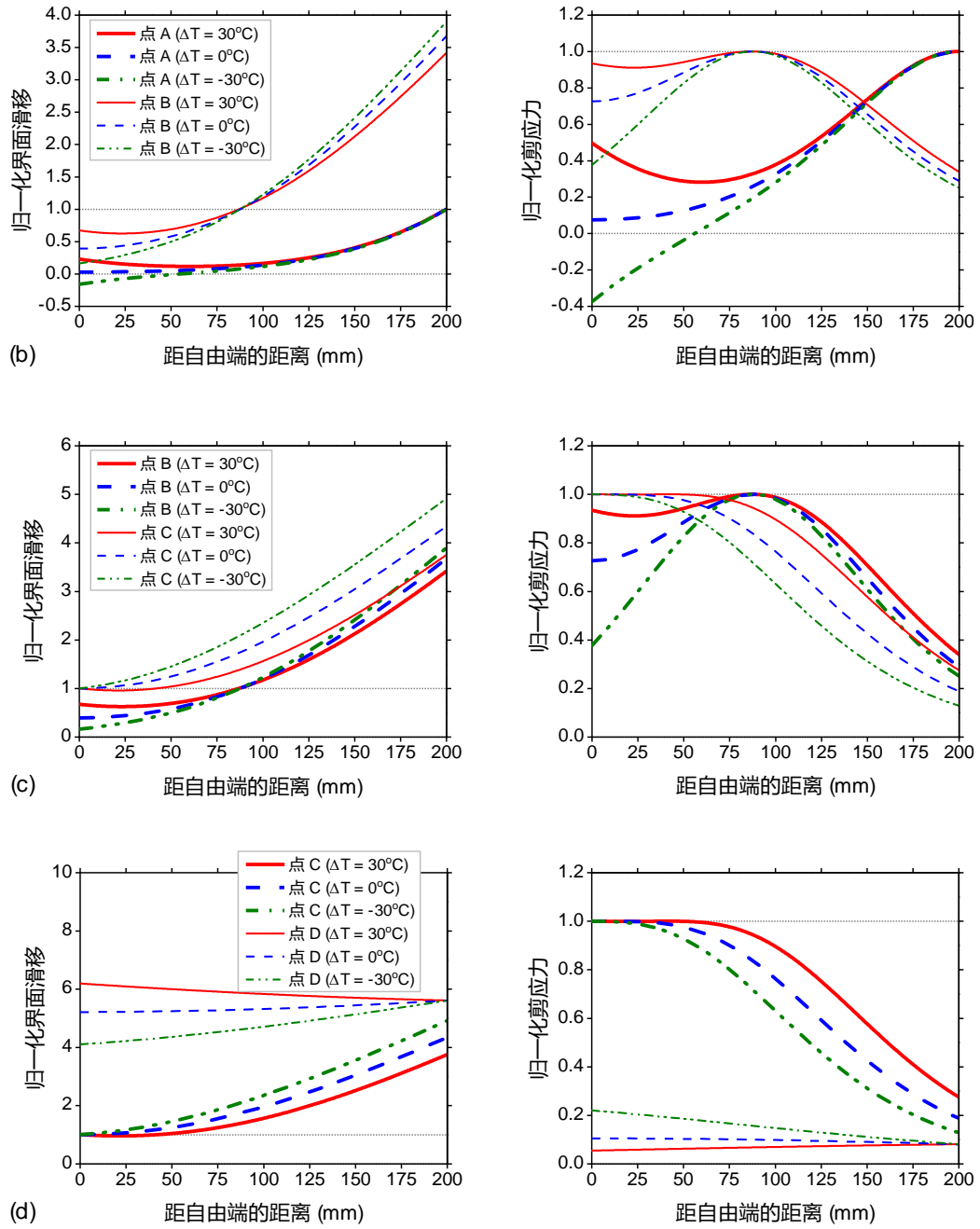


图 2-13 不同温度变化下界面滑移与剪应力的发展: (a) 从 O 到 A; (b) 从 A 到 B; (c) 从 B 到 C; (d) 从 C 到 D

Fig. 2-13 Interfacial shear stress and slip evolutions for the bonded joint subjected to different temperature variations: (a) Segment O-A; (b) Segment A-B; (c) Segment B-C; (d) Segment C-D

## 2.6 本章小结

本章提出了一个完整的界面力学行为解析解，用于描述 FRP-混凝土界面在温度变化和持荷耦合作用下的剥离破坏过程。该理论解析采用了指数非线性粘结滑移本构模型，并考虑了由 FRP 和混凝土热失配产生的界面热应力的影响。不同于其他学者提出的解析解（采用了足够长粘结长度假定），该解析解可以应用于任意粘结长度。为验证该解析解的合理性，将解析解的计算结果与已有文献中的试验和数值模拟结果进行了广泛的对比，二者吻合较好。此外，还通过参数分析深入探讨了热应力对界面剪应力和滑移分布的影响。可得到如下结论：

（a）该解析解可以准确预测 FRP-混凝土界面在任意粘结长度和各种温度变化条件下的全过程剥离破坏行为。

（b）该解析解可用于评估热荷载作用下的界面剪应力和滑移分布，以及界面加载端和自由端的拉力-滑移曲线。

（c） $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T < 0$  时的界面热应力可以提高 FRP-混凝土界面的剥离承载力，降低其界面剥离破坏的变形能力，反之亦然。

（d）该解析解可以辨析区分界面热应力与胶粘剂高温劣化对界面力学行为的影响。因此，基于解析分析并结合现有的高温下 FRP-混凝土界面剪切试验结果，可以准确反算出高温对 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型的影响，这正是下一章的主要研究工作。

尽管本文的研究对象是 FRP-混凝土界面，该解析解同样适用于其他类型经受界面热应力影响的双层材料粘结界面问题的分析。

## 第三章 高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型

### 3.1 引言

正如前文所述,耐高温性能差成为制约 FRP 加固混凝土结构广泛应用的一个关键因素。这主要是因为外贴 FRP 材料多采用环氧树脂类胶粘剂,其具有较低的玻璃化转变温度( $T_g$ ),在温度超过  $45^{\circ}\text{C}$  左右时便会发生软化。此外,火灾下环氧树脂胶粘剂易燃,极易导致火焰蔓延和有毒烟气的产生<sup>[46]</sup>。

为解决上述 FRP 加固混凝土结构耐高温性能差的问题,可以在 FRP 加固混凝土结构上覆盖防火保护层,以使火灾发生时粘结界面能在足够长的时间内保持较低的温度<sup>[41,72]</sup>,比如低于胶粘剂的玻璃化转变温度。在这段时间内,具有防火保护的 FRP 加固混凝土结构的承载能力几乎不受影响。然而,现有研究<sup>[40,73]</sup>表明,这种方法通常是不切实际的,因为所需的防火保护层厚度可能高达 70 mm。这将严重削弱 FRP 加固技术的便捷优势,同时严重改变结构的原有形状和减小建筑空间尺寸。此外,过厚的防火保护层也意味着降低 FRP 加固技术的经济效益。更为实际的防火保护措施是采用相对较薄的保护层,以实现 FRP 加固结构的部分隔热保护。这种保护措施旨在防止火焰蔓延和烟雾产生,同时确保加固结构在火灾发生初期保持足够的承载能力<sup>[2]</sup>。这也意味着允许在火灾后期发生 FRP 与混凝土之间的剥离破坏。同时当 FRP 加固混凝土结构应用于户外结构如桥梁加固时,夏季太阳辐射所产生的高温也会接近甚至达到胶粘剂的玻璃化转变温度,极易引起界面粘结性能劣化和 FRP 剥离破坏。然而现行设计规范中缺乏 FRP 加固结构耐高温设计方面的条文和方法。

在 FRP-胶粘剂-混凝土组合体系中,混凝土具有较好的耐高温性能,工厂预制成型的 FRP 板材可以承受  $150^{\circ}\text{C}$  高温而不发生明显的材性劣化<sup>[74]</sup>,而环氧树脂胶粘剂的玻璃化温度多为  $45^{\circ}\text{C}$  至  $80^{\circ}\text{C}$ 。正如前文所述,这一温度范围在除火灾外的炎热天气和工业厂房高热环境中也很容易达到。因此,因此亟需建立高温下 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型来表征界面高温劣化对 FRP 加固结构耐高温性能的影响。

Dai 等<sup>[46]</sup>曾提出了一个能够反映高温影响的 FRP-混凝土界面粘结滑移本构模型。随着温度上升,该本构模型的界面断裂能与脆性指数会呈现不同程度的劣化。当温度达到 2 倍  $T_g$  时,FRP-混凝土界面的局部粘结强度下降至接近于 0。需要说

明的是, 该本构模型是基于足够长粘结长度(粘结长度大于有效粘结长度)假定的界面力学行为解析解反算得出的。如第一章所述, 这一假定与真实高温下 FRP-混凝土界面剪切试验并不相符。因此, 亟需建立更为精确的界面粘结滑移本构模型来表征高温下界面性能的劣化规律。本章基于上一章所建立的理论解析解, 基于现有高温下界面剪切试验结果反算出了高温下 FRP-混凝土界面断裂能的劣化趋势, 进而建立了高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型。

## 3.2 反演计算方法

在第二章中, 本文已经给出了在温度变化和拉力共同作用下, FRP-混凝土剪切试件中 FRP 应变的解析解。在已有文献中, 也有不少学者对高温下 FRP-混凝土界面剪切试验中的 FRP 应变分布进行了测量。使用 FRP 应变分布的解析解拟合试验测得的 FRP 应变数据, 有望通过反演计算得到不同温度下的界面本构参数值。本文采用的指数非线性粘结滑移本构模型包含两个界面参数, 界面断裂能和界面脆性指数。由于同时存在两个不确定参数, 拟合过程很难收敛。因而本文采用 Dai 等<sup>[46]</sup>给出的界面脆性指数与温度的关系, 在拟合中将脆性指数劣化趋势视为已知。采用二分法对更为关键的界面断裂能进行最小二乘法拟合, 即式(2-70)达到最小, 以期得到高温下界面断裂能的准确数值。

### 3.2.1 数据搜集

收集到的试验数据集如表 3-1 所示。表中试件分别来自 Blontrock<sup>[15]</sup>、Leone 等<sup>[20]</sup>、Arruda 等<sup>[68]</sup>、Wu 等<sup>[18]</sup>、Klamer<sup>[74]</sup>、Carlos 和 Rodrigues<sup>[75]</sup>的高温下 FRP-混凝土界面剪切试验。

由第二章的界面力学行为解析分析可知, 解析解的第一阶段和第二阶段仅出现在拉力很小时的初始加载期。在已有试验中, 测量应变时拉力已经较大, 均处于本文解析解的第三阶段, 因此采用式(2-51)拟合 FRP 应变的试验数据。由于在测试中, 常常在升温完成后才进行应变片的校准, 故而测量结果中消除了初始热应变。因此在拟合时也需要在解析解中剔除初始热应变。具体做法是在考虑拉力和热荷载耦合作用时由式(2-51)计算得到的 FRP 应变中减去仅考虑热荷载作用(即  $P=0$ )时的 FRP 应变(采用式(2-29)计算可得)。

表 3-1 文献<sup>[15, 18, 20, 68, 74, 75]</sup>中高温下 FRP-混凝土界面剪切试验和反算得到的界面本构参数

试件	$T_g$ (°C)	温度 (°C)	$t_p$ (mm)	$E_p$ (GPa)	$b_p$ (mm)	$L$ (mm)	$P_u$ (kN)	$B$ (1/mm)	$G_f$ (N/mm)	$P_{u,pre}$ (kN)
Zijde-20	62	20	1.2	165.0	100	300	86	10.29	0.493	89.44
Zijde-40		40	1.2	164.5	100	300	121	10.28	0.962	122.1
Zijde-55		55	1.2	164.3	100	300	107	7.27	0.773	110.2
Zijde-70		70	1.2	164.1	100	300	70	5.00	0.282	70
G-S-20	55	20	21.9 GPa·mm		100	300	29.26	8.29	0.489	29.26
G-S-80		80	38.8 GPa·mm		100	300	23.28	4.02	0.372	25.44
EBS-T20	47	20	1.4	152.5	20	250	25.9	15.00	0.989	26.77
EBS-T55		55	1.4	152.5	20	250	22.1	7.277	0.773	21.9
EBS-T90		90	1.4	147.0	20	250	11.6	7.275	0.313	12.1
EBS-T120		120	1.4	140.0	20	250	4.8	7.275	0.378	5.39
O-26	38	26	0.128	235	50	200	24.52	5.077	1.005	24.40
O-40		40	0.128	234.6	50	200	14.09	2.481	0.471	14.55
T-26		26	0.128	235	50	200	32.22	5.832	2.031	31.98
T-50		50	0.128	234.6	50	200	11.00	2.837	0.691	16.58
20A-D25*	62	20	1.2	165.8	50	300	46.92	19.52	0.553	46.91
50A-D25**		50	1.2	165.2	50	300	58.34	18.30	0.466	49.63
100A-D25*		100	1.2	164.3	50	300	44.96	9.467	0.420	45.25
20A-D55*		20	1.2	165.8	50	300	46.52	20.11	0.544	46.52
50A-D55**		50	1.2	165.2	50	300	54.54	18.86	0.365	47.92
70A-D55**		70	1.2	164.9	50	300	42.22	9.762	0.3736	42.9
TA	75	15	1.2	170	50	190	29.3	8.741	0.8417	26.3
T40		40	1.2	169.5	50	190	27.9	8.741	1.020	29.83
T65		65	1.2	169.2	50	190	17.4	6.815	0.557	16.61
T90		90	1.2	168.7	50	190	10	4.240	0.483	18.09
T115		115	1.2	168.0	50	190	6.2	4.240	0.366	7.32

注释:

1. 20A-D25\*至 70A-D55\*\*试件中, FRP 和混凝土的热膨胀系数分别为  $0.3 \times 10^{-6}$  和  $10.2 \times 10^{-6}$ 。其余试件由于原文中没有给出热膨胀系数的值, 取 FRP 和混凝土的热膨胀系数分别为 0 和  $10.0 \times 10^{-6}$ 。
2. 原试验中未给出试件 G-S-20 与 G-S-80 的厚度, 故而采用弹性刚度, 且 80°C 时的弹性刚度采用拉力除以加载端应变计算。
3. 试件 O-26 至试件 T-50 的玻璃化转变温度过低, 式(3-3)不适用, 此处采用式(3-1)。

