

# 拉脱法检测夹片锚有效预应力的咬合力模型

沈伟<sup>1</sup>, 张川龙<sup>2</sup>, 谢发祥<sup>2</sup>

(1. 南京市公共工程建设中心, 江苏 南京 210061; 2. 河海大学土木与交通学院, 江苏 南京 210024)

**摘要:** 拉脱法是检测夹片锚锚下有效预应力的有效方法。为从锚外拉脱曲线获得锚下有效预应力值, 首先, 分析了桥梁预应力夹片锚固体体系的受力特点, 探讨了拉脱法曲线产生突降的原因; 其次, 基于合理的理论假设, 通过钢绞线的平衡方程建立了一种通过计算夹片与钢绞线之间摩擦合力的方式获得夹片与锚孔之间咬合力的理论方法; 最后, 开展了夹片咬合力的室内模型试验, 提出了咬合力计算公式, 并将理论计算值和试验值进行了对比, 结果发现两者结果吻合良好, 具有一定的工程应用价值。

**关键词:** 拉脱法; 有效预应力检测; 理论模型; 模型试验

**中图分类号:** U466.3

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1009-7716(2020)10-0171-06

## 0 引言

水利土木工程中广泛存在着预应力结构<sup>[1-2]</sup>。有效预应力对结构受力和耐久性具有显著影响。随着运营时间的增加, 预应力混凝土结构可能出现大量病害。Bažant等<sup>[3-4]</sup>统计了全世界范围内的大跨径预应力桥梁, 发现美国、日本、挪威、捷克等国家的预应力混凝土梁桥均出现大量梁体下挠病害。Robertson<sup>[5]</sup>采用不同收缩徐变模型, 对夏威夷1座高架桥梁的短期和长期下挠值进行了分析和预测。Takacs<sup>[6]</sup>研究了挪威主跨301 m的Stolma桥等3座大跨度混凝土刚构桥的梁体长期下挠病害成因。目前我国已有约10万座混凝土桥梁变为危桥, 其中预应力梁桥所占比例约为90%。有效预应力不足是导致这些预应力桥梁出现质量问题的重要因素。因此在施工阶段对桥梁工程进行有效预应力检测, 确保运营期的结构安全和耐久性, 具有显著的工程应用价值。

预应力检测技术主要分为有损检测和无损检测两大类。

有损检测包括应力释放法<sup>[7-8]</sup>、横张增量法等<sup>[9-10]</sup>。其中的应力释放法适用于钢桥, 在混凝土结构上应用时, 需要在结构上钻孔、切割取样, 将造成永久性的损伤; 采用横张增量法检测体内钢绞线时, 需要在梁体上开槽以暴露钢绞线, 对结构也有明显损伤。

无损检测包括超声波检测法、振动法、拉脱法等几种方法。目前研究表明, 张拉力对超声波的波

速并不敏感<sup>[11-12]</sup>, 在钢绞线预应力测试中应用的精度有待提高。振动法通过预应力筋频率的变化来确定有效预应力<sup>[13]</sup>, 但是实测表明钢绞线的基频受预应力变化的影响很小, 实际工程中很难提高精度来准确测量永存预应力。采用拉脱法测试锚下有效预应力的精度较高, 且在实际工程中实施方便。目前在大多数岩土工程中都采用该方法进行有效预应力检查。日本及中国香港的混凝土锚固规程<sup>[14-15]</sup>均有相关规定, 必须采用拉脱法对预应力锚索的工作荷载进行测试。

在实际工程中, 拉脱法首先被应用于岩土工程的锚杆工作应力测试。Bruce等<sup>[16]</sup>采用拉脱法测试了大坝挡土墙的有效张拉力, 同时认为多次的反张拉测试不会对锚固系统产生实际的损害。付丹等<sup>[17]</sup>分析了采用拉脱法检测预应力锚索工作应力的机制, 并进行了相关的理论和试验研究。Fujiwara等<sup>[18]</sup>、时南翔<sup>[19]</sup>、吴玉财等<sup>[20]</sup>采用拉脱法进行了岩石边坡锚杆的有效预应力测试, 获得了比较准确的锚杆有效工作应力。朱国维等<sup>[21]</sup>提出了锚杆工作应力的计算方法, 同时设计了一种锚杆拉脱测试的设备, 以便工程应用。

近年来, 不少研究者采用拉脱法对采用夹片锚的预应力钢绞线在管道压浆之前进行了有效预应力测试。成剑波等<sup>[22]</sup>将拉脱法运用于预应力桥梁, 并进行了拉脱法检测梁体有效预应力的模型试验研究。李世安等<sup>[10]</sup>使用拉脱法检测梁体有效预应力时, 通过拉力位移曲线斜率为零的点来确定有效预应力。张峰等<sup>[23-24]</sup>、郝冬妮<sup>[25]</sup>、浦恩虎等<sup>[26]</sup>采用高采样频率设备检测时, 发现张拉力-延伸量曲线斜率在张拉力达到最高点时会发生突变。

