

文章编号:1671-8879(2019)06-0078-11

环向约束作用下预应力传递长度理论解析和试验

谢发祥¹,李文祥¹,高翔¹,吉林²,陈欣^{1,3},吉伯海¹,阮静⁴

(1. 河海大学 土木与交通学院,江苏 南京 210098; 2. 江苏扬子大桥股份有限公司,江苏 南京 210004;
3. 江苏交通控股有限公司,江苏 南京 210008; 4. 江苏省交通工程建设局,江苏 南京 210029)

摘要:为改善梁体受力性能,研究了环向约束作用下的预应力传递长度并得出其解析方程。首先,通过考虑先张法预应力钢绞线的“Hoyer 效应”,采用厚壁圆筒理论模型,建立平衡方程、黏结力方程和相容方程,提出有环向约束作用下的先张法预应力钢绞线传递长度的理论表达式;其次,设计并进行先张法小梁试验,测量钢绞线放张 7 d 后预应力混凝土梁腹板(与钢绞线中心等高)位置处混凝土应变,验证提出的传递长度理论表达式的正确性;最后,对比预应力传递长度理论计算值、试验值和不同标准规范设计值。研究表明:在钢绞线周围设置环向约束弹簧可以显著缩短预应力传递长度(缩短量大约为 45%),有效改善梁体受力;提出的有环向约束作用下钢绞线预应力传递长度理论表达式能较好反映实际预应力传递长度,其理论计算值与实测值之比的平均值非常接近;先张法预应力的放张会增加预应力传递长度,在实际的施工中应该缓慢逐级放张,不宜直接切割放张。现行规范对预应力传递长度的计算是偏于保守和安全的;《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)的计算值最为保守;《CEB-FIB 2010 规范》和《ACI 318M-02 规范》中预应力筋传递长度的计算值比较接近实测值;《公路桥涵设计通用规范》(JTG D60—2015)计算结果处于中间位置。

关键词:桥梁工程;传递长度;试验研究;环向约束;先张法预应力梁

中图分类号:U446

文献标志码:A

DOI:10.19721/j.cnki.1671-8879.2019.06.009

Theoretical analysis and experimental on transmission length under circumferential constraints

XIE Fa-xiang¹, LI Wen-xiang¹, GAO Xiang¹, JI Lin², CHEN Xin^{1,3}, JI Bo-hai¹, RUAN Jing⁴

(1. School of Civil & Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, Jiangsu, China; 2. Jiangsu Yangtze Highway Bridge CO., Ltd., Nanjing 210004, Jiangsu, China; 3. Jiangsu Communications Holding Co., Ltd., Nanjing 210008, Jiangsu, China; 4. Jiangsu Province Transportation Engineering Construction Bureau, Nanjing 210029, Jiangsu, China)

Abstract: To improve the performance of the beam, the transmission length under circumference constraints was studied, and the analytical equation of transmission length was proposed. Firstly, by considering the “Hoyer effect” of pretensioned prestressed steel strands, the theoretical model of thick-walled cylinder was adopted to establish strand-concrete equilibrium equation, cohesive force equation and compatibility equation. The theoretical expression of the transfer length of the prestressed steel strand with spiral-hoop constraint was proposed. Secondly, eight beam experiments were designed and tested to measure the concrete strain at the

收稿日期:2019-06-04

基金项目:江苏省基础研究计划(自然科学基金)项目(BK2012412);中央高校基本科研业务费专项资金项目(2015B17614)

作者简介:谢发祥(1977-),男,江苏邳江人,副教授,工学博士,E-mail:xiexiang@vip.163.com。

position of the prestressed concrete girder web (the same height as the center of the strand) after 7 days of steel strand release, and the correctness of the transfer length was verified. Finally, the theoretical calculation values, experimental values and different standard specification design values of prestress transfer length were compared. The results show that the provision of a circumferentially constrained spring-loop around the strand can significantly shorten the prestressed transfer length (approximately 45% reduction), and can effectively improve the stress condition of the beams. The theoretical expression of the prestressed transfer length of the steel strand under the hoop constraint proposed can reflect the actual prestress transfer length very well. The average value of the theoretical and measured values agree with each other favorably. The release end of prestress strands will increase the prestress transfer length and the strands should be slowly released in actual construction and cannot be cut release directly. At the same time, it is found that the calculation of the prestressed transfer length of the current code is conservative and safe through comparison, the calculated values of the *Chinese Concrete Structure Design Specification* (GB 50010—2010) is the most conservative, and the calculated values of the transfer length by CEB-FIB 2010 and the ACI specification (ACI 318M-02), are relatively close to the measured values, and the *Chinese Code for Design of Highway Bridges and Culverts* (JTG D60—2015) is in the middle position. 4 tabs, 17 figs, 33 refs.

Key words: bridge engineering; transmission length; experimental study; circumferential constraint; pretensioned prestressed slab beam

0 引 言

20 世纪 90 年代,预应力技术逐渐发展成熟,预应力在桥梁工程中大量运用,有效降低了桥梁上部结构的梁高和自重,使得梁的截面特性得到充分利用。在桥梁内部存在的纵向预压应力,使得结构抵抗外荷载的工作性能、耐久性更为优越。因此,中国在建设高速公路过程中,较多采用了先张法预应力混凝土简支空心板结构^[1-4]。在先张法预应力混凝土构件中,当混凝土浇筑成型达到一定强度后放张预应力钢绞线,预应力在经过一段长度的传递后,通过钢绞线与混凝土之间的相互作用传递到混凝土构件中,其可对混凝土构件施加预压应力,提高结构的抗裂性、刚度和抗渗性能,这段长度即预应力“传递长度”^[5-7],传递长度的大小直接影响先张法预应力构件性能。

先张法预应力构件存在“Hoyer”效应,即钢绞线放张后会产生纵向缩短和径向膨胀,将导致钢绞线在传递长度内径向产生“楔形”效应^[8]。因此,确定和减小预应力传递长度对桥梁结构设计和结构安全性具有至关重要的作用。

目前,国内外学者针对先张法预应力传递长度开展了大量研究^[9-19]。部分学者对预应力传递长度关键影响因素和改进测量方法的研究较为系统。施

成等采用有限元软件 ANSYS 建立了先张法预应力小梁计算模型,分析了钢筋直径、混凝土强度对传递长度的影响,并通过现场试验进行了验证^[9]。刘九正设计制作先张法预应力混凝土构件,研究混凝土强度及钢绞线有效预应力对预应力传递长度的影响,并测试钢绞线切断后预应力筋拉应变及混凝土表面压应变^[5]。Mahmoud 设计制作 3 种不同类型钢绞线的混凝土构件,即普通 7 股钢丝预应力钢绞线、测深钢筋和碳纤维复合钢绞线(CFRP),通过测量预应力传递长度、锚固长度和钢筋与混凝土内表面的黏结力,研究钢筋材料对结构性能的影响,并结合试验数据提出不同材料钢筋对应的预应力传递长度计算公式^[10]。Larson 等基于先张法预应力混凝土构件单端预应力筋受力剖面的瞬时和时间相关分析,提出了预应力混凝土构件传递长度随时间变化的试验设置和试验方法,为相关规范制定提供了依据^[11]。Marti-vargas 等利用在预应力混凝土构件的不同位置上生成并数字化记录的激光散斑图,提出了一种快速、非接触式测定预拉伸传递长度的方法,并通过试验验证了该方法的有效性^[12]。上述学者研究均表明:预应力传递长度与混凝土强度、预应力筋直径和钢绞线有效预应力相关,传递长度随混凝土强度的增大而减小,随预应力筋直径的增大而增大,随钢绞线有效预应力的增大而增大。也有学者

