

文章编号:1673-9469(2026)02-0001-10

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2026.02.001

温度与荷载共同作用下 CFRP-钢界面剥离全过程分析

王燕杰^{1,2,3},刘红波^{1,2},林志涛^{2*},吴智敏⁴

(1. 天津大学 建筑工程学院,天津 300101;2. 河北工程大学 土木工程学院,河北 邯郸 056038;
3. 明珠建设集团有限公司,浙江 金华 321300;4. 浙江科技大学 土木与建筑工程学院,浙江 杭州 313399)

摘要: 目前关于温度效应对碳纤维增强复合材料(CFRP)-钢剥离破坏全过程影响的研究较少,且未考虑界面残余摩擦应力的影响。提出一种考虑界面摩擦应力影响,且在温度和荷载共同作用下CFRP加固钢结构界面剥离特性的解析方法。基于三线性界面粘结滑移本构实现了CFRP-钢界面剥离破坏全过程分析,推导了界面荷载滑移响应、界面剪应力、CFRP正应力及界面剥离承载力的解析表达式,并与文献中的试验进行对比、验证。结果表明,所提出的解析方法能够较好地模拟温度变化影响下CFRP-钢界面剥离过程,温度效应对界面剥离行为有显著影响,而影响程度与温差和粘结长度相关。

关键词: CFRP-钢界面;温度应力;剥离特性;解析解

中图分类号: TU502

文献标识码: A

Analysis of Full-Range Debonding Process of CFRP-Steel Interfaces Under Combined Thermal and Mechanical Loading

WANG Yanjie^{1,2,3}, LIU Hongbo^{1,2}, LIN Zhitao^{2*}, WU Zhimin⁴

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300101, China; 2. School of Civil Engineering, Hebei University of Engineering, Handan, Hebei 056038, China; 3. Mingzhu Construction Group Co., Ltd., Jinhua, Zhejiang 321300, China; 4. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University of Science and Technology, Hangzhou, Zhejiang 313399, China)

Abstract: Current studies on the thermal effect on the full-range debonding process of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP)-steel interfaces are rare and fail to account for residual interfacial friction stress. Therefore, this paper proposes an analytical approach to evaluate the debonding response of CFRP-strengthened steel interfaces under combined thermal and mechanical loads, accounting for interfacial friction stress. Based on the trilinear interfacial bond-slip constitutive model, the full-range debonding process for CFRP-steel interfaces was analyzed and the analytical expressions for the interfacial load-slip response, interfacial shear stress distribution, CFRP normal stress and the interfacial debonding ultimate bearing capacity were derived and verified through experiments. The results show that the proposed method can model the interfacial debonding process of CFRP-steel interfaces under the influence of temperature variation with reasonable accuracy, and that the thermal effects on the debonding behavior are significant and the degree of influence depends on the temperature difference and bond length.

Key words: CFRP-steel interface; thermal stress; debonding behavior; analytical solution

界面剥离是碳纤维增强复合材料(Carbon Fiber Reinforced Polymer, CFRP)外贴加固钢结构最

常见的破坏模式^[1-3]。在实际服役过程中,加固钢结构不可避免地会受到温度变化的影响(如冻融

收稿日期:2024-05-19 修回日期:2024-06-03

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52308165);中国博士后科学基金面上项目(2023M732607);河北省自然科学基金资助项目(E2021402028);邯郸市科技局项目(21422053226)

第一作者:王燕杰(1992—),男,河北邯郸人,博士,讲师,主要从事钢/混凝土结构加固研究。

* 通信作者:林志涛(2000—),男,福建漳州人,硕士研究生,主要从事钢/混凝土结构加固研究。

循环或季节性温度变化)。由于 CFRP 和钢之间热膨胀系数的差异^[4-6],界面将产生较大的温度应力和应变差,可能导致界面粘结承载力降低,对加固效果产生不良影响。因此,探明温度效应对 CFRP 与钢界面脱粘的影响是当前一个具有挑战性的课题。

当前,许多学者研究了温度效应对 CFRP-钢界面的影响规律。通过假设界面粘结长度为无限长,许多学者^[7-10]考察了温度效应对 CFRP-基体界面剥离过程的影响,研究发现,温度升高能够降低应力集中,从而提高极限承载力。然而,一些研究人员得出了不同甚至相反的结论。例如,Biscaia 等^[11-13]发现温度升高会导致界面滑移增加以及粘结强度降低。

为了更深入地探究温度对 CFRP-钢界面粘结行为的影响,需要考虑影响界面剥离破坏过程的诸多因素,例如粘结长度和摩擦应力^[14]。在实际应用中,由于加固区域和位置的差异,粘结长度可能会有所变化。例如,在 CFRP 加固铆接金属结构应用中,由于可利用空间相对较小,需要使用粘结长度较短的 CFRP 板进行加固^[15]。Zhou 等^[16]提出了一种数值方法来探究不同温度条件下 CFRP-钢界面脱粘行为对 CFRP-钢粘结节点力学性能的影响。结果表明,界面粘结长度对极限承载力和荷载-位移响应产生显著影响。此外,钢材表面不平整引发的机械咬合或额外锚固装置提供的侧向压力,致使 CFRP-钢界面脱粘后仍存在残余摩擦应力^[17-19]。残余摩擦应力会影响界面极限承载力、粘结应力分布和粘结滑移,进而对加固钢结构的强度和刚度产生重要影响^[20]。然而,目前仍缺乏考虑在温度和荷载共同作用下界面摩擦和任意粘结长度影响的 CFRP-钢界面剥离破坏全过程的解析解。

为此,本文针对温度变化影响下 CFRP-钢界面粘结耐久性问题,提出一种用于分析温度和荷载共同作用下 CFRP 加固钢结构界面剥离特性的解析方法,从理论层面揭示温度效应对界面粘结行为的影响机理,实现了 CFRP-钢界面剥离破坏全过程分析,推导出了界面荷载-滑移响应、界面剪应力、CFRP 正应力及界面剥离承载力的解析表达式。通过与文献中的试验进行对比,验证方法的正确性,并考察了温度效应对界面剥离过程的影响,为探明温度作用下 CFRP-钢界面粘结机理提供有效的技术手段。