收稿日期: 2020-04-15

作者简介: 沈伟(1975—), 男, 硕士, 高级工程师, 从事重大基础设施建设管理工作。

本文分析了拉脱力曲线突变原理,提出一种计算咬合力的理论方法。通过假设钢绞线变形形状,推导了咬合力的理论求解公式;然后进行实际夹片、锚孔咬合力的测试,并将理论计算获得的咬合力与试验值进行了对比分析。通过本研究,可为钢绞线与夹片间的咬合力计算提供理论依据,为获得准确的锚下应力提供理论支持。

## 1 拉脱法检测桥梁预应力的典型曲线

大量工程测试发现<sup>[10, 16-17]</sup>,采用拉脱法检测桥梁钢绞线有效预应力时,在钢绞线延伸量到达一定数值时,钢绞线张拉力会突然下降。典型锚外张拉力测试曲线如图1实线所示(AB段),而实际的锚下应力变化时程如图1的点线所示(CD段)。A点对应的C点为实际锚下应力。在工程实践中,采用锚外张拉力B点代替C点作为锚下有效应力是不准确的。

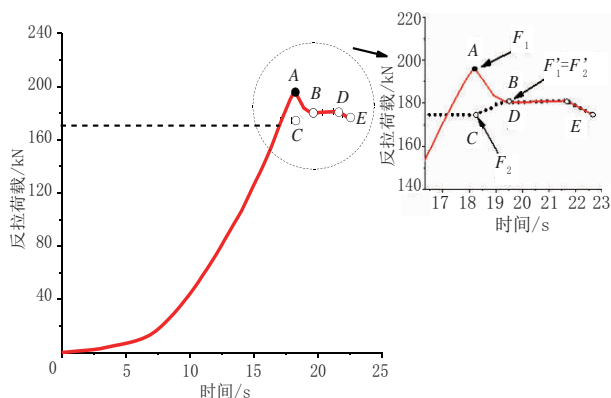


图1 拉脱曲线特征点

采用拉脱法检测时,拉力出现突变段的原因是在夹片拉脱瞬间,钢绞线锚外与锚下张拉力不平衡,脱离瞬间,夹片与锚具之间的咬合力消失,钢绞线出现“瞬间应力重分布”现象。这种现象可描述为:

(1)在夹片脱离瞬间前时刻,锚外张拉力需要克服夹片与锚孔间的咬合力,此时外露段钢绞线的张力 $F_1$ 大于梁体内部钢绞线的张拉力 $F_2$ ,如图2中的夹片脱离瞬间前。

(2)在夹片脱离瞬间,由于咬合力消失,为保持钢绞线锚具内外受力平衡, $F_1 > F_2$ 不能继续保持,体外段和体内段的应力发生重分布,使得锚孔内外张拉力相等( $F_1 > F_1' = F_2' > F_2$ ),从而出现A、B点的应力突降。 $F_1, F_1', F_2', F_2$ 的相对位置如图2所示。

从钢绞线和锚固结构受力的角度来看,C点代表的荷载为实际有效预应力,但在实际工程中无法在所有锚下都安装传感器进行测量。因此,如何利用外部千斤顶的拉脱测试曲线来确定有效预应

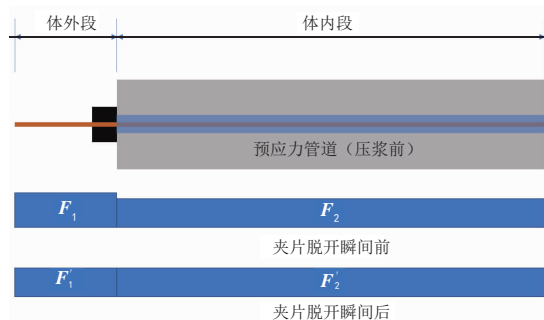


图2 夹片脱离瞬间钢筋的内力重分布

力是需要解决的关键工程问题。

## 2 咬合力理论分析模型

### 2.1 基本假设

为简化理论模型,本文作以下基本假设:

- (1)锚具和夹片都是刚体,变形忽略不计。
- (2)钢绞线锚固后、拉脱前,夹片与锚板上的锚孔完全贴合。
- (3)在夹片长度范围内,钢绞线径向变形呈直线变化。
- (4)拉脱过程中,钢绞线与夹片之间不会产生相对滑动。

### 2.2 钢绞线径向变形形状

钢绞线在夹片内的预应力是变化的,为分析夹片中预应力沿轴向的变化,由假设(1),在夹片与锚具都是刚体的情况下,假设钢绞线的径向变形沿着夹片长度方向( $x$ 轴)的变化形式为直线,则其大小 $\Delta y_e(x)$ 为:

$$\Delta y_e(x) = \Delta u_{\max} \cdot \frac{x}{L} \quad (1)$$

式中: $\Delta y_e(x)$ 为控制张拉应力作用下钢绞线的径向变形量; $\Delta u_{\max} = \frac{\nu_p \sigma_{\text{con}}}{E_p} r_p$ ,其中 $\nu_p$ 为钢绞线泊松比, $\sigma_{\text{con}}$ 为钢绞线张拉控制应力, $r_p$ 为钢绞线名义直径, $E_p$ 为钢绞线弹性模量; $x$ 为夹片长度内某一点至无变形端的距离; $L$ 为夹片长度。