### 3.2.2 FRP 高温劣化

在计算 FRP 应变分布时, 需要考虑高温对 FRP 材性的影响。Bisby<sup>[9]</sup>曾收集了历史文献中的高温下 FRP 材性的试验数据, 建立了高温下预制 FRP 型材的弹性模量和强度的 sigmoid 函数模型 (图 3-1) :

$$\frac{E_{fT}}{E_{f0}} = \left( \frac{1-a_1}{2} \right) \tanh[-b_1(T - c_1)] + \left( \frac{1+a_1}{2} \right) \quad (3-1)$$

$$\frac{f_{fT}}{f_{f0}} = \left( \frac{1-a_2}{2} \right) \tanh[-b_2(T - c_2)] + \left( \frac{1+a_2}{2} \right) \quad (3-2)$$

其中  $E_{f0}$  和  $E_{fT}$  分别表示常温和高温  $T$  下的 FRP 弹性模量, 拟合参数  $a_1 = 0.05$ ,

$b_1 = 8.68e^{-3}$ ,  $c_1 = 367.41$ ;  $f_{f0}$ 和 $f_{fT}$ 分别表示常温和高温 $T$ 下的 FRP 抗拉强度, 拟合参数 $a_2 = 0.1$ ,  $b_2 = 5.83e^{-3}$ ,  $c_2 = 339.54$ 。

对于湿法粘贴 FRP 布, 由于基底的玻璃化转变温度较低, 其高温下的弹性模量与预制 FRP 型材有很大差异<sup>[46]</sup>。基于此, 本文借助已有的试验数据, 同时考虑到胶粘剂玻璃化转变温度 ( $T_g$ ) 的重要影响, 通过曲线回归得到了湿法粘贴 FRP 布的高温下弹性模量劣化模型 (图 3-2), 其表达式为式(3-3)。

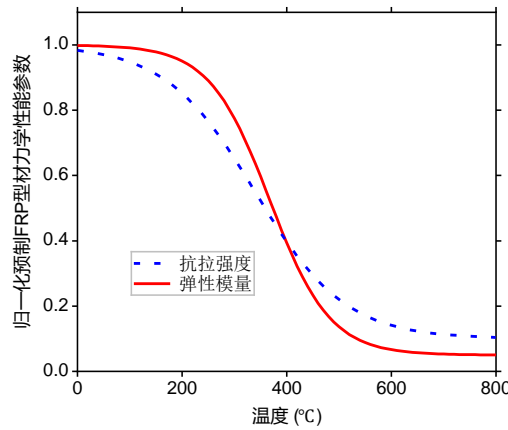


图 3-1 高温条件下预制 FRP 型材力学性能劣化

Fig. 3-1 High-temperature induced degradation of pre-fabricated pultruded FRP strips

$$\frac{E_{fT}}{E_{f0}} = \left( \frac{1-a_3}{2} \right) \tanh \left[ -b_3 \left( \frac{T}{T_g} - c_3 \right) \right] + \left( \frac{1+a_3}{2} \right) \quad (3-3)$$

其中 $E_{f0}$ 和 $E_{fT}$ 分别表示常温和高温 $T$ 下的弹性模量, 拟合参数 $a_3 = 0.689$ ,  $b_3 = 6.611$ ,  $c_3 = 0.684$ 。图 3-2 中 Chowdhury 等<sup>[76,77]</sup>的数据来自环氧树脂浸渍的 FRP 布的拉伸试验, Ferrier 等<sup>[23]</sup>和 Al-shawaf 等<sup>[78,79]</sup>的数据则来自 FRP-混凝土/钢材界面剪切试验, 其弹性模量根据拉力和加载端的应变值得到。试验试件的最高温度为 200°C, 因此该模型适用于 200°C以内高温范围。一般而言, FRP-混凝土界面胶粘剂在 200°C时早已完成玻璃化转变, 基本丧失粘结性能。因此在温度超过 200°C时可不再考虑 FRP 的加固作用。

湿法粘贴 FRP 布的抗拉强度随温度的变化, 可采用下式<sup>[10]</sup>:

$$\frac{f_{fT}}{f_{f0}} = \left( \frac{1-a_4}{2} \right) \tanh \left[ -b_4 \left( \frac{T}{T_g} - c_4 \right) \right] + \left( \frac{1+a_4}{2} \right) \quad (3-4)$$

其中 $f_{f0}$ 和 $f_{fT}$ 分别表示常温和高温 $T$ 下的抗拉强度, 拟合参数 $a_4 = 0.593$ ,



$b_4 = 4.50$ ,  $c_4 = 0.967$ 。

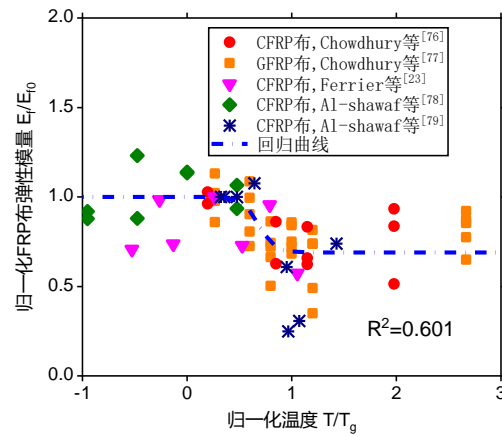
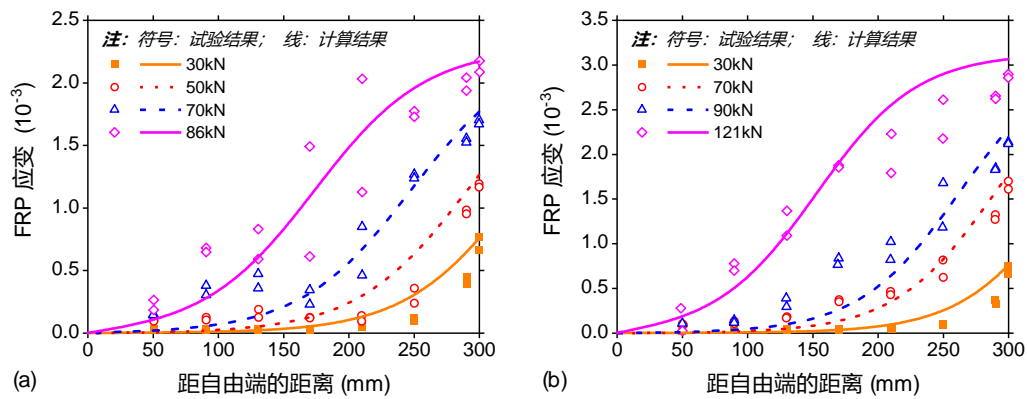


图 3-2 高温下湿法粘贴 FRP 布的弹性模量劣化

### 3.2.3 FRP 应变分布拟合

用高温下 FRP-混凝土界面剪切试验中的 FRP 应变解析解对其试验值进行最小二乘拟合的结果如图 3-3 至 3-8 所示，二者较为吻合。

Fig. 3-2 High-temperature induced degradation of FRP sheets applied by a wet lay-up method



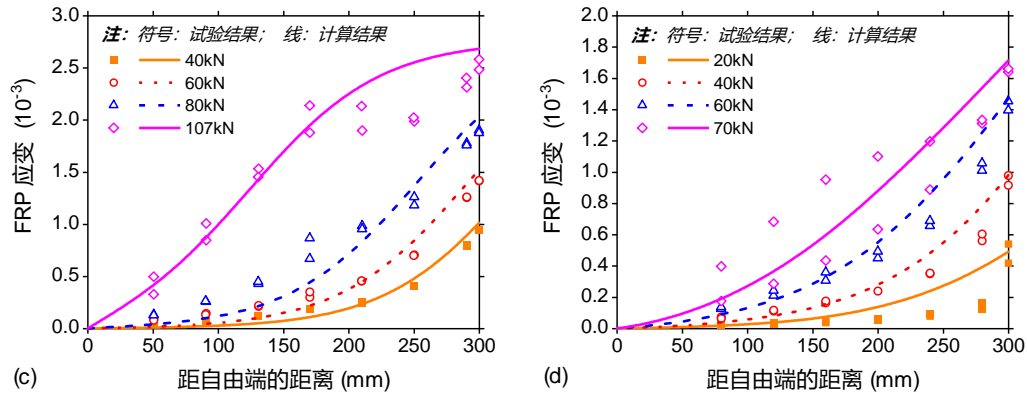


图 3-3 Blontrock 试验 FRP 应变拟合效果 (a) 20°C; (b) 40°C; (c) 55°C; (d) 70°C

Fig. 3-3 Best curve fitting of FRP strains tested by Blontrock a) 20°C; b) 40°C; c) 55°C; d) 70°C

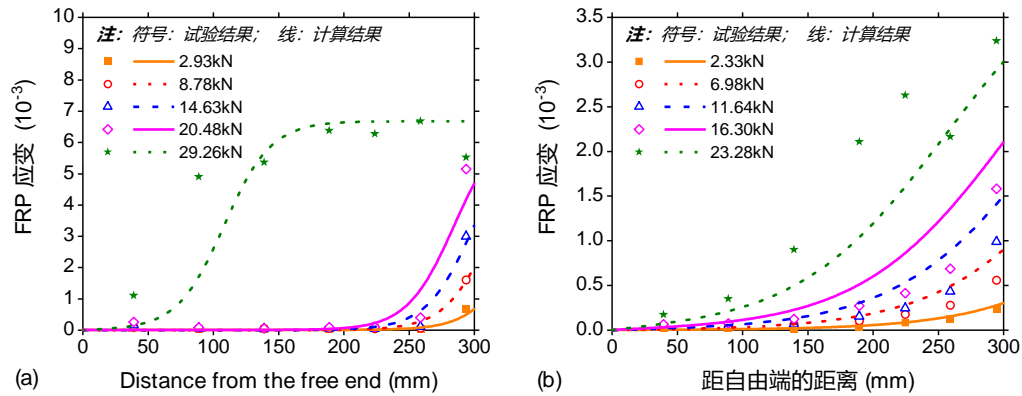
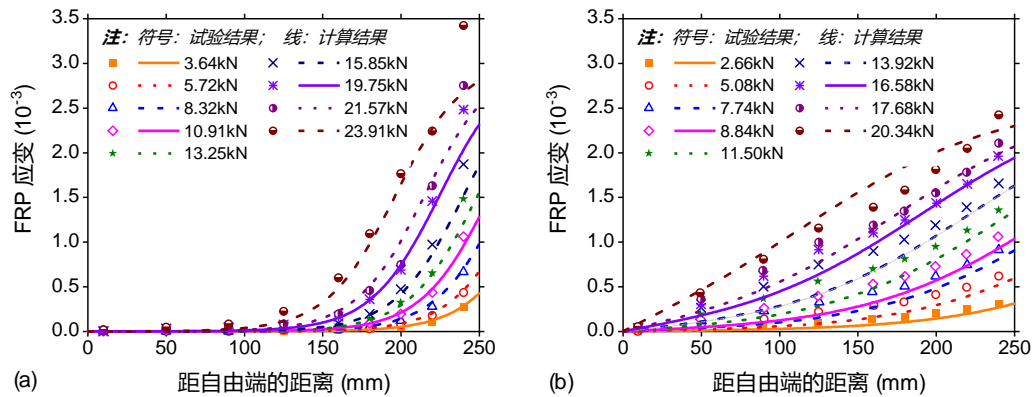


图 3-4 Leone 等试验的 FRP 应变拟合效果 (a) 20°C; (b) 80°C

Fig. 3-4 Best curve fitting of FRP strains tested by Leone et al. a) 20°C; b) 80°C



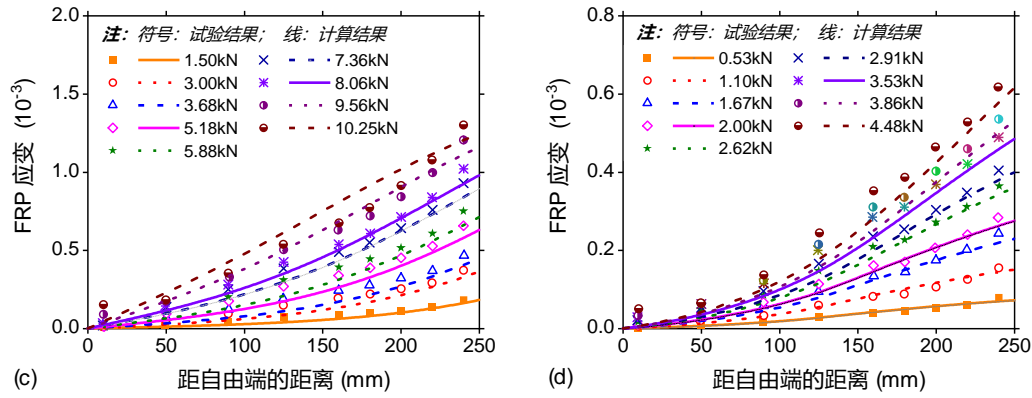


图 3-5 Arruda 等试验的 FRP 应变拟合效果 (a) 20°C; (b) 55°C; (c) 90°C; (d) 120°C  
Fig. 3-5 Best curve fitting of FRP strains tested by Arruda et al. a) 20°C; b) 55°C; c) 90°C; d) 120°C