针对如何减小预应力传递长度开展了相关研究。王梦等基于直径 10 mm 螺旋钢丝与混凝土黏结-滑移本构关系,运用有限元软件 ANSYS,分析预应力钢筋端部不设置和设置锚固板时,先张法预应力轨道板的混凝土压应变、预应力钢筋轴力和滑移区长度,研究预应力钢筋端部设置锚固板对预应力传递长度减小的作用机理,结果表明,锚固板承担了大部分预应力钢绞线的张拉力,锚固板的设置对减小预应力传递长度具有显著作用,且锚固板直径越大,预应力传递长度越小,但达到一定值后,在增大锚固板直径对预应力传递长度的影响较小^[13]。陈萌等通过先张法构件预应力螺旋肋(HR)钢棒的预应力传递长度试验,详细分析了钢棒相对有效预应力、混凝土抗拉强度、钢棒直径和配箍率等因素对预应力传递长度的影响,并在试验数据基础上,并根据 HR 钢棒黏结锚固性能试验研究结果,提出预应力 HR 钢棒的预应力传递长度计算公式^[14]。目前从理论解析角度对先张法预应力传递长度的相关研究较少,仅 Abdelatif 等利用厚壁圆筒理论模型,提出了预应力传递长度理论解析解,并通过有限元软件 ANSYS 进行验证^[15]。综上,国内外学者对先张法预应力传递长度的研究手段比较单一,往往仅通过试验或者是有限元分析,缺乏理论解和试验结果的相互验证和支持。

本文研究了在钢绞线周围设置环向约束弹簧作用下对预应力传递长度的影响,获得了在钢绞线周围设置环向约束后对传递长度影响程度,提出了有环向约束预应力传递长度理论表达式,通过设置环向约束的预应力小梁试验,并将试验结果与理论解和国内外相关规范进行了对比和验证。

1 传递长度的理论分析

为分析钢绞线放张之后与混凝土之间的相互作用,本文假设混凝土和预应力钢绞线均为弹性材料,并且预应力钢绞线为实心圆柱体,其直径为钢绞线松弛状态下的公称直径;混凝土为空心圆柱体,其内径为预应力钢绞线张拉后钢筋直径,外径为钢绞线圆心距混凝土表面最近距离,基本力学模型如图 1 所示。根据厚壁圆筒理论,预应力钢绞线放张以后,端部膨胀,对混凝土形成压力,沿着直径方向应力逐渐降低,至混凝土自由表面时其应力为 0。

在钢绞线周围设置径向弹簧约束以后,弹簧以内的混凝土变形被有效约束,其扩张引起的径向压

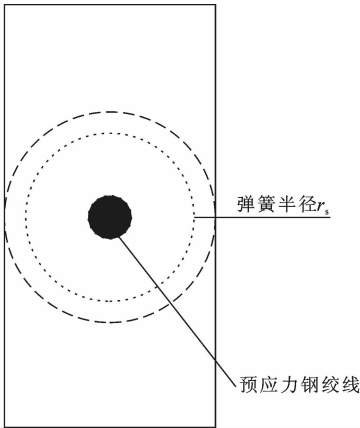


图 1 基本力学模型
Fig. 1 Basic mechanical model

力为弹簧约束承担,能有效防止由于“Hoyer”效应导致的混凝土微裂缝扩展,起到提高结构抗裂性能的作用,其计算模型如图 2 所示。

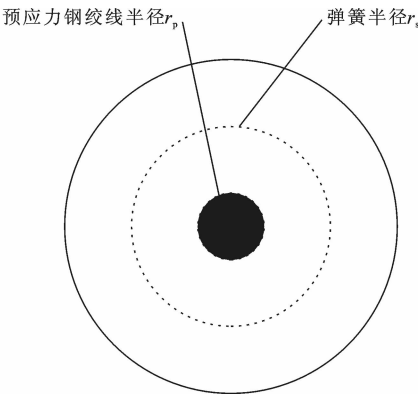


图 2 厚壁圆筒计算模型
Fig. 2 Calculation model of thick-wall cylinder

1.1 平衡方程

考虑钢绞线微小单元 dx ,径向应力受到混凝土的压力为 p ,与混凝土之间的黏结应力为 f_{bx} ,钢绞线的轴向应力 f_{px} 如图 3 所示。可以建立单位平衡方程

$$\frac{df_{px}}{dx}r=2f_{bx} \tag{1}$$

式中: df_{px} 为轴向应力增量; r 为钢绞线半径。

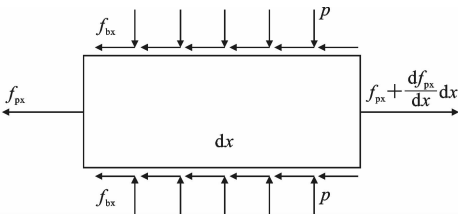


图 3 预应力钢筋应力
Fig. 3 Stress on pre-tensioning steel

1.2 黏结力方程

钢绞线与混凝土之间的黏结力有 3 个主要组成因素^[20-25]:①钢筋与混凝土的化学黏结力;②钢筋与混凝土的摩擦力;③机械咬合力。钢绞线与混凝土之间的摩擦力主要取决于钢绞线与混凝土之间的摩擦力^[6],因为其中化学黏结力的效应较小,两者一旦产生滑动即会消失,而机械咬合力和摩擦力很难分离,但是可以利用库仑摩擦定律,将其表示为

$$f_{bx} = \mu p \quad (2)$$

式中: μ 为摩擦因数。

1.3 相容方程

钢绞线与混凝土的表面始终接触,两者之间始终存在如图 4 所示的变形协调条件,即钢绞线外表面径向变形等于混凝土内表面径向变形,如式(3)所示

$$r_p + u_{r,p} = r_{c,1} + u_{r,c} \quad (3)$$

式中: $u_{r,p}$ 为钢绞线径向变形; $u_{r,c}$ 为混凝土径向变形; r_p 为钢绞线无应力半径; $r_{c,1}$ 为混凝土初始半径,即钢绞线张拉后的半径。