1 基本假定和控制方程

温度变化对 CFRP 加固钢结构有两个主要影响,第一个是 CFRP 与钢热膨胀系数差异引起的界面温度应力,第二个是与材料性能退化有关^[21-23]。本文仅考虑界面温度应力的影响,假设粘结滑移模型与温度无关。对于温度引起的材料性能变化,可采用温度相关的粘结滑移模型代替本文假设的粘结滑移模型,本文提出的解答可扩展到考虑材料劣化和温度效应的解析解。基本假设总结如下:(1)CFRP、粘结剂和钢基体的宽度和厚度不随温度变化;(2)在界面脱粘过程中,温度变化引起的粘结层和被粘物(即 CFRP 和钢)的温度分布均匀;(3)不考虑粘结剂厚度对界面力学性能的影响,假设界面仅发生剪切变形,界面破坏模式属于 II 型断裂。该假设已广泛用于 CFRP-钢界面^[13]或 CFRP-混凝土界面^[9]剥离行为的理论分析。

CFRP-钢界面受力情况如图 1 所示, L 为 CFRP 粘结长度,mm; t_s 为钢基体的厚度,mm; b_s 为钢基体的宽度,mm,假设 CFRP 与钢界面微段长度为 dx ,列出平衡关系,见式(1)(2)。

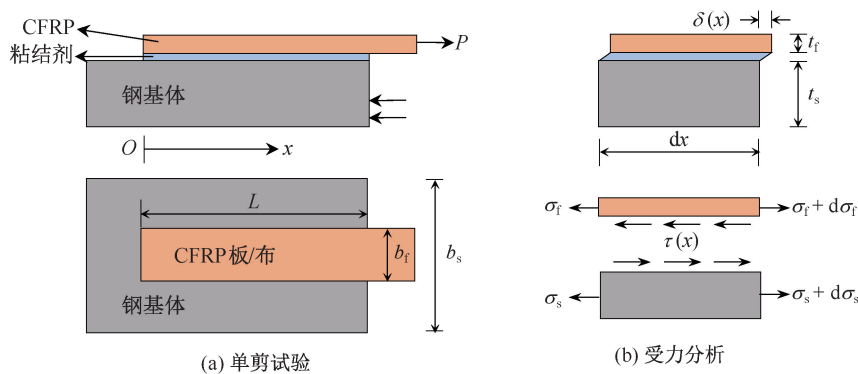


图 1 CFRP-钢界面受力示意图

Fig. 1 Schematic diagram of CFRP-steel interfaces under loading

$$t_f \frac{d\sigma_f(x)}{dx} - \tau(x) = 0 \quad (1)$$

$$\sigma_f(x) b_f t_f + \sigma_s(x) b_s t_s = 0 \quad (2)$$

式中, σ_f 为 CFRP 的轴向应力, MPa; σ_s 为钢基体的轴向应力, MPa; t_f 为 CFRP 厚度, mm; b_f 为 CFRP 宽度, mm。

假设 CFRP 和钢均为线弹性, 有:

$$\tau = \tau(\delta) \quad (3)$$

$$\sigma_f = E_f \left(\frac{du_f}{dx} - \alpha_f \cdot \Delta T \right) \quad (4)$$

$$\sigma_s = E_s \left(\frac{du_s}{dx} - \alpha_s \cdot \Delta T \right) \quad (5)$$

式中, u_f 为 CFRP 的轴向位移, mm; α_f 为 CFRP 的轴向热膨胀系数, $^{\circ}\text{C}^{-1}$; σ_f 为 CFRP 的轴向正应力, MPa; E_f 为 CFRP 的弹性模量, GPa; u_s 为钢的轴向位移, mm; α_s 为钢的热膨胀系数, $^{\circ}\text{C}^{-1}$; σ_s 为钢的轴向正应力, MPa; E_s 为钢的弹性模量, GPa; ΔT 为温度差, $^{\circ}\text{C}$ 。利用以上表达式, 得到:

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} - \lambda^2 \tau(\delta) = 0,$$

$$\lambda^2 = (1 + \rho) / E_f t_f, \rho = E_f b_f t_f / E_s b_s t_s \quad (6)$$

采用图 2 所示三线性粘结滑移模型描述的 CFRP 与钢界面的粘结特性, 其关系式如式 (7) 所示。其中 τ_u 和 τ_f 为粘结强度和摩擦强度, δ_1 和 δ_2 分别为与粘结强度和摩擦强度对应的粘结滑移, μ 为摩擦强度和粘结强度的比值, G_f 为断裂能。该模型包括弹性、软化和摩擦阶段, 分别用符号 E、S 和 F 表示。

$$\tau(\delta) = \begin{cases} \frac{\tau_u}{\delta_1} \delta, & 0 \leq \delta \leq \delta_1 \\ \tau_u \left[\frac{(\delta_2 - \delta) + \mu(\delta - \delta_1)}{\delta_2 - \delta_1} \right], & \delta_1 \leq \delta \leq \delta_2 \\ \mu \tau_u, & \delta \geq \delta_2 \end{cases} \quad (7)$$

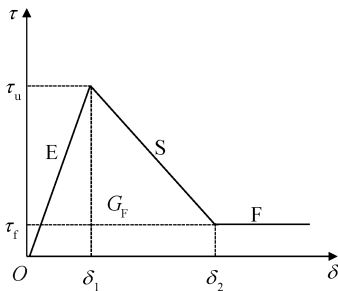


图2 CFRP-钢界面粘结滑移本构关系

Fig. 2 Bond slip constitutive relationship of CFRP-steel interfaces

联立式 (1) 至式 (7) 得到控制方程式 (8)。

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} = \begin{cases} \lambda_1^2 \delta(x), & 0 \leq \delta \leq \delta_1 \text{ 弹性阶段} \\ -\lambda_2^2 \delta(x) + \lambda_3^2, & \delta_1 \leq \delta \leq \delta_2 \text{ 软化阶段} \\ \mu \lambda^2 \tau_u, & \delta \geq \delta_2 \text{ 摩擦阶段} \end{cases} \quad (8)$$

$$\lambda_1 = \sqrt{\frac{\tau_u}{\delta_1}} \lambda, \lambda_2 = \sqrt{\frac{\tau_u(1-\mu)}{\delta_2 - \delta_1}} \lambda,$$

$$\lambda_3 = \sqrt{\frac{\tau_u(\delta_2 - \mu\delta_1)}{\delta_2 - \delta_1}} \lambda \quad (9)$$