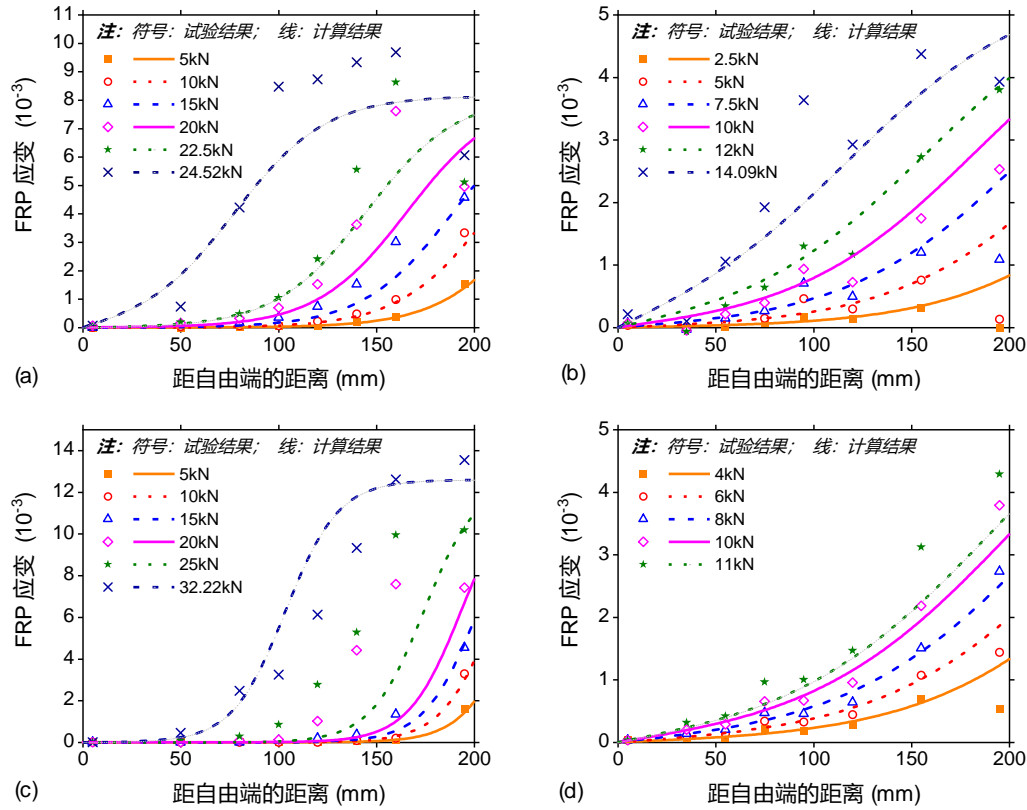


图 3-6 Wu 等试验的 FRP 应变拟合效果 (a) O-26°C; (b) O-40°C; (c) T-26°C; (d) T-50°C

Fig. 3-6 Best curve fitting of FRP strains tested by Wu et al. a) O-26°C; b) O-40°C; c) T-26°C; d) T-50°C

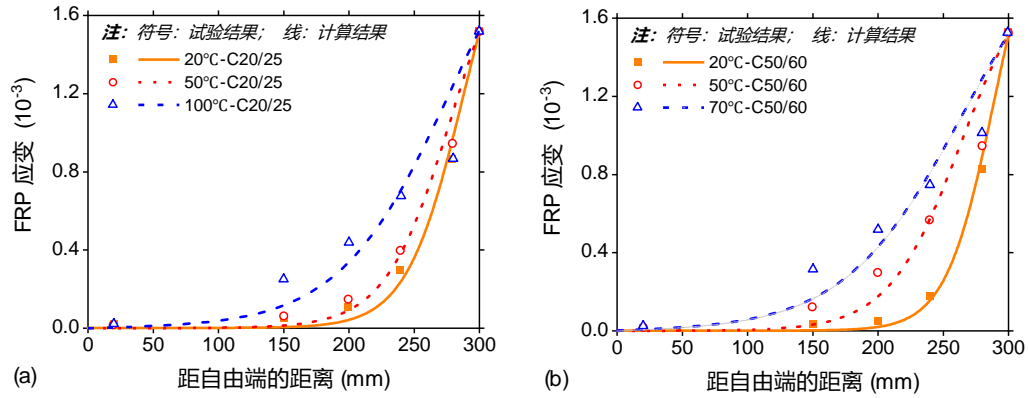
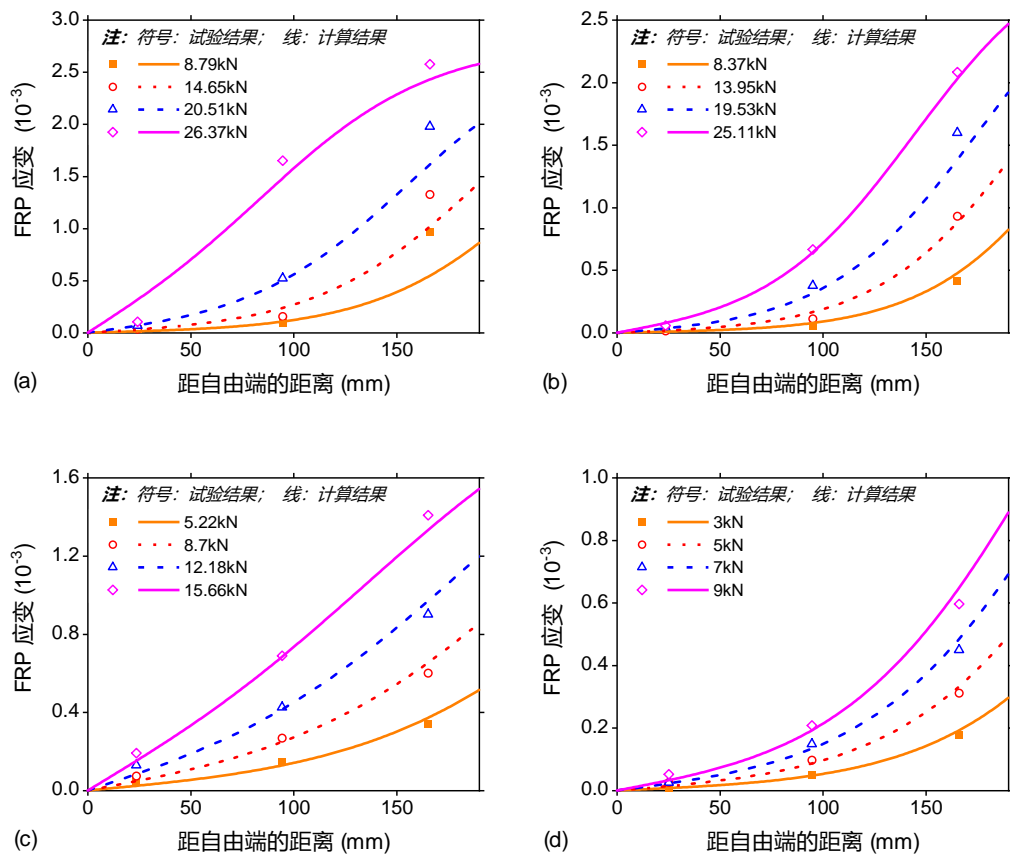


图 3-7 Klammer 试验 ( $P=30\text{kN}$ ) 的 FRP 应变拟合效果 (a) 混凝土等级 C20/25; (b) 混凝土等级 C50/60

Fig. 3-7 Best curve fitting of FRP strains tested by Klammer ( $P=30\text{kN}$ ) a) C20/25 concrete; b) C50/60 concrete



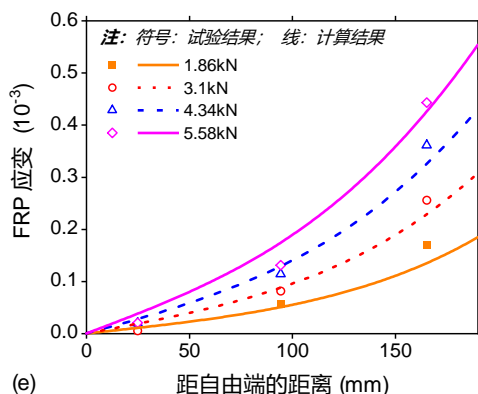


图 3-8 Carlos 和 Rodrigues 试验的 FRP 应变拟合效果 (a) 常温; (b) 40°C; (c) 65°C; (d) 90°C; (e) 115°C

Fig. 3-8 Best curve fitting of FRP strains tested by Carlos and Rodrigues a) ambient temperature; b) 40°C; c) 65°C; d) 90°C; e) 115°C

为验证实现最小二乘拟合的界面断裂能参数是否合理, 将其代入不同温度下 FRP-混凝土界面剥离承载力的解析解中, 并将得到的界面剥离承载力与试验测得的极限拉力进行了对比。对比结果如图 3-9 所示, 二者非常接近, 证实了反演算法得到界面断裂能的合理性。

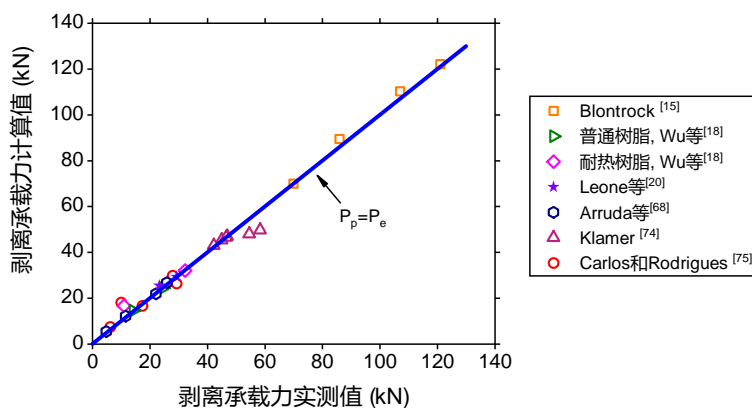
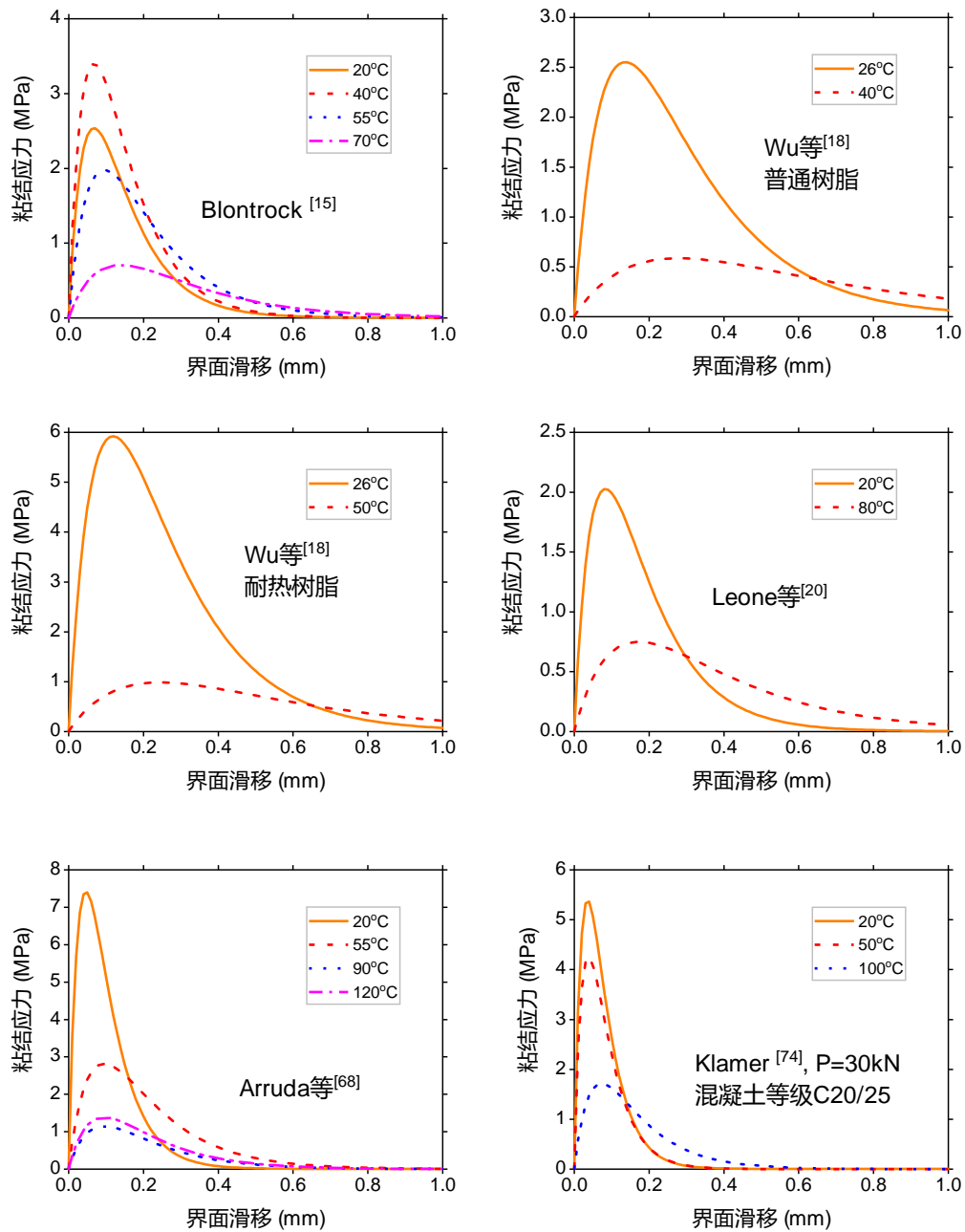


图 3-9 界面剥离承载力预测值与实测值对比

Fig. 3-9 Comparison between predicted and tested ultimate pull load

将表 3-1 中得到的界面断裂能和式(2-69)代入式(2-9)和(2-10)中, 可以得到各组试验中不同温度下的局部粘结滑移本构模型。如图 3-10 所示, 随着温度的上升, FRP-混凝土界面的局部粘结强度大多呈下降趋势。但是在 Blontrock [15]、Carlos

和 Rodrigues<sup>[75]</sup>的试验结果中, 最大的局部粘结强度出现在 40°C 时。这一现象或许是由环氧树脂胶粘剂的二次固化 (Postcuring) 造成的<sup>[46]</sup>。在很多 FRP-混凝土界面剪切试验中, 胶粘剂涂抹后在常温下完成固化。当环境温度小幅度上升时, 将会引起环氧树脂胶粘剂的二次固化, 提高其粘结性能。此外, 温度升高会增大粘结界面的变形能力。随着温度升高, 粘结滑移本构模型的软化段趋势变缓, 在较大滑移处的粘结应力反而增大。



