

考虑折点半径的折线先张梁钢绞线力学性能试验研究

黄文雄^{1,2,3}, 谭利英³

(1. 长江大学 城市建设学院, 湖北 荆州 434023; 2. 长江大学 设计研究院, 湖北 荆州 434023;
3. 荆州市城市规划设计研究院, 湖北 荆州 434000)

摘要:基于折线配筋先张梁现有弯起器导向半径较小而导致钢绞线在起弯点形成“折点”的不足, 选用特定半径与弯折角度, 设计相应试验方案, 研究了不同导向半径 R 与不同弯折角度 θ 条件下, 弯起器对钢绞线极限强度、延性性能、摩阻系数的影响规律, 并深入分析了试验现象与影响规律的产生机理, 得出弯起器导向半径 R 在满足结构尺寸与构造要求前提下应尽量取大值, 受限时也不宜小于 100 mm 的结论; 同时以试验数据为基础, 提出了考虑不同导向半径 R 影响的弯起器摩阻预应力损失的统一计算公式。

关键词:预应力材料; 钢绞线; 极限强度; 预应力损失; 折线配筋先张梁; 弯起器

中图分类号: TU378.2 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-4764(2013)03-0095-06

Experimental Analysis on Steel Strand Mechanical Property Considering the Affection of Guiding Radius in the Polyline Pretensioned Beams

Huang Wenxiong^{1,2,3}, Tan Liying³

(1. School of Urban Construction, Yangtze University, Jingzhou 434023, P. R. China;
2. Yangtze University Institute of Design and Research, Jingzhou 434023, P. R. China;
3. Jingzhou Research Institute of Urban Planning & Design, Jingzhou 434000, P. R. China)

Abstract: Based on the fact that existing bend component is tend to produce inflection point on the steel strand by its small radius, the experiment is designed to study the influence of steel strand mechanical properties by bend component with specific radius R and bending angle θ . The law and mechanism of ultimate strength, ductility of steel strand and prestressing loss due to friction affected by R and θ is analyzed detailedly. The results show that the radius of bend component should be as large as possible to improve the mechanical property of steel strand, and it shouldn't less than 100mm when the size is limited. In addition, the uniform calculating formulas of prestressing loss due to friction is presented based on experiment data, which take the affection factor of R into account.

Key words: prestressed materials; steel strand; ultimate strength; prestressing loss; the polyline pretensioned beams (PPSCB); bend component

折线配筋预应力混凝土先张梁采用了与受力相适应的布筋方式, 解决了先张梁跨度较小的不足, 是一种同时具备先张法与后张法结构优点的新型结

构; 弯起器是其得以实现的关键构件^[1-2]。目前工程中弯起器主要有滚轴式与拉板式 2 种, 由于受结构尺寸与构造要求限制, 难以对起弯点进行过多考虑,

易使预应力筋在起弯点处形成“折点”，导致钢绞线极限强度折减、延性性能降低以及预应力摩擦损失增大，在影响结构力学性能的同时，更严重降低了结构在施工与使用中的安全性^[3-6]。

选取特定半径 R 与弯折角度 θ ，设计相应试验方案，研究了不同导向半径 R 与弯折角度 θ 条件下弯起器对钢绞线力学性能的影响规律，并深入分析了试验现象与影响规律的产生机理^[7-9]；同时以试验数据为基础，基于摩擦系数 μ 变化规律的具体特点，提出了考虑不同导向半径 R 影响的钢绞线弯折摩擦阻预应力损失统一计算公式，为折线配筋先张法预应力混凝土先张梁的深入研究与推广应用提供了设计依据与试验数据支持。

1 试验方案

试验采用卧位试验的安装加载方案，分为直拉试验与弯折拉试验：直拉试验用于钢绞线基本参数的测定，并作为弯折拉试验的基础对比试验；弯折拉试验用于钢绞线弯折极限强度、延性，以及钢绞线弯折预应力摩擦损失的测定^[10]。选用 $R=10、19.5、50、100、600$ mm 共 5 组半径作为试验用导向构件半径；考虑工程实际的多样与复杂，选取 $\theta=4.35^\circ、6.45^\circ、8.65^\circ、10.75^\circ、12.85^\circ、14.95^\circ$ 作为试验折角，设计了 10 组如图 1 所示的盒状弯起器。

