

# 火灾时管片可靠度计算及优化研究\*

韩兴博,夏永旭,柴伦磊,王星

(长安大学 公路学院,西安 710064)

**摘要:**受火灾高温的影响,隧道衬砌结构可靠性降低。笔者通过自由变形理论,解析计算可靠度优化模型中的结构内力,明确了计算中的随机变量;从结构可靠度指标几何意义出发,基于优化思想确定了可靠度计算公式;考虑火灾下衬砌管片的损伤特点,提出了火灾下管片的功能函数,建立了管片高温下可靠度计算优化模型;最后通过案例分析并利用非线性规划求解优化问题,得到火灾下衬砌可靠度的变化规律,并对管片截面厚度进行了优化设计。研究表明,常规设计管片各处可靠度指标差异较大,隧道拱顶可靠度最低,10 min后失效概率大于0.023,通过优化设计可使火灾持续30 min后满足基本安全。

**关键词:**管片衬砌;可靠度;自由变形理论;优化

中图分类号:U451.4

文献标识码:A

文章编号:1673-0836(2018)04-1091-06

## Optimization Method on Reliability Calculation and Segment Design under Fire Situation

Han Xingbo, Xia Yongxu, Chai Lunlei, Wang Xing

(School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, P.R. China)

**Abstract:** The reliability of lining structure decreases when influenced by the high temperature of fire accident. Structural forces of the optimization model are obtained based on the free form deformation theory to determine the variables during the calculation. Then, the formula for the reliability index calculation is proposed based on the perspective of the geometrical significance of structure reliability and the optimization method. The performance function of the segment under fire situation is proposed considering the damage characteristics of it. In addition, the optimization model of reliability calculating is established based on the performance function. According to the maximum entropy principle, the method to calculate the statistical parameters of reliability calculating model variable is also proposed. Finally a case study is carried out by solving the optimization problem with nonlinear programming. The regulation of reliability decrease is summarized and the thickness of the lining is also optimized based on the reliability regulation. The result shows there exists great difference of the regularly designed segment reliability among different positions. The minimum reliability occurs at the segment crown where the failure probability is bigger than 0.023 after 10 min. After the optimization design, the new segment could meet the need of basic safety after 30 min of fire.

**Keywords:** segment lining; reliability; free form deformation theory; optimization

## 0 引言

隧道火灾高温会严重影响衬砌混凝土的性能,致使隧道结构的安全性大大降低。隧道由于混凝

土剥落、衬砌掉块等引起的事故屡见不鲜<sup>[1,2]</sup>。传统方法利用安全系数来评价隧道结构的安全性能,安全系数取值主要依靠工程人员的经验,缺乏足够的科学性,不能直接反映结构的安全状态<sup>[3]</sup>,并且

\* 收稿日期:2018-03-06(修改稿)

作者简介:韩兴博(1991-),男,陕西岐山人,博士生,主要从隧道防灾减灾相关研究。E-mail:hxbchd@163.com

其取值与事故发生的频次相关,会造成隧道的设计以及灾后修缮方案过于保守。另外,目前主要的隧道结构防火措施为喷涂防火涂料,其造价昂贵且容易脱落<sup>[4]</sup>。混凝土本身为热惰性材料,通过增加衬砌厚度来实现结构防火具更高的经济性。

结构可靠度设计从统计和概率角度出发,考虑到了结构在设计、施工以及运营阶段存在的大量不确定性,能够客观科学地对结构的安全性能进行评价<sup>[5]</sup>。在隧道衬砌可靠度方面,胡志平等<sup>[1]</sup>、张道兵等<sup>[6]</sup>提出了优化思想下的衬砌可靠度计算;李晓军等<sup>[7]</sup>利用 Spreadsheet 法对盾构隧道的截面可靠度进行了分析;宋玉香等<sup>[8]</sup>采用响应面法对整体式隧道衬砌结构安全性进行了计算。边亦海等<sup>[9]</sup>从可靠度角度对隧道衬砌厚度设计给出了建议。这些大量的研究为隧道衬砌的结构安全性能评价提供了便利,但是均针对常温下的隧道结构。针对火灾下的隧道衬砌结构可靠度的研究还较少。

本文拟采用自由变形法对管片受力进行计算,通过受力计算公式明确后续优化的随机变量;从可靠度指标几何意义出发,建立其优化计算公式;考虑火灾下衬砌的劣化,建立火灾中衬砌的结构可靠度对应的功能函数;通过计算得到的可靠度指标对管片截面进行优化,希望为火灾下衬砌安全性能评价以及防火衬砌设计提供指导。

## 1 管片内力解析

当管片处于较软砂性土或粘性土层时,地层不会对隧道衬砌径向变形产生很大的抗力,按照自由变形法对管片内力进行求解。按照文献[10],此时主要作用在管片上的荷载有:衬砌上方土层压力 $q_1$ ;地层水平压力 $p_1, p_2$ ;地层反力 $p_R$ 。