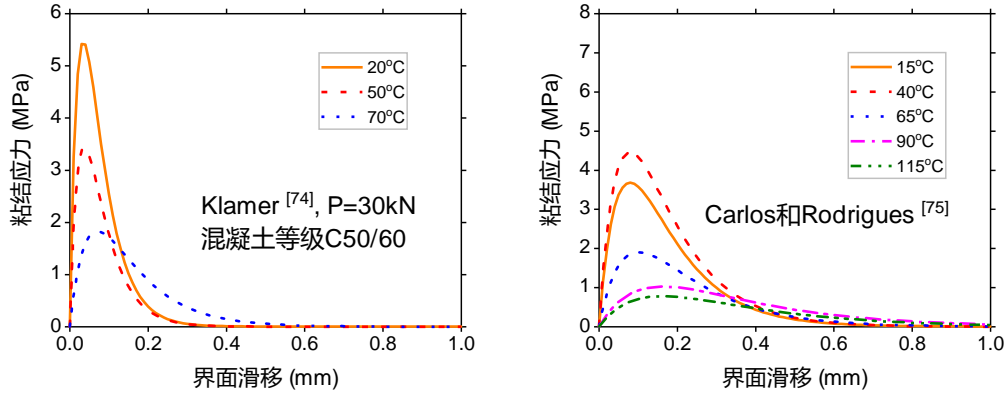


图 3-10 各组试验中不同温度下的局部粘结滑移关系

Fig. 3-10 Local bond-slip curves for FRP-concrete bonded joint samples at high temperatures

### 3.3 高温下 FRP-混凝土界面断裂能劣化及粘结滑移本构模型

根据上节中得到的界面断裂能，采用式(3-5)对其进行最小二乘拟合。拟合结果如图 3-11 所示。

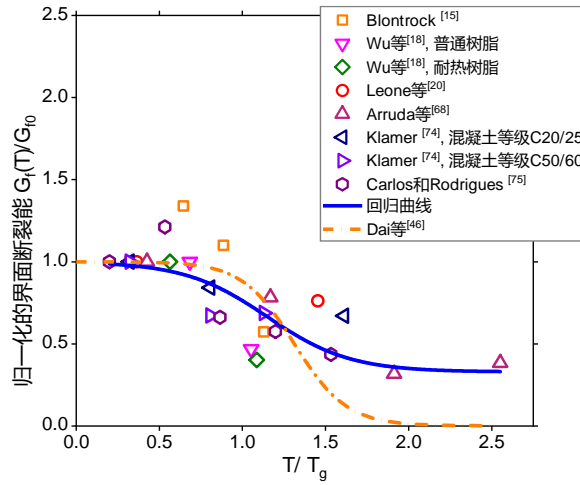


图 3-11 温度对界面断裂能的影响

Fig. 3-11 Temperature effect of the interfacial fracture energy

$$\frac{G_{f,T}}{G_{f,0}} = \left( \frac{1-a_1}{2} \right) \tanh \left[ -a_2 \left( \frac{T}{T_g} - a_3 \right) \right] + \left( \frac{1+a_1}{2} \right) \quad (3-5)$$

式中： $G_{f,0}$ 为常温下的 FRP-混凝土界面断裂能， $G_{f,T}$ 为温度为高温  $T$  时 FRP-混凝土界面断裂能。达到最小二乘拟合时， $a_1 = 0.328$ ， $a_2 = 2.006$ ， $a_3 = 1.150$ 。

图中也给出了 Dai 等<sup>[46]</sup>基于足够长粘结长度假定的界面力学行为解析解所得到的界面断裂能随高温的劣化趋势。如图所示, 当温度接近两倍的胶粘剂玻璃化转变温度时, Dai 等<sup>[46]</sup>模型中界面断裂能将降低至接近于 0。而本文的劣化模型由于摒弃了足够长粘结长度假定的影响, 得到的界面断裂能在温度达到两倍  $T_g$  时仍然具有 1/3 的残余值。因而通过比较可以看出, 改进型本构模型更能准确表征界面断裂能随高温的劣化趋势。

将高温和界面断裂能的关系式(3-5)和高温下脆性指数变化趋势(2-69)代入式(2-9)和式(2-10)中, 可以得到不同温度下的 FRP-混凝土界面局部粘结滑移本构模型, 如图 3-12 所示。该本构模型的局部粘结强度随温度升高而降低, 变形能力随温度上升而增大。此本构模型可为 FRP 加固混凝土结构的耐高温性能数值模拟与设计分析提供准确的界面本构模型依据。

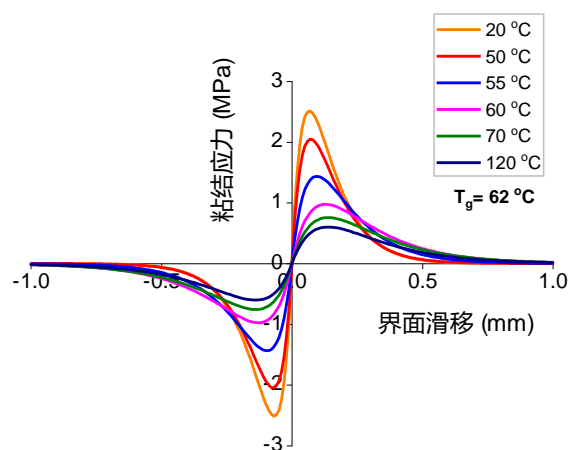


图 3-12 高温下 FRP-混凝土界面局部粘结滑移本构模型

Fig. 3-12 Temperature-dependent local bond-slip model of the FRP-to-concrete interface

### 3.4 本章小结

本章搜集了已有文献中高温下 FRP-混凝土界面的剪切试验数据, 结合上一章提出的界面力学行为解析解对 FRP 应变数据进行最小二乘拟合, 进而得到了不同温度下的 FRP-混凝土界面的断裂能数值, 同时建立了高温下 FRP 的材性模型。之后采用曲线回归不同温度下的界面断裂能数据, 得到了表征高温下界面断裂能劣化趋势的数学表达式, 进而建立了高温下的 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型。与基于足够长粘结长度假定所建立的 Dai 等<sup>[46]</sup>的模型对比表明, 两



者之间存在显著差异。当温度超过两倍的玻璃化转变温度时，Dai 等<sup>[46]</sup>的模型会高估 FRP-混凝土界面的劣化程度。通过对比界面剥离承载力预测值与现有试验结果，证明了反演计算方法得到界面断裂能是一种行之有效的方法。高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型主要表现出三个特点：

- （1）随着温度升高，局部粘结强度逐渐减小；
- （2）随着温度升高，界面变形能力增大，软化段趋势变缓。温度较高时的软化段粘结应力可能超过温度较低时的软化段粘结应力。
- （3）当温度达到两倍的  $T_g$  时，界面断裂能仍然具有 1/3 的残余值。

## 第四章 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能分析

### 4.1 引言

FRP-混凝土界面胶粘剂的玻璃化转变温度一般在  $45^{\circ}\text{C}$ - $80^{\circ}\text{C}$  之间<sup>[6,7]</sup>。夏季炎热气候下太阳辐射以及桥面车祸导致的火灾，都可以使桥梁结构达到甚至超过这一温度范围。随着城市交通密集化，火灾逐渐成为威胁桥梁结构安全的重要风险之一。纽约运输署曾于 2008 年开展了 18 个州的桥梁火灾事故调查<sup>[80]</sup>，结果表明共计 52 座桥梁因火灾垮塌，是地震垮塌的 2.7 倍。同时，美国 Battelle 公司的调查报告<sup>[81]</sup>表明，美国平均每年有 37600 起交通火灾事故。在中国，每年发生火灾事故的桥梁也有几十座，由此而导致的交通中断和拆除重建，对国民经济和社会发展造成了巨额损失<sup>[82]</sup>。因此，有必要探究高温环境对 FRP 加固桥梁结构的影响。

目前已有的 FRP 加固混凝土结构的耐高温性能研究大多聚焦于房屋建筑的梁板柱构件。高温或火灾的发生部位在承重构件的下方，并采用 ISO 834<sup>[83]</sup>或 ASTM E119<sup>[84]</sup>室内标准火灾升温曲线做为试验和数值模拟的火场温度。这与桥梁结构所遇到的高温环境有所不同。桥梁火灾多发生在桥面，且最为严重的是油罐车车祸火灾<sup>[82]</sup>。油罐车车祸火灾的可燃物为碳氢化合物，且处于通风空旷环境，较建筑物室内火灾更为剧烈，其温度上升趋势宜采用碳氢（Hydrocarbon fire, HC）火灾升温曲线<sup>[85]</sup>表述。另一类在桥梁运维中常见的高温环境是桥面沥青混凝土的铺设与更换，新铺设的沥青混凝土可以达到  $180^{\circ}\text{C}$  的高温<sup>[64]</sup>。尽管此温度对混凝土结构的力学性能影响很小，但足以使 FRP-混凝土界面的粘结性能发生严重劣化或失效。在以上两种高温环境中，受高温直接影响的是桥面板构件。因而，有必要探讨高温对 FRP 加固混凝土桥面板构件的影响。

在我国混凝土结构加固设计规范<sup>[86]</sup>中，当结构达到受弯承载能力极限状态时，通过平截面假定确定结构破坏时的 FRP 应变。在我国纤维增强复合材料工程应用技术标准<sup>[87]</sup>中，近似考虑了 FRP-混凝土界面粘结性能对 FRP 有效应变的影响。在意大利 FRP 加固结构设计与建造规范<sup>[65]</sup>中，承载能力极限状态时的 FRP 有效应变则引入了界面断裂能、混凝土强度等因素的影响。但对于高温环境，各国规范尚未制定具体的计算 FRP 有效应变的设计方法。

本章基于第三章提出的高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型，提

出了 FRP 加固混凝土结构中考虑粘结界面高温劣化的简化方法，即对应于意大利规范<sup>[65]</sup>中 FRP-混凝土界面剥离破坏时的 FRP 有效应变设计公式引入高温影响。并采用商用有限元分析软件 Abaqus 模拟了高温环境下 FRP 加固混凝土桥面板的力学性能。该数值模型考虑了桥面板两种常见的高温环境——油罐车车祸火灾和铺设沥青混凝土面层，评估了不同保护层厚度和不同界面胶粘剂对 FRP 加固桥面板耐高温性能的影响。

## 4.2 模拟对象

模型对象为常用的连续单向桥面板构件，并同时考虑油罐车车祸火灾与铺设高温沥青两种高温工况环境。

### 4.2.1 桥面板尺寸

桥面板尺寸及配筋参考文献<sup>[88]</sup>，板厚 18cm。据桥规 JTG 3362<sup>[89]</sup>模拟 1m 宽板条的抗弯承载力。由于是单向板，不考虑 1m 宽板条中横向钢筋的影响，纵向布筋为  $\Phi 16@100$ ，如图 4-1 所示。FRP 厚 1.2mm，宽 5cm，分别湿法粘贴于负弯矩区的板顶与正弯矩区的板底。桥面板上铺设混凝土保护层与 8cm 沥青混凝土桥面铺装<sup>[64]</sup>。

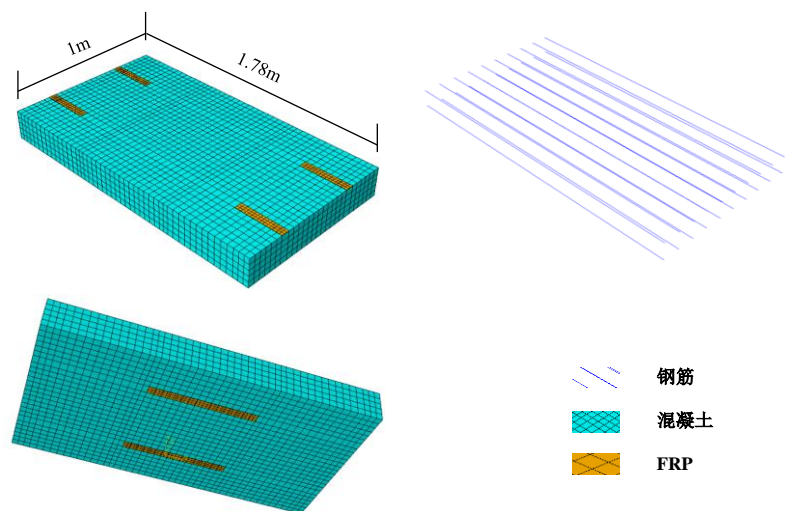


图 4-1 桥面板尺寸

Fig. 4-1 Size of simulated bridge deck

据桥规 JTG 3362<sup>[89]</sup>、JTG D60<sup>[90]</sup>和 JTG D62<sup>[91]</sup>，汽车荷载为一辆总重 550kN 的

标准车，桥面板的有效工作宽度  $a$  为 1.19m（C25 混凝土垫层取 4cm）。

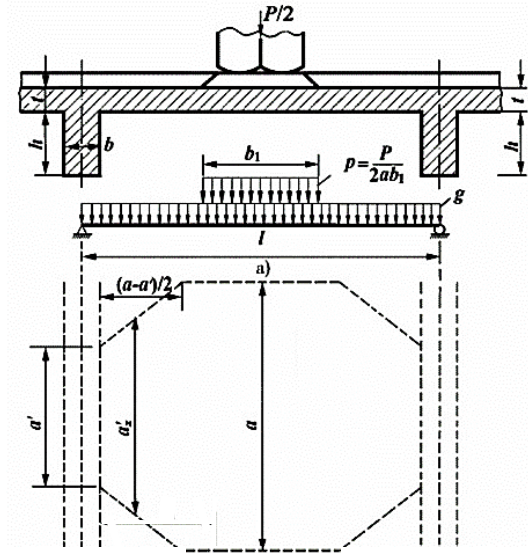


图 4-2 单向板弯矩计算图示<sup>[90]</sup>

Fig. 4-2 Calculation diagram of bending moment on one-way plate<sup>[90]</sup>

极限承载能力状态下，由于  $t/h=18/30>1/4$ ，该桥面板的最大正弯矩（跨中）可取为

$$M_{\text{中}} = +0.7M_0 \quad (4-1)$$

最大负弯矩（支点）取为

$$M_{\text{中}} = -0.7M_0 \quad (4-2)$$

$M_0$  为把该板当做简支板计算时，由使用荷载引起的 1m 宽板的跨中最大弯矩（如图 4-2 所示）。

承载能力极限状态基本组合为

$$M_0 = 1.2M_{0g} + 1.8M_{0p} \quad (4-3)$$

$M_{0p}$  为 1m 宽简支板条的跨中汽车荷载弯矩， $M_{0g}$  为跨中结构自重弯矩。

沥青表面处置的每延米自重集度为

$$g_1 = 0.08 \times 1.0 \times 23 = 0.46 \text{ (kN/m)} \quad (4-4)$$

C25 混凝土垫层（保护层）取 4cm，由于保护层厚度小幅度变化对  $M_0$  的影响不

大，后续不考虑保护层厚度变化对 $M_0$ 的影响，其每延米自重集度为

$$g_2 = 0.04 \times 1.0 \times 24 = 0.96 \text{ (kN/m)} \quad (4-5)$$

混凝土板的每延米自重集度为

$$g_3 = 0.18 \times 1.0 \times 25 = 4.50 \text{ (kN/m)} \quad (4-6)$$

一米宽板条每延米的结构自重集度为

$$g = g_1 + g_2 + g_3 = 5.92 \text{ (kN/m)} \quad (4-7)$$

$M_{0p}$ 和 $M_{0g}$ 可计算如下：

$$M_{0p} = (1 + \mu) \cdot \frac{P}{8a} \cdot \left( l - \frac{b_1}{2} \right) = 1.3 \times \frac{140}{8 \times 1.19} \times \left( 1.78 - \frac{0.72}{2} \right) \times 1 = 1.3 \times 14.706 \times 1.24 \times 1 = 27.15 \text{ (kN} \cdot \text{m)} \quad (4-8)$$