将 $\delta(x) = u_f(x) - u_s(x)$ 代入式 (8) 得:

$$\sigma_f = E_f \left(\frac{du_s}{dx} + \frac{d\delta}{dx} - \alpha_f \cdot \Delta T \right) \quad (10)$$

$$\sigma_s = E_s \left(\frac{du_f}{dx} - \frac{d\delta}{dx} - \alpha_s \cdot \Delta T \right) \quad (11)$$

$$\frac{d\delta}{dx} = \frac{\sigma_f}{E_f} - \frac{\sigma_s}{E_s} + (\alpha_f - \alpha_s) \cdot \Delta T \quad (12)$$

$$\sigma_f = \frac{E_f}{1 + \rho} \cdot \left[\frac{d\delta}{dx} - (\alpha_f - \alpha_s) \cdot \Delta T \right] \quad (13)$$

$$\sigma_s = -\frac{\rho E_s}{1 + \rho} \cdot \left[\frac{d\delta}{dx} - (\alpha_f - \alpha_s) \cdot \Delta T \right] \quad (14)$$

$$\varepsilon_f = \frac{1}{1 + \rho} \cdot \left[\frac{d\delta}{dx} - (\alpha_f - \alpha_s) \cdot \Delta T \right] + \alpha_f \cdot \Delta T \quad (15)$$

$$\varepsilon_s = -\frac{\rho}{1 + \rho} \cdot \left[\frac{d\delta}{dx} - (\alpha_f - \alpha_s) \cdot \Delta T \right] + \alpha_s \cdot \Delta T \quad (16)$$

$$\frac{d\delta}{dx} = (1 + \rho) \cdot \frac{du_f}{dx} - (\rho \cdot \alpha_f + \alpha_s) \cdot \Delta T \quad (17)$$

2 CFRP-钢界面剥离全过程推导

如引言所述, 温差和粘结长度是影响界面剥离破坏过程的重要因素。对于较长的粘结长度, 界面经历弹性—软化阶段后进入弹性—软化—摩擦阶段。而对于较短的粘结长度, 界面在弹性—软化阶段结束后进入软化阶段。假设 $(\alpha_f - \alpha_s) \Delta T > 0$, 不同粘结长度下的界面滑移分布演化如图 3 所示。本节考虑温度和荷载的共同作用, 对不同粘结长度下的 CFRP-钢界面剥离全过程进行推导。

2.1 弹性阶段

当荷载较小时, 界面处于弹性阶段。根据式 (8) 中的弹性阶段方程, 得到式 (18)。

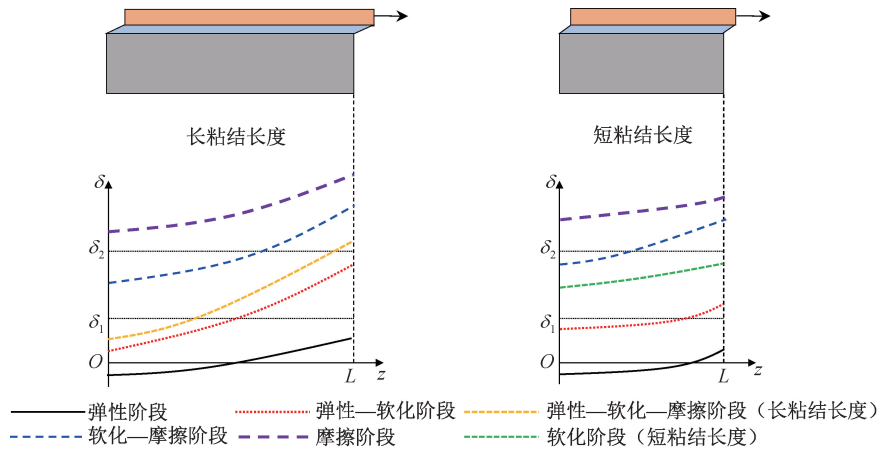


图3 界面脱粘全过程的滑移分布示意图

Fig. 3 Schematic diagram of slip distribution during the full-range interfacial debonding process

$$\frac{d^2\delta(x)}{dx^2} - \lambda_1^2\delta(x) = 0 \quad (18)$$

边界条件可以写为

$$\sigma_f(x=0) = 0 \quad (19)$$

$$\sigma_f(x=L) = P/b_f t_f \quad (20)$$

因此,弹性阶段的荷载-位移关系可以表示为

$$\delta = \frac{P\lambda^2 + b_f\lambda(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T[1 - \cosh(\lambda_1 L)]}{b_f\lambda_1 \sinh(\lambda_1 L)} \times \cosh(\lambda_1 x) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_1} \times \sinh(\lambda_1 x) \quad (21)$$

$$P = \left\{ 1 - \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \sinh(\lambda_1 L)}{\lambda_1 \Delta} - \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T[1 - \cosh(\lambda_1 L)]}{\lambda_1 \Delta \tanh(\lambda_1 L)} \right\} \cdot \frac{E_f b_f t_f \lambda_1 \tanh(\lambda_1 L)}{1 + \rho} \cdot \Delta \quad (22)$$

将 $P=0$ 和 $x=L$ 代入式(21)得:

$$\Delta_i = \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_1} \left\{ \frac{[1 - \cosh(\lambda_1 L)]}{\tanh(\lambda_1 L)} + \sinh(\lambda_1 L) \right\} \quad (23)$$

当加载端最大粘结应力达到粘结强度时,弹性极限荷载 P_e 可以表示为

$$P_e = \left\{ 1 - \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \sinh(\lambda_1 L)}{\lambda_1 \delta_1} - \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T[1 - \cosh(\lambda_1 L)]}{\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L)} \right\} \cdot \frac{E_f b_f t_f \lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L)}{1 + \rho} \quad (24)$$

2.2 弹性—软化阶段

当荷载达到弹性极限荷载后,加载端界面软化并逐渐向自由端扩展。假设弹性区域和软化区域的长度分别为 L_e 和 L_s ,该阶段的连续性条件可表示为 $\tau = \tau_u$,且 σ_f 在 $x=L_e$ 处连续。将以上条件

代入式(18),得到弹性区域的滑移解如下:

$$\delta = \frac{\lambda_1 \delta_1 - (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \sinh(\lambda_1 L_e)}{\lambda_1 \cosh(\lambda_1 L_e)} \times \cosh(\lambda_1 x) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_1} \times \sinh(\lambda_1 x) \quad (25)$$

利用该阶段的连续性条件和式(8)中的软化阶段方程,可以得到软化区域的滑移解为

$$\delta = \left[\frac{\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e)}{\lambda_2} + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2 \cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \sin[\lambda_2(x - L + L_s)] + \frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu} \times \cos[\lambda_2(x - L + L_s)] + \frac{\delta_2 - \mu \delta_1}{1 - \mu} \quad (26)$$

在加载端处的荷载-位移关系可以表示为

$$P = \frac{b_f}{\lambda^2} \left\{ \left[\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \cos(\lambda_2 L_s) - \frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)\sin(\lambda_2 L_s)}{1 - \mu} - (\alpha_f - \alpha_s) \times \Delta T \right\} \quad (27)$$

$$\Delta = \left[\frac{\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e)}{\lambda_2} + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2 \cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \sin(\lambda_2 L_s) + \frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu} \times \cos(\lambda_2 L_s) + \frac{\delta_2 - \mu \delta_1}{1 - \mu} \quad (28)$$