拉脱法检测锚下有效预应力时,理想状态下夹片拉脱时的应力为 $\sigma_{\text{con}}$ ,此时的锚下有效预应力为 $\sigma_{\text{pe}}$ ,与式(1)类似,设由于夹片两端预应力差异导致的钢绞线径向变形 $\Delta y_e'(x)$ 为直线,其方程为:

$$\Delta y_e'(x) = \Delta u_{\text{lift}} \cdot \frac{x}{L} \quad (2)$$

式中: $\Delta u_{\text{lift}}$ 为钢绞线在左右不等拉力作用下的变形差异。

$$\Delta u_{\text{lift}} = \frac{\nu_p (\sigma_{\text{con}} - \sigma_{\text{pe}})}{E_p} r_p \quad (3)$$

综上所述,钢绞线在放张后和反拉拉脱时刻

的变形如图3所示。其中,  $r_{pe}$  为锚下位置钢绞线的直径。

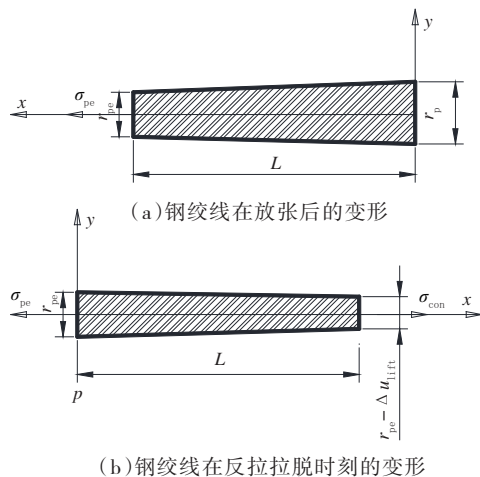


图3 钢绞线在不同拉力状态下的变形

### 2.3 咬合力的间接求法

为分析锚固系统中夹片与锚孔的咬合作用, 首先分析夹片与锚孔之间的受力。图4为夹片的受力模型, 图4中:  $p_j$  为锚孔对夹片的挤压力;  $f_{bj}$  为锚孔与夹片两者之间的摩擦力;  $f_{bx}$  为夹片与钢绞线之间的摩擦力;  $p$  为钢绞线与夹片之间的挤压力;  $\theta$  为夹片内外表面形成的夹角。拉脱法测试实施过程中, 由于夹片的硬度大于钢绞线, 且夹片的丝牙将切入钢绞线, 导致两者之间的摩擦系数较大, 不会出现钢绞线与夹片之间的相对滑移, 因此拉脱法反张拉过程中首先克服的是夹片与锚孔之间的水平摩擦力, 记为  $F_{b1}$ , 可以通过式(4)计算:

$$F_{b1} = \int_0^L [p_j \sin \theta + f_{bj} \cos \theta] \cdot 2\pi r_1(x) dx \quad (4)$$

考虑到夹片的受力平衡, 分析夹片与钢绞线水平方向的受力可得:

$$F_{b2} = \int_0^L f_{bx} \cdot 2\pi r(x) dx \quad (5)$$

式中:  $r_1(x)$  为位置  $x$  处锚孔处夹片的半径;  $r(x)$  为夹片  $x$  位置处钢绞线的直径。

由夹片的水平平衡条件可知, 必有:

$$F_{b1} = F_{b2} \quad (6)$$

因此如果获得  $F_{b2}$ , 即钢绞线与夹片的摩阻力合力, 即可求得夹片与锚孔之间的水平合力  $F_{b1}$ , 即拉脱法检测所需要克服的夹片与锚孔之间的咬合力。

### 2.4 理论模型

为获得钢绞线在夹片范围内的摩阻力合力, 本文首先求解预应力钢绞线放张拉以后的预应力损失情况, 然后求得反张拉过程中夹片与钢绞线的摩阻力, 最后求得夹片与锚孔之间的咬合力。