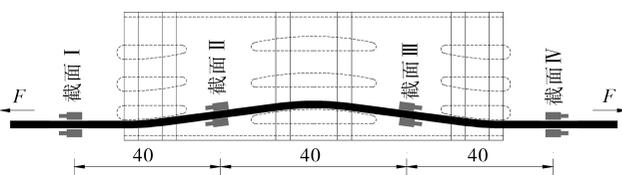


图 1 钢绞线弯折拉试验方案示意图



图 2 盒式弯起器的就位与钢绞线的布置情况
(Box10, $R=600$ mm)

选取位于盒状弯起器两端外侧的 I、IV 截面与位于盒状弯起器 3 块导向构件中间的 II、III 截面作为应变测试截面；选取 $F=20$ kN 作为初始荷载， $20\%F_m、30\%F_m、40\%F_m、50\%F_m、60\%F_m、70\%$

$F_m、75\%F_m、80\%F_m$ 作为特征荷载，如图 2 所示。试验时在初始荷载 $F=20$ kN 处开始由 QXL-5000 试验系统记录 $F-\Delta l$ 拉伸试验曲线，同时记录其极限拉力与相应伸长量，以分析钢绞线弯折极限强度与延性变化情况；在初始荷载与特征荷载时持荷 1 min 后采用 DH-3816 多测点静态应变测试系统记录各应变测点的应变值，以分析钢绞线弯折预应力摩擦损失情况。

2 试验结果

根据试验目的与试验方案，共进行了 42 组钢绞线的拉伸试验：直拉试验 3 组；5 种导向半径 6 种弯折角度每组一根钢绞线共 30 组；另选取 $R=10、19.5、600$ mm 3 种导向半径的常用折角 $\theta=4.35^\circ、6.45^\circ$ 与最大折角 $\theta=14.95^\circ$ 的 9 组作为校核试验。

2.1 钢绞线极限强度与弯折延性

以钢绞线强度折减系数 η 来表征钢绞线极限强度变化规律；以屈服伸长率 A_{yt} 来表示钢绞线延性性能，其中钢绞线的屈服荷载取 $F_y=85\% \cdot F_m=220$ kN^[11]。钢绞线弯折拉强度折减系数 η 、屈服伸长率 A_{yt} 随导向半径 R 、弯折角度 θ 的变化情况绘于图 3~图 4。部分钢绞线破坏状态如图 5 所示。

1) 破坏特征：直拉试验与 R 较大 ($R=600$ mm) 的弯折拉试验时，钢绞线一般在试件锚固端部 (1 根或多根) 或应变片粘贴处 (1 根) 破断。而 R 较小 ($R \leq 50$ mm) 的弯折拉试验时钢绞线多在中间折点破断；且 θ 较小时多为多根破断， θ 较大时多为与中间折点紧密接触的 1 根钢丝破断，同时破断点处钢筋压痕明显，并形成明显“折点”；但 $R=100$ mm 时其破坏特征比较复杂。

2) 极限抗拉强度与 R 及 θ 的关系：随着 θ 的增大，钢绞线弯折强度折减系数 η_s 呈抛物线趋势增大， R 越小抛物线曲率越大；随着 R 的增大， η_s 在半对数坐标系中呈下降趋势，且 θ 较小时呈现线性下降， θ 较大时呈抛物线下降；而当 $R \geq 100$ mm 时， η_s 随 θ 与 R 的变化曲线均趋于平缓。说明 R 较小时 θ 与 R 变化对钢绞线极限抗拉强度将产生显著影响，且影响程度随 R 的减小、 θ 的增大而加剧；而 R 较大时 θ 与 R 变化对钢绞线极限抗拉强度影响则较小。故而弯起器的导向半径 R 在构造要求容许时应尽量取大值，受限时 R 也宜不小于 100 mm。

3) 延性性能与 R 及 θ 的关系：随着 θ 的增大， A_{yt} 基本上呈线性下降；随着 R 的增大， A_{yt} 在半对数坐标系中呈现出抛物线上升的趋势，其规律与 f_{pu} 基本相似；说明较小的 R 与较大的 θ 同样会大大降低钢