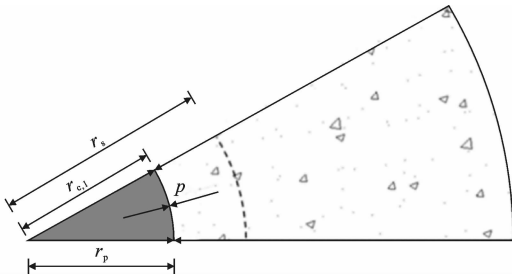


图 4 混凝土与预应力钢筋接触面

Fig. 4 Interface between concrete and pre-stressing bar

由于钢绞线与混凝土之间存在相互作用,根据厚壁圆筒理论^[26],在如图 5 所示的三向应力作用下,在半径为 r 处的径向变形 u_r ,可表示为^[20]

$$u_r = \left[\frac{1-\nu a^2}{E} \frac{p_i - b^2 p_e}{b^2 - a^2} - \frac{\mu \sigma_z}{E} \right] r + \left[\frac{1+\nu a^2}{E} \frac{b^2 (p_i - p_e)}{b^2 - a^2} \right] \frac{1}{r} \quad (4)$$

式中: a 为厚壁圆筒内径; b 为厚壁圆筒外径; p_i 为内部径向应力; p_e 为外部径向应力; E 为弹性模量; ν 为泊松比; σ_z 为轴向应力。

根据式(3)、式(4),通过计算钢绞线和混凝土的变形量,在无弹簧约束的情况下,可以建立钢绞线与混凝土之间的变形协调方程,进而通过求解方程获得沿钢绞线方向的预应力分布。但是在有弹簧约束的时候,需要确定由于弹簧约束导致的额外压应力,才能求得作用在钢绞线径向的压应力。求解的基本

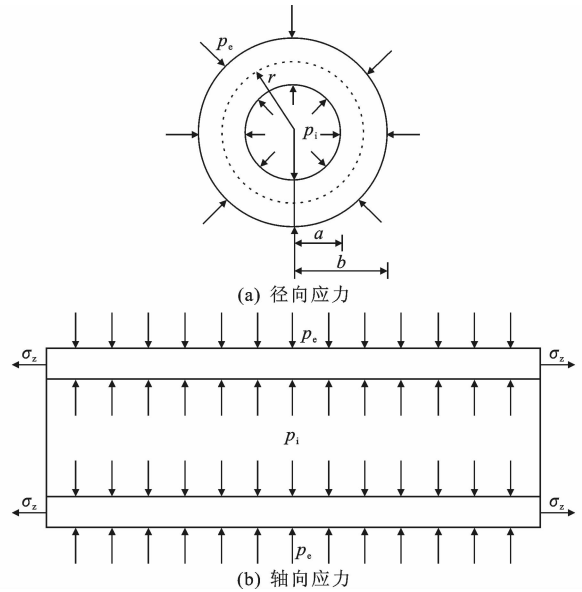


图 5 厚壁圆筒应力

Fig. 5 Applied pressures in a hollow cylinder

步骤如下所述。

1.3.1 钢绞线张拉后的径向变形

钢绞线张拉以后,在径向拉力 f_{px} 作用下,其边界 r_p 处的径向变形可描述如下

将 $u_{r,p} = u_r |_{p_i=0, \sigma_z=f_{px}, a=0, b=r_p, E=E_p, \nu=\nu_p}$ 带入式(4)得

$$u_{r,p} = \frac{-p(1-\nu_p)}{E_p} r_p - \frac{\nu_p f_{px}}{E_p} r_p \quad (5)$$

式中: E_p 为钢绞线弹性模量; ν_p 为钢绞线泊松比。

1.3.2 约束弹簧对混凝土的约束作用

在钢绞线周围设置环向约束弹簧,约束了混凝土变形,对内部混凝土施加额外的压应力 p_{es} ,为求该压力,本文假定弹簧半径 r_s 处的径向变形为 0,即 $u_{r,c} = 0 |_{p_i=p, \sigma_z=-f_c, a=r_{c,1}, b=r_s, E=E_c, \nu=\nu_c}$,根据这个附加的条件,可以获得由于弹簧导致的压应力 p_{es} 为

$$p_{es} = \frac{2r_{c,1}^2 p + \nu_c f_c (r_s^2 - r_{c,1}^2)}{(1-\nu_c) r_s^2 + (1+\nu_c) r_{c,1}^2} \quad (6)$$

式中: f_c 为混凝土抗压强度; ν_c 为混凝土泊松比。

获得 p_{es} 以后,即可获得与钢绞线接触位置的混凝土内部表面径向变形 $u_{r,c}$,如下

将 $u_{r,c} = u_r |_{p_i=p, p_e=p_{es}, \sigma_z=-f_c, a=r_{c,1}, b=r_s, E=E_c, \nu=\nu_c}$ 带入式(4),得

$$u_{r,c} = \left[(1-\nu_c) \nu_c \frac{r_{c,1}^2 p + (1+\nu_c) r_{c,1}^2 p_{es}}{r_{c,1}^2 (r_s^2 - r_{c,1}^2) \nu_c f_c - 2r_{c,1}^2 r_s^2 p_{es}} \right] / E_c (r_s^2 - r_{c,1}^2) \quad (7)$$

式中: E_c 为混凝土弹性模量。

结合式(1)、式(2)、式(3)、式(5)、式(7),并考虑

到截面上力的平衡条件 $f_{px}A_p=f_cA_c$,即可将钢绞线受到的径向压应力 p 用钢绞线径向应力表示为

$$p=A+Bf_{px}\tag{8}$$

其中

$$A=E_cE_p(r_{c,1}-r_p)[-r_s^2(\nu_c-1)+r_{c,1}^2(1+\nu_c)]/\{-E_p r_{c,1}(r_{c,1}^2-r_s^2)\cdot(\nu_c^2-1)+E_c r_p[-r_s(\nu_c-1)+r_{c,1}^2(1+\nu_c)](\nu_p-1)\}$$
$$B=\{-[A_pE_p r_{c,1}(r_{c,1}^2-r_s^2)\nu_c(\nu_c+1)]/A_c+E_cE_p[-r_s^2(\nu_c-1)+r_{c,1}^2(1+\nu_c)\nu_p]\}/\{-E_p r_{c,1}(r_{c,1}^2-r_s^2)(\nu_c^2-1)+E_c r_p[-r_s(\nu_c-1)+r_{c,1}^2(1+\nu_c)](\nu_p-1)\}$$

式中: A_p 为钢绞线横截面面积; A_c 为混凝土横截面面积。

需要说明的是,在无弹簧约束的情况下,只要在本文解的基础上,令 $p_e=0,r_s=b$ 即可,因此文献[15]是本文解的一种特殊情况。

1.4 传递长度数学表达式

考虑到钢绞线径向变形,可知预应力钢绞线半径如下所示

$$r=r_p+u_{r,p}=r_p+\frac{-p(1-\nu_p)}{E_p}r_p-\frac{\nu_p f_{px}}{E_p}\tag{9}$$

结合式(1)、式(2)、式(8)、式(9)得到

$$dx=\frac{r_p}{2\mu}\left(\frac{1}{A+Bf_{px}}-\frac{1-\nu_p}{E_p}-\frac{\nu_p f_{px}}{E_p}\frac{1}{A+Bf_{px}}\right)df_{px}$$

