

文章编号:1007-9629(2021)01-0171-10

复合加固矩形木柱受压应力-应变模型

周长东, 梁立灿, 阿斯哈, 张 泳, 杨礼贇

(北京交通大学 土木建筑工程学院, 北京 100044)

摘要: 为了研究钢筋加固量、碳纤维布包裹方式等对内嵌钢筋外包碳纤维布复合加固矩形木柱受压应力-应变关系的影响, 基于 27 根方木柱和 9 根矩形木柱的轴心受压试验结果, 提出了碳纤维布约束矩形木柱的强度计算方法, 推导了复合加固矩形木柱的承载力计算公式, 并在此基础上提出了复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变本构关系模型, 基于这种模型计算得到的木柱受压应力-应变曲线与试验值吻合较好, 从而验证了内嵌钢筋外包碳纤维布复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变模型的适用性。

关键词: 应力-应变模型; 矩形木柱; 复合加固; 内嵌钢筋; 碳纤维布; 轴压试验

中图分类号: TU366.2

文献标志码: A

doi:10.3969/j.issn.1007-9629.2021.01.023

Compressive Stress-Strain Model of Combined Strengthening Rectangular Timber Columns

ZHOU Changdong, LIANG Lican, A Siha, ZHANG Yong, YANG Ligan

(School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

Abstract: In order to study the effect of the amount of steel bars and the wrapping method of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) sheets on compressive stress-strain relationship of rectangular timber columns, based on the test results of 27 square and 9 rectangular timber columns under axial compression, the strength calculation method of rectangular timber columns confined by CFRP sheets was proposed, calculation formulas of the bearing capacity for combined strengthening rectangular timber columns were obtained. Then a trilinear compressive stress-strain model of rectangular timber columns strengthened with combination of near surface mounted steel bars and lateral CFRP sheets was recommended. The calculated stress-strain curves based on this recommended model are in good agreement with the test values of timber columns, which verifies the applicability of the trilinear compressive stress-strain model of rectangular timber columns strengthened with combination of near surface mounted steel bars and lateral CFRP sheets.

Key words: stress-strain model; rectangular timber column; combined strengthening; near surface mounted steel bar; carbon fiber reinforced plastic(CFRP) sheet; axial compression test

木柱是木结构古建筑中最基本的支承构件。由于木材的材质缺陷和环境因素的长期作用, 导致木柱出现不同程度的损伤, 迫切需要对其进行维修加固。

外包纤维(FRP)布可以有效提升木柱的承载

力和延性。国内外学者基于试验研究结果, 给出了纤维布约束木柱的强度计算模型和应力-应变模型^[1-8]。内嵌筋材、外包纤维布复合加固木柱效果应该更佳。朱雷等^[9]通过轴心受压试验, 证实了内嵌玄武岩纤维(AFRP)筋外包碳纤维(CFRP)布复

收稿日期:2019-09-11; 修订日期:2019-11-21

基金项目:国家自然科学基金面上项目(51678039, 52078030)

第一作者:周长东(1971—), 男, 山东聊城人, 北京交通大学教授, 博士生导师, 博士。E-mail:zhouchangdong@163.com

合加固木柱具有优异的力学性能,但目前少有针对性对内嵌筋材外包纤维布复合加固木柱的应力-应变模型研究.

本文基于 27 根方木柱和 9 根矩形木柱的轴心受压试验结果,研究了不同参数对内嵌钢筋外包 CFRP 布复合加固木柱轴心受压性能的影响,提出了 CFRP 布约束矩形木柱的强度计算模型,推导出复合加固矩形木柱的承载力计算公式,给出了复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变本构关系模型.

1 试验概况

进行轴心受压试验的方木柱(ST)试件尺寸为 200 mm×200 mm×600 mm,共 27 根,根据不同加固方案分成 9 组,每组 3 根;矩形木柱(RT)试件尺寸为 150 mm×200 mm×600 mm,共 9 根,根据不同加固方案分成 3 组,每组 3 根.各组试验结果均取 3 根试件的平均值.各组试件加固方案见表 1,加固示意图见图 1.

表 1 试件加固方案
Table 1 Strengthening scheme of specimens

Specimen No.	Strengthening method
STC1	No
STC2	Bonded one-layer CFRP strips with spacing
STC3	Bonded one-layer CFRP sheets
STC4	Two pairs of side centers embedded with 1φ16 steel bars
STC5	Four side centers embedded with 1φ16 steel bars
STC6	Bonded one-layer CFRP strips with spacing and two pairs of side centers embedded with 1φ16 steel bars
STC7	Bonded one-layer CFRP strips with spacing and four side centers embedded with 1φ16 steel bars
STC8	Bonded one-layer CFRP sheets and two pairs of side centers embedded with 1φ16 steel bars
STC9	Bonded one-layer CFRP sheets and four side centers embedded with 1φ16 steel bars
RTC1	No
RTC2	Two pairs of long side centers are embedded with 1φ16 steel bars
RTC3	Bonded one-layer CFRP strips with spacing and two pairs of long side centers are embedded with 1φ16 steel bars