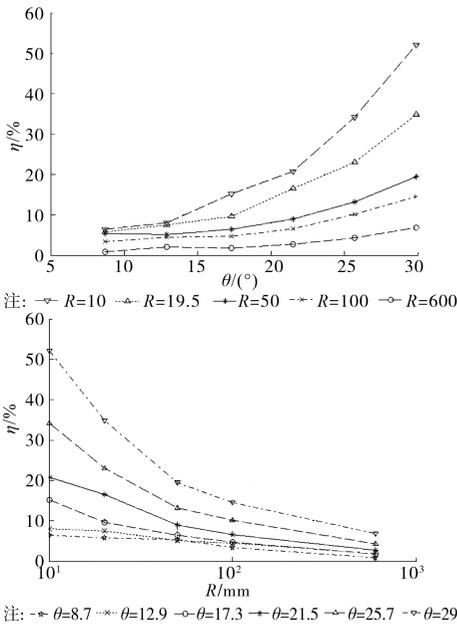


图 3 钢绞线弯折拉强度折减系数 η 随弯折角度 θ 、导向半径 R 的变化曲线

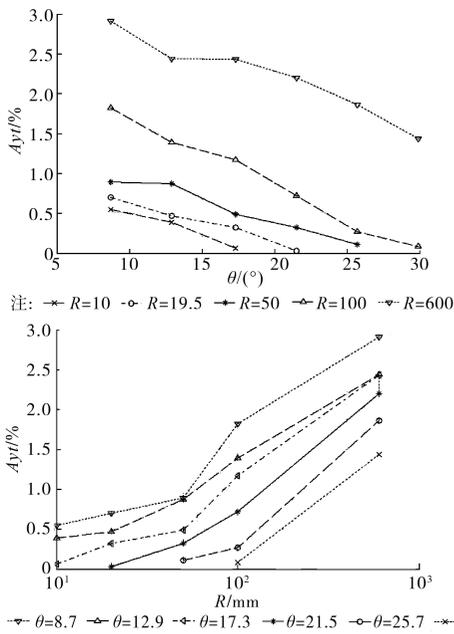


图 4 屈服伸长率 A_{yt} 随弯折角度 θ 、导向半径 R 的变化曲线

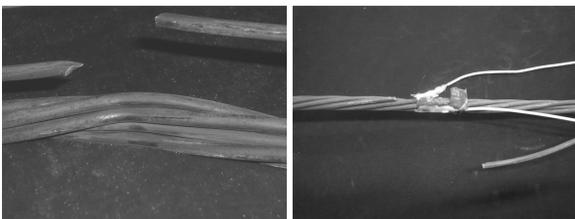


图 5 部分拉伸试验钢绞线破坏状态

(左侧: R019A6-1, 中间折点断 1 根, 折角与压痕明显; 右侧: R600A6-1, 应变片粘贴处断 1 根)

绞线的延性性能。同时,当 $R=600\text{ mm}$, $\theta=8.7^\circ \rightarrow 29.9^\circ$ 时, f_{pu} 折减了 6.05% , 而 A_{yt} 折减了 47.12% ; $\theta=8.7^\circ$, $R=600\text{ mm} \rightarrow 10\text{ mm}$ 时, f_{pu} 折减了 5.63% , 而 A_{yt} 折减了 75.64% ; 说明 θ 的增大与 R 的减小对钢绞线延性性能的折减远远大于对极限强度的影响; 特别是当 $R=100\text{ mm}$ 时, 在常用折角范围内强度折减已基本在 5% 以内, 但其延性的折减却仍在 50% 左右。从延性性能来看, 弯起器导向半径 R 应取得更大一些。

2.2 弯折摩擦预应力损失

由于弯折角 θ 一般较小, 由文献[12-16]弯起器弯折摩擦阻力损失计算可简化为如图 6 所示^[12-16]。钢绞线弯起角度为 θ , 弯起端轴向应力为 σ_1 , 其竖向向上分力 $\sigma_1 \sin \theta$ 由弯起器承受, 钢绞线同时也受到弯起器的反作用力 $\sigma_1 \sin \theta$; 水平端轴向应力为 σ_2 。此时, 弯起器弯折摩擦阻力损失 σ_{l1} 可表示为:

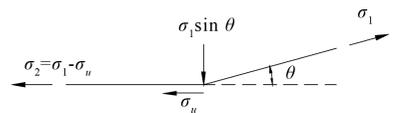


图 6 弯起器弯折摩擦阻力损失计算简图

$$\sigma_{l1} = \sigma_1 - \sigma_2 = \mu \cdot \sigma_1 \sin \theta \quad (1)$$

故而摩擦系数 μ :

$$\mu = \frac{\sigma_{l1}}{\sigma_1 \sin \theta} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1 \sin \theta} = \frac{\epsilon_1 - \epsilon_2}{\epsilon_1 \sin \theta} = \frac{\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_2}{\Delta \sigma_1 \sin \theta} = \frac{\Delta \epsilon_1 - \Delta \epsilon_2}{\Delta \epsilon_1 \sin \theta} \quad (2)$$

试验后由 I、IV 截面与 II、III 截面各测点应变(或其增量)的平均值 ϵ_1 、 ϵ_2 (或 $\Delta \epsilon_1$ 、 $\Delta \epsilon_2$) 可计算对应导向半径 R 对应弯折角度 θ 的弯起器摩擦系数 μ 。

1) 测试数据的分析与处理: 直拉试验时各测点测试应变值随拉力的增大基本呈线性增加, 在相同拉力作用下各应变片测试结果基本一致。弯折拉试验时, 虽测试应变随拉力也呈增加趋势, 但测试数据有一定起伏, 同一截面或相同测试条件不同测点之间测试数据相差也较大。深入分析可知: 测试数据虽有起伏, 但起伏趋势将随着拉力的增大逐渐变缓; 相同测试条件不同测点之间测试数据相差虽然较大, 但拉力较大时其应变增量相差较小。故而可以采用拉力较大时钢绞线各测点应变增量形式来计算对应试验条件的弯起器摩擦系数 μ ; 综合分析所有测试数据后, 选用特征荷载 $50\% \sim 60\% \sim 70\% \sim 80\% F_m$ 时测点应变增量来进行摩擦系数 μ 的分析, 分析结果绘于图 7 所示。

2) 摩擦系数 μ 与 R 及 θ 的关系: 随 R 的增大, 在

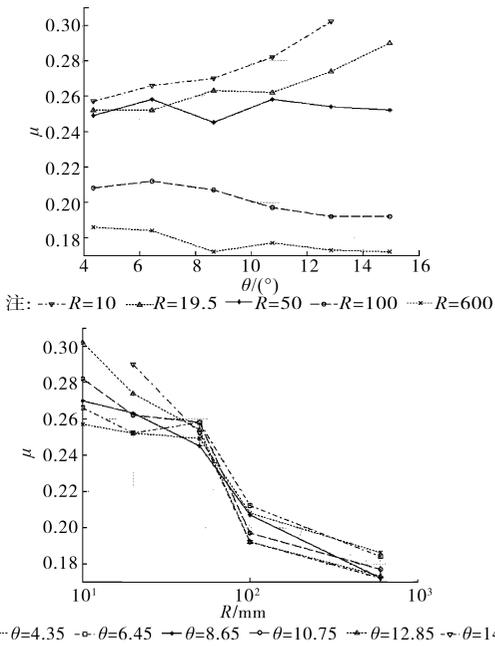


图 7 摩擦系数 μ 随弯折角度 θ 、导向半径 R 的变化曲线

半对数坐标系中摩擦系数 μ 呈“S”形曲线下降； θ 的变化虽对 μ 会产生一定影响，但影响程度远小于 R 。当 $R \leq 50$ mm 时，摩擦系数 μ 随着 R 的增大而减小，随着 θ 的增大而增大；当 $R \geq 100$ mm 时，摩擦系数 μ 随着 R 与 θ 的增大逐渐减小，但趋势平缓；当 50 mm $< R < 100$ mm 时，摩擦系数 μ 随着 R 的增大急剧减小，而且 θ 越大 μ 的减小趋势越剧烈，曲线在此区间呈现交叉现象；相比而言， R 变化对摩擦系数 μ 的影响程度远大于 θ 变化所产生的影响。