对等式两边积分得到钢绞线纵向应力分布与位置的关系,如下所示

$$x=\frac{r_p}{2\mu}\left[\left(\frac{1}{B}+\frac{\nu_p}{B^2E_p}\right)\ln\left(1+\frac{B}{A}f_{px}\right)-\left(\frac{1-\nu_p}{E_p}+\frac{\nu_p}{BE_p}\right)f_{px}\right]\tag{10}$$

钢绞线预应力传递长度计算可采用 95% 恒应变法^[27-28],即取钢绞线有效预应力 σ_{pc} 为平均最大应

力值的 95%。则可以获得钢绞线预应力传递长度理论表达式,如下所示

$$l_{tr}\frac{r_p}{2\mu}\left[\left(\frac{1}{B}+\frac{\nu_p}{B^2E_p}\right)\ln\left(1+0.95\frac{B}{A}f_{pe}\right)-0.95f_{pe}\left(\frac{1-\nu_p}{E_p}+\frac{\nu_p}{BE_p}\right)\right]\tag{11}$$

式中: l_{tr} 为预应力传递长度; f_{pe} 为平均最大应力值。

2 试验验证

2.1 材料特性

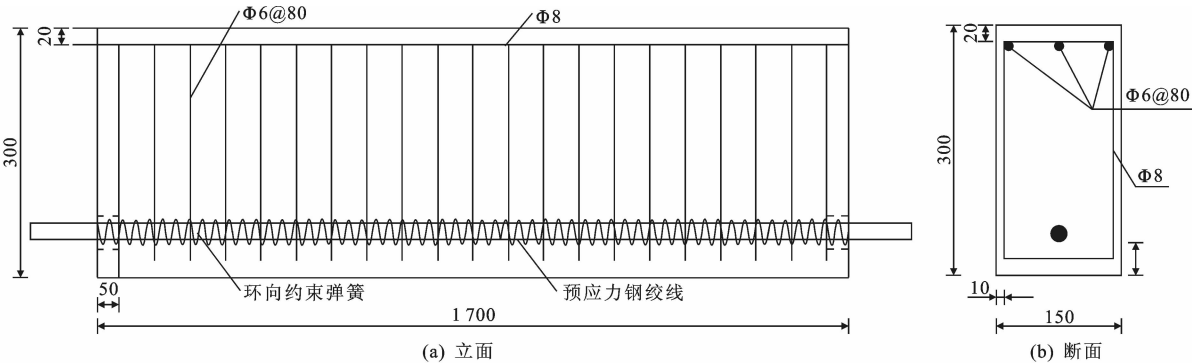
小梁试验采用先张法预应力混凝土矩形梁。混凝土设计强度为 C50,采用水泥:水:石子:砂=1:0.39:2.78:1.27 的配比,水泥型号为 42.5,水灰比为 0.39,减水剂采用萘系高效减水剂,掺量(质量分数,下同)为 0.5%。经自然养护 28 d 后,混凝土立方体抗压强度 f_{cu} 为 40 MPa,其材料特性如表 1 所示。

表 1 材料特性

Tab. 1 Characteristics of materials

材料	弹性模量 E/MPa	泊松比 ν	实测立方体 抗压强 f_{cu}/MPa	抗拉强度 f_{tk}/MPa
混凝土	3.25×10^4	0.2	40	
钢绞线	1.95×10^5	0.3		1 860

预应力钢绞线采用 1 860 级 7 根钢丝捻制的直径 d 为 15.2 mm 的标准低松弛预应力钢绞线,采用液态油压机进行人工逐级张拉,其材料参数如表 2 所示。弹簧采用 6-30-30 mm(钢筋直径-螺圈直径-螺圈间距)的 HPB335 光圆钢筋,套箍在预应力钢绞线上,长度与梁长一致。梁体上缘均匀布置 3 根纵向钢筋,纵向钢筋采用直径为 8 mm 的 HPB335 光圆钢筋;箍筋采用直径为 6 mm 的 Q235 光圆钢筋,间隔为 80 mm 全长布置。梁体截面和钢筋布置如图 6 所示。



单位: mm

图 6 板梁配筋

Fig. 6 Plate girder reinforcement

表 2 试验构件主要参数

Tab. 2 Main parameters of test component

试件编号	梁长 l/mm	梁宽 m/mm	梁高 h/mm	保护层厚度 c/mm	钢绞线 直径 d/mm	张拉控制应力 $\sigma_{\text{con}}/\text{MPa}$	有效预应力 $\sigma_{\text{pe}}/\text{MPa}$	有无弹簧
As	1 700	150	300	40	15.2	1 187	1 055	有
B	1 700	150	300	40	15.2	1 187	1 055	无
Cs	1 700	150	300	40	15.2	1 194	1 065	有
D	1 700	150	300	40	15.2	1 194	1 065	无
Es	1 700	150	300	40	15.2	1 187	1 050	有
F	1 700	150	300	40	15.2	1 187	1 050	无
Gs	1 700	150	300	40	15.2	1 194	1 060	有
H	1 700	150	300	40	15.2	1 194	1 060	无

2.2 试验梁参数

有弹簧约束与无弹簧约束的小梁的截面和钢筋配置相同,差异仅在于钢绞线周围有无弹簧约束。预制的试验梁编号和钢绞线控制张拉应力如表 2 所示。梁编号中 s 表示该小梁的钢绞线有环向弹簧约束。

2.3 预应力传递长度的确定

在预应力混凝土梁腹板(与钢绞线中心等高)位置布置测点,测点间距 $50\pm1\text{ mm}$,如图 7 所示。采用英国 Demec 机械式应变仪(精度为 0.001 mm)测量预应力钢绞线放张后 7 d 后($144\pm2\text{ h}$)的混凝土的应变,如图 8 所示。本文根据有关文献,采用 95%平均应变值(95% AMS)与应变上升段的交点为预应力传递长度的实测值^[5]。