式中 $\mu$ 为汽车荷载的冲击系数， $P$ 为车辆荷载后轴的轴重， $b_1$ 为作用于桥面板顶面的矩形荷载压力面宽度（如图 4-2 所示）。

跨中结构自重弯矩为

$$M_{0g} = \frac{1}{8} \cdot g l^2 \cdot 1 = \frac{1}{8} \times 5.92 \times 1.78^2 \times 1 = 2.34 \text{ (kN} \cdot \text{m)} \quad (4-9)$$

因而

$$M_0 = 1.2 \times 2.34 + 1.8 \times 27.15 = 51.68 \text{ (kN} \cdot \text{m)} \quad (4-10)$$

$$M_{\text{中}} = +0.7 \times 51.68 = 36.18 \text{ (kN} \cdot \text{m)} \quad (4-11)$$

$$M_{\text{支}} = -0.7 \times 51.68 = -36.18 \text{ (kN} \cdot \text{m)} \quad (4-12)$$

因此该 FRP 加固混凝土桥面板的承载能力极限状态正负弯矩效应为 $M_{\text{Ed}} = \pm 36.18 \text{ kN} \cdot \text{m}$

#### 4.2.2 高温环境

图 4-3 为 FRP 加固混凝土桥面板经受的两种高温环境。第一种是桥面油罐车车禍引发的火灾，第二种是桥面铺设沥青混凝土。混凝土垫层具有防火保护层的作用，其厚度分别取 2cm、4cm 和 6cm，以作对比。

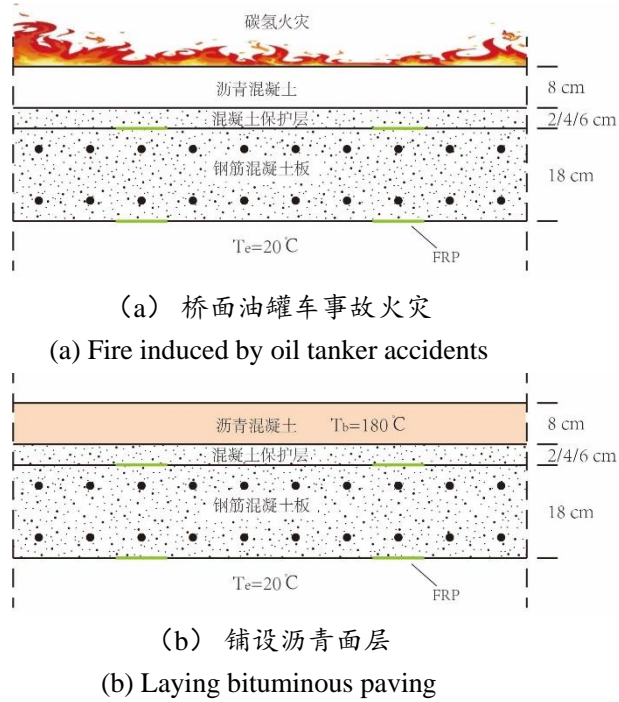


图 4-3 FRP 加固混凝土桥面板的两种高温环境

Fig. 4-3 Two high-temperature environments of FRP strengthened RC bridge deck

### 4.3 有限元模型

有限元模型中 FRP 密度取  $15.00\text{kN/m}^3$  [6]; 混凝土和钢筋的密度分别取  $2300\text{kg/m}^3$  和  $7850\text{kg/m}^3$ 。FRP 采用线弹性的应力应变关系<sup>[77,92]</sup>, 其极限拉应变为

$$\varepsilon_{fu} = \frac{f_{fu}}{E_f} \quad (4-13)$$

式中  $\varepsilon_{fu}$  和  $f_{fu}$  分别为 FRP 的极限拉应变和界面剥离承载力。

#### 4.3.1 FRP 材料的高温劣化

高温会使 FRP 的材料性能发生显著劣化。此模拟中采用式(3-3)和(3-4)对该高温劣化材性进行合理的考虑。

#### 4.3.2 高温下界面剥离破坏时的 FRP 应变

FRP 对混凝土结构的加固效果一方面受 FRP 材料性能的影响, 另一方面受到 FRP-混凝土界面粘结性能的影响。现行的主流 FRP 加固结构规范<sup>[6,65,86,87]</sup>多数采用 FRP 剥离破坏时的有效应变来近似兼顾 FRP 材性和界面粘结性能对加固效果的影响。

其中意大利规范<sup>[65]</sup>明确考虑了界面断裂能的影响, 通过计算求出 FRP 有效应变来进行加固设计。其定义中考虑了混凝土、FRP 及界面粘结性能的众多特性, 表达式如下:

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \frac{\eta_a \varepsilon_{fu}}{\gamma_f}, \varepsilon_{f,dd} \right\} \quad (4-14)$$

式中,  $\varepsilon_{fu}$  是 FRP 的极限拉应变,  $\eta_a$  和  $\gamma_f$  是环境系数和安全系数, 可分别取值 0.85 和 1.1。  $\varepsilon_{f,dd}$  是界面发生剥离时的 FRP 有效应变, 可表示为

$$\varepsilon_{f,dd} = \frac{k_{cr}}{\gamma_{f,d} \sqrt{\gamma_c}} \sqrt{\frac{2\Gamma_{FK}}{E_f t_f}} \quad (4-15)$$

其中

$$\Gamma_{FK} = 0.03 k_b \sqrt{f_{ck} f_{ctm}} \quad (4-16)$$

$$k_b = \sqrt{\frac{2 - \frac{b_f}{b}}{1 + \frac{b_f}{400}}} \geq 1 \quad (4-17)$$

式中  $b_f$ 、 $t_f$  和  $E_f$  分别表示 FRP 的宽度、厚度和弹性模量;  $b$  是被加固构件加固侧的宽度;  $f_{ck}$  和  $f_{ctm}$  分别表示混凝土的圆柱体抗压强度标准值和抗拉强度平均值;  $\Gamma_{FK}$  表示剥离破坏的界面断裂能;  $\gamma_{f,d} = 1.2$  和  $\gamma_c = 1.5$  分别表示 FRP 和混凝土的材料安全分项系数;  $k_{cr}$  是需要由试验结果标定的参数, 一般情况下, 可以取 3.0。由上式可知, FRP 的承载力贡献需同时考虑 FRP-混凝土界面断裂能、FRP 的极限拉应变和弹性模量的影响。

将式(4-13)代入式(4-14), 并考虑 FRP 强度、弹模和 FRP-混凝土界面断裂能的高温劣化趋势, 可得高温下 FRP 发挥承载力贡献的极限应变为

$$\varepsilon_{fd} = \min \left\{ \frac{\eta_a f_{fu}(T)}{\gamma_f E_f(T)}, \frac{k_{cr}}{\gamma_{f,d} \sqrt{\gamma_c}} \sqrt{\frac{2\Gamma_{FK}(T)}{E_f(T) t_f}} \right\} \quad (4-18)$$

上式可以应用于 FRP 加固混凝土结构的耐高温设计和数值模拟, 以作为判定 FRP 粘结失效的依据。温度上升后, 界面剥离不再一直发生在混凝土表层中, 而是过渡到 FRP 与混凝土之间的胶层中, 因而界面断裂能的高温劣化趋势可采用式(3-5)来描述。

图 4-4 显示随着温度升高, FRP 材料的极限拉应变与界面剥离破坏时的 FRP 有效应变的劣化趋势。二者都因温度上升而呈现出先增大后减小的趋势。先增大的原因是由于温度上升对湿法粘贴 FRP 弹性模量造成的劣化先于其对其他参数造成的劣化。不同的是, 界面剥离时的 FRP 有效应变明显小于 FRP 材料的极限拉应变。因此

在 FRP 加固混凝土桥面板的数值模拟中，以 FRP 应变达到界面剥离破坏时的有效应变作为加固结构发生破坏的判据。

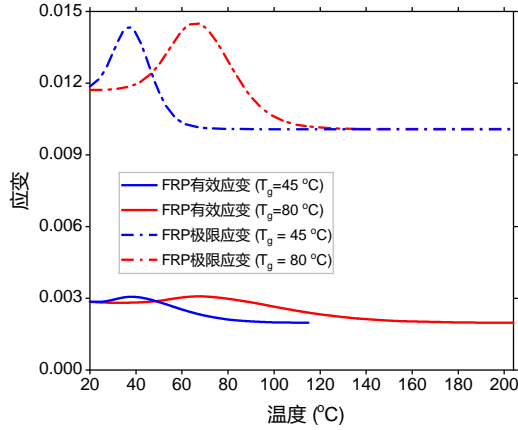


图 4-4 温度对 FRP 极限应变与界面剥离破坏时 FRP 应变的影响

Fig. 4-4 High-temperature induced degradation of ultimate FRP strain and interfacial debonding strain

#### 4.3.3 高温下混凝土受拉本构模型

数值模拟中采用双折线形拉应力-裂缝宽度曲线表征混凝土的受拉软化特征<sup>[93,94]</sup>。如图 4-5 所示， $w_u$  为拉应力为零时的极限裂缝宽度， $w_1$  为拉应力为  $0.15f_{ct}$  时的裂缝宽度，可取  $w_1 = 2w_u/9$  <sup>[95]</sup>。由于双折线与坐标轴所包围的面积即为混凝土的断裂能  $G_f$ ，可得到极限裂缝宽度的计算式为

$$w_u = \frac{2G_f}{\left(\frac{2}{9} + 0.15\right)f_{ct}} \quad (4-19)$$

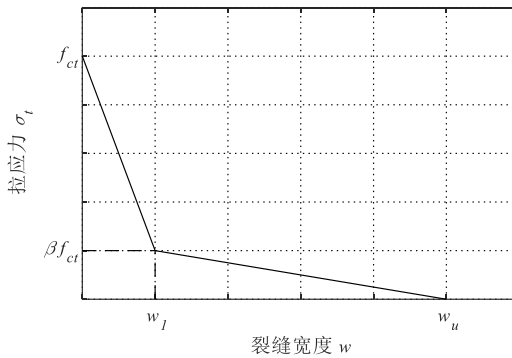


图 4-5 受拉应力-裂缝宽度曲线

Fig. 4-5 Tensile stress versus cracking width curve



将拉应力-裂缝宽度关系转换为拉应力-应变关系, 即  $\varepsilon_t = w/h_c$ , 其中  $h_c$  为混凝土裂缝带宽度的特征值, 一般取 5 倍的混凝土粗骨料最大尺寸, 若试验未提供粗骨料尺寸, 可近似取  $h_c=100\text{mm}$ <sup>[94,96]</sup>。受拉本构关系式如下:

$$\sigma_t = E_c \varepsilon_t \quad \varepsilon_t \leq \varepsilon_{ct,T} \quad (4-20)$$

$$\sigma_t = f_{ct} \left[ 1 - \frac{0.85(\varepsilon_t - \varepsilon_{ct})}{\varepsilon_1 - \varepsilon_{ct}} \right] \quad \varepsilon_{ct,T} \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{1,T} \quad (4-21)$$

$$\sigma_t = 0.15 f_{ct} \frac{\varepsilon_u - \varepsilon_t}{\varepsilon_u - \varepsilon_1} \quad \varepsilon_{1,T} \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{u,T} \quad (4-22)$$

式中,  $\sigma_t$ ,  $\varepsilon_t$  分别为混凝土拉应力和拉应变;  $\varepsilon_{ct}$  为混凝土的开裂应变,  $\varepsilon_{ct} = f_{ct}/E_c$ ;  $\varepsilon_u$  为拉应力为零时的极限拉应变,  $\varepsilon_u = w_u/h_c$ ;  $\varepsilon_1$  为拉应力为  $0.15f_{ct,T}$  时的拉应变,  $\varepsilon_1 = 2\varepsilon_u/9$ 。

据 CEB-FIP Model Code<sup>[97]</sup>可计算混凝土的断裂能为

$$G_f = G_{f0} \left( \frac{f_{cm}}{10} \right)^{0.7} \quad (4-23)$$

其中  $f_{cm}$  为实测混凝土圆柱体抗压强度,  $f_{cm} = f_{ck} + 8\text{MPa}$ 。  $G_{f0}$  为混凝土断裂能参考值, 取值可由混凝土骨料最大尺寸确定, 若无该数据, 则可取  $G_{f0} = 0.032 \text{ N/mm}^2$ <sup>[98]</sup>。当温度变化时, 可假定混凝土断裂能保持不变<sup>[98]</sup>。

为便于数值运算, 假定混凝土拉应变  $\varepsilon > 0.95\varepsilon_u$  时拉应力达到最小值并保持不变。在高温下, 根据欧洲规范<sup>[99]</sup>定义混凝土抗拉强度随温度的劣化趋势, 进而得到高温下混凝土的抗拉应力-应变本构模型, 如图 4-6 所示。

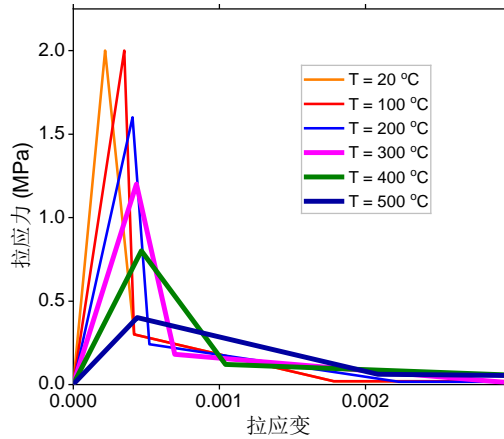


图 4-6 高温下混凝土抗拉应力-应变关系曲线.