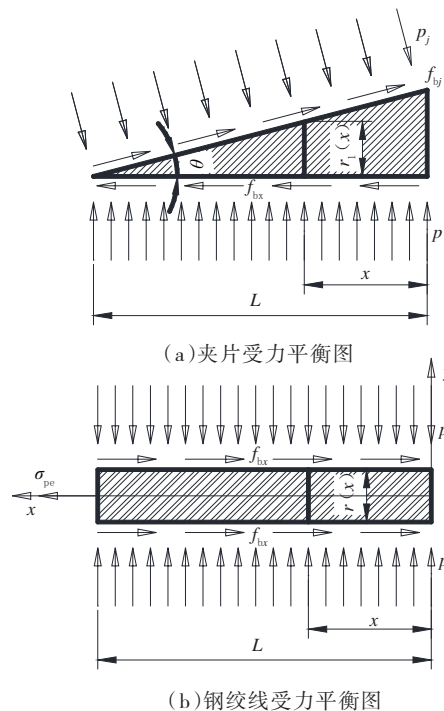


图4 夹片和钢绞线受力平衡图

首先建立以钢绞线为核心的基本力学模型。本文建立如图5所示的坐标系以及钢绞线微段的受力平衡方程。

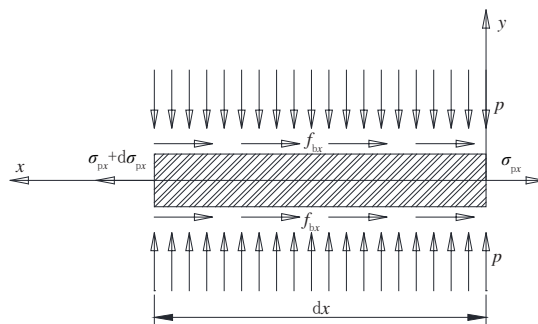


图5 钢绞线微段受力平衡

钢绞线微段的水平方向平衡方程:

$$d\sigma_{px} \cdot \pi r = 2\pi r \cdot f_{bx} \cdot dx \quad (7)$$

式中:  $r$  为钢绞线微段的直径。

由假设(3), 放张前钢绞线的径向变形为  $\Delta u_{\max} = \frac{\nu_p \sigma_{con}}{E_p} r_p$ ; 放张后左侧夹片尾部  $x=L$  处钢绞线直径保持  $\Delta u_{\max}$  不变, 而右侧夹片头部  $x=0$  的径向变形恢复为0, 其中  $f_{con}$  为施工时的控制张拉应力。设距离夹片尾部  $x$  位置处钢绞线的变形为  $\Delta y_e(x)$ , 钢绞线与夹片之间的摩擦系数为  $\mu$ , 则根据厚壁筒理论计算方法<sup>[18-19]</sup>, 夹片内的钢绞线在图4所示三向荷载作用下, 夹片长度内  $x$  位置处微段的径向变形  $\Delta y_e(x)$  为:

$$\Delta y_e(x) = \frac{p(1-\nu_p)}{E_p} r_p + \frac{\nu_p \sigma_{ps}}{E_p} r_p \quad (8)$$

由式(8)可以获得压力  $p$  用  $\Delta y_e(x)$ 、 $\sigma_{px}$  为参数的表达式:

$$p = \frac{E_p \Delta y_e(x)}{(1-\nu_p)r_p} - \frac{\nu_p \sigma_{px}}{(1-\nu_p)} \quad (9)$$

将式(9)代入式(7)可以得到:

$$\begin{aligned} d\sigma_{px}(r_p - \Delta y_e(x)) &= 2\mu \cdot p \cdot dx \\ &= 2\mu \left[ \frac{E_p \Delta y_e(x)}{(1-\nu_p)r_p} - \frac{\nu_p \sigma_{px}}{(1-\nu_p)} \right] dx \end{aligned} \quad (10)$$

整理式(10),可以得到钢绞线微段的平衡微分方程:

$$\frac{d\sigma_{px}}{dx} = 2 \frac{\mu}{r_p - \Delta y_e(x)} \left[ \frac{E_p \Delta y_e(x)}{r_p(1-\nu_p)} - \frac{\nu_p \sigma_{px}}{(1-\nu_p)} \right] \quad (11)$$

方程(11)是关于变量  $f_{px}$  的1阶变系数微分方程,边界条件为  $\sigma_{px}|_{x=0}=0$ ,可以获得其解析解为:

$$\begin{aligned} \sigma_{px} &= \frac{E_p \sigma_{con} L}{2L\mu E_p - \sigma_{con} r_p (1-\nu_p)} \cdot \\ &\left\{ 2 \frac{x}{L} \mu - \frac{r_p (1-\nu_p)}{L\nu_p} \left[ 1 - \left( 1 - \frac{x}{L} \frac{\sigma_{con} \nu_p}{E_p} \right) \frac{\frac{2L\mu E_p}{\sigma_{con} r_p (1-\nu_p)}}{\sigma_{con} r_p (1-\nu_p)} \right] \right\} \\ &= \frac{\sigma_{con} L}{2L\mu - \Delta u_{max} w_p} \cdot \\ &\left\{ 2 \frac{x}{L} \mu - \frac{r_p w_p}{L} \left[ 1 - \left( 1 - \frac{x}{L} \frac{\Delta u_{max}}{r_p} \right) \frac{\frac{2L\mu}{\Delta u_{max} w_p}}{\Delta u_{max} w_p} \right] \right\} \end{aligned} \quad (12)$$