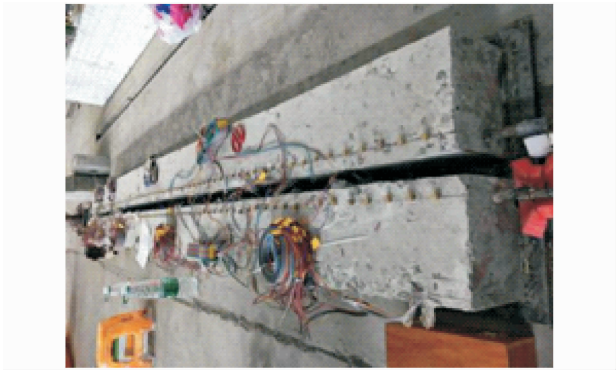


图 7 测点布置

Fig. 7 Layout of measure points

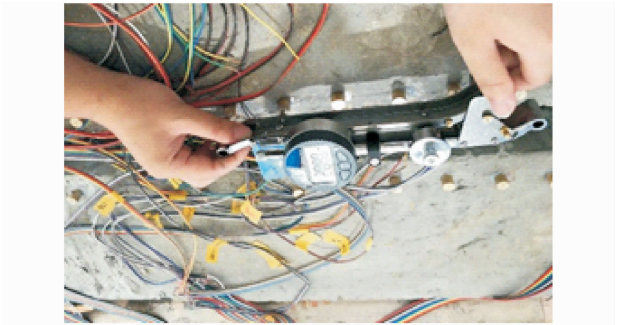


图 8 混凝土应变的测量

Fig. 8 Measurement of concrete strains

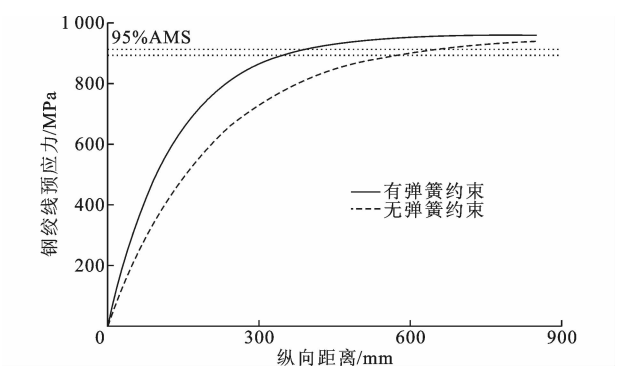


图 9 传递长度理论值($\sigma_{\text{pe}}=1\ 050\text{ MPa}$)

Fig. 9 Theoretical values of transmission length ($\sigma_{\text{pe}}=1\ 050\text{ MPa}$)

数代入式(11),可以得出有效预应力 σ_{pe} 为 $1\ 050$ 、 $1\ 055$ 、 $1\ 060$ 、 $1\ 065\text{ MPa}$ 的钢绞线预应力与纵向距离关系如图 9~图 12 所示。传递长度理论计算值见表 3。

3 预应力传递长度分析

3.1 理论计算值

由式(13)可知,预应力传递长度与包括混凝土强度、钢绞线参数、摩擦因数等参数有关,如表 2 所示。参考 Donoso 的相关研究^[29],本文定义钢绞线与混凝土之间的摩擦因数 $\mu=0.4$ 。将相关试验参

由图 9~图 12 及表 3 可见:当钢绞线有效预应力为 $1\ 050\text{ MPa}$,周围不设置环向约束弹簧时,预应力传递长度理论值为 573 mm ;钢绞线周围设置环向约束弹簧时,预应力传递长度理论值为 400 mm ,缩短了 43.3% 。与其他预应力钢绞线一致,当钢绞线周围设置环向约束弹簧后,钢绞线预应力传递长度均有明显缩短。如当钢绞线有效预应力为

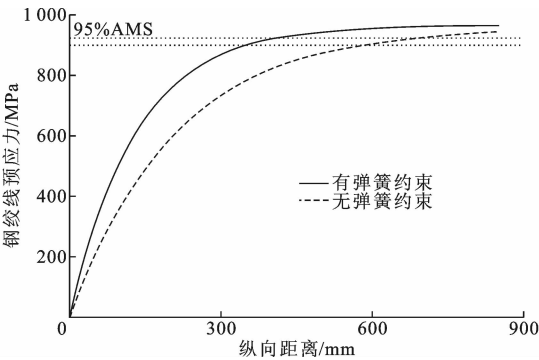


图 10 传递长度理论值($\sigma_{pc}=1\ 055\text{ MPa}$)

Fig. 10 Theoretical values of transmission length ($\sigma_{pc}=1\ 055\text{ MPa}$)

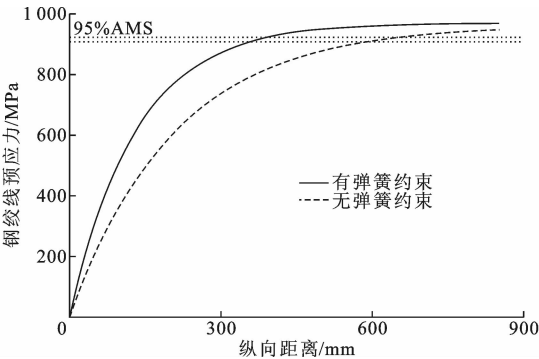


图 11 传递长度理论值($\sigma_{pc}=1\ 060\text{ MPa}$)

Fig. 11 Theoretical values of transmission length ($\sigma_{pc}=1\ 060\text{ MPa}$)

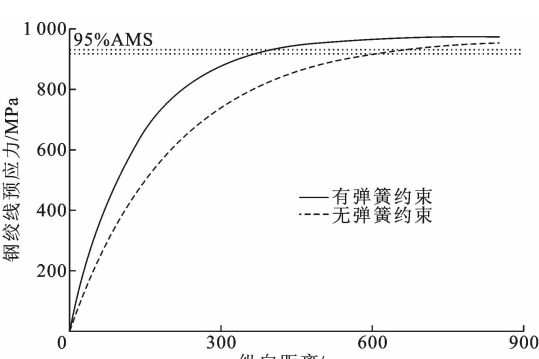


图 12 传递长度理论值($\sigma_{pc}=1\ 065\text{ MPa}$)

Fig. 12 Theoretical values of transmission length ($\sigma_{pc}=1\ 065\text{ MPa}$)

1 055 MPa时,周围设置环向约束弹簧后,预应力传递长度理论值从 580 缩短至 403 mm,缩短了 43.9%;当钢绞线有效预应力为 1 060、1 065 MPa 时,预应力传递长度理论值分别缩短了 46.4%和 48.2%。

可见,预应力传递长度与钢绞线有效预应力呈正相关,而在钢绞线周围设置环向约束弹簧能够明显缩短预应力传递长度,对改善梁体受力性能具有

表 3 传递长度理论值计算

Tab. 3 Calculations of theoretical transmission length

有效预应力 σ_{pc}/MPa	有无弹簧 约束	传递长度理论值 l_{tr}/mm	缩短量/ %
1 050	有	400	43.3
	无	573	
1 055	有	403	43.9
	无	580	
1 060	有	405	46.4
	无	593	
1 065	有	413	48.2
	无	612	