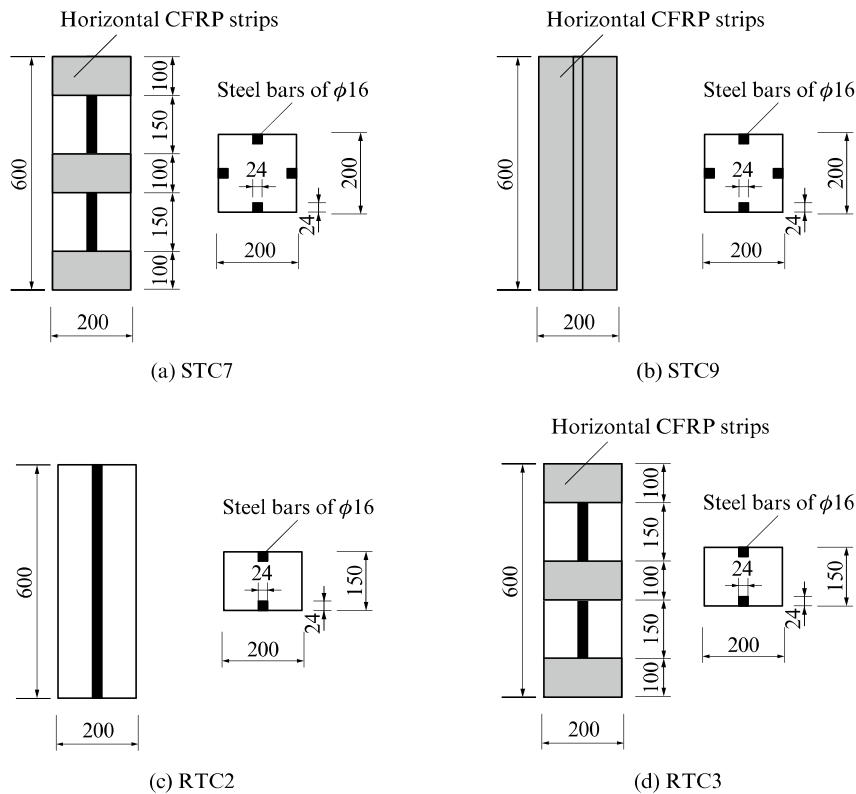


图 1 试件加固示意图
Fig. 1 Schematic diagram of strengthening specimens(size:mm)

试验在 600 t 电液伺服压力机上进行,采用连续均匀加载方式,加载速率为 1.2 mm/min;当试件荷载下降至极限荷载的 70% 以下时,停止

加载.
图 2 为方木柱试件的典型破坏形态.由图 2 可见:未加固试件 STC1 的破坏形态为木材的褶皱和

局部压溃,木纤维间的相互错动较为明显;外贴CFRP布加固试件STC2的破坏形态为木材的受压劈裂和向外膨胀,CFRP布产生了较明显的褶皱,部分CFRP布与木材剥离外鼓;内嵌钢筋加固试件STC4的破坏形态为木材压溃和压溃面的错动以及

钢筋、胶体、木槽作为一个整体的弯曲变形及外鼓,并引起了木槽周边木纤维之间的相互剥离;内嵌钢筋外包CFRP布复合加固试件STC6的破坏形态为木材压溃和压溃面的错动以及CFRP布间隙处钢筋的外鼓,部分CFRP布产生了明显的褶皱。