Fig. 4-6 Tensile stress-strain cruves of the concrete at high temepatures.

混凝土受压本构模型采用塑性损伤模型, 高温对抗压强度和弹性模量等参数的

影响依欧洲规范<sup>[99]</sup>确定。同时高温下钢筋本构模型同样依欧洲规范<sup>[99]</sup>确定。

## 4.4 耐高温性能分析

### 4.4.1 传热分析

针对桥面油罐车车祸火灾和铺设沥青层两种高温环境,对 FRP 加固桥面板进行了热传递分析。油罐车车祸火灾的可燃物为碳氢化合物,因而采用碳氢(Hydrocarbon fire HC)火灾升温曲线<sup>[85]</sup>。据欧洲规范<sup>[85]</sup>,碳氢火灾的迎火面对流换热系数( $h_c$ )取  $50\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ,背火面则取  $9\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ;混凝土表面辐射率、火焰辐射率分别取 0.8 和 1.0。高温沥青层的温度取  $180^\circ\text{C}$ 。假设初始时刻的温度为  $20^\circ\text{C}$ ,模拟 270min 内 FRP 加固混凝土桥面板的热传递过程。

混凝土和钢筋的热工参数据欧洲规范<sup>[99]</sup>确定。FRP 的导热系数和比热容分别由文<sup>[100]</sup>和文<sup>[101]</sup>确定。据文<sup>[102]</sup>统计,沥青混凝土的导热系数大多位于  $0.86\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$  至  $1.81\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$  之间,比热容大多位于  $840\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$  至  $1348\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$  之间。本文中取均值,即导热系数取为  $1.43\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$ ,比热容取为  $1094\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$ 。沥青混凝土的密度取  $2350\text{kN}/\text{m}^3$ 。

图 4-7 所示为油罐车车祸火灾和铺设沥青混凝土两种高温环境发生时,FRP 加固混凝土桥面板中 FRP-混凝土界面的温度变化。在油罐车车祸火灾情况下,通过增大保护层厚度和选用耐热胶粘剂( $T_g=80^\circ\text{C}$ )可以延缓界面温度超过玻璃化转变温度的时刻。若采用 6cm 混凝土保护层和耐热胶粘剂,可使得板顶 FRP-混凝土界面达到玻璃化转变温度的时刻延缓至 80min。对于板底正弯矩加固的界面,采用不同胶粘剂和保护层厚度均能实现在 160min 内界面温度不超过胶粘剂的玻璃化转变温度。文献<sup>[103]</sup>曾基于大量的美国桥梁火灾事故指出:一般情况下,桥梁构件满足 120min 耐火极限即可。因而火灾对 FRP 加固桥面板的正弯矩区影响较小,需重点关注负弯矩加固时板顶 FRP-混凝土界面的高温劣化。在铺设沥青混凝土情形中,270 min 内板底 FRP-混凝土界面均不会超过  $45^\circ\text{C}$ ,说明其几乎不会发生高温劣化。板顶界面的温度在铺设沥青混凝土时会先上升再回落。当采用 2cm 保护层时,FRP-混凝土界面的温度会显著超过胶粘剂的玻璃化转变温度。当采用 4cm 和 6cm 混凝土保护层时,可以实现板顶界面的温度不超过耐热胶粘剂的玻璃化转变温度。

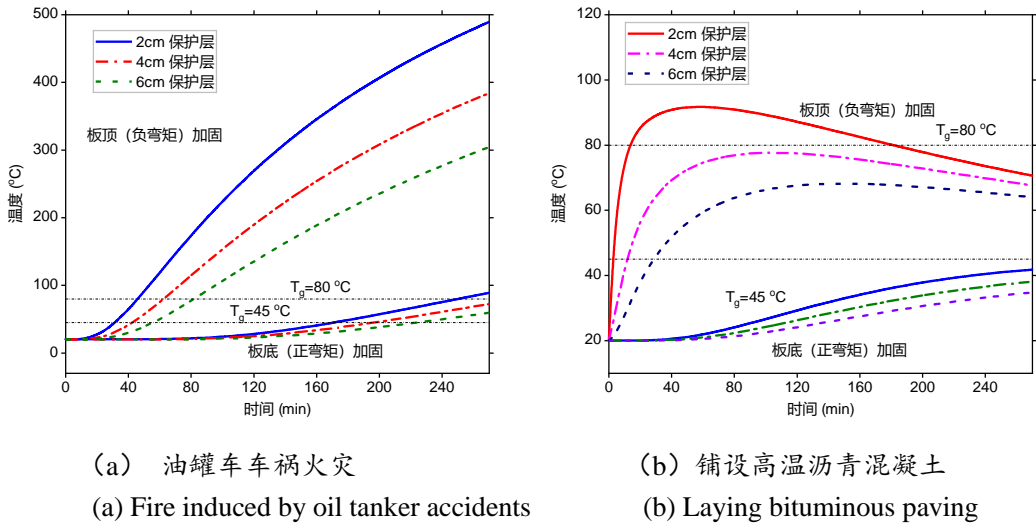


图 4-7 高温环境中 FRP-混凝土界面的温度变化

Fig. 4-7 Temperature changes at the FRP-to-concrete interface in the high-temperature environments

4.4.2 抗弯承载能力分析

在抗弯承载能力分析中，混凝土和钢筋均采用 8 节点六面体线性减缩积分单元（C3D8R），FRP 采用壳单元（S4R），不考虑 FRP 与混凝土之间的滑移。常温（20℃）下的材料参数在文献<sup>[88]</sup>中已给出，具体见表 4-1。其高温劣化依据 4.3 节内容确定。

表 4-1 常温下的力学性能参数（混凝土和钢筋的数据为标准值）

材料	密度 (kN/m <sup>3</sup> )	屈服强度(Mpa)	极限强度(Mpa)	弹性模量(Mpa)	极限应变
混凝土	2300	-	22.5	0.232×10 <sup>5</sup>	-
钢筋	7850	300	400	1.96×10 <sup>5</sup>	-
CFRP	1500	-	3500	2.31×10 <sup>5</sup>	0.015

如 4.3.2 所述，以 FRP 应变达到界面剥离破坏时的有效应变值作为加固结构发生破坏的判据或耐高温极限的判据。

规范 JTG 2120-2020<sup>[104]</sup>规定了桥梁构件的承载能力极限状态设计原则，即作用效应最不利组合的设计值必须小于或等于结构抗力的设计值，其基本表达式为

$$\gamma_0 S_d \leq R \tag{4-24}$$

$$R=R(f_d, a_d) \tag{4-25}$$

式中： $\gamma_0$ 为桥梁结构的重要性系数，本文按二级安全等级设计，取为 1.0；

$S_d$ 为作用（或荷载）效应(其中，汽车荷载计入冲击系数)的基本组合设计值；

$R$ 为构件承载力设计值；

$\alpha_d$ 为几何参数设计值，当无可靠数据时，可采用几何参数标准值 $\alpha_k$ ，即设计文件规定值。

$f_d$ 为材料强度设计值，有

$$f_d = \frac{f_k}{\gamma_m} \quad (4-26)$$

其中 $f_k$ 为材料强度标准值； $\gamma_m$ 为材料性能分项系数，混凝土轴心抗压强度和轴心抗拉强度的材料性能分项系数为 1.45，热轧钢筋的材料性能分项系数为 1.20。韩国多采用混凝土圆柱体抗压强度，因而表 4-1 中的混凝土抗压强度可视为圆柱体抗压强度标准值。据<sup>[97]</sup>可将混凝土抗拉强度标准值取为

$$\begin{aligned} f_{ctk} &= \frac{1}{2}(f_{ctk,min} + f_{ctk,max}) = \frac{1}{2}(0.95 + 1.85) \left(\frac{f_{ck}}{10}\right)^{\frac{2}{3}} \\ &= 1.4 \left(\frac{f_{ck}}{10}\right)^{\frac{2}{3}} = 2.4 \text{MPa} \end{aligned} \quad (4-27)$$

因而混凝土的抗拉强度设计值为  $2.4/1.2=2.0\text{MPa}$ ，而抗压强度设计值为  $22.5/1.45=15.5\text{MPa}$ 。

同时，抗拉强度平均值（用于计算界面断裂能 $\Gamma_{FK}$ ）为

$$f_{ctm} = 1.4 \left(\frac{f_{ck}}{10}\right)^{\frac{2}{3}} = 2.4 \text{MPa} \quad (4-28)$$

由数值模拟得到的 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力如图 4-8 至 4-11 所示。从图中可知，随着油罐车车祸火灾的发展，FRP 加固混凝土桥面板会发生严重的承载力劣化。由于界面发生剥离时的 FRP 有效应变在温度升高初期有增大的趋势（图 4-4），FRP 加固桥面板的抗弯承载力也会在温度升高的早期出现增大现象。当 FRP-混凝土界面温度超过  $80^\circ\text{C}$ （不耐热胶粘剂）和  $140^\circ\text{C}$  时（耐热胶粘剂）时，FRP 有效应变几乎不再降低，FRP 加固桥面板的抗弯承载力也达到一稳定阶段。

由图 4-8 和 4-9 可知，当选用玻璃化转变温度较低（ $T_g=45^\circ\text{C}$ ）的胶粘剂和 2cm 的混凝土保护层时，该 FRP 加固板的抗弯承载力在 56 分钟左右劣化至承载能力极限状态的弯矩效应之下。增大保护层厚度，可以延迟其破坏时间，6cm 保护层可以将破坏延迟至 100min 左右。当选用玻璃化转变温度（ $T_g=80^\circ\text{C}$ ）较高的胶粘剂和 2cm 的保护层厚度时，该 FRP 加固板的抗弯承载力在 68 分钟左右劣化至承载能力极限状态的弯矩效应之下。若使用 6cm 保护层，可将破坏将延迟到 130min 左右。结合图 4-10 可知，采用玻璃化转变温度较高的界面胶粘剂可以有效减缓 FRP 加固混凝土桥面

板的高温劣化。若同时搭配增大保护层厚度的措施，则防火效果更好。

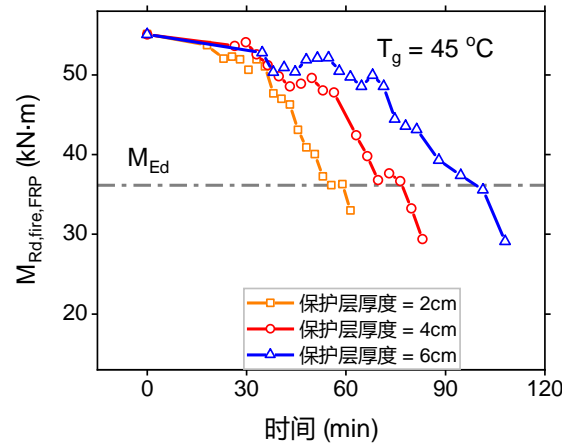


图 4-8 火场中 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力劣化 ( $T_g=45\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

Fig. 4-8 Fire induced degradation of the flexural strength of FRP strenthend RC bridge deck ( $T_g=45\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

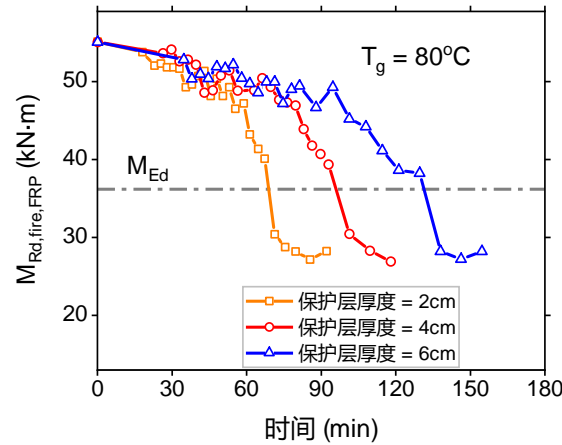


图 4-9 火场中 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力劣化 ( $T_g=80\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

Fig. 4-9 Fire induced degradation of the flexural strength of FRP strenthend RC bridge deck ( $T_g=80\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

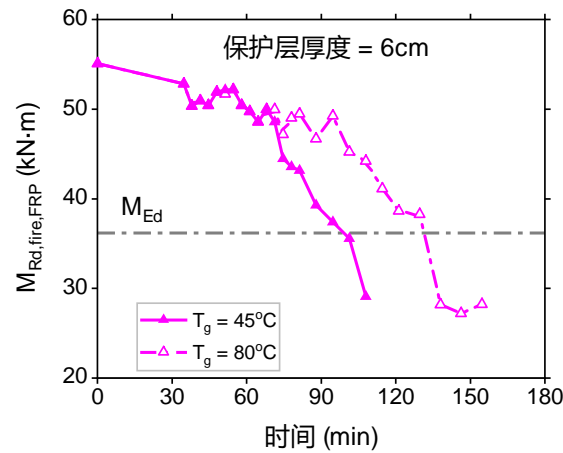


图 4-10 火场中 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力劣化（保护层厚度为 6cm）

Fig. 4-10 Fire induced degradation of the flexural strength of FRP strenthend RC bridge deck (using 6cm concrete protective)

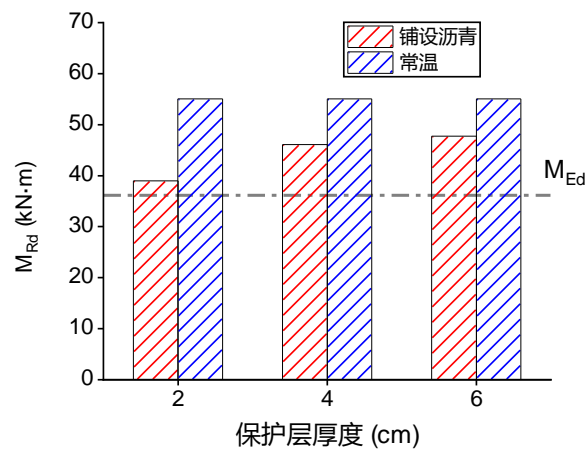


图 4-11 铺设沥青混凝土面层对 FRP 加固混凝土桥面板抗弯承载力的影响（保护层厚度为 6cm）

Fig. 4-11 High-temperature induced flexural strength degradation of FRP strengthened RC bridge deck caused by laying bituminous paving (using 6cm concrete protective)