注:缩短量为无弹簧约束和有弹簧约束时之差与有弹簧约束时的传递长度理论值之比。

积极作用。

3.2 试验值

选取不同试验小梁放张后 144 h 的测点数据进行分析,梁体左右两端混凝土压应变随纵向距离的变化如图 13~图 16 所示,试验获得的传递长度见表 4。

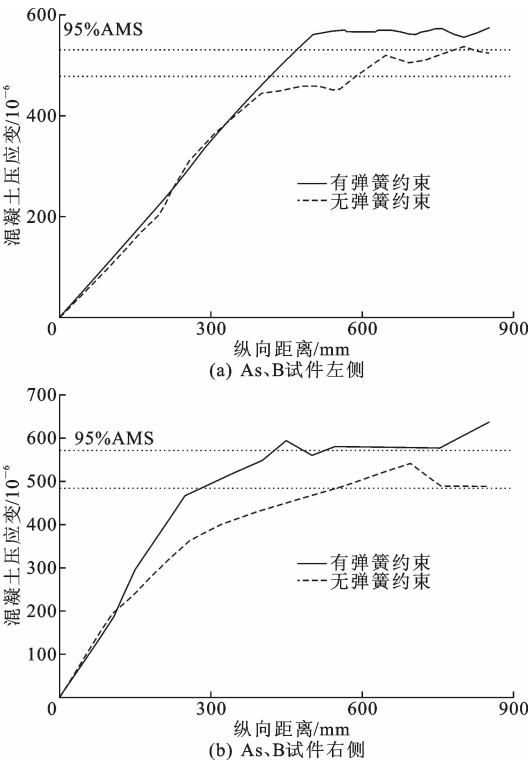


图 13 As、B 试件左右端传递长度试验值($\sigma_{pc}=1\ 055\text{ MPa}$)

Fig. 13 Test values of transfer length of left and right ends of As and B specimens ($\sigma_{pc}=1\ 055\text{ MPa}$)

由图 13~图 16 以及表 4 可知,钢绞线有效预应力为 1 055 MPa 时,B 梁钢绞线周围不设置环向约束弹簧,左右端预应力传递长度分别为 602、564 mm,而设置环向约束弹簧后的 As 梁,左右端

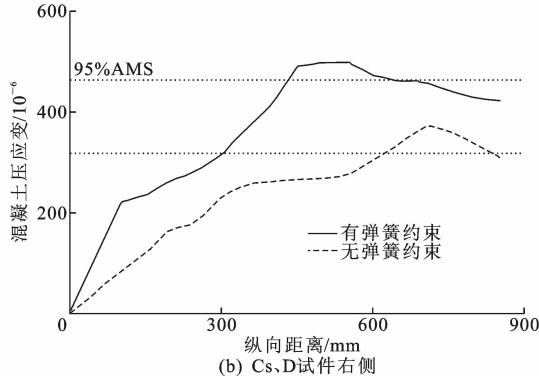
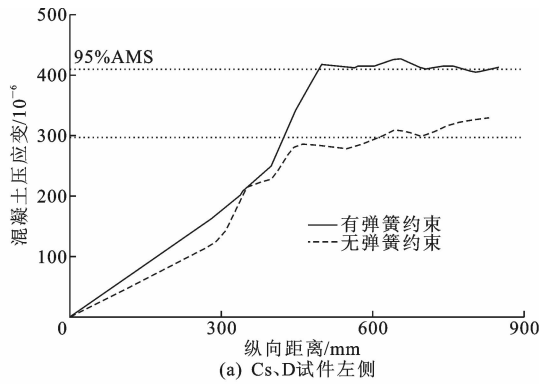


图 14 Cs、D 试件左右端传递长度试验值($\sigma_{pc}=1\ 065\ \text{MPa}$)
Fig. 14 Test values of transfer length of left and right ends of Cs and D specimens ($\sigma_{pc}=1\ 065\ \text{MPa}$)

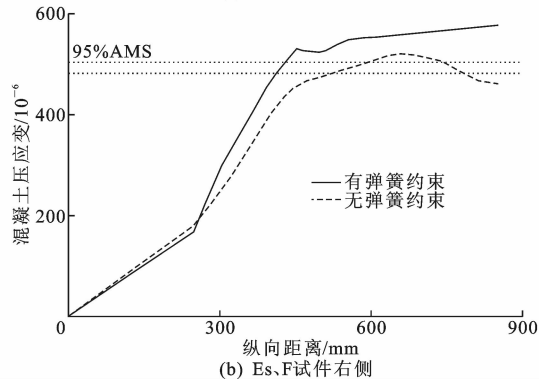
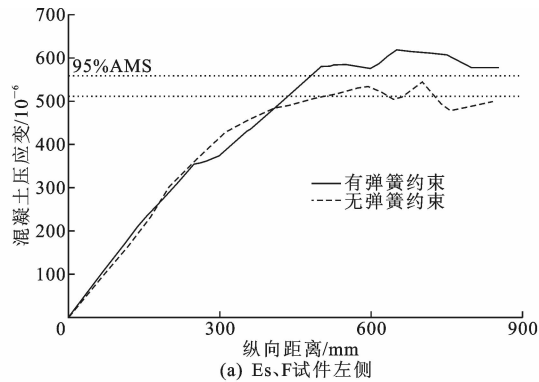


图 15 Es、F 试件左右端传递长度试验值($\sigma_{pc}=1\ 050\ \text{MPa}$)
Fig. 15 Test values of transfer length of left and right ends of Es and F specimens ($\sigma_{pc}=1\ 050\ \text{MPa}$)

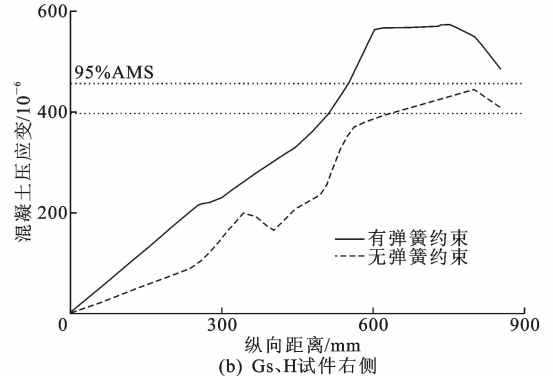
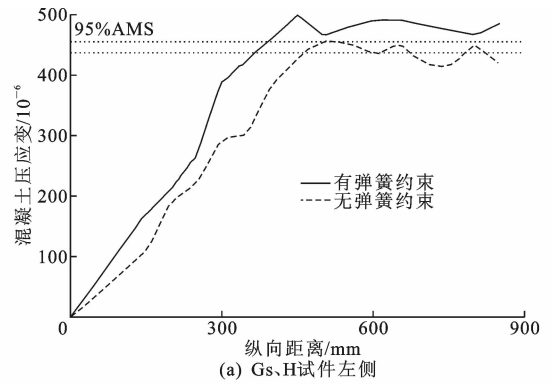


图 16 Gs、H 试件左右端传递长度试验值($\sigma_{pc}=1\ 060\ \text{MPa}$)
Fig. 16 Test values of transfer length of left and right ends of Gs and H specimens ($\sigma_{pc}=1\ 060\ \text{MPa}$)

短了 29.5% 和 34.0%。与其他对比梁的基本情况一致,左右端的传递长度均有不同程度的减小,如 Cs 梁和 D 梁钢绞线有效预应力为 1 065 MPa,周围设置环向约束弹簧后,左右端传递长度缩短了 25.9% 和 57.6%。Es 梁左右端传递长度则缩短了 8.1% 和 21.2%,而 Gs 梁左右端传递长度分别缩短了 14.6% 和 11.2%。可见,在钢绞线周围设置约束弹簧后,能显著减小预应力传递长度。梁体左右端的缩短程度不同,这是本文试验过程中均为左端放张钢绞线导致的,虽然采用的是分级放张,但是放张左端仍受钢绞线与混凝土之间的滑移影响了传递长度。