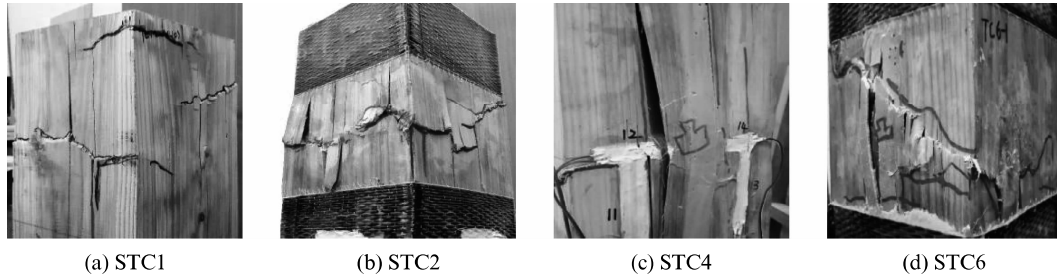


图2 方木柱试件破坏形态

Fig. 2 Failure mode of ST specimens

图3为各组典型试件的轴向荷载-位移曲线。由图3可见,各条曲线均由上升段和下降段组成,上升

段近似直线,下降段均较为平缓,反映出各组试件均具有较好的延性。

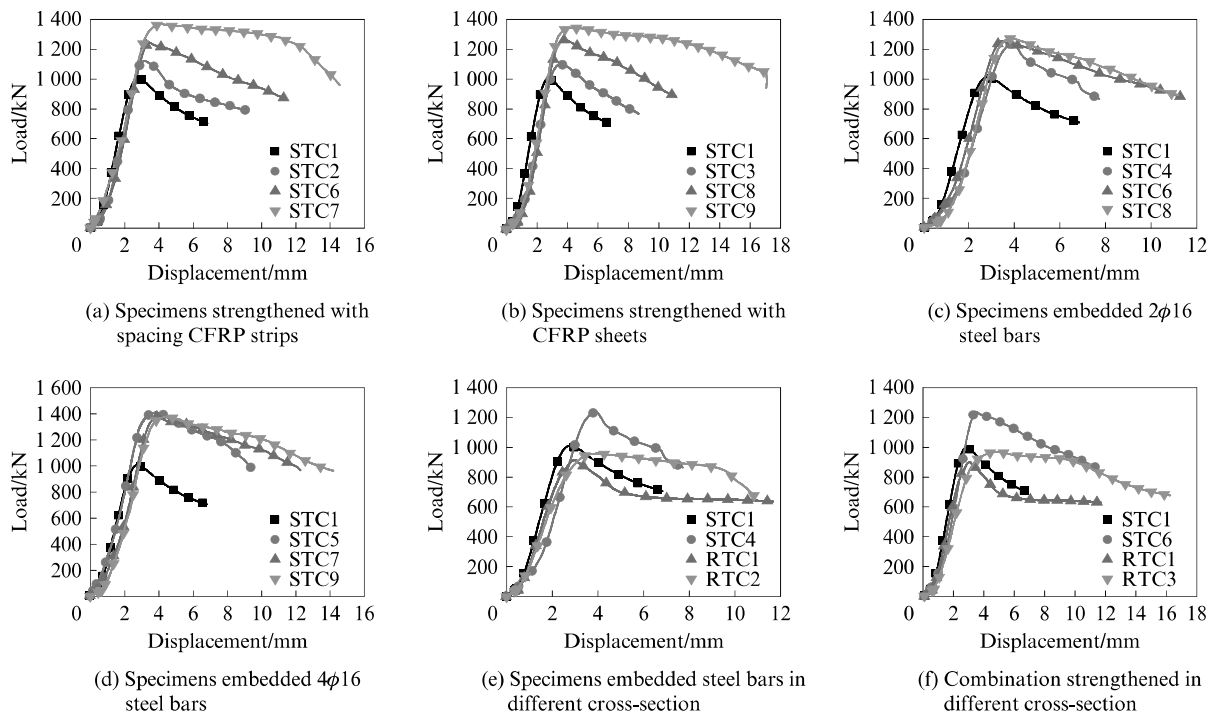


图3 试件轴向荷载-位移曲线

Fig. 3 Axial load-displacement curves of specimens

试验测量的主要数据有:木材的竖向及横向应变、CFRP布的横向应变、钢筋的竖向应变以及试件的竖向变形。因此,在试件四侧中心位置布置竖向及横向应变片,在CFRP布中截面四侧中心位置布置横向应变片,在钢筋中部贴1片竖向应变片,同时在木柱两侧设置位移计以量测试件的竖向变形。根据试验得到的各试件在轴向荷载作用下各测点的竖向

应变和横向应变,绘制出如图4所示的各组典型试件轴向荷载-应变曲线,其中横轴正向为试件的横向应变(用试件编号+H表示),负向为试件的竖向应变(用试件编号+V表示)。

由图3、4可以看出,内嵌钢筋外包碳纤维布复合加固矩形木柱的承载能力和延性提高显著,该种加固方案的加固效果显著。

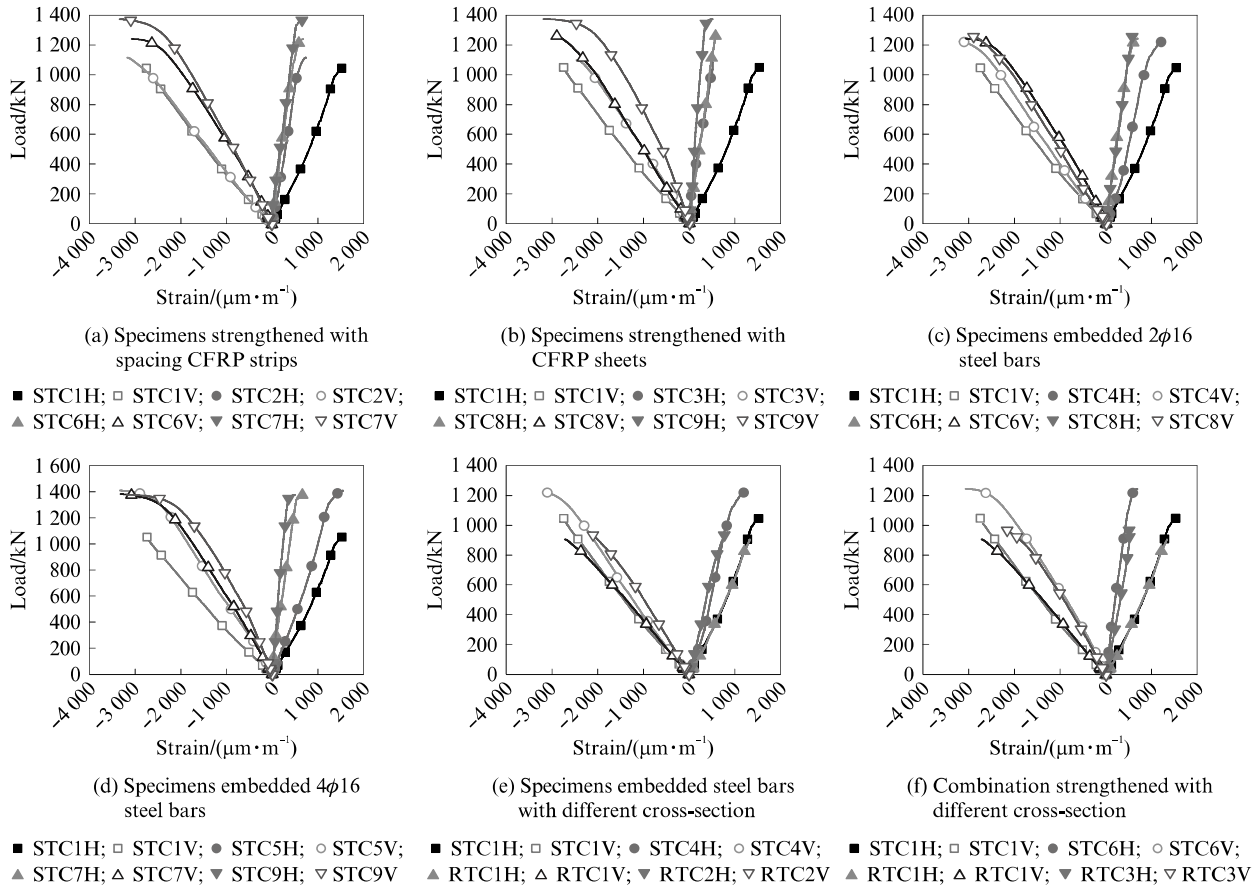


图4 试件轴向荷载-应变曲线
Fig. 4 Axial load-strain curves of specimens

2 CFRP 布约束矩形木柱强度模型

FRP 布对矩形截面柱的侧向约束并不均匀,非圆形截面约束混凝土的常用处理方式是等效为圆柱模型. FRP 约束矩形柱的有效约束区域如图 5 所示,其中 b 为矩形柱截面宽度, h 为截面高度. Lam 等^[10]将等效圆柱直径 D 定义为截面的对角线长度,即 $D = \sqrt{b^2 + h^2}$.

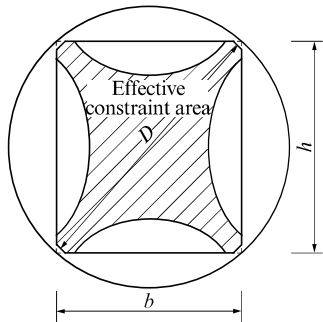


图5 矩形柱的有效约束区域
Fig. 5 Effective constraint area of rectangular column

当矩形柱外包 FRP 布时,根据其等效圆柱模型进行受力分析,如图 6 所示. 设等效圆柱直径为 D 、FRP 布的宽度为 b_{frp} 、厚度为 t_{frp} 、环向拉应力为 f_{frp} 、弹性模量为 E_{frp} ,由力的平衡得:

$$\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} f_1 \cos \theta b_{frp} \frac{D}{2} d\theta = 2b_{frp} t_{frp} f_{frp} \quad (1)$$

式中: f_1 为 FRP 布侧向约束应力.