若采用耐热胶粘剂，铺设沥青导致的 FRP-混凝土界面最高温度仅  $97^{\circ}C$ ，不会对界面粘结性能造成很大的影响。图 4-11 显示采用不耐热胶粘剂时，铺设沥青对 FRP 加固混凝土桥面板抗弯承载力的影响。从图中可以看出，铺设沥青会对桥面板的抗弯承载力造成显著劣化，但是其劣化程度小于油罐车车祸火灾造成的高温劣化程度，且在本文案例中不会导致 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力低于荷载弯矩效应的情况。同时，增大保护层厚度可以显著减缓铺设高温沥青面层造成的桥面板结构抗弯承载力的劣化趋势。

## 4.5 本章小节

本章将高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型运用到 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温分析中, 结合有限元数值模拟, 揭示了高温环境对 FRP 加固桥面板抗弯承载能力的影响规律。数值模拟对象为连续单向桥面板, 设计载荷为一总重 550kN 的标准车。模拟中考虑了两种高温工况环境, 即桥面油罐车车祸引发的火灾和铺设或更换沥青面层造成的桥面高温。模拟中合理地考虑了高温对 FRP 材料、混凝土和钢筋的热工和热力学性能的影响。并基于意大利 FRP 加固规范与第三章提出的高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型, 提出了 FRP 加固混凝土桥面板在高温环境中发生剥离破坏的有效应变判据。

热传递分析表明油罐车车祸引发的火灾和铺设或更换沥青面层引起的高温会导致桥面板负弯矩区的 FRP-混凝土界面温度显著上升, 并迅速超过胶粘剂的玻璃化转变温度, 造成显著的界面劣化。在正弯矩加固区, 由于桥面板混凝土本身具有热惰性, FRP-混凝土界面的温度上升非常缓慢。

抗弯承载力分析表明, 油罐车车祸引发的火灾会导致 FRP 加固混凝土桥面板的抗弯承载力发生显著劣化。同时, 铺设或更换沥青也会降低 FRP 加固桥面板的抗弯承载力。本章中的高温工况环境均发生在桥面上, 因此可通过增大桥面混凝土保护层(垫层)厚度和选用玻璃化转变温度较高的胶粘剂来降低界面高温劣化及其对结构承载力的影响。

## 第五章 结论与展望

### 5.1 结论

本文针对 FRP 加固混凝土结构耐高温性能差的缺陷,对高温下 FRP-混凝土界面的粘结性能和剥离机理进行了较为系统的研究分析。取得了以下研究成果:

(1) 基于指数非线性粘结滑移模型和 FRP-混凝土界面力学行为的控制方程,逐步推导得到了 $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T < 0$ 、 $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T > 0$ 和无温度变化时(常温下)界面剥离破坏的解析解。通过与已有文献试验结果和数值分析结果的对比分析,验证了该理论解析解的准确性和有效性。

(2) 基于解析解的大量参数分析,解释了界面热应力对 FRP-混凝土界面力学行为和剥离破坏全过程的影响机理。在不考虑界面胶粘剂劣化的情形下,当 $(\alpha_p - \alpha_c)\Delta T < 0$ 时界面热应力可以提高 FRP-混凝土界面的剥离承载力,降低其界面剥离破坏的变形能力,反之亦然。

(3) 搜集已有文献中高温下 FRP-混凝土界面的剪切试验数据,改进了高温下 FRP 的材性模型。结合界面力学行为解析解对 FRP 应变数据进行最小二乘拟合,得到了不同温度下的 FRP-混凝土界面的断裂能数值。

(4) 采用曲线回归不同温度下的界面断裂能数据,得到了表征高温下界面断裂能劣化趋势的数学表达式,进而建立了高温下的 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型。该本构模型表明,随着温度升高,界面的局部粘结强度逐渐减小,界面变形能力增大,软化段趋势变缓。当温度达到两倍的  $T_g$  时,界面断裂能仍然具有 1/3 的残余值。

(5) 基于意大利 FRP 加固规范与高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型,提出了 FRP 抗弯加固混凝土结构在高温环境中发生剥离破坏的有效应变判据。

(6) 基于有效应变判据,结合有限元数值模拟,揭示了油罐车车祸火灾和铺设高温沥青(两种高温工况)对 FRP 加固桥面板抗弯承载能力造成的劣化趋势。

(7) 热传递分析表明桥面高温主要影响桥面板负弯矩区的 FRP-混凝土界面。对于在正负弯矩区同时进行 FRP 加固的连续板(梁)构件,应重点进行迎火(高温)面一侧的防火隔热保护。

(8) 通过增大桥面混凝土保护层(垫层)厚度和选用玻璃化转变温度较高



的胶粘剂可有效降低 FRP-混凝土界面的高温劣化及其对结构承载力的影响。

研究工作的主要创新点为：

(1) 首次提出了适用于任意粘结长度的高温下 FRP-混凝土界面力学行为解析解。此解析解摒弃了已有解析解所采用的足够长 FRP 粘结长度的假定，可应用于高温下 FRP-混凝土界面剪切试验结果的准确分析。基于该解析解可以辨析区分界面热应力和胶粘剂高温劣化对界面性能的影响。

(2) 建立了高温下界面的改进型粘结滑移本构模型，更为精确地表征了高温下界面断裂能的劣化趋势。当界面温度达到胶粘剂玻璃化转变温度的两倍时，改进模型的界面断裂能仍然具有 1/3 的残余值，而原有模型的界面断裂能几乎为 0。

(3) 已有文献中 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能研究十分缺乏，本文将高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结滑移本构模型应用于 FRP 加固混凝土桥面板的耐高温性能分析，揭示了油罐车车祸火灾和铺设高温沥青两种高温工况环境对 FRP 加固混凝土桥面板抗弯承载力的影响规律，并提出增厚混凝土保护层或采用耐热树脂来提升加固桥面板的耐高温性能。

## 5.2 展望

展望未来，本文的工作亦有两点可以改进之处：

(1) 指数非线性粘结滑移本构模型具有界面断裂能和脆性指数两个参数，基于理论解析解并结合 FRP-混凝土界面的剪切试验结果对两个参数同时进行标定很有难度。鉴于此，本文在反演计算 FRP-混凝土界面断裂能时，直接采用了原有模型中的脆性指数随温度的变化关系。后续研究应进一步深入研究能够准确表征界面断裂能和脆性指数随温度变化的反演计算方法，使得求解不同温度下界面本构参数的方法更为精确合理。

(2) 有限元分析中采用了 FRP-混凝土界面剥离破坏时的 FRP 有效应变这一概念作为判定加固失效的准则，不能量化 FRP 与混凝土之间的相对滑移。因而有限元分析只考察了界面高温劣化对 FRP 加固桥面板承载力的影响。后续应当在有限元分析中建立高温下界面粘结滑移单元，进而探究界面高温劣化对 FRP 加固混凝土桥面板力学变形行为的影响机理。

尽管存在上述不足之处，本文建立的高温和持荷耦合作用下界面力学行为的解析解和高温下 FRP-混凝土界面的改进型粘结-滑移本构模型为后续建立 FRP 加

固混凝土结构的耐高温设计方法提供了理论基础和本构模型依据，可为后续 FRP 加固工程实践提供参考。

此外，本文提出的解析解和相关研究方法可以推广至其他类型经受界面热应力影响的双层材料粘结界面问题的分析。

## 参 考 文 献

- [1] CECS 146: 2003 (2007 年版), 碳纤维片材加固修复混凝土结构技术规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.
- [2] Gao, W.Y., Dai, J.G., Teng, J.G. Three-level fire resistance design of FRP-strengthened RC beams[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2018, 22(3):05018001.
- [3] Zhou, H., Torres, J.P., Fernando, D., et al. The bond behaviour of CFRP-to-steel bonded joints with varying bond properties at elevated temperatures[J]. *Engineering Structures*. 2019, 183:1121–1133.
- [4] Gao, W.Y., Dai, J.G., Teng, J.G. Analysis of Mode II debonding behavior of fiber-reinforced polymer-to-substrate bonded joints subjected to combined thermal and mechanical loading[J]. *Engineering Fracture Mechanics*. 2015, 136:241–264.
- [5] Klammer, E.L., Hordijk, D.A., Hermes, M.C.J.H. The influence of temperature on RC beams strengthened with externally bonded CFRP reinforcement[J]. *Heron*. 2008, 53(3):157–85.
- [6] ACI 440.2R-08, Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures[S]. Farmington Hills, MI, USA: American Concrete Institute (ACI), 2008.
- [7] fib Bulletin 14, Externally bonded FRP reinforcement for RC structures[S]. Lausanne, Switzerland: Fédération International du Béton (fib), 2001.
- [8] Cree, D., Gamanouk, T., Loong, M.L., et al. Tensile and lap-splice shear strength properties of CFRP composites at high temperatures[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2015, 19(2):04014043.
- [9] Bisby, L. Fire behavior of fiber-reinforced polymer (FRP) reinforced or confined concrete[Ph.D. thesis]. Kingston, Ontario, Canada: Queen's University. 2003
- [10] Dai, J.G., Gao, W.Y., Teng, J.G. Finite element modeling of insulated FRP-strengthened RC beams exposed to fire[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2015, 19 (2):04014046.
- [11] Shier, G.W.R., Green, M.F. Performance of postcured CFRP-Strengthened reinforced concrete beams at elevated temperatures[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2017, 21(4):1–9.
- [12] Proia, A., Matthys, S. Influence of restraint thermal effects on the bond strength of externally bonded CFRP-concrete joints[J]. *Composite Structures*. 2019, 221:110858

- [13] 滕锦光, 陈建飞, Scott T. Smith, 等. FRP 加固混凝土结构. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005: 11-12.
- [14] Tommaso, D., Neubauer, A., Pantuso, U., et al. Behavior of adhesively bonded concrete-CFRP joints at low and high temperatures[J]. *Mechanics of Composite Materials*. 2001, 37(4):327-338.
- [15] Blontrock H. Analysis and modeling of the fire resistance of concrete elements with externally bonded FRP reinforcement [Ph.D. thesis]. Ghent, Belgium: Ghent University. 2003.
- [16] Klamer E.L., Hordijk D.A., Janssen H.J.M. The influence of temperature on the debonding of externally bonded CFRP[C]. *Proceedings of the 7th International Symposium on Fiber-Reinforced (FRP) Polymer Reinforcement for Concrete Structures*, New Orleans, USA. 2005:1551-1570.
- [17] Klamer E.L. Influence of temperature on concrete beams strengthened in flexure with CFRP [Ph.D. thesis]. Eindhoven, Netherlands: Eindhoven University of Technology. 2009.
- [18] 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):474-480.
- [19] Gamage J.C.P.H., Wong M.B., Al-Mahadi 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, China. 2005:113-118.
- [20] 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):85-93.
- [21] Firmo, J.P., Pitta, D., Correia, J.R., et al. Experimental characterization of the bond between externally bonded reinforcement (EBR) CFRP strips and concrete at elevated temperatures[J]. *Cement and Concrete Composites*. 2015, 60:44-54.
- [22] Camata G., Pasquini F., Spacone E. High temperature flexural strengthening with externally bonded FRP reinforcement[C]. *Proceedings of the 8th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRP8RCS)*, Patras, Greece. 2007:1-10.
- [23] Ferrier, E., Rabinovitch, O., Michel, L. Mechanical behavior of concrete-resin/adhesive-FRP structural assemblies under low and high temperatures[J]. *Construction and Building Materials*. 2016, 127:1017-1028.
- [24] Raoof, S.M., Bournas, D.A. Bond between TRM versus FRP composites and concrete at high temperatures[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2017, 127:150-165.

- [25] Al-Jaberi, Z., Myers, J.J., Chandrashekhara K. Behavior of EB FRP masonry bond under service temperature[J]. *Advanced Materials Letters*. 2018, 9(11):753-759.
- [26] 蔡正华. 高温下 CFRP-混凝土界面受剪性能研究[硕士论文]. 上海:同济大学. 2008.
- [27] 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):1592-1597.
- [28] 赵传鑫. 不同温度下碳纤维布与混凝土界面粘结滑移性能研究[硕士论文]. 上海: 同济大学. 2011.
- [29] Dai, J., Ueda, T., Sato Y., et al. 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.
- [30] Biscaia, H.C., Chastre, C., Silva, C., et al. Mechanical response of anchored FRP bonded joints: A nonlinear analytical approach[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*. 2018, 25(3):238-252.
- [31] Mukhtar, F.M., Shehadah, M.E. Experimental verification of 2- and 3-D numerical models for bond-slip behavior of CFRP-concrete[J]. *Construction and Building Materials*. 2021, 287:122814.
- [32] Shi, J., Cao, W., Xu, B. Effect of liquid rubber modification on the bond behavior of externally bonded FRP laminate-concrete interface under dynamic loading[J]. *Journal of Building Engineering*. 2020, 32:101533.
- [33] Biscaia, H.C., Borba, I.S., Silva, C., et al. A nonlinear analytical model to predict the full-range debonding process of FRP-to-parent material interfaces free of any mechanical anchorage devices[J]. *Composite Structures*. 2016, 138:52-63.
- [34] Liu, K., Wu, Y.F. Analytical identification of bond-slip relationship of EB-FRP joints[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2012, 43(4):1955-1963.
- [35] Pan, J., Wu, Y.F. Analytical modeling of bond behavior between FRP plate and concrete[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2014, 61:17-25.
- [36] He, L., Wu, Y.F., Xiao, Y. Analytical solution for externally bonded joints considering snap-back[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2015, 19(5):04014077.
- [37] Wu, Y.F., Xu, X.S., Sun, J.B., et al. Analytical solution for the bond strength of externally bonded reinforcement[J]. *Composite Structures*. 2012, 94(11):3232-3239.
- [38] Fernando, D., Yu, T., Teng, J.G. Behavior of CFRP laminates bonded to a steel substrate using a ductile adhesive[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2014, 18(2):04013040.
- [39] Blontrock, H., Taerwe, L., Vandeveld, P. Fire tests on concrete beams strengthened with fiber