2.3 机理分析

1) 破坏特征与应变数据起伏：锚固因素将会使钢绞线端部受力复杂，而应变片粘贴时钢丝的打磨将会对钢绞线造成一定损伤，所以在直拉或 R 较大的弯折拉时钢绞线一般会在端部锚固区或应变片粘贴处断裂。而当 R 较小时，钢绞线将在起弯点形成弯折，从而产生相应塑性变形与应力集中现象，严重影响钢绞线的强度、塑性与韧性，形成一种“折点”效应；“折点”效应随着 R 的减小、 θ 的增大而加剧，形成了相应的破坏特征。同时，“折点”处钢绞线弯折时各根钢丝弯折曲率半径不同而变形不一致，将产生较大附加内力与变形，导致相同测试条件不同测点间应变测试数据相差较大；但随着拉力的增大，折点所附加的内力与变形将会逐渐趋于稳定；故而拉力较大时实测应变增量基本一致。

2) 强度与延性：折点处应力集中现象随着 R 的减小、 θ 的增大而加剧，所以钢绞线的强度与延性会随着 R 的减小、 θ 的增大而逐渐变小。当 R 较小时，

“折点”效应随 θ 增大显著加强，导致强度与延性的折减呈抛物线趋势增大；而随着 R 的增大，钢绞线与导向构件间相互作用面增大，折点处应力集中现象将会迅速减小，所以钢绞线强度与延性随 R 的增大呈现对数曲线下降的趋势。但由于钢绞线只有进入塑性后才能表现出延性，各种影响因素一旦对钢绞线强度产生折减，则将大大降低钢绞线塑性，从而严重影响其延性性能；所以， θ 的增大与 R 的减小对钢绞线延性性能的折减远远大于其对极限强度的影响。

3) 摩擦系数 μ ： R 较小时“折点”效应起主导作用， R 较大时作用面积占据主导地位；故而 R 较小时， μ 随 θ 的增大而增大； R 较大时， μ 随 θ 的增大而减小；而 50 mm $< R < 100$ mm 时，由于接触作用面积的增大导致折点处应力集中现象急剧减小，而使接触面积逐渐占据主导地位，所以 μ 随着 R 的增大急剧减小。

3 钢绞线弯折摩擦阻预应力损失的计算

由上分析可知：虽然 θ 的变化会对摩擦系数 μ 会产生一定影响，但影响程度远小于 R ；故而，在建立弯起器弯折摩擦阻预应力损失计算公式时可以在考虑一定保证率后忽略 θ 对摩擦系数 μ 的影响，但不能忽略 R 对摩擦系数 μ 所产生的影响。

同时，基于摩擦系数 μ 随 R 变化所呈现出的“S”形曲线的影响规律可知： R 的变化将摩擦系数 μ 分成明显的三段。故而在建立钢绞线弯折摩擦阻预应力损失的计算公式时可以考虑采用统一的计算公式，但弯折摩擦系数 μ 根据实际导向半径 R 的大小来分段选取。

由弯起器弯折摩擦阻力损失计算简图（如图 6），弯起器弯折摩擦阻力损失 σ_{11} 可初步表达为：

$$\sigma_{11} = \mu \cdot \sigma_{con} \sin \theta \quad (4)$$

基于摩擦系数 μ 随 R 的变化规律，通过对所有实测试验数据的分析，对于弯起器弯折摩擦系数 μ 的取值可分 3 种情况来考虑：

1) 当 $R \leq 50$ mm 时，对摩擦系数 μ 的 59 个实测试验样本统计分析可知其符合 $\mu_n = 0.261$ 、 $\sigma_n = 0.0186$ 的正态分布，试验样本变异系数 $CV = 0.071$ ，考虑结果离散与工程安全，取 95% 的保证率时 $\mu = 0.29$ 。

2) 当 $R \geq 100$ mm 时，对摩擦系数 μ 的 45 个实测试验样本统计分析可知其符合 $\mu_n = 0.188$ 、 $\sigma_n = 0.0169$ 的正态分布，试验样本的变异系数 $CV = 0.090$ ，取 95% 的保证率时 $\mu = 0.22$ 。