解得 f_1 为:

$$f_1 = \frac{2f_{frp} t_{frp}}{D} = \frac{2E_{frp} \epsilon_{frp} t_{frp}}{D} \quad (2)$$

式中: ϵ_{frp} 为 FRP 布的横向应变;当 FRP 布粘贴多层

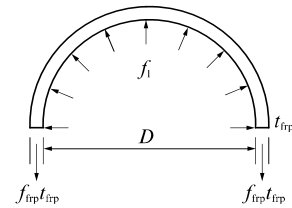


图6 FRP 布约束柱受力分析图
Fig. 6 Analysis diagram of FRP cloth restrained column

时, t_{frp} 取 FRP 布总厚度, 当 FRP 采用间隔包裹时, 则 t_{frp} 取将间隔包裹换算成全包时的等效厚度。

粘贴 CFRP 布来约束矩形木柱时, 木材顺纹抗压强度和横纹抗压强度差异较大, 参考 Richart 等^[11] 和 Teng 等^[12] 提出的约束混凝土柱强度模型, 本文提出 CFRP 布约束矩形木柱强度计算模型, 如式(3)所示:

$$\frac{f_{\text{cc}}}{f_{\text{co}}} = a + k_1 \frac{f_1}{f_{\text{c},90}} \quad (3)$$

式中: f_{cc} 为 CFRP 布约束矩形木柱顺纹抗压强度; f_{co} 为未约束矩形木柱顺纹抗压强度; k_1 为约束有效性系数; f_1 为 CFRP 布的有效约束应力; $f_{\text{c},90}$ 为未约束矩形木柱横纹抗压强度。

针对试件 STC2 和 STC3 试验数据, 通过 Origin 软件进行回归分析, 得到式(3)中的 $a=0.923\ 2$, $k_1=1.603\ 8$, 代入式(3)可得:

$$\frac{f_{\text{cc}}}{f_{\text{co}}} = 0.923\ 2 + 1.603\ 8 \frac{f_1}{f_{\text{c},90}} \quad (4)$$

为便于实际应用, 可以简化上述公式, 使其与 Richart 等^[11] 提出的模型公式一致, 如式(5)所示:

$$\frac{f_{\text{cc}}}{f_{\text{co}}} = 1.0 + 1.6 \frac{f_1}{f_{\text{c},90}} \quad (5)$$

3 复合加固矩形木柱承载力计算公式

由于 CFRP 布、钢筋和植筋结构胶的存在, 复合加固矩形木柱的竖向荷载由受 CFRP 布约束的矩形木柱、钢筋和植筋结构胶层共同承担。复合加固矩形木柱承担的荷载主要由以下 4 部分组成: (1) 未约束矩形木柱承担的荷载 N_{co} ; (2) CFRP 布约束矩形木柱承载力提高部分 N_{f} ; (3) 钢筋提供的承载力提高部分 N_{s} ; (4) 植筋结构胶层提供的承载力提高部分 N_{j} 。

基于以上分析, 可以得到复合加固矩形木柱承载力 N_{u} 计算表达式, 如式(6)所示:

$$N_{\text{u}} = N_{\text{cc}} + N_{\text{s}} + N_{\text{j}} = N_{\text{co}} + N_{\text{f}} + N_{\text{s}} + N_{\text{j}} \quad (6)$$

式中: N_{cc} 为 CFRP 布约束矩形木柱承载力。

未约束矩形木柱承载力 N_{co} 可表示为:

$$N_{\text{co}} = f_{\text{co}} A_{\text{w}} \quad (7)$$

式中: A_{w} 为矩形木柱净截面面积。

参照式(5), CFRP 布约束矩形木柱承载力提高部分 N_{f} 可表示为:

$$N_{\text{f}} = 1.6 \frac{f_1}{f_{\text{c},90}} f_{\text{co}} A_{\text{w}} \quad (8)$$

钢筋受压承载力 N_{s} 可表示为:

$$N_{\text{s}} = f_{\text{y}} A_{\text{s}} \quad (9)$$

式中: f_{y} 为钢筋屈服强度; A_{s} 为全部钢筋截面面积之和。

由植筋结构胶力学性能可知, 植筋结构胶在复合加固矩形木柱承载力达到峰值时并未屈服。根据木材与植筋结构胶变形协调性, 植筋结构胶受压承载力 N_{j} 可表示为:

$$N_{\text{j}} = E_{\text{j}} \epsilon A_{\text{j}} = E_{\text{j}} \frac{f_{\text{cc}}}{E_{\text{w}}} A_{\text{j}} \quad (10)$$

式中: E_{j} 为植筋结构胶弹性模量; ϵ 为植筋结构胶竖向应变; A_{j} 为全部植筋结构胶截面面积之和; E_{w} 为矩形木柱弹性模量。

将式(7)~(10)代入式(6), 可得复合加固矩形木柱承载力计算表达式:

$$N_{\text{u}} = N_{\text{co}} + N_{\text{f}} + N_{\text{s}} + N_{\text{j}} = \left(f_{\text{co}} + 1.6 \frac{f_1}{f_{\text{c},90}} f_{\text{co}} \right) \left(A_{\text{w}} + \frac{E_{\text{j}}}{E_{\text{w}}} A_{\text{j}} \right) + f_{\text{y}} A_{\text{s}} \quad (11)$$

综合考虑木材的各向异性及天然缺陷、木材与筋材之间的黏结效应、CFRP 布与木材的变形协调等因素, 引入修正系数 φ , 对复合加固矩形木柱承载力计算公式进行修正。