利用式(27)并令 $dP/dL_s = 0$,可以求得极限荷载的表达式:

$$P_{\max} = \frac{b_f}{\lambda^2} \left\{ \left[\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \cos(\lambda_2 L_{sf}) - \frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)\sin(\lambda_2 L_{sf})}{1 - \mu} - (\alpha_f - \alpha_s) \times \Delta T \right\} \quad (29)$$

当加载端剪应力减小至摩擦应力或自由端剪应力增加至粘结强度时,弹性—软化阶段结束。若以上两种状态同时出现,可以得到以下表达式:

$$\frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2} \times \sin(\lambda_2 L) + \frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu} \times \cos(\lambda_2 L) = \frac{\mu(\delta_1 - \delta_2)}{1 - \mu} \quad (30)$$

式(30)中粘结长度为唯一的未知量,因此有:

$$L_m = \frac{1}{\lambda_2} \arcsin \frac{\mu(\delta_1 - \delta_2)}{(1 - \mu) \sqrt{\left(\frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2}\right)^2 + \left(\frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu}\right)^2}} - \frac{1}{\lambda_2} \arctan \left(\frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)}{\Delta T(\alpha_f - \alpha_s)(1 - \mu)} \right) \quad (31)$$

式中, L_m 为区分短粘结长度和长粘结长度的临界值。若 $L > L_m$, 界面进入弹性—软化—摩擦阶段, 若 $L < L_m$, 界面进入纯软化阶段。

2.3 弹性—软化—摩擦阶段(长粘结长度)

当界面进入弹性—软化—摩擦阶段后, 界面同时存在弹性区域、软化区域和摩擦区域。假设摩擦区域的长度为 L_f , 那么用 L 代替 $(L - L_f)$, 弹性—软化阶段的解依然适用。软化区域和摩擦区域交界处的连续性条件可以表示为 $\delta = \delta_2$, σ_f 在 $x = L - L_f$ 处连续。将连续性条件代入式(8)摩擦阶段方程, 可以得到摩擦阶段的解如下:

$$\delta = \frac{1}{2} \mu \lambda^2 \tau_u (x - L + L_f)^2 + \left\{ \left[\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \cos(\lambda_2 L_s) - \frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)}{1 - \mu} \times \sin(\lambda_2 L_s) \right\} (x - L + L_f) + \delta_2 \quad (32)$$

其中弹性区域和软化区域长度之间的关系可以表示为

$$\left[\frac{\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e)}{\lambda_2} + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2 \cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \cdot \sin(\lambda_2 L_s) + \frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu} \cdot \cos(\lambda_2 L_s) + \frac{\mu(\delta_2 - \delta_1)}{1 - \mu} = 0 \quad (33)$$

将连续性条件代入式(32), 并利用加载端处的边界条件式(20), 得到该阶段的荷载位移关系如下:

$$P = \frac{E_f b_f t_f}{1 + \rho} \left\{ \mu \lambda^2 \tau_u (L - L_e - L_s) + \left[\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \cos(\lambda_2 L_s) - \frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)}{1 - \mu} \times \sin(\lambda_2 L_s) - (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \right\} \quad (34)$$

$$\Delta = \frac{1}{2} \mu \lambda^2 \tau_u (L - L_e - L_s)^2 + \left\{ \left[\lambda_1 \delta_1 \tanh(\lambda_1 L_e) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\cosh(\lambda_1 L_e)} \right] \times \cos(\lambda_2 L_s) - \frac{\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)}{1 - \mu} \times \sin(\lambda_2 L_s) \right\} (L - L_e - L_s) + \delta_2 \quad (35)$$

随着摩擦段长度的增加, 弹性区域长度逐渐减小。若弹性段完全消失, 该阶段结束。此时有:

$$\frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2} \cdot \sin(\lambda_2 L_{s,u}) + \frac{\delta_1 - \delta_2}{1 - \mu} \cdot \cos(\lambda_2 L_{s,u}) = \frac{\mu(\delta_1 - \delta_2)}{1 - \mu} \quad (36)$$

其中 $L_{s,u}$ 为唯一的未知量, 记为该阶段结束时的软化区域长度。假设不考虑温度效应, 式(36)可以改写为

$$L_m = L_{s,u} = \arccos(\mu) / \lambda_2 \quad (37)$$

2.4 纯软化阶段(短粘结长度)

对于短粘结长度的情况, 界面在弹性—软化阶段结束后进入纯软化阶段。将边界条件式(19)和(20)代入式(8)软化阶段方程, 得到荷载位移关系如下:

$$\delta = \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2} \times \sin(\lambda_2 x) - \frac{P(1 + \rho)}{E_f b_f t_f} + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T[1 - \cos(\lambda_2 L)]}{\lambda_2 \sin(\lambda_2 L)} \times \cos(\lambda_2 x) + \frac{\delta_2 - \mu \delta_1}{1 - \mu} \quad (38)$$

$$\Delta = \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2} \cdot \sin(\lambda_2 L) - \frac{P(1 + \rho)}{E_f b_f t_f} + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T[1 - \cos(\lambda_2 L)]}{\lambda_2 \tan(\lambda_2 L)} + \frac{\delta_2 - \mu \delta_1}{1 - \mu} \quad (39)$$

粘结应力随滑移增加逐渐减小。一旦加载端剪应力降低至摩擦应力, 界面进入软化—摩擦阶段。

2.5 软化—摩擦阶段

随着摩擦区域的不断增加, 软化段长度逐渐减小。将边界条件式(19), 软化区域和摩擦区域交界处的连续性条件代入式(8)软化阶段方程中, 得到软化区域内的滑移解答, 见式(40)。

$$\delta = \left[\frac{\mu(\delta_1 - \delta_2)}{(1 - \mu)\cos(\lambda_2 L_s)} - \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \tan(\lambda_2 L_s)}{\lambda_2} \right] \times \cos(\lambda_2 x) + \frac{(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T}{\lambda_2} \times \sin(\lambda_2 x) + \frac{\delta_2 - \mu\delta_1}{1 - \mu} \quad (40)$$

将软化区域和摩擦区域交界处的连续性条件代入式(8),得到摩擦区域内的滑移解如下:

$$\delta = \left[\frac{\mu\lambda^2\tau_u(x - L + L_f)}{2} - \frac{\mu\lambda_2(\delta_1 - \delta_2)}{(1 - \mu)}\tan(\lambda_2 L_s) + (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T / \cos(\lambda_2 L_s) \right] (x - L + L_f) + \delta_2 \quad (41)$$