计算值与实测值的对比如表 4 所示。本文计算值与实测值之比的均值为 0.973,标准差为 0.096,说明本文公式能够较好反映钢绞线在环向约束情况下的预应力传递长度。因此通过试验和计算值的对比可知,在钢绞线周围设置环向约束能够有效减小先张法预应力的传递长度,同时由于放张端的冲击导致混凝土局部受损而影响了传递长度。

3.3 与规范值的对比

目前不同规范均对先张法预应力的传递长度做了相应的规定,虽然没有相关增加约束弹簧以后的

预应力传递长度分别缩短至 465、421 mm,分别缩

条文,但是与本文无弹簧约束的情况进行对比还是有一定的意义。本文选择几本典型规范^[30-33]的计算值进行对比分析。

将不同规范计算结果及本文理论计算与实测结果进行对比,结果如表 4 所示。预应力传递长度计算值与实测值的分布如图 17 所示。

表 4 传递长度对比
Tab. 4 Comparison of transmission length

试件 编号	有效预应力 σ_{pe} /MPa	实测值/mm			各计算值与实测值之比				
		左端	右端	均值	本文方法	文献[30]结果	文献[31]结果	文献[32]结果	文献[33]结果
As	1 055	465	421	443	0.910				
B	1 055	602	564	583	0.995	2.410	1.328	1.156	1.148
Cs	1 065	483	396	439	0.941				
D	1 065	608	624	616	0.994	2.302	1.265	1.104	1.097
Es	1 050	473	429	451	0.887				
F	1 050	511	520	516	1.110	2.709	1.500	1.298	1.293
Gs	1 060	391	564	478	0.847				
H	1 060	448	627	538	1.102	2.625	1.439	1.257	1.249
均值					0.973	2.512	1.381	1.204	1.197
标准差					0.096	0.188	0.109	0.089	0.090

由表 4 和图 17 可见,现行规范中对先张法构件预应力筋的预应力传递长度计算值均大于实测值,说明现行规范的计算是偏于保守和安全的。《CEB-FIB 2010 规范》^[31]和《ACI 318M-02 规范》^[32]中对预应力筋传递长度的计算值相对比较接近实测值,文献[28]计算结果处于中间位置。按照本文公式对无黏结预应力筋的传递长度计算结果与实测值非常接近,而有环向约束的计算值相比实测值略小(小于 2.7%左右),这是由于环向约束不能完全限制内部混凝土的径向位移引起的。

的预测精度较好,对今后桥梁结构设计具有一定的指导意义。在有环向约束的情况下,理论值略小于实测结果,这可能是由于环向弹簧约束并不能完全限制内部混凝土位移导致的。

(3)先张法预应力的放张会增加预应力传递长度,在实际的施工中应该缓慢逐级放张,不宜直接切割放张。

(4)现行规范中对钢绞线传递长度的计算是偏于保守和安全的,《CEB-FIB 2010 规范》中对于预应力筋传递长度的计算值与实测值最为接近。

(5)为使该预应力传递长度计算公式在桥梁结构设计中获得更广泛的推广应用,后续还要继续进行优化改进,应进一步考虑约束弹簧钢筋直径等因素对传递长度的影响,使其具有更高的精度和更广泛的适用性。

参考文献:
References:

[1] 胡克旭,刘宜良,汪 洋.不同方法加固预应力混凝土空心板受力性能试验研究[J].结构工程师,2014,30(1):130-136.
HU Ke-xu,LIU Yi-liang,WANG Yang. Experimental study on mechanical performances of different strengthening methods for pre-stressed hollow core concrete slabs[J]. Structural Engineers,2014,30(1): 130-136.
[2] 袁爱民,周元华,戴 航,等.克服典型病害的新型预应力混凝土空心板梁设计[J].重庆大学学报:自然科学版,2012,35(10):124-129.