对试验所得各组试件承载力 N 及理论分析所得各组试件承载力 N_{u} 进行回归分析, 得出 $\varphi = 0.929$ 。由此可得修正后的复合加固矩形木柱承载力 N_{uc} 的计算表达式:

$$N_{\text{uc}} = \varphi (N_{\text{co}} + N_{\text{f}} + N_{\text{s}} + N_{\text{j}}) = 0.929 N_{\text{u}} \quad (12)$$

根据式(12), 可以得到各组试件承载力的计算值, 计算值与试验值对比见表 2。

表 2 承载力对比表
Table 2 Comparison table of bearing capacity

Specimen No.	N_{uc} /kN	N /kN	Error/%	Specimen No.	N_{uc} /kN	N /kN	Error/%
STC1	981.02	971.12	1.02	STC7	1 338.43	1 340.13	0.13
STC2	1 029.51	1 039.91	1.00	STC8	1 230.31	1 171.94	4.98
STC3	1 082.96	989.60	9.43	STC9	1 387.05	1 352.66	2.54
STC4	1 128.07	1 153.58	2.21	RTC1	735.77	835.02	11.89
STC5	1 275.11	1 331.36	4.22	RTC2	882.81	919.11	3.95
STC6	1 186.10	1 164.84	1.83	RTC3	929.98	975.07	4.62

由表2可以看出,除试件 RTC1 误差为 11.89% 外,其余试件误差均在 10% 以内,说明各组试件计算值与试验值较为接近。

由式(7)~(10)可知,未约束矩形木柱及钢筋对试件承载力的贡献最大,CFRP 布对试件承载力的贡献次之,而植筋结构胶对试件承载力的贡献较小,仅不到 1% 左右。因此,对于实际工程应用而言,若偏于安全考虑时,可忽略植筋结构胶对试件承载力的影响,将其作为安全储备。

4 复合加固木柱的受压应力-应变模型

由各组试件荷载-位移曲线和荷载-应变曲线分析可知,复合加固矩形木柱的受压应力-应变(σ - ϵ)曲线接近于三折线,如图7所示。

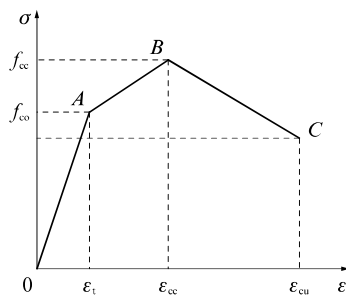


图7 复合加固矩形木柱应力-应变模型

Fig.7 Stress-strain model of combined strengthening rectangular timber column

参考纤维布约束混凝土柱应力-应变模型^[13],对于复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变模型,其第1个拐点大约出现在A点,对应于未约束矩形木柱的顺纹抗压强度 f_{co} ,相应的应变为 ϵ_t ;第2个拐点出现在B点,对应于复合加固矩形木柱的顺纹抗压强度 f_{cc} ,对应的应变为 ϵ_{cc} ;C点为软化段终点,取 $0.70f_{cc}$ 作为其对应顺纹抗压强度,对应的应变为 ϵ_{cu} 。所以,只要确定A、B、C点的坐标,就可以得到整条曲线。

加载到峰值荷载前,各组试件无明显破坏,竖向应变片可以有效采集到各组试件的竖向变形,因此图7中峰值荷载前的第1段、第2段直线方程采用由各组试件的荷载-应变曲线换算得到的应力-应变曲线。

加载过峰值荷载、曲线进入下降段后,各组试件开始出现明显破坏,此时竖向应变片随之破坏或因试件的局部破坏而出现应变回弹,不能有效采集各组试件的竖向变形;而通过位移计读数得到的各组试件荷载-位移曲线下降段能够较好地反映各组试件的变形情况,因此图7中进入下降段后的第3段

直线方程应采用由各组试件的荷载-位移曲线换算得到的应力-应变曲线。

4.1 第1段直线方程

对矩形木柱采用内嵌钢筋外包CFRP布复合加固后,复合加固矩形木柱的初始弹性模量已不再是未约束矩形木柱的初始弹性模量 E_{co} ,引入等效初始弹性模量 E_{cw} ,其值随着CFRP布的包裹方式及内嵌钢筋加固量的变化而有所变化。

参照 Mander 等^[14]提出的模型,充分考虑CFRP布、内嵌钢筋及植筋结构胶的影响,建立等效初始弹性模量 E_{cw} 的基本表达式,如式(13)所示:

$$E_{cw} = \alpha \sqrt{N_{uc}/A} \quad (13)$$

式中: α 为影响系数; N_{uc} 为按式(12)计算的复合加固矩形木柱承载力; A 为矩形木柱全截面面积。

通过 Origin 软件对试验数据进行回归分析,得到 $\alpha = 2\,451.33$ 。代入式(13),则等效初始弹性模量 E_{cw} 可表示为:

$$E_{cw} = \alpha \sqrt{N_{uc}/A} = 2\,451.33 \sqrt{N_{uc}/A} \quad (14)$$

表3为按式(14)计算得到的 E_{cw} 理论值与试验值的对比情况。其中:试验值 $E_{cw} = f_{co}/\epsilon_t$, f_{co} 为对比柱试件的平均顺纹抗压强度, ϵ_t 为加固柱试件荷载达到对比柱试件平均抗压强度时所对应的试件平均竖向应变。

表3 等效初始弹性模量理论值与试验值对比

Table 3 Comparison between theoretical and test values of E_{cw}

Specimen No.	Test value E_{cw} /MPa	Theoretical value E_{cw} /MPa	Error/%
STC1	10 789.23	12 139.80	12.52
STC2	12 745.02	12 425.60	2.51
STC3	12 588.76	12 747.36	1.26
STC4	13 365.18	13 017.86	2.60
STC5	13 807.96	13 840.32	0.23
STC6	12 999.79	13 334.93	2.58
STC7	14 284.80	14 179.60	0.74
STC8	12 316.52	13 534.70	9.89
STC9	14 803.25	14 382.31	2.84
RTC1	12 917.28	12 139.80	6.02
RTC2	14 149.81	13 297.67	6.02
RTC3	16 794.85	13 560.03	19.26