其中  $w_p = (1-\nu_p)/\nu_p$

在夹片头部,即当  $x=L$  时,钢绞线剩余的有效预应力值  $\sigma_{pe}$  为:

$$\begin{aligned} \sigma_{pe} &= \frac{E_p \sigma_{con}}{2L\mu E_p - \sigma_{con} r_p (1-\nu_p)} \cdot \\ &\left\{ 2L\mu - \frac{r_p (1-\nu_p)}{\nu_p} \left[ 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_{con} \nu_p}{E_p} \right) \frac{\frac{2L\mu E_p}{\sigma_{con} r_p (1-\nu_p)}}{\sigma_{con} r_p (1-\nu_p)} \right] \right\} \\ &= \frac{\sigma_{con}}{2L\mu - \Delta u_{max} w_p} \cdot \\ &\left\{ 2L\mu - r_p w_p \left[ 1 - \left( 1 - \frac{\Delta u_{max}}{r_p} \right) \frac{\frac{2L\mu}{\Delta u_{max} w_p}}{\Delta u_{max} w_p} \right] \right\} \\ &\approx \sigma_{con} \left( 1 - \frac{r_p w_p}{2L\mu} + \frac{r_p w_p}{2L\mu} e^{\frac{2L\mu}{r_p w_p}} \right) \approx \sigma_{con} \left( 1 - \frac{r_p w_p}{2L\mu} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

可见  $\sigma_{pe}$  是一个与控制张拉力  $\sigma_{con}$ 、材料参数和结构尺寸有关的量。同时可获得钢绞线放张后导致的锚板下预应力损失  $(\sigma_{con} - \sigma_{pe})$  为:

$$\sigma_{con} - \sigma_{pe} = \frac{r_p w_p}{2L\mu} (1 - e^{\frac{2L\mu}{r_p w_p}}) \sigma_{con} \quad (14)$$

获得钢绞线轴向力  $\sigma_{px}$  的解析形式后,即可根据式(7)获得钢绞线轴向摩擦力  $f_{bx}$ :

$$\begin{aligned} f_{bx} &= \frac{d\sigma_{px}}{dx} \frac{1}{2} r = \frac{\mu \left[ 1 - \left( 1 - \frac{x}{L} \frac{\Delta u_{max}}{r_p} \right) \frac{\frac{2L\mu}{w_p \Delta u_{max}} - 1}{\frac{2L\mu}{w_p \Delta u_{max}}} \right]}{2L\mu - w_p \Delta u_{max}} \cdot \\ &\sigma_{con}(r_p - y_e) \end{aligned} \quad (15)$$

进而可以获得放张后钢绞线咬合力合力的大小:

$$\begin{aligned} F_{b1} = F_{b2} &= \int_0^L f_{bx} \cdot 2\pi r dx = \int_0^L \frac{d\sigma_{px}}{2dx} \cdot r \cdot 2\pi r dx = \\ &\int_0^L \frac{d\sigma_{px}}{dx} \cdot \pi r^2 dx = \frac{2L\pi\mu\sigma_{con}}{3(2L\mu - w_p \Delta u_{max})} \cdot \\ &\left\{ 3r_p^2 - 3r_p \Delta u_{max} + \Delta u_{max}^2 - \frac{3r_p w_p}{2(L\mu + w_p \Delta u_{max})} + \right. \\ &\left. (r_p - \Delta u_{max})^2 \left[ \frac{3r_p w_p}{2(L\mu + w_p \Delta u_{max})} \left( 1 - \frac{\Delta u_{max}}{r_p} \right) \frac{\frac{2L\mu}{w_p \Delta u_{max}}}{w_p \Delta u_{max}} \right] \right\} \end{aligned} \quad (16)$$

这样即求得了夹片与锚孔之间的咬合力。考虑到  $\Delta u_{max}/r_p \geq 0.237\%$  为一小量,并注意到  $(1-x)^{a/x} \approx e^{-a}$  (其中  $x$  为一小量),经化简可得:

$$F_{b1} = F_{b2} \approx \left( 1 - \frac{w_p r_p}{2L\mu} + \frac{w_p r_p}{2L\mu} e^{-\frac{2L\mu}{w_p r_p}} \right) \sigma_{con} \pi r_p^2 \quad (17)$$

由于  $\sigma_{con} \pi r_p^2$  即为控制张拉力,可见在忽略小变形以后,咬合力与控制张拉力成正比。

采用拉脱法检测时,锚板内外的钢绞线拉力与放张后的情况不同,由式(16)或式(17)所得到的咬合力并不是拉脱时刻的咬合力。

由于咬合力的存在,在拉脱前瞬间,夹片的头尾同样也存在预应力差异,通过同样的方式即可求得拉脱时刻摩阻力合力的大小。图3(a)表示放张以后夹片长度范围内预应力钢筋的变形情况,由于预应力损失,锚下预应力钢筋的有效预应力  $\sigma_{pe} < \sigma_{con}$ ,而拉脱法检测时,在理想状态下重新反张拉至控制应力  $\sigma_{con}$  即可达到恰好拉脱的状态,此时钢绞线的变形形状如图3(b)所示。此时在左右不等拉力作用下钢绞线的变形差异即为  $\Delta u_{lift}$ ,见式(3)。