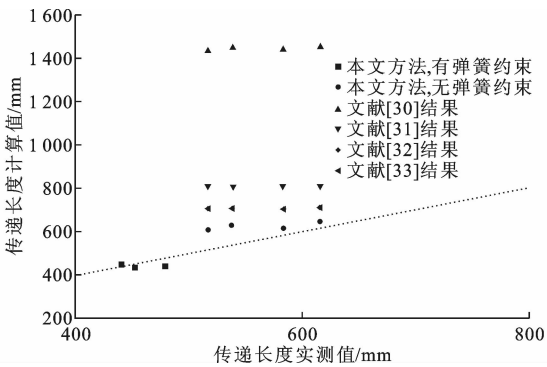


图 17 传递长度实测值与计算值对比

Fig. 17 Comparisons of calculated and measured values of transmission length

4 结 语

(1)钢绞线周围设置环向约束弹簧能够明显缩短预应力传递长度,对改善梁体受力性能具有积极作用。

(2)试验和理论结果表明,本文公式对传递长度

- YUAN Ai-min, ZHOU Yuan-hua, DAI Hang, et al. A new type of prestressed concrete hollow girder design for overcoming the typical diseases [J]. Journal of Chongqing University: Natural Science, 2012, 35(10): 124-129.
- [3] 康省桢. 预应力混凝土空心板梁桥破坏机理试验研究[D]. 郑州: 郑州大学, 2010.
- KANG Sheng-zhen. Experimental study on failure mechanism of prestressed concrete hollow slab beam bridge [D]. Zhengzhou: Zhengzhou University, 2010.
- [4] 魏洪涛. 预应力空心板梁结构开裂病害的研究[D]. 天津: 河北工业大学, 2007.
- WEI Hong-tao. The research to the crack disease of prestressed concrete slab-beam [D]. Tianjin: Hebei University of Technology, 2007.
- [5] 刘九正. 先张法混凝土构件预应力传递长度试验研究[J]. 中外公路, 2013, 33(5): 201-206.
- LIU Jiu-zheng. Experimental research on transmission length of pre-tensioned prestressed concrete specimen [J]. Journal of China & Foreign Highway, 2013, 33(5): 201-206.
- [6] 谢丽丽, 冯 辉, 刘立新, 等. 先张法预应力混凝土梁钢绞线预应力传递长度的试验研究[J]. 建筑科学, 2007, 23(5): 34-36, 4.
- XIE Li-li, FENG Hui, LIU Li-xin, et al. Experimental study on the transfer length of prestressing strands in pretension of concrete beams [J]. Building Science, 2007, 23(5): 34-36, 4.
- [7] 徐有邻, 宇秉训, 朱 龙, 等. 钢绞线预应力传递性能的试验研究[J]. 建筑结构, 1997(3): 26-29.
- XU You-lin, YU Bing-xun, ZHU Long, et al. Experimental study on stress-transmission length of prestressing strands [J]. Building Structures, 1997(3): 26-29.
- [8] BRIERE V, HARRIES K A, KASAN J, et al. Dilation behavior of seven-wire prestressing strand—The Hoyer effect [J]. Construction & Building Materials, 2013, 40(7): 650-658.
- [9] 施 成, 王继军, 王 梦, 等. 先张法轨道板预应力传递长度的关键影响因素研究[J]. 铁道建筑, 2015(2): 96-100.
- SHI Cheng, WANG Ji-jun, WANG Meng, et al. Research on key influential factors of transmission length of pretress in track slab by pretensioning method [J]. Railway Building, 2015(2): 96-100.
- [10] MAHMOUD Z I. Bond characteristics of fibre reinforced polymers prestressing reinforcement [D]. Alexandria: Alexandria University, 1997.
- [11] LARSON K, ZHAO W, PETRMAN R, et al. Development of a laser-speckle imaging device to determine the transfer length in pre-tensioned concrete members with SCC and conventional concrete [R]. Manhattan: Kansas State University, 2010.
- [12] MARTI-VARGAS J R, CARO L A, SERNA P. Experimental technique for measuring the long-term transfer length in prestressed concrete [J]. Strain, 2013, 49(2): 125-134.
- [13] 王 梦, 杨全亮, 王继军, 等. 高速铁路先张法轨道板预应力传递长度研究[J]. 中国铁道科学, 2015, 36(1): 48-53.
- WANG Meng, YANG Quan-liang, WANG Ji-jun, et al. Transfer length of pretensioned prestressed track slab of high speed railway [J]. China Railway Science, 2015, 36(1): 48-53.
- [14] 陈 萌, 付瑞佳, 王宝朝, 等. 先张法预应力螺旋肋钢棒自锚预应力传递长度的试验[J]. 工业建筑, 2013, 43(7): 39-42.
- CHEN Meng, FU Rui-jia, WANG Bao-chao, et al. An experimental study on pretressed transmission length for prestressed helical ribbed bar [J]. Industrial Construction, 2013, 43(7): 39-42.
- [15] ABDELATIF A O, OWEN J S, HUSSEIN M F M. Modelling the prestress transfer in pre-tensioned concrete elements [J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2015, 94: 47-63.
- [16] 王新宇. 折线先张法预应力混凝土箱梁受力性能及工程应用研究[D]. 郑州: 郑州大学, 2010.
- WANG Xin-yu. Study on loading property and application of prestressed concrete box beam with pretensioned bent-up tendons [D]. Zhengzhou: Zhengzhou University, 2010.
- [17] 文 捷, 季文玉, 宋 铮. 秦沈客运专线箱梁预应力传递长度试验研究[J]. 辽宁工学院学报, 2002, 22(2): 45-47.
- WEN Jie, JI Wen-yu, SONG Zheng. Experimental study on the transmission lengths of prestressed beams [J]. Journal of Liaoning Institute of Technology, 2002, 22(2): 45-47.
- [18] 严正平. 800 MPa 级冷轧带肋钢筋的应力传递长度 [J]. 四川建筑科学研究, 1993(4): 6-9.
- YAN Zheng-ping. Pretressed transmission length of 800 MPa cold-rolled ribbed bar [J]. Building Science Research of Sichuan, 1993(4): 6-9.
- [19] 钱硕荟, 姜起周, 马国强, 等. 预应力电杆应力传递长

- 度的试验研究[J]. 混凝土与水泥制品, 1982(6): 26-30, 15.
- QIAN Shuo-hui, JIANG Qi-zhou, MA Guo-qiang, et al. A experimental study on prestressed transmission length of prestressed pole[J]. Concrete and Cement Products, 1982(6): 26-30, 15.
- [20] 曹万林, 林栋朝, 乔崎云, 等. 钢筋与再生混凝土粘结性能及影响因素研究[J]. 自然灾害学报, 2017, 26(5): 36-44.
- CAO Wan-lin, LIN Dong-zhao, QIAO Qi-yun, et al. Experimental study on bond-slip properties and influence factors between rebars and recycled concrete[J]. Journal of Natural Disasters, 2017, 26(5): 36-44.
- [21] 赵 政, 蒋德稳. 锈蚀钢筋与混凝土粘结性能研究现状[J]. 淮海工学院学报: 自然科学版, 2014, 23(3): 58-62.
- ZHAO Zheng, JIANG De-wen. Current research of bond performance between corroded steel bar and concrete[J]. Journal of Huaihai Institute of Technology: Natural Sciences Edition, 2014, 23(3): 58-62.
- [22] 李 沛. 钢筋锈蚀对混凝土梁构件力学行为影响的研究[D]. 长沙: 中南大学, 2012.
- LI Pei. Research on mechanical behavior of concrete members due to reinforcement corrosion[D]. Changsha: Central South University, 2012.
- [23] 杜进生, 冯建祥, 边晓龙, 等. 波纹钢腹板体外预应力混凝土箱梁塑性铰长度研究(双语出版)[J]. 中国公路学报, 2017, 30(5): 67-73.
- DU Jin-sheng, FENG Jian-xiang, BIAN Xiao-long, et al. Research on Plastic hinge length of externally prestressed concrete box girders with corrugated steel webs(in English)[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(5): 67-73.
- [24] 石雪飞, 刘志权, 胡 可, 等. 全体外预应力节段预制拼装连续梁桥承载能力足尺模型试验[J]. 中国公路学报, 2018, 31(12): 163-173.
- SHI Xue-fei, LIU Zhi-quan, HU Ke, et al. Full-scale test of bearing capacity of a complete external prestressed segmental precast continuous girder bridge[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(12): 163-173.
- [25] 王占飞, 胡正伟, 曹少朋, 等. 固化期间缓黏结预应力梁力学性能试验[J]. 中国公路学报, 2017, 30(1): 56-62.
- WANG Zhan-fei, HU Zheng-wei, CAO Shao-peng, et al. Experiment on mechanical properties of retard-bonded pre-stressed concrete beam during curing period[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(1): 56-62.
- [26] TIMOSHENKO S P. Strength of Materials[M]. 3rd ed. New York: Van Nostrand Reinhold, 1976.
- [27] BUCKNER C D. An analysis of transfer and development length for pretensioned concrete structures[R]. Washington DC: FHWA, 1994.
- [28] RUSSELL B W, BURNS N H. Design guidelines for transfer, development and debonding of large diameter seven wire strands in pretensioned concrete girders[R]. Austin: University of Texas at Austin, 1993.
- [29] DONOSO M. Effect of partial debonding of prestressing strands on beam end cracking[D]. East Lansing: Michigan State University, 2011.
- [30] GB 50010—2010, 混凝土结构设计规范[S]. GB 50010—2010, Code for design of concrete structures[S].
- [31] JTG D62—2004, 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. JTG D62—2004, Code for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts[S].
- [32] ACI 318M-02, Building code requirements for structural concrete, and commentary[S].
- [33] CEB-FIB 2010, Concrete structures[S].