引入边界条件式(19),联立式(41)得到荷载-位移关系为

$$\Delta = \left[\frac{P(1 + \rho)}{E_f b_f t_f} - \frac{\mu\lambda^2\tau_u L_f}{2} + (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T \right] L_f + \delta_2 \quad (42)$$

界面剪应力随着滑移的不断增大而减小。一旦自由端处的界面剪应力减小至摩擦应力,界面进入完全摩擦阶段后,此时的界面滑移及荷载-位移关系可以写为

$$\delta = \frac{1}{2}\mu\lambda^2\tau_u x^2 + (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T x + \delta_i \quad (43)$$

$$P = \frac{E_f b_f t_f}{1 + \rho}\mu\lambda^2\tau_u L \quad (44)$$

$$\Delta = \frac{1}{2}\mu\lambda^2\tau_u L^2 + (\alpha_f - \alpha_s)\Delta T L + \delta_0 \quad (45)$$

2.6 剥离全过程计算步骤

本节剥离过程推导仅针对 $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T > 0$ 的情况。若 $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T < 0$,随着温差的增加,CFRP的伸长率小于钢基体的伸长率,导致未加载时加载端初始滑移为负值,而自由端初始滑移为正值。图4给出了CFRP-钢界面剥离破坏全过程的计算流程图。由图4可以看出, $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T < 0$ 时的分阶段剥离全过程解答与 $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T > 0$ 类似。考虑到篇幅有限,本文将不再赘述。整个计算流程可简要总结如下:

(1)输入环境温度、CFRP与钢的几何参数,材料参数以及界面粘结参数。

(2)计算未知系数,采用式(31)求解临界粘结长度 L_m ,判断界面属于短粘结长度还是长粘结长度的情况。

(3)如果 $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T > 0$,界面经历弹性阶段、弹性—软化阶段、弹性—软化—摩擦阶段(长粘结长度)或软化阶段(短粘结长度)、软化—摩擦阶段

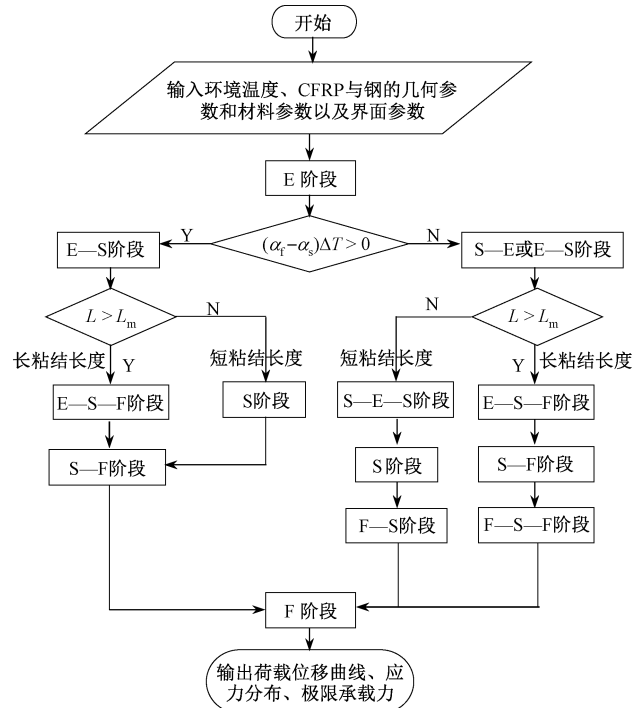


图4 CFRP-钢界面剥离破坏全过程计算流程图

Fig. 4 Flowchart of the calculation procedure for the full-range debonding process of CFRP-steel interfaces

和摩擦阶段。若 $(\alpha_f - \alpha_s)\Delta T < 0$,对于长粘结长度,界面经历弹性阶段、弹性—软化阶段、弹性—软化—摩擦阶段、软化—摩擦阶段、摩擦—软化—摩擦阶段和摩擦阶段;对于短粘结长度,界面经历弹性阶段、弹性—软化阶段或软化—弹性阶段、软化—弹性—软化阶段、软化阶段、摩擦—软化阶段和摩擦阶段。

(4)输出荷载-滑移曲线、极限荷载、界面剪切应力和CFRP应力分布。

3 试验验证

为验证本文所提方法的准确性,与Zhou等^[24]关于温度与荷载共同作用下CFRP-钢粘结节点试件的试验结果进行对比分析,试件尺寸如图5所示。试验考虑不同测试温度(25、32.5、40、47.5、50和55℃),粘结剂的玻璃化转变温度 T_g 为47℃。针对每个试样,试验采用热电偶测量界面处的温度,并采用高精度应变仪采集CFRP在温度和荷载共同作用下的应变分布。CFRP板的弹性模量和纵向热膨胀系数分别为180 GPa和 $-2.1 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,钢基体的弹性模量和纵向热膨胀系数分别为200 GPa和 $1.2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。界面粘结参数为 $\tau_u = 17.8 \text{ MPa}$, $\tau_f = 1.6 \text{ MPa}$, $\delta_1 = 0.04 \text{ mm}$, $\delta_2 = 0.16 \text{ mm}$ 。基于以上参数,采用本文提出的解析方法可以预

测 CFRP-钢界面在温度变化下的脱粘行为。图 5(a)对比了不同温度下峰值荷载预测值与试验值之间的不同。研究发现,预测的峰值荷载随温度单调增加,而测量的峰值荷载在 47.5 °C 之前随温度增加而上升;但超过该温度后,随着温度的升高,峰值荷载显著降低。其原因在于正温差将产生负的温度应力,在一定程度上抵消了早期脱粘阶段荷载引起的变形,延迟脱粘失效时间。研究表明,当温度超过粘结剂的玻璃化转变温度 ($T_g = 47\text{ °C}$) 时,粘结剂软化引起的性能下降导致承载能力降低^[9]。由于本文未考虑材料性质劣化的影响,当环境温度为 55 °C 时,与试验值相比,预测值偏大。

图 5(b)对比了荷载-滑移曲线预测结果、试验结果与 Gao 等^[25]的计算结果。从图中可以看出,由于摩擦应力的存在,当界面剥离发生后荷载不会保持恒定,而是随滑移近似呈线性增加。无论温度变化如何,考虑界面摩擦的荷载-滑移曲线预测结果都比未考虑界面摩擦的预测曲线更符合真实情况,证明了界面剥离破坏分析中考虑摩擦应