由假设(4)同样可以假设钢绞线的变形形状为直线,用式(3)计算出  $\Delta u_{lift}$  以及  $(\sigma_{con} - \sigma_{pe})$  分别代替式(16)的  $\Delta u_{max}$  和  $\sigma_{con}$ ,并将  $r_p$  代以  $r'_p = r_p(1 - \frac{\sigma_{pe} \nu_p}{E_p})$ ,即可以获得拉脱法检测时的夹片咬合力大小为:

$$\begin{aligned} F_{b_{lift}} &= \frac{2L\pi\mu(\sigma_{con} - \sigma_{pe})}{3(2L\mu - w_p \Delta u_{lift})} \cdot \\ &\left\{ 3r_p'^2 - 3r_p' \Delta u_{lift} + \Delta u_{lift}^2 - \frac{3r_p'^3 w_p}{2(L\mu + w_p \Delta u_{lift})} + \right. \\ &\left. (r_p' - \Delta u_{lift})^2 \left[ \frac{3r_p' w_p}{2(L\mu + w_p \Delta u_{lift})} \left( 1 - \frac{\Delta u_{max}}{r_p'} \right) \frac{\frac{2L\mu}{w_p \Delta u_{lift}}}{w_p \Delta u_{lift}} \right] \right\} \end{aligned} \quad (18)$$

考虑到钢绞线受拉后的径向变形量相差很小,可以用  $r_p$  代替  $r'_p$ ,可得:

$$F_{b_{lift}} \approx \left( 1 - \frac{w_p r_p'}{2L\mu} + \frac{w_p r_p'}{2L\mu} e^{-\frac{2L\mu}{w_p r_p'}} \right) (\sigma_{con} - \sigma_{pe}) \pi r_p'^2$$

$$\approx \frac{w_p r_p}{2L\mu} \left( 1 - \frac{w_p r_p}{2L\mu} + \frac{w_p r_p}{2L\mu} e^{-\frac{2L\mu}{w_p r_p}} \right) \left( 1 - e^{-\frac{2L\mu}{r_p w_p}} \right) \sigma_{\text{con}} \pi r_p^2 \quad (19)$$

由式(19)可见,拉脱时刻的咬合力合力  $F_{\text{bite}}$  正比于控制张拉力  $\sigma_{\text{con}} \pi r_p^2$ 。

### 3 拉脱法夹片与锚孔咬合力试验

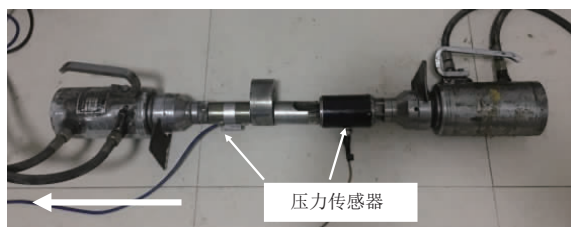
#### 3.1 室内试验

为验证理论分析结果,本文设计了夹片咬合力的室内模型试验。试验步骤如下:

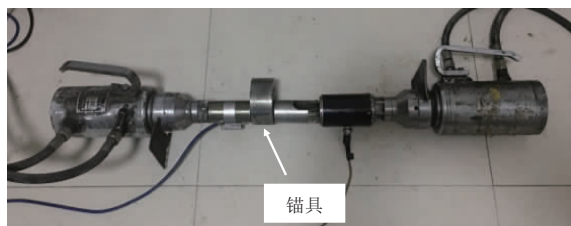
步骤1:在锚具锚孔狭窄段安装张拉设备并进行反向张拉,采用压力传感器控制张拉到指定吨位,使夹片和锚具压紧(图6(a))。

步骤2:反向缓慢卸载油泵(图6(b))。

步骤3:在锚具锚孔张开端安装正向千斤顶,张拉至夹片与锚具脱离,得到张拉力峰值,即可获得夹片和锚具锚孔的咬合力(图6(c))。



(a)步骤1:反向张拉,锚具锚孔狭窄端



(b)步骤2:反向回油



(c)步骤3:正向张拉,测试咬合力

图6 千斤顶张拉示意图

#### 3.2 室内咬合力测试数据分析

采用上述试验步骤对钢绞线在不同张拉力下的咬合力进行测试,共测试326个样本。测试结果见图7。由图7可见,测试数据呈现张拉力越大,则测试所得咬合力也越大的规律;但是同一张拉力下,咬合力的离散性比较大,这可能是由于不同夹