由表3可见,除试件 STC1 和 RTC3 因木材本身离散性等原因而导致误差稍大外,其余试件理论值与试验值均较为接近,表明式(14)能够较好地预测复合加固矩形木柱的等效初始弹性模量 E_{cw} 。

确定了等效初始弹性模量 E_{cw} 后,可以得到复合加固矩形木柱的受压应力-应变曲线第1段直线

方程,如式(15)所示:

$$\begin{cases} \sigma = E_{cw} \times \epsilon \\ E_{cw} = 2\,451.33 \sqrt{N_{uc}/A} \end{cases} \quad (15)$$

4.2 第 2 段直线方程

通过对试件竖向应变的分析,并充分考虑 CFRP 布、内嵌钢筋及植筋结构胶的影响,参照 Lam 等^[12]提出的峰值应变模型,提出复合加固矩形木柱峰值应变计算模型,其基本表达式为:

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = b' + k_2 \frac{f_1}{f_{c,90}} + k_3 \frac{E_s A_s}{E_w A_w} + k_4 \frac{E_j A_j}{E_w A_w} \quad (16)$$

式中: ϵ_{cc} 为复合加固矩形木柱峰值应变; ϵ_{co} 为未加固矩形木柱峰值应变; k_2 、 k_3 、 k_4 为峰值应变提高系数; E_s 为钢筋弹性模量。

通过 Origin 软件自定义拟合函数对试验数据进行回归分析,得出 $b' = 1.01$ 、 $k_2 = 2.28$ 、 $k_3 = 1.48$ 、 $k_4 = 18.26$ 。代入式(16)可得:

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1.01 + 2.28 \frac{f_1}{f_{c,90}} + 1.48 \frac{E_s A_s}{E_w A_w} + 18.26 \frac{E_j A_j}{E_w A_w} \quad (17)$$

表 4 为 $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$ 理论值与试验值的对比情况。其中: $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$ 试验值由试验测得试件的竖向应变平均值计算得到; $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$ 理论值按照式(17)计算得到。

表 4 峰值应变理论值与试验值对比
Table 4 Comparison between theoretical and test values of $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$

Specimen No.	Test value $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	Theoretical value $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$	Error/%
STC1	1.00	1.01	1.00
STC2	1.12	1.08	3.44
STC3	1.21	1.16	4.29
STC4	1.45	1.42	2.17
STC5	1.86	1.81	2.69
STC6	1.45	1.50	3.80
STC7	1.92	1.94	0.98
STC8	1.45	1.58	9.14
STC9	2.02	2.01	0.43
RTC1	1.00	1.01	1.00
RTC2	1.54	1.56	1.17
RTC3	1.63	1.65	1.11

由表 4 可见, $\epsilon_{cc}/\epsilon_{co}$ 理论值与试验值误差较小,除试件 STC8 误差为 9.14% 外,其余试件误差均在 5% 以内,表明式(17)能够较准确地预测复合加固矩形木柱的峰值应变。

确定了峰值应变 ϵ_{cc} 及峰值应力 f_{cc} 后,可得到复合加固矩形木柱的受压应力-应变曲线第 2 段直线方程,如式(18)所示:

$$\begin{cases} \sigma = f_{cc} - k_s (\epsilon_{cc} - \epsilon) \\ k_s = \frac{f_{cc} - f_{co}}{\epsilon_{cc} - f_{co}/E_{cw}} \end{cases} \quad (18)$$

式中: k_s 是受压应力-应变曲线第 2 段直线斜率。

4.3 第 3 段直线方程

Youssef 等^[15]提出,当混凝土柱所受侧向约束不大时,其应力-应变曲线具有软化段,该软化段大致呈直线。由试验得到的试件荷载-位移曲线可知,换算后的应力-应变曲线存在软化段且大体呈直线,其斜率大小与 CFRP 布的包裹方式及内嵌钢筋的加固量等因素有关。

考虑到 CFRP 布、内嵌钢筋及植筋结构胶的影响,假设软化段斜率 k_d 与 CFRP 布包裹方式、内嵌钢筋加固量及植筋结构胶之间具有以下关系:

$$k_d = c + k_5 \frac{f_1}{f_{c,90}} + k_6 \frac{E_s A_s}{E_w A_w} + k_7 \frac{E_j A_j}{E_w A_w} \quad (19)$$

式中: k_5 、 k_6 、 k_7 为软化段斜率影响系数。

通过 Origin 软件自定义拟合函数对试验数据进行回归分析,回归得出 $c = -1\,124.94$ 、 $k_5 = 6\,781.72$ 、 $k_6 = 342.02$ 、 $k_7 = 12\,279.64$ 。代入式(19)可得:

$$k_d = -1\,124.94 + 6\,781.72 \frac{f_1}{f_{c,90}} + 342.02 \frac{E_s A_s}{E_w A_w} + 12\,279.64 \frac{E_j A_j}{E_w A_w} \quad (20)$$

表 5 为软化段斜率 k_d 理论值与试验值的对比。其中:软化段斜率 k_d 试验值由试验实测到的试件荷载-位移曲线计算得到;软化段斜率 k_d 理论值按照式(20)计算得到。

表 5 软化段斜率理论值与试验值对比
Table 5 Comparison between theoretical and test values of k_d

Specimen No.	Test value k_d	Theoretical value k_d	Error/%
STC1	-1 226.73	-1 124.94	8.30
STC2	-822.71	-923.02	12.19
STC3	-586.46	-673.46	14.83
STC4	-1 062.47	-985.31	7.26
STC5	-967.97	-837.15	13.51
STC6	-771.97	-728.60	5.62
STC7	-514.41	-550.22	6.96
STC8	-508.41	-508.98	0.11
STC9	-344.92	-375.73	8.93
RTC1	-1 232.44	-1 124.94	8.72
RTC2	-858.80	-936.91	9.10
RTC3	-608.76	-705.31	15.86