力的必要性。需要指出的是,当温差达到 25 °C 时,荷载-滑移响应预测结果与试验结果相比明显偏大。其原因在于本文假设粘结滑移模型为恒定,粘结参数根据常温环境下的试验结果确定,因此在更高温度下一旦界面参数发生变化,试验结果和计算结果之间的差异将必然增加。

图 6 和图 7 对比了极限状态下界面粘结应力分布和 CFRP 轴向应变分布预测结果与试验结果。可以看出,不同温度和不同界面滑移下预测的应力分布与试验结果吻合良好。在滑移相对较小的初始加载阶段,CFRP 应变沿粘结长度平稳分布,由自由端向加载端增加;当滑移达到 0.2 mm 时,加载端界面出现剥离,并迅速向自由端发展。由于界面剥离段的承载力仅由摩擦应力提供,随着滑移增加,靠近加载端处的应变增长速率明显变缓。需要指出的是,试验测得的残余摩擦应力随滑移增加呈现一定程度的波动,而本文所采用的三线性粘结滑移模型假设摩擦应力随界面滑移增加保持不变 ($\tau_r = 1.6\text{ MPa}$),因此本文预测的剥离

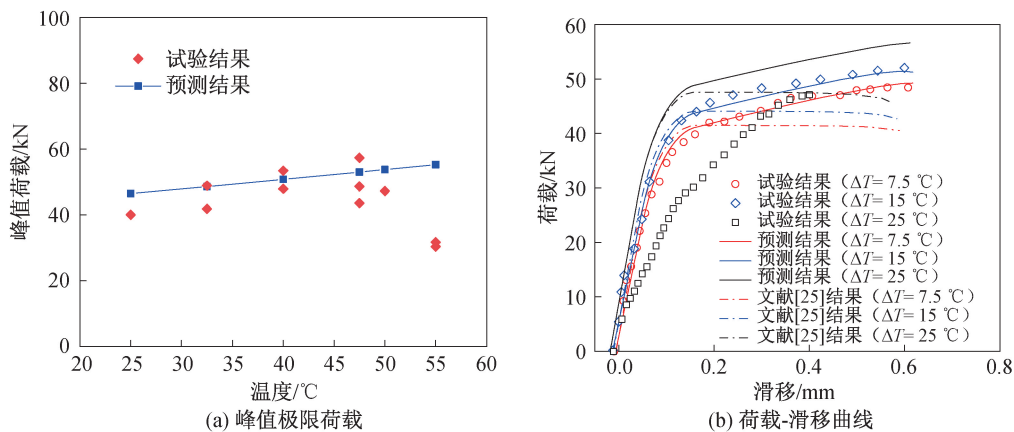


图 5 试验结果与理论结果的对比

Fig. 5 Comparison between experimental and theoretical results

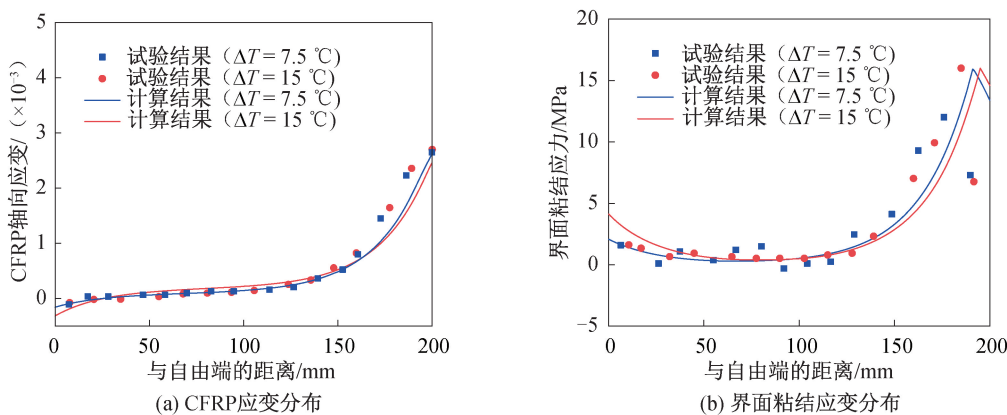


图 6 不同温度下试验结果与理论结果的对比

Fig. 6 Comparison between experimental and theoretical results under different temperatures

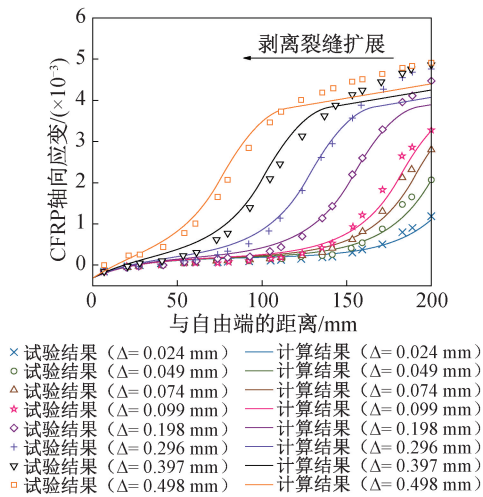


图7 不同滑移下 CFRP 轴向应变分布试验结果与预测结果的对比

Fig. 7 Comparison between experimental and predicted results of CFRP axial strain distribution under different slip values

阶段内 CFRP 应变分布与试验测得的 CFRP 应变分布存在显著偏差。图 5—图 7 中,理论结果即为采用本文理论模型的预测结果。

4 温度效应的影响

为了明确温度应力对界面剥离破坏过程的影响规律,评估剥离破坏过程对温度应力的敏感性,选用 Zhou 等^[24]的试验参数: $E_f = 18 \text{ GPa}$, $b_f = 50 \text{ mm}$, $t_f = 1.2 \text{ mm}$, $E_s = 210 \text{ GPa}$, $b_s = 150 \text{ mm}$, $t_s = 19 \text{ mm}$, $\alpha_f = -2.1 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, $\alpha_s = 12 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, $L = 300 \text{ mm}$, $\tau_u = 2.77 \text{ MPa}$, $\tau_l = 0.20 \text{ MPa}$, $\delta_1 = 0.06 \text{ mm}$, $\delta_2 = 0.37 \text{ mm}$,允许温度在 $-60 \text{ }^\circ\text{C}$ 至 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ 的范围内变化,同时考虑短粘结长度 ($L = 30 \text{ mm}$) 和长粘结长度 ($L = 150 \text{ mm}$) 两种情况,研究不同温度和粘结长度下的荷载-位移曲线计算结果,如图 8 所示。