3) 当 50 mm $< R < 100$ mm 时： $\mu = 0.29 \sim$

0.22,按线性内差。

参考相关资料,为了增加 θ 较大时弯起器弯折摩擦阻力损失 σ_{l1} 计算公式逻辑上的合理性,也为了公式形式的统一性,弯起器弯折摩擦阻力损失 σ_{l1} 可进一步表达为:

$$\sigma_{l1} = \sigma_{con} [1 - e^{-(\mu\theta)}] \quad (3)$$

式中: σ_{l1} 为弯起器弯折摩擦阻力损失; σ_{con} 为预应力钢筋锚下张拉控制应力,MPa; θ 为钢绞线弯起角度。

μ 为弯起器的摩擦系数,根据实际导向半径 R 大小来选取; $R \leq 50$ mm时 $\mu = 0.29$, $R \geq 100$ mm时 $\mu = 0.22$, 50 mm $<R < 100$ mm时 $\mu = 0.29 \sim 0.22$,按线性内差。

以 $50\%F_m$ 为基准荷载,将弯起器摩擦损失计算结果与试验实测数据点绘于图8。可以看出实测数据与计算值符合较好,且大部分试验数据点接近或位于公式(3)计算结果的下方,计算公式有一定的保证率。

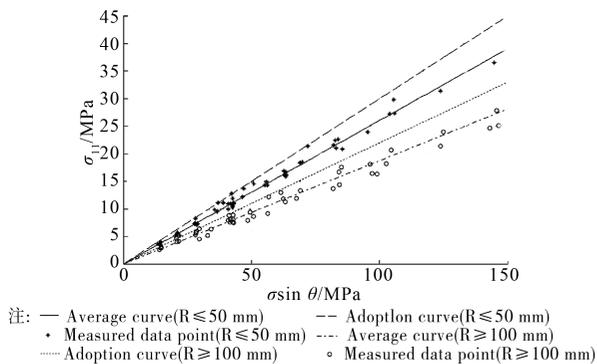


图8 弯起器摩擦损失计算结果与试验实测数据比较

4 结论

1)钢绞线极限抗拉强度折减率 η_s 随 θ 的增大呈抛物线趋势增大,随 R 的增大呈对数曲线趋势减小;当 $R \geq 100$ mm时, R 与 θ 的变化对钢绞线极限抗拉强度 f_{pu} 的影响较小;说明弯起器的导向半径 R 在构造要求容许时应尽量取大值,受限时 R 也不宜小于100 mm。

2)钢绞线的延性随 θ 与 R 的变化规律其规律与 f_{pu} 基本相似,但 θ 与 R 的变化对钢绞线延性性能的折减效应较对 f_{pu} 更加显著;从延性性能来看,在满足结构尺寸与构造要求的情况下,弯起器的导向半径 R 应该取得更大一些。

3)当 $R \leq 50$ mm或 $R \geq 100$ mm时,弯起器弯折摩擦系数 μ 随 R 与 θ 呈增大或减小趋势,但变化趋势并不显著;而当 50 mm $<R < 100$ mm时,摩擦系数 μ 随着 R 的增大急剧减小, θ 越大变化越剧烈。

4)基于摩擦系数 μ 随 R 与 θ 的变化规律,弯起器弯折摩擦阻力损失可由公式 $\sigma_{l1} = \sigma_{con} [1 - e^{-(\mu\theta)}]$ 计算,式中摩擦系数 μ 根据实际导向半径 R 大小来选取; $R \leq 50$ mm时 $\mu = 0.29$, $R \geq 100$ mm时 $\mu = 0.22$, 50 mm $<R < 100$ mm时 $\mu = 0.29 \sim 0.22$,按线性内差。

参考文献:

- [1] 黄文雄. 基于新型弯起器的折线配筋先张梁力学性能研究[D]. 武汉:华中科技大学, 2012.
- [2] Amom W, Tuan C Y, Tadros M K. Curved, precast, pretensioned concrete I-girder bridges [J]. PCI Journal. 2008, 53(6): 48-66.
- [3] 黄文雄,谭利英. 结构与材料参数变化对折线配筋先张梁局部应力的影响[J]. 公路交通科技, 2012, 29(1): 75-79.
Huang W X, Tan L Y. Impact of structural parameters and material parameters on local stress distribution in polyline pretensioned beam [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2012, 29(1): 75-79.
- [4] 黄文雄,谭利英. 折线配筋先张梁中弯起器的模拟及其对局部应力的影响分析[J]. 中外公路, 2012, 32(5): 132-135.
Huang W X, Tan L Y. Study on the bend component simulation method and its effects on the local stress distribution in the polyline pretensioned beams [J]. Journal of China & Foreign Highway, 2012, 32(5): 132-135.
- [5] 黄文雄,谭利英. 折线配筋先张梁折点半径优化[J]. 公路, 2012(10): 54-56.
Huang W X, Tan L Y. Simulation of the prestressed reinforcement and key points in modeling [J]. Highway, 2012(10): 54-56.
- [6] 陈汉昌,刘立新,宋明慧,等. 折线先张梁中钢绞线力学性能的试验研究[J]. 建筑技术, 2010, 41(12): 1108-1111.
Chen H C, Liu L X, Song M H, et al. Test research on mechanical property of steel strand in fold-line pretension concrete beam [J]. Architecture Technology, 2010, 41(12): 1108-1111.
- [7] Huang W X, Tan L Y, Yang H Y, et al. Discussion on curve prestressed reinforcement simulation in FEA [J]. Applied Mechanics and Materials, 2012 (178-181): 2179-2182.
- [8] Huang W X, Tan L Y. New Exploration on prestressed reinforcement simulation in FEA of prestressed concrete [C]//2012 International Conference on Electric Technology and Civil Engineering (ICETCE 2012),

- Three Gorges, Hubei, China; IEEE eXpress Conference Publishing, 2012.
- [9] Huang W X, Tan L Y. Analysis of local stress and improvement of stress state on key parts of the polyline pretensioned beam [C]//2012 International Conference on Electric Technology and Civil Engineering (ICETCE 2012), Three Gorges, Hubei, China; IEEE eXpress Conference Publishing, 2012.
- [10] Sankar G S, Shetty V S, Karanth H S D. A comparative study of physical and mechanical properties of the different grades of Australian stainless steel wires [J]. Trends in Biomaterials and Artificial Organs, 2011, 25(2): 67-74.
- [11] Budzik R, Glis B, Wludzik R, et al. Estimation of standard PN-EN 10264 steel wire for rope [J]. Wire Journal International, 2010, 43(1): 64-69.
- [12] 中华人民共和国交通部. 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. 北京, 2004.
- [13] 刘立新, 胡丹丹, 于秋波, 等. 先张法折线形预应力梁钢绞线摩擦损失试验研究[J]. 郑州大学学报: 工学版, 2006, 27(4): 6-9.
- Liu L X, Hu D D, Yu Q B, et al. Experimental studies on pre-stressing frictional loss of the fold-line pre-tension pre-stressed beam [J]. Journal of Zhengzhou University: Engineering Science, 2006, 27(4): 6-9.
- [14] Cheng H, Yang P, Cheng Q. Frictional resistance analysis on prestressed curved channel under cosine distribution assumption of contact pressure [C]// Piscataway, NJ, USA; IEEE, 2011.
- [15] Robitaille S, Bartlett F M, Youssef M A, et al. Evaluating prestress losses during pre-tensioning [C]// St. Johns, NL, Canada; Canadian Society for Civil Engineering, 2009.
- [16] Zhou Z, He J, Chen G, et al. A smart steel strand for the evaluation of prestress loss distribution in post-tensioned concrete structures [J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2009, 20(16): 1901-1912.

(编辑 胡 玲)

(上接第 6 页)

- Yin Q, Zhou L. Structural damage identification based on GA optimized least square estimation [J]. Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(8): 155-159.
- [13] 李小平, 郑世杰. 基于遗传算法和拓扑优化的结构多孔洞损伤识别[J]. 振动与冲击, 2011, 30(7): 201-204.
- Li X P, Zheng S J. Multi-hole damage detection in structures based on genetic algorithms and topology optimization [J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(7): 201-204.
- [14] 黄天立, 楼梦麟, 任伟新. 基于 CMDLAC 指标和遗传算法的结构损伤定位研究[J]. 计算力学学报, 2009, 26(4): 529-534.
- Huang T L, Lou M L, Ren W X. Structural damage localization based on the CMDLAC and genetic algorithm [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2009, 26(4): 529-534.
- [15] 张永兴, 刘世安, 陈建功. 土体对悬臂挡墙模态的影响与应用[J]. 土木建筑与环境工程, 2009, 31(3): 72-77.
- Zhang Y X, Liu S A, Chen J G. Influence and its application of soil on the mode of cantilever retaining wall [J]. Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering, 2009, 31(3): 72-77.

(编辑 薛婧媛)