由表 5 可见, k_d 理论值与试验值误差在试验误差允许范围内,表明本文建议公式(式(20))能够较准确地预测复合加固矩形木柱的软化段斜率。

确定了软化段斜率 k_d 后,便能够得到复合加固矩形木柱的受压应力-应变曲线第3段直线方程,如式(21)所示:

$$\sigma = k_d(\epsilon - \epsilon_{cc}) + \sigma_{cc} \quad (21)$$

综上所述,复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变模型表示如下:

$$\sigma = \begin{cases} E_{cw} \times \epsilon, & \sigma \leq f_{co} \\ f_{cc} - k_s(\epsilon_{cc} - \epsilon), & f_{co} < \sigma \leq f_{cc} \\ k_d(\epsilon - \epsilon_{cc}) + \sigma_{cc}, & f_{cc} < \sigma \leq f_{cu} \end{cases} \quad (22)$$

5 模型验证

图8给出了各组试件由荷载-应变曲线、荷载-

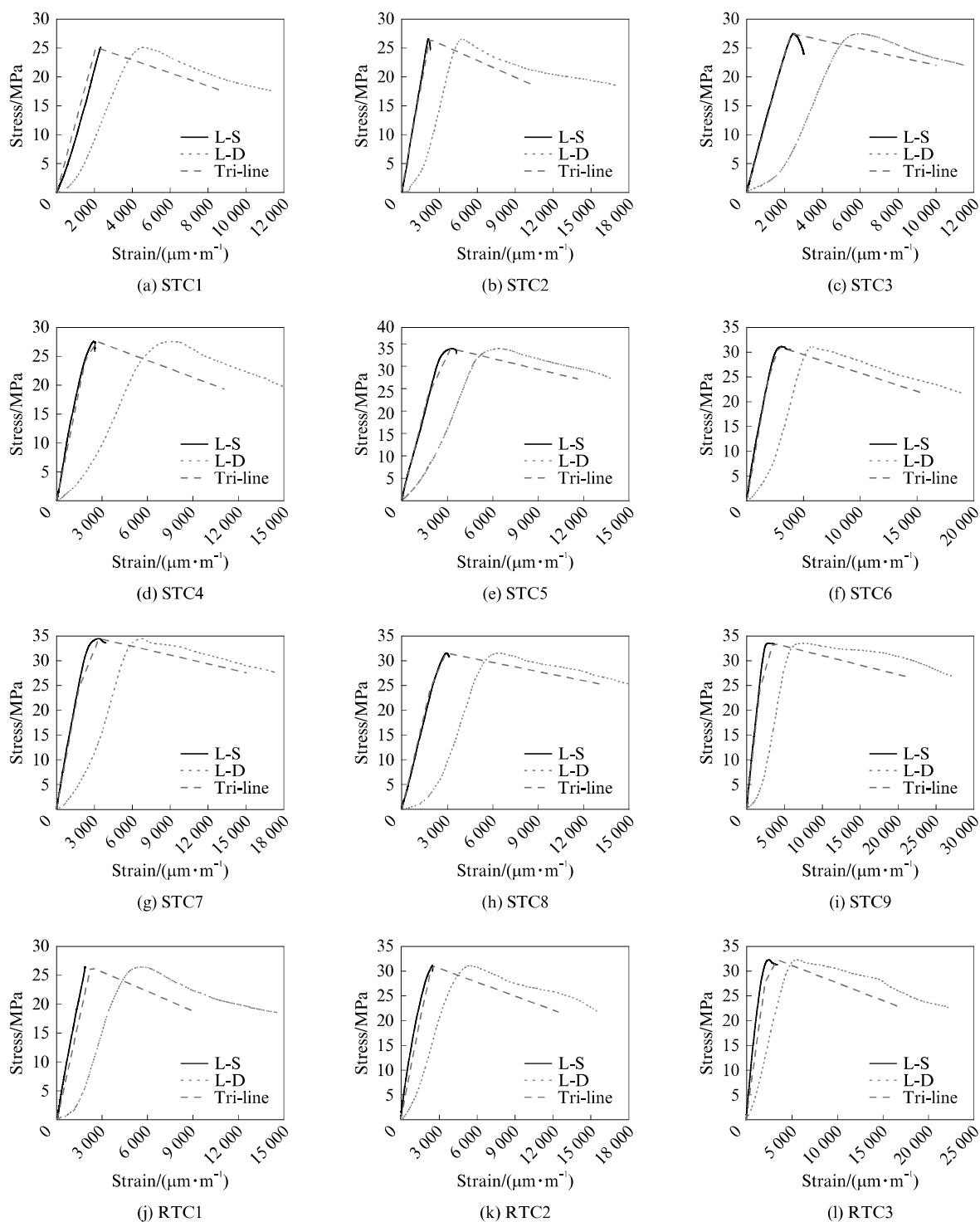


图8 试验和理论应力-应变曲线比较

Fig.8 Comparison of test and theoretical stress-strain curves

位移曲线换算得到的应力-应变曲线及计算得到的理论受压三折线应力-应变曲线。其中“L-S、L-D、Tri-line”分别表示由试件的荷载-应变曲线和荷载-位移曲线换算得到的应力-应变曲线以及计算得到的理论受压三折线应力-应变曲线。

加载到峰值荷载前,各组试件无明显破坏现象,此时随着荷载持续增大,竖向应变片可以有效采集到各组试件的竖向变形;而由于在加载初期试验机自身的找平、挤压缝隙等动作,使得位移计读数偏大,从而导致由位移换算的应变值较大,并不能真实反映各组试件的竖向变形情况。

由图8可见:由各试件的荷载-应变曲线换算得到的应力-应变曲线(L-S)上升段与受压三折线应力-应变曲线(Tri-line)上升段基本重合;由各试件的荷载-位移曲线换算得到的应力-应变曲线(L-D)下降段斜率与受压三折线应力-应变曲线(Tri-line)下降段斜率吻合良好,总体发展趋势一致。

综上所述,复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变模型理论计算值与试验值吻合良好,能够较好地预测复合加固矩形木柱的轴心受压力学性能。