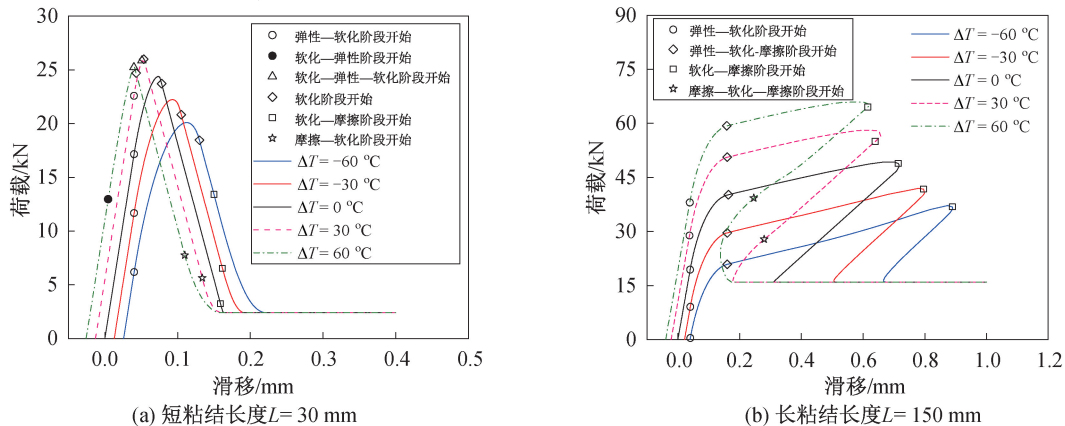


图 8 短粘结长度和长粘结长度情况下荷载滑移曲线随温差的变化规律

Fig. 8 Variation law of load-slip curves with temperature difference under short and long bond lengths

从图 8(a) 可以看出,当粘结长度较短时,荷载-滑移曲线的形状与粘结-滑移曲线相似。这是因为随着粘结长度的减小,界面粘结应力沿粘结长度方向的分布更趋近于均匀。随着温度的升高,界面初始滑移从正值逐渐减小为负值。当温差小于 $30 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,温度升高会导致 CFRP 加载端的极限荷载变大,滑移变小,反之亦然。值得注意的是,当温差达到 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,极限荷载反而会小于 $30 \text{ }^\circ\text{C}$ 时的极限荷载。其原因在于温差等于 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,界面在弹性阶段之后直接进入软化—弹性阶段而不是弹性—软化阶段,即自由端的界面比加载端的界面更早发生软化。因此,界面变得更容易剥离,导致承载能力降低。这意味着,对于短粘结长度的情况,尽管由正温度变化引起的温度应力能够抵消早期脱粘阶段荷载引起的变形,但也会导致其他位置处的界面过早剥离,引起界面粘结性能的降低。

图 8(b) 所示为长粘结长度情况下不同温度变化对荷载-位移响应的影响规律。不难看出,无论温度变化为正值或负值,峰值荷载均随着温度的升高而单调增加。当粘结长度较大时,粘结应力传递长度也随之增大,因此温差为正值时的温度应力对自由端滑移值没有显著影响,并且有助于延迟剥离破坏的出现,进而增加界面粘结承载力。值得注意的是,界面在弹性—软化—摩擦阶段结束后进入摩擦—软化—摩擦阶段,而非软化—摩擦阶段,这可归因于温度变化引起的温度应力降低了加载端附近的滑移值。与短粘结长度的情况相比,长粘结长度下的荷载-滑移曲线峰后响应显示出从线性软化到回弹的转变,且这种差异随温差的增大而更加突出,证明了粘结长度和温度效应对界面剥离过程的影响。整体来看,随着温度的升高,CFRP-钢界面峰值滑移减小,延性变差。

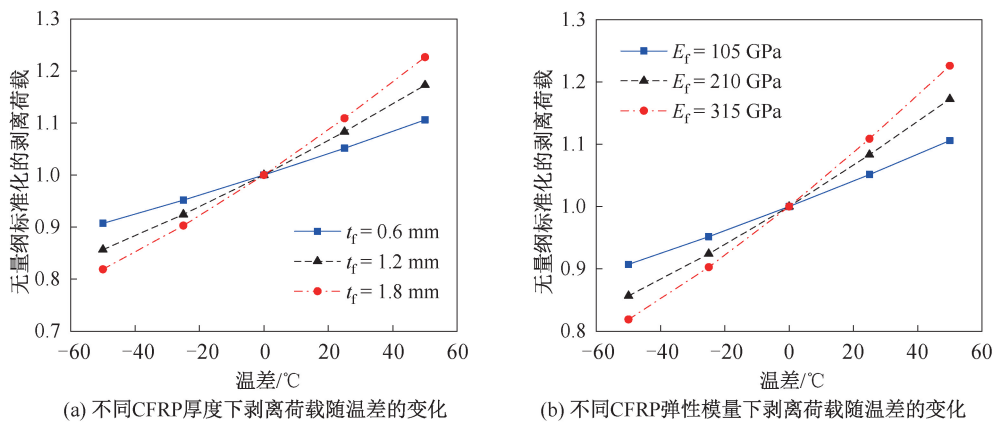


图9 CFRP 厚度和弹性模量对极限荷载的影响

Fig. 9 Effects of thickness and elastic modulus of CFRP on the ultimate load

5 参数分析

本节拟通过参数化分析,研究不同温度下 CFRP 厚度和 CFRP 弹性模量对极限荷载 P_{\max} 的影响规律。计算所需参数如下: $L = 200$ mm, $E_f = 210$ GPa, $b_f = 50$ mm, $t_f = 1.2$ mm, $b_s = 150$ mm, $E_s = 30$ GPa, $\tau_u = 6.0$ MPa, $\tau_f = 1.0$ MPa, $\delta_1 = 0.06$ mm, $\delta_2 = 0.20$ mm, CFRP 和钢的纵向热膨胀系数分别为 $0.6 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 和 $12 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。

图9给出了不同温差下 CFRP 厚度 t_f 和 CFRP 弹性模量 E_f 对界面极限承载力的影响,其中极限荷载已利用常温条件下的极限荷载进行归一化处理。研究发现,极限荷载与温差成比例增加,反之亦然。对于具有更大厚度和更高弹性模量的 CFRP 材料,在相同的正温差或负温差下,极限荷载表现出更为明显的增加或降低。例如,对于粘结长度和弹性模量分别为 200 mm 和 210 GPa 的材料,随着 CFRP 厚度的增加($t_f = 0.6$ 、1.2 和 1.8 mm),极限荷载在温度降低 50 °C 时分别减小了 9.3%、14.3% 和 18.1%,但在温度升高 50 °C 时分别增加 11.1%、11.7% 和 12.3%。换言之,当粘结长度和界面参数都恒定时,在工程设计中采用更厚更硬的 CFRP 材料时,温度应力更显著。因此,在 CFRP 加固钢结构设计中应充分考虑温度应力对 CFRP-钢界面粘结性能的影响。