片与锚孔的摩擦系数不同导致的。

将测试数据与不同摩擦系数下咬合力的计算值也绘制在图7中。由图7可见,理论值与实测值的基本趋势一致,不同摩擦系数下的咬合力理论值能够覆盖测试值范围。

对试验数据进行拟合,如图7中的拟合方程。可见室内咬合力试验数据与张拉力保持良好的直线关系,直线拟合的  $R^2$  在93%以上,说明咬合力与张拉力的直线关系是合理的。基于室内测试数据,可用下式对咬合力进行拟合:

$$y_{\text{bite}} = 0.1470 x_{\text{con}} \quad (20)$$

式中:  $y_{\text{bite}}$ 、 $x_{\text{con}}$  分别为咬合力(kN)和实际张拉力(kN)。

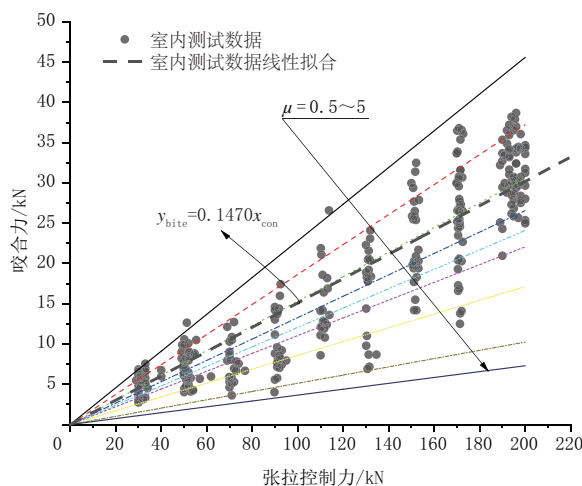


图7 理论咬合力与实测值对比

### 4 结 语

(1)拉脱法检测桥梁预应力钢绞线出现拉力突变的原因主要是反张拉需要克服咬合力以及瞬时应力重分布效应。

(2)通过分析钢绞线变形特征,本文提出的咬合力计算方法能够准确反映咬合力变化趋势,与实测咬合力的吻合程度较高。

(3)理论计算和试验结果的对比表明,咬合力与控制张拉力呈线性关系。

(4)结合室内试验结果,可以采用公式  $y_{\text{bite}} = 0.1470 x_{\text{con}}$  来估算咬合力大小。

#### 参考文献:

- [1] 李坚. 我国预应力混凝土连续梁桥的发展与工程实践[J]. 城市道桥与防洪, 2001(1):21-26.
- [2] 王佳. 浅谈预应力钢-混组合箱梁桥设计[J]. 城市道桥与防洪, 2016(1):51-55.
- [3] BAŽANT Z P, YU Q, LI G. Excessive long-time deflections of prestressed box girders. I: Record-span bridge in palau and other paradigms[J]. Journal of Structural Engineering, 2012,138(6):

- 676-686.
- [4] BAZANT Z P, YU Q, LI G, et al. Excessive deflections of record-span prestressed box girder [J]. ACI Concrete International, 2010,32(6):44-52.
- [5] ROBERTSON I N. Prediction of vertical deflections for a long-span prestressed concrete bridge structure [J]. Engineering Structures, 2005,27(12):1820-1827.
- [6] TAKACS P F. Deformations in concrete cantilever bridges: observations and theoretical modelling[D]. Trondheim, Norway: The Norwegian University of Science and Technology, 2002.
- [7] 贾巧燕. 基于应力释放法的在役混凝土结构现存预应力确定研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2008.
- [8] 何江陵, 贺拴海, 徐光辉. 钢桥承载能力评定的应力释放法[J]. 中国公路学报, 1997(3):75-80.
- [9] 李世安, 贺拴海, 娄诚, 等. 基于横张增量法的 PC 梁桥现存应力测试与评估[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2012(2):70-73, 81.
- [10] 李世安, 贺拴海, 宋一凡. 在役 PC 梁桥现存应力测试与研究[J]. 武汉理工大学学报, 2012(2):96-100.
- [11] 杨国立, 李瑞鸽. 预应力混凝土梁中预应力损失检测方法的发展与展望[J]. 四川建筑科学研究, 2008(4):113-116.
- [12] CHEN H R, WISSAWAPAISAL K. Measurement of tensile forces in a seven-wire prestressing strand using stress waves[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2001, 127:599-606.
- [13] SAHIDI M, DOUGLAS B, FENG S. Prestress force effect on vibration frequency of concrete bridges [J]. Journal of Structural Engineering, 1994,120:2233-2241.
- [14] HIROAKI M, TAKESHI O, HIROAKI K, et al. A new manual for ground anchor inspection, integrity investigation and remedial measures [M]. Orlando, USA: Thomas Telford Publishing, 2007: 451-460.
- [15] BRIAN-BOYS K C. Model specification for prestressed ground anchors[M]. Hongkong:[s.n.],1989: 168.
- [16] BRUCE M E C, GÓMEZ J, TRAYLOR R P. Repeated lift-off testing of single bore multiple anchors for dam retaining wall over a 5-year period [C]//2009 International Foundation Congress and Equipment Expo. Orlando, Florida, USA:[s.n.], 2009:33-40.
- [17] 付丹, 郭红仙, 程晓辉, 等. 预应力锚索工作应力的检测方法——拉脱法的检测机制和试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(8): 2247-2252.
- [18] FUJIWARA Y, SAKAI T. A study of a lift-off test method for ground anchors[J]. Journal of JSCE, 2016,4(1):106-117.
- [19] 时南翔. 红粘土基坑边坡中的复合支护结构[J]. 工程勘察, 2002(5):31-34.
- [20] 吴玉财, 张国炳, 李芬. 预应力锚索拉拔力检测技术研究[J]. 交通科技, 2006(5):36-37, 59.
- [21] 朱国维, 彭苏萍, 王怀秀, 等. 一种锚固力无损检测设备[J]. 煤田地质与勘探, 2002(6):54-57.
- [22] 成剑波, 姚晨, 张峰. 反拉法检测预应力钢绞线工作应力的模型试验研究[J]. 公路与汽运, 2015(3):181-184.
- [23] 张峰, 高磊, 徐向锋, 等. 施工期钢绞线锚下有效预应力测试技术[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2017(8):1201-1205.
- [24] 张峰, 高磊, 韩福洲. 预应力钢绞线夹片式锚具咬合力试验[J]. 应用基础与工程科学学报, 2017(6):1273-1281.
- [25] 郝冬妮. 桥梁预应力张拉检测技术的研究及应用 [J]. 工程质量, 2017, 35(12):67-70.
- [26] 浦恩虎, 朱向荣, 代柳娟. 基于反拉法桥梁有效预应力检测系统的研究[J]. 公路交通科技(应用技术版), 2018(2):171-174.