6 结论

(1)参考已有文献的约束混凝土柱强度模型,提出了CFRP布约束矩形木柱的顺纹抗压强度计算模型。

(2)考虑木柱的顺纹受压、受CFRP布约束后木柱承载力的提升、钢筋的受压承载力贡献以及黏结胶层的受压承载力贡献,给出了复合加固矩形木柱轴心受压承载力计算公式。

(3)将木柱、内嵌钢筋以及外包CFRP布视为一种组合材料,提出了复合加固矩形木柱受压三折线应力-应变模型,且理论计算值与试验值吻合较好,验证了本文提出的受压三折线应力-应变模型的适用性。

参考文献:

- [1] 周钟宏,刘伟庆.碳纤维布加固木柱的轴心受压试验研究[J].工程抗震与加固改造,2006,28(3):44-48.
ZHOU Zhonghong, LIU Weiqing. Experimental study on timber columns strengthened by CFRP subjected to axial compression[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2006, 28(3): 44-48. (in Chinese)
- [2] 姚江峰,赵宝成,史丽远,等.复合纤维对圆形木柱抗压承载能力的加固试验研究[J].苏州科技学院学报(工程技术版),2006,19(4):1-4.
YAO Jiangfeng, ZHAO Baocheng, SHI Liyuan, et al. Experimental research on compression behaviors for circular timber column reinforced with advanced glass fiber composites[J]. Journal of University of Science and Technology of Suzhou (Engineering and Technology), 2006, 19(4): 1-4. (in Chinese)
- [3] 魏洋,张敏,蒋语桐,等.纤维材料加固木柱的试验研究[J].建筑结构,2009,39(11):104-106.
WEI Yang, ZHANG Min, JIANG Yumei, et al. Experimental research on timber columns strengthened with FRP sheets[J]. Building Structure, 2009, 39(11): 104-106. (in Chinese)
- [4] 淳庆,潘建伍.碳-芳混杂纤维布加固木柱轴心抗压性能试验研究[J].建筑材料学报,2011,14(3):427-431.
CHUN Qing, PAN Jianwu. Experimental study on mechanical properties of timber columns strengthened with CFRP/AFRP hybrid FRP sheets under axial compression[J]. Journal of Building Materials, 2011, 14(3): 427-431. (in Chinese)
- [5] 张天宇.CFRP布包裹加固旧木柱轴压性能试验研究[J].福建建筑,2005,92(2):49-51.
ZHANG Tianyu. Experimental research about old timber column wrapped by CFRP sheets[J]. Fujian Architecture and Construction, 2005, 92(2): 49-51. (in Chinese)
- [6] 袁书成,梁危,王清远,等.横向应变对复合材料加固木柱极限承载力计算分析[J].建筑结构,2013,43(增刊1):806-810.
YUAN Shucheng, LIANG Wei, WANG Qingyuan, et al. An analytical approach on the load carrying capacities of FRP-strengthened timber columns using the lateral strains[J]. Building Structure, 2013, 43(Suppl 1): 806-810. (in Chinese)
- [7] 邵劲松,刘伟庆,蒋桐,等.FRP加固轴心受压木柱应力-应变模型[J].工程力学,2008,25(2):183-187.
SHAO Jinsong, LIU Weiqing, JIANG Tong, et al. Stress-strain model for FRP-strengthened wood column under axial compression[J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(2): 183-187. (in Chinese)
- [8] 邵劲松,刘伟庆,王国民,等.FRP环向加固木柱轴心受压性能试验研究[J].玻璃钢/复合材料,2012(2):52-55.
SHAO Jinsong, LIU Weiqing, WANG Guomin, et al. Experimental study on axial compressive behavior of timber column laterality strengthened with FRP[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2012(2): 52-55. (in Chinese)
- [9] 朱雷,许清风.CFRP加固木柱性能的试验研究[J].工业建筑,2008,38(12):113-116.
ZHU Lei, XU Qingfeng. Experimental research on behavior of CFRP-reinforced timber columns[J]. Industrial Construction, 2008, 38(12): 113-116. (in Chinese)
- [10] LAM L, TENG J G. Compressive strength of FRP-confined concrete in rectangular columns[C]//International Conference on FRP Composites in Civil Engineering. Hong Kong: [s. n.], 2001: 335-343.
- [11] RICHART F E, BRANDTZAEG A, BROWN R L. A study of the failure of concrete under combined compression stresses [R]. Bulletin No. 185. Urbana: Engineering Experimental Station, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1928.
- [12] TENG J G, LAM L. Strength models for fiber-reinforced plastic-confined concrete[J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 2002, 128(5): 612-623.

- [13] 潘庆龙. 预应力碳纤维布约束大尺寸钢筋混凝土墩柱轴心受压性能试验研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2015.
PAN Qinglong. Experimental study on axial compressive behavior of large scale circular concrete columns confined by pre-stressed CFRP sheets [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2015. (in Chinese)
- [14] MANDER J B, PRIESTLEY M J N, PARK R. Theoretical stress-strain model for confined concrete[J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1988, 114(8): 1804-1826.
- [15] YOUSSEF M N, FENG Q, MOSALLAM A S. Stress-strain model for concrete confined by FRP composites[J]. Composites Part B: Engineering, 2007, 38(5-6): 614-628.

(上接第 170 页)

- LI Ziguang, REN Wu, HUANG Ying, et al. ANSYS-based temperature control and simulation and experiment on microwave-heating recycling asphalt pavement[J]. Chinese Journal of Construction Machinery, 2010, 8(2): 204-207, 218. (in Chinese)
- [16] 郭德栋. 基于微波与磁铁耦合效应的融雪除冰路面技术研究[D]. 西安: 长安大学, 2011.
GUO Dedong. Research on techniques of snow-melting and deicing pavement basing on microwave and magnet coupling effect[D]. Xi'an: Chang'an University, 2011. (in Chinese)
- [17] 孙铜生, 史金飞, 张志胜. 沥青路面微波热再生传热模型与解法[J]. 交通运输工程学报, 2008(5): 49-53, 60.
SUN Tongsheng, SHI Jinfei, ZHANG Zhisheng. Heat transfer model and solution of microwave hot recycling for asphalt pavement[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2008(5): 49-53, 60. (in Chinese)