- composite laminates[C]. Proceedings of the 3rd Ph.D. symposium in Civil Engineering, Institute of Structural Engineering, University of Agricultural Sciences, Vienna, Austria. 2000:151–161.
- [40] 高皖扬, 胡克旭, 陆洲导. CFRP 加固混凝土梁耐火性能试验研究[J]. 土木工程学报. 2010, 43 (03): 15~23.
- [41] Williams, B., Kodur, V.K.R., Green, M.F., et al. Fire endurance of fiber-reinforced polymer strengthened concrete T-beams[J]. ACI Structural Journal. J. 2008, 105(1):60–67.
- [42] Chowdhury, E.U., Bisby, L.A., Green, M.F., et al. Investigation of insulated FRP-wrapped reinforced concrete columns in fire[J]. Fire Safety Journal. 2007, 42(6-7):452-460.
- [43] Cree, D., Chowdhury, E.U., Green, M.F., et al. Performance in fire of FRP-strengthened and insulated reinforced concrete columns[J]. Fire Safety Journal. 2012, 54:86-95.
- [44] Bisby, L.A., Kodur, V.K.R., Green, M.F. Performance in fire of FRP-confined reinforced concrete columns[C]. Proceedings of the 4th International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures, Calgary, Canada. 2004:20-23.
- [45] Rabinovitch, O. Impact of thermal loads on interfacial debonding in FRP strengthened beams[J]. International Journal of Solids and Structures. 2010, 47(24):3234-3244.
- [46] 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. 2013, 17(2):217-228.
- [47] Serbescu, A., Guadagnini, M., Pilakoutas, K. Standardised double-shear test for determining bond of FRP to concrete and corresponding model development[J]. Composites Part B: Engineering. 2013, 55:277–297.
- [48] Li, N., Li, S., Liu, C., Zhu, T. Bond behaviors of CFRP/Steel double strap joint at elevated temperatures. Preprints. 2018, August:1-19.
- [49] Shi, J.W., Cao, W.H., Wu, Z.S. Effect of adhesive properties on the bond behaviour of externally bonded FRP-to-concrete joints[J]. Composites Part B: Engineering. 2019, 177:107365.
- [50] Zhou, Y.W., Wu, Y.F., Yun, Y. Analytical modeling of the bond–slip relationship at FRP-concrete interfaces for adhesively-bonded joints[J]. Composites Part B: Engineering. 2010, 41(6):423-433.
- [51] Biscaia, H.C., Chastre, C., Viegas, A., et al. Numerical modelling of the effects of elevated service temperatures on the debonding process of FRP-to-concrete bonded joints[J]. Composites Part B: Engineering. 2015, 70:64-79.
- [52] Yuan, C., Chen, W., Pham, T.M., et al. Dynamic interfacial bond behaviour between basalt fiber reinforced polymer sheets and concrete[J]. International Journal of Solids and Structures. 2020, 202:587–604.

- [53] Biscaia, H.C., Ribeiro, P. A temperature-dependent bond-slip model for CFRP-to-steel joints[J]. *Composite Structures*. 2019, 217:186-205.
- [54] Tajmir-Riahi, A., Moshiri, N., Mostofinejad, D. Inquiry into bond behaviors of CFRP sheets to concrete exposed to elevated temperatures – Experimental & analytical evaluation[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2019, 173:106897.
- [55] Zhou, H., Fernando, D., Torero, J.L., et al. Bond behaviors of CFRP-to-Steel Bonded Joints at Mild Temperatures: Experimental Study[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2020, 24(6):1-15.
- [56] Dong, K., Hu, K. Development of bond strength model for CFRP-to-concrete joints at high temperatures[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2016, 95:264-271.
- [57] Blontrock H., Taerwe L., Vandeveldel P. Fire testing of concrete slabs strengthened with fiber composite laminates[C]. *Proceedings of the 5th Annual Symposium on Fiber-Reinforced-Plastic Reinforcement for Concrete Structures*, London, UK. 2001:547-556.
- [58] Williams, B., Bisby, L.A., Kodur, V.K.R., et al. Chowdhury EC. Fire insulation schemes for FRP-strengthened concrete slabs[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2006, 37(8):1151-1160.
- [59] Adelzadeh, M., Green, M.F., Benichou, N. Behaviour of fiber reinforced polymer-strengthened T-beams and slabs in fire[J]. *Structures and Buildings*. 2012, 165(7):361-371.
- [60] Stratford, T.J., Gillie, M., Chen, J.F., et al. Bonded fiber reinforced polymer strengthening in a real fire[J]. *Advances in Structural Engineering*. 2009, 12(6):867-878.
- [61] Lopez, C., Firmo, J.P., Correia, J.R., et al. Fire protection systems for reinforced concrete slabs strengthened with CFRP laminates[J]. *Construction and Building Materials*. 2013, 47:324-333.
- [62] Firmo, J.P., Correia, J.R., França, P. Fire behaviour of reinforced concrete beams strengthened with CFRP laminates: protection systems with insulation of the anchorage zones[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2012, 43(3):1545-1556.
- [63] Kodur, V.K.R., Bhatt, P.P. A numerical approach for modeling response of fiber reinforced polymer strengthened concrete slabs exposed to fire[J]. *Composite Structures*. 2018, 187:226-240.
- [64] Del Prete, I., Bilotta, A., Nigro, E. Performances at high temperature of RC bridge decks strengthened with EBR-FRP[J]. *Composites Part B: Engineering*. 2015, 68:27-37.
- [65] CNR-DT 200/2004, Instructions for design, execution and control of strengthening interventions by means of fiber-reinforced composites[S]. Italy: Italian National Research Council, 2004.

- [66] Biscaia, H.C., Chastre, C., Silva, M.A. Analytical model with uncoupled adhesion laws for the bond failure prediction of curved FRP-concrete joints subjected to temperature[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 2017, 89:63-78.
- [67] Gao, W.Y., Teng, J.G., Dai, J.G. Effect of temperature variation on the full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints[J]. *Journal of Composites for Construction*. 2012, 16(6):671-683.
- [68] Arruda, M.R.T., Firmo, J.P., Correia, J.R., et al. Numerical modelling of the bond between concrete and CFRP laminates at elevated temperatures[J]. *Engineering Structures*. 2016, 110:233-243.
- [69] Carpinteri, A., Paggi, M. Analysis of snap-back instability due to end-plate debonding in strengthened beams[J]. *Journal of Engineering Mechanics*. 2010, 136(2):199-208.
- [70] De Lorenzis, L., Paggi, M., Carpinteri, A., et al. Linear elastic fracture mechanics approach to plate end debonding in rectilinear and curved plated beams[J]. *Advances in Structural Engineering*. 2010, 13(5):875-889.
- [71] Zheng, J.J., Li, Q.B., Dai, J.G. Analytical solution for FRP-to-concrete bonded joints considering local unloading and reloading[J]. *Engineering Fracture Mechanics*. 2020, 235:107185.
- [72] Bisby, L.A., Kodur, V.K.R., Green, M.F. Fire endurance of fiber-reinforced polymer-confined concrete columns[J]. *ACI Structural Journal*. 2005, 102(6):883-891.
- [73] Gamage, J.C.P.H., Al-Mahaidi, R., Wong, M.B. Bond characteristics of CFRP plated concrete members under elevated temperatures[J]. *Composite Structures*. 2006, 75(1-4):199-205.
- [74] Klammer, E. The influence of temperature on concrete structures strengthened with externally bonded CFRP[R]. Eindhoven, The Netherlands: Eindhoven University of Technology. 2006.
- [75] Carlos, T.B., Rodrigues, J.P.C. Experimental bond behaviour of a CFRP strengthening system for concrete elements at elevated temperatures[J]. *Construction and Building Materials*. 2018, 193:395-404.
- [76] Chowdhury, E.U., Eedson, R., Bisby, L.A., et al. Mechanical characterization of fiber reinforced polymers for numerical fire endurance modelling[C]. *Proceedings of 5th International Conference on Structures in Fire*, Singapore. 2008:499-507.
- [77] Chowdhury, E.U., Eedson, R., Green, M.F., et al. Mechanical characterization of fiber reinforced polymers materials at high temperature[J]. *Fire Technology*. 2011, 47(4):1063-1080.
- [78] Al-Shawaf, A., Al-Mahaidi, R., Zhao, X.L. Study on bond characteristics of CFRP/steel double-lap shear joints at subzero temperature exposure[C]. *Proceedings of the 3rd International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*, USA. 2006.



- [79] Al-Shawaf, A., Al-Mahaidi, R., Zhao, X.L. Effect of elevated temperature on bond behaviour of high modulus CFRP/steel double-strap joints[J]. Australian Journal of Structural Engineering. 2009, 10(1):63-74.
- [80] Garlock, M. Bridge fire incidents in New York state [R]. New York, USA: New York State Department of Transportation. 2008.
- [81] Battelle. Comparative risks of hazardous materials and non-hazardous materials truck shipment accidents/incidents[R]. Washington DC, USA: Federal Motor Carrier Safety Administration. 2004.
- [82] 张岗, 贺拴海, 侯炜, 等. 预应力混凝土桥梁抗火研究综述[J]. 长安大学学报 (自然科学版). 2018, 38(6):10.
- [83] ISO 834-1:1999, Fire Resistance Tests – Elements of Building Construction – Part 1: General Requirements[S]. Switzerland: International Organization for Standardization, 1999.
- [84] ASTM E119, Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials[S]. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2012.
- [85] EN 1991-1-2, Part 1-2: General Actions – Actions on Structures Exposed to Fire, Eurocode 1: Actions on Structures[S]. Brussels, Belgium: European Committee for Standardization, 2002.
- [86] GB 50367-2013, 混凝土结构加固设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
- [87] GB 50608-2020, 纤维增强复合材料工程应用技术标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
- [88] Sim, J., Oh, H. Structural improvement of strengthened deck panels with externally bonded plates[J]. Cement and Concrete Research. 2005, 35(7):1420-1429.
- [89] JTG 3362-2018, 公路混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
- [90] JTG D60-2004, 公路桥涵设计通用规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
- [91] JTG D62-2004, 公路混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
- [92] ASTM D3039/D3039M, Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials[S]. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2008.
- [93] Wang, X.H., Liu, X.L. A strain-softening model for steel–concrete bond[J]. Cement and Concrete Research. 2003, 33(10):1669-1673.
- [94] Pantazopoulou, S.J., Papoulia, K. Modeling cover-cracking due to reinforcement corrosion in RC structures[J]. Journal of Engineering Mechanics. 2001, 127(4):342-351.

- [95] Barzegar-Jamshidi, F., Schnobrich, W.C. Nonlinear finite element analysis of reinforced concrete under short term monotonic loading[R]. Urbana, Illinois, USA: University of Illinois at Urbana-Champaign. 1986.
- [96] Bažant, Z.P., Oh, B.H. Crack band theory for fracture of concrete[J]. *Matériaux et Construction*, 1983, 16(3):155-177.
- [97] CEB-FIP Model Code 1990: Design Code[S]. London, UK: Thomas Telford, 1990.
- [98] 周默苇, 高皖扬, 胡克旭. 高温后钢筋-混凝土界面黏结性能分析[J]. *建筑科学与工程学报*. 2020, 37(06):91-99.
- [99] EN 1992-1-2, Part 1–2: General Rules – Structural Fire Design, Eurocode 2: Design of Concrete Structures[S]. Brussels, Belgium: European Committee for Standardization, 2004.
- [100] Sweeting, R.D., Liu, X.L. Measurement of thermal conductivity for fiber-reinforced composites[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2004, 35:933-938.
- [101] Weidenfeller, B., Hofer, M., Schilling, F.R. Thermal conductivity, thermal diffusivity, and specific heat capacity of particle filled polypropylene[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2004, 35:423-429.
- [102] 李波. 导热沥青混凝土及其性能研究[硕士论文]. 武汉理工大学. 2008.
- [103] Kodur, V.K.R., Naser, M.Z. Importance factor for design of bridges against fire hazard[J]. *Engineering Structures*. 2013, 54:207-220.
- [104] JTG 2120-2020, 公路工程结构可靠性设计统一标准[S]. 北京: 人民交通出版社, 2020.

## 攻读学位期间学术论文和科研成果目录

- [1] Jia, D.G., Gao, W.Y., Duan, D.X., et al. Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints subjected to combined effects of loading and temperature variation[J]. Engineering Fracture Mechanics. 2021, 254:107928. (已发表)

## 致 谢

一点一滴，一步一履，两年多的硕士研究生生涯几近结束。在交大的两年多激发了我的热情，也挥洒了我的青春。时光流逝与沉淀过后，万物终将落于尘埃。挥挥衣袖，难有徐志摩再别康桥的洒脱，饮水思源，永念交大可敬可爱的人儿。

我要对我可敬的导师，高皖扬老师表达感谢之情。两年多里，高老师一直支持着我的科研工作。是他的鼓励让我享受到科研的乐趣，是他的包容给了我坚持不懈的勇气，是他的悉心指导让我窥探到更进一步的法门。从 2018 年与高老师初次接触，到即将到来的毕业，我的成长之路有幸有他相伴。大论文与小论文的一字一句，都离不开他的传道授业解惑。同时，我要感谢可敬的杨健老师、刘清风老师与胡黎俐老师。老师们整躬率物的工作习惯与为人师表的学术风范对我起到了言传身教的作用，使我耳濡目染，受益良多，也给我树立了一生要追逐的榜样。

我也要感谢可爱的课题组，感恩能在一个科研奋进、学术严谨、团结友爱的团队里与大家共同进步。迷茫时，师兄师姐们给我指明前进的方向；懈怠时，小伙伴们的积极向上给了我继续攀登的动力；疲惫时，和小伙伴们一起打羽毛球、篮球、乒乓球锻炼了我动力十足的身体。这里对我优秀的同门——周默苇、段德馨、宋江、王天赐、刘王炜、谢文剑、吕恒达表示感谢，感恩一起钻研科学问题的同窗情义。也对同课题组的小伙伴——黄栩浩、赵宸君、李粒琿、庞博、蔡渝新、张成琳、李林洁、夏天等人表示感谢。与小伙伴们的携手共进是我难以忘怀的快乐时光。同时，感谢师兄/姐胡志、李环宇、徐涵和赵嫣然对我的升学事宜悉心指导。感谢我的室友，老朋友张劲逸的支持与鼓励。

此外，感谢家人们二十多年的养育与关心。父亲的包容、母亲的支持、哥哥的鼓励都化作我科研攻关的不懈动力。

最后，感谢在百忙中评阅本篇论文和出席答辩的各位专家、教授。由于作者水平有限，本文难免有所不足，恳请给予批评指正。

贾东阁

2022 年 1 月

于木兰楼