## 《城市道桥与防洪》杂志

是您合作的伙伴, 为您提供平台, 携手共同发展!

欢迎新老读者订阅期刊 欢迎新老客户刊登广告

电话:021-55008118 传真:021-55008850 投稿及联系邮箱:cdq@smedi.com

气等其他管线,造成新建检查井及管道无法实施,施工过程中,应做好管线排摸工作,设计人员应根据现场情况,做出合理的调整。

很多小区建筑无法搭建脚手架,只能采用吊篮安装,存在一定的安全隐患,老旧建筑外立面打孔固定立管,对建筑外墙外观、防水性等存在一定的影响。

建筑阳台多安装防盗窗、雨棚、晾衣架等,可利用空间十分有限,立管新建难度大;污水立管伸顶通气、新建雨水立管的雨水斗,需结合屋面重新找坡。

部分小区底层住户有院子或阳光房,阻碍了整个立管下行通道,使得立管改造实施困难。

### (2)实施影响大

小区雨污水混接改造施工期间,对小区居民的生活环境、日常出行等各个方面都有较大的影响。

另外,小区内垃圾箱房,由于缺乏污水收集设施,垃圾漏液及冲洗污水直接进入雨水管道系统,造成了雨污混接,建议该次雨污混接改造同

步完善垃圾箱房周边污水收集管道。

## 3 结 语

各个小区由于设计理念、施工质量及后期养护状况的不同,存在各种不同的问题,小区雨污混接改造项目中,应坚持问题导向,针对不同的问题,结合现场的实际情况,提出合理、可行的解决方案。改造完成的小区应加强管理,杜绝私接乱接,对地下管道定期清理养护,从源头上切实做好雨污分流工作,充分发挥已敷设雨污水管网的经济效益和社会效益,提高污水处理效率,改善周边水体环境,实现经济社会可持续发展的协调发展,构建生态、生活、生产相协调的区域环境。

### 参考文献:

- [1] 国务院. 国务院关于印发水污染防治行动计划的通知[EB/OL]. (2015-04-02)[2020-08-15].<http://www.gov.cn/zhengce/content/2015-04/16/content-9613.htm>.
- [2] SSH/Z 10015—2018,上海市住宅小区雨污混接改造技术导则[S].
- [3] 董晓静,姚春云.关于小区雨污分流改造工程长效管理的思考[J].上海水务,2018,34(4):72-74.

~~~~~  
(上接第 96 页)

## 3 结论与建议

通过分析说明水化热与新老混凝土的相互约束往往是施工过程中导致混凝土开裂的两个重要原因,而有限元模型可以有效模拟出两种原因的作用方式。

对于受不同老混凝土约束的混凝土其裂缝发生的位置通常是不同的,大体积混凝土的裂缝一般发生在结构物受到约束处的中点。

### 参考文献:

- [1] 雷元新,符耀东,陈景辉.大体积混凝土温度有限元分析及温度

梯度限值研究[J].施工技术,2018,47(8):97-101.

- [2] 王俊.大体积混凝土温度控制和裂缝防治技术[J].建筑建材装饰,2017(19).
- [3] 杨鹰,盛兴旺,马昆林.C50 大体积混凝土温度应力测试及抗裂性能研究[J].铁道科学与工程学报,2018,15(4):73-78.
- [4] 马文彬,李果.自然气候条件下混凝土内部温湿度响应规律研究[J].混凝土与水泥制品,2007(2):18-21.
- [5] 王毅,叶见曙.温度梯度对混凝土曲线箱梁影响的计算方法[J].东南大学学报:自然科学版,2005,35(6):924-929.
- [6] 陈峰,郑建岚,俞柏良.新老混凝土粘结的约束收缩有限元模拟及分析[J].华中科技大学学报(城市科学版),2008,25(4):219-222.