6 结论

1)通过本文计算结果与文献中试验结果比较,验证了本文所提方法的正确性。采用本文方法,只需给出 CFRP 加固钢结构粘结界面的几何参数、材料参数和界面参数,即可较为准确地预测界

面极限承载力、荷载位移响应、CFRP 应变分布和界面粘结应力分布。

2)粘结长度和摩擦应力对界面剥离破坏过程具有重要影响,给出了区分长粘结长度和短粘结长度的临界粘结长度。长粘结长度情况下界面经历弹性阶段、弹性—软化阶段、弹性—软化—摩擦阶段、软化—摩擦阶段和摩擦阶段;短粘结长度情况下,界面在弹性—软化阶段结束后则进入完全软化阶段。摩擦应力的存在导致界面剥离发生后,荷载随滑移增加仍有一定程度地增大,但速率明显变缓。

3)温度变化对 CFRP-钢界面剥离破坏过程及承载力有显著影响,且与粘结长度密切相关。当粘结长度较长时,温度的正向增加可以提高界面极限承载力。而当粘结长度较短时,当温度增加到一定水平以上,极限荷载会降低。

4)在相同的正温差或负温差下,更大厚度和更高弹性模量的 CFRP 温度应力影响更显著,极限承载力的增加或降低更为显著。对于粘结长度 200 mm 和弹性模量 210 GPa 的 CFRP 材料,随着其厚度由 0.6 mm 增加至 1.8 mm,极限荷载在温度降低 50 °C 时分别减小了 9.3%、14.3% 和 18.1%,但在温度升高 50 °C 时分别增加 11.1%、11.7% 和 12.3%。

参考文献:

- [1] 李传习,柯璐,陈卓异,等. CFRP-钢界面粘结性能试验与数值模拟[J]. 复合材料学报, 2018, 35(12): 3534-3546.
LI C X, KE L, CHEN Z Y, et al. Experimental study and numerical simulation for bond behavior of interface between CFRP and steel[J]. Acta Materiae Compositae

- Sinica, 2018, 35(12):3534-3546.
- [2] ZHAO X L, ZHANG L. State-of-the-art review on FRP strengthened steel structures[J]. *Engineering Structures*, 2007, 29(8):1808-1823.
- [3] YU Q Q, GAO R X, GU X L, et al. Bond behavior of CFRP-steel double-lap joints exposed to marine atmosphere and fatigue loading[J]. *Engineering Structures*, 2018, 175:76-85.
- [4] KE L, LI C, HE J, et al. Effects of elevated temperatures on mechanical behavior of epoxy adhesives and CFRP-steel hybrid joints [J]. *Composite Structures*, 2020, 235:111789.
- [5] BANEJA M D, DE SOUSA F S M, DA SILVA L F M, et al. Effects of temperature and loading rate on the mechanical properties of a high temperature epoxy adhesive[J]. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 2011, 25(18):2461-2474.
- [6] STRATFORD T J, BISBY L A. Effect of warm temperatures on externally bonded FRP strengthening[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2012, 16(3):235-244.
- [7] GUO D, WANG H P, LIU Y L, et al. Structural behavior of CFRP-strengthened steel beams at different service temperatures: experimental study and FE modeling[J]. *Engineering Structures*, 2023, 293:116646.
- [8] DAI J G, GAO W Y, TENG J G. Bond-slip model for FRP laminates externally bonded to steel at elevated temperature [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2013, 17(2):217-228.
- [9] HE J, XIAN G, ZHANG Y X. Effect of moderately elevated temperatures on bond behaviour of CFRP-to-steel bonded joints using different adhesives[J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 241:118057.
- [10] JIA D G, GAO W Y, DUAN D X, et al. Full-range behavior of FRP-to-steel bonded joints subjected to combined effects of loading and temperature variation [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2021, 254:107928.
- [11] 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-steel bonded joints[J]. *Composite Part B: Engineering*, 2015, 70:64-79.
- [12] BISCAIA H C. The influence of temperature variations on adhesively bonded structures; a non-linear theoretical perspective[J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2019, 113:67-85.
- [13] DONG K, HAO J, LI P, et al. A nonlinear analytical model for predicting bond behavior of FRP-to-steel/steel substrate joints subjected to temperature variations[J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 320:126225.
- [14] LEUNG C K, TUNG W K. Three-parameter model for debonding of FRP plate from steel substrate[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2006, 132(5):509-518.
- [15] JIMENEZ-VICARIA J D, PULIDO M D G, CASTRO-FRESNO D. Influence of carbon fibre stiffness and adhesive ductility on CFRP-steel adhesive joints with short bond lengths[J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 260:119758.
- [16] 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.
- [17] D'ANTINO T, SNEED L H, CARLONI C, et al. Effect of the inherent eccentricity in single-lap direct-shear tests of PBO FRCM-concrete joints [J]. *Composite Structures*, 2016, 142:117-129.
- [18] HOSSEINI A, GHAFPOORI E, MOTAVALLI M, et al. Development of prestressed unbonded and bonded CFRP strengthening solutions for tensile metallic members[J]. *Engineering Structures*, 2019, 181:550-561.
- [19] EL-ZEADANI M, SAIFULNAZ M R R, AMRAN Y H M, et al. Flexural strength of FRP plated RC beams using a partial-interaction displacement-based approach [J]. *Structures*, 2019, 22:405-420.
- [20] 郭文朋, 赵桓宇, 梁凯, 等. 煤层采空区天然气管道受损分析与防控策略[J]. *油气与新能源*, 2025, 37(3):63-70.
- GUO W P, ZHAO H Y, LIANG K, et al. Damage analysis and prevention strategies for natural gas pipelines in coal seam goaf [J]. *Petroleum and New Energy*, 2025, 37(3):63-70.
- [21] GUO D, LIU Y L, GAO W Y, et al. Bond behavior of CFRP-to-steel bonded joints at different service temperatures: experimental study and FE modeling [J]. *Construction and Building Materials*, 2023, 362:129836.
- [22] HUANG T L, LIU K, ZHOU H, et al. Effect of temperature variation on the fracture process of double-lap FRP-to-steel bonded joint: an analytical study [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2022, 276:108871.
- [23] JIANG C, YU Q Q, GU X L. A unified bond-slip model for the interface between FRP and steel [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2021, 227:109380.
- [24] ZHOU H, FERNANDO D, TORERO J L, et al. Bond behavior of CFRP-to-steel bonded joints at mild temperatures: experimental study [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2020, 24(6):04020070.
- [25] 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.