将管片简化成一均质圆环,其为一三次超静定结构。用力法求解其内力,由于结构及荷载均对称于竖轴,故沿对称面的剪力为零,因此,实际上仅有2个多余的未知力,基本结构计算图示如图1。由于对称轴上的衬砌截面仅竖向下沉,而无水平位移及转角,故可将圆环底截面视为固定段。图中未知力 $X_1, X_2$ 已被移到衬砌环的弹性中心,因而其柔度系数 $\delta_{12}=0$ ,则有位移协调方程:

$$\begin{cases} X_1 \delta_{11} + \Delta_{1P} = 0 \\ X_2 \delta_{22} + \Delta_{2P} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: $X_i$ 为未知赘余力; $\delta_{ij}$ 为柔度系数; $\Delta_{ij}$ 为单位荷载位移。

根据自由变形法,解得衬砌中与竖轴成 $\varphi$ 角任一截面的弯矩和轴力分别为:

$$\begin{cases} M = M_p + X_1 - X_2 R \cos \varphi \\ N = N_p + X_2 \cos \varphi \end{cases} \quad (2)$$

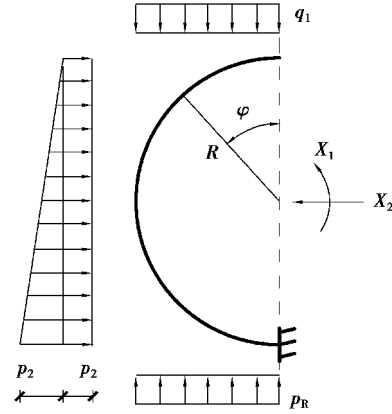


图1 管片结构荷载分布及计算图示

Fig. 1 Structure load distribution of segment

由结构力学可得:

$$N_p = \begin{cases} q_1 R \sin^2 \varphi - p_1 R (1 - \cos \varphi) \cos \varphi - p_2 R \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{4} \cos \varphi & \left( 0 \leq \varphi < \frac{\pi}{2} \right) \\ q_1 R \sin \varphi - p_1 R (1 - \cos \varphi) \cos \varphi - p_2 R (1 - \cos \varphi)^2 \frac{\cos \varphi}{4} - p_R R (1 - \sin \varphi) \sin \varphi & \left( \frac{\pi}{2} \leq \varphi < \pi \right) \end{cases} \quad (3)$$

$$M_p = \begin{cases} -q_1 R^2 \frac{\sin^2 \varphi}{2} - p_1 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{2} - p_2 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^3}{12} & \left( 0 \leq \varphi < \frac{\pi}{2} \right) \\ -q_1 R^2 \left( \frac{1}{2} - \sin \varphi \right) - p_1 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{2} - p_2 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^3}{12} - p_R R^2 \frac{(1 - \sin \varphi)^2}{2} & \left( \frac{\pi}{2} \leq \varphi < \pi \right) \end{cases} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= -\frac{\Delta_{1P}}{\delta_{11}} = -\frac{1}{\pi} \int_0^\pi M_P d\varphi \\ X_2 &= -\frac{\Delta_{2P}}{\delta_{22}} = \frac{2}{\pi R} \int_0^\pi M_P \cos \varphi d\varphi \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

将式(3)、式(4)带入式(5)解得:

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= -q_1 R^2 \left( \frac{1}{8} - \frac{1}{\pi} \right) + p_1 R^2 \frac{3}{4} + \\ & p_2 R^2 \frac{5}{24} + p_R R^2 \left( \frac{3}{8} - \frac{1}{\pi} \right) \\ X_2 &= -q_1 R \frac{1}{3\pi} + p_1 R + \\ & p_2 R \frac{5}{16} + p_R R \frac{1}{3\pi} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

将式(3)、式(4)、式(6)带入式(3)解得:

$$N = \begin{cases} q_1 R \sin^2 \varphi - p_1 R (1 - \cos \varphi) \cos \varphi - \\ p_2 R \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{4} \cos \varphi + \\ \left( \frac{q_1}{3\pi} - p_1 - \frac{5}{16} p_2 - \frac{p_R}{3\pi} \right) R \cos \varphi \left( 0 \leq \varphi < \frac{\pi}{2} \right) \\ q_1 R \sin \varphi - p_1 R (1 - \cos \varphi) \cos \varphi - \\ p_2 R \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{4} \cos \varphi - \\ p_R R (1 - \sin \varphi) \sin \varphi + \\ \left( \frac{q_1}{3\pi} - p_1 - \frac{5}{16} p_2 - \frac{p_R}{3\pi} \right) R \cos \varphi \left( \frac{\pi}{2} \leq \varphi < \pi \right) \end{cases} \quad (7)$$

$$M = \begin{cases} -q_1 R^2 \frac{\sin^2 \varphi}{2} - p_1 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{2} - \\ p_2 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^3}{12} - q_1 R^2 \left( \frac{1}{8} - \frac{1}{\pi} \right) + \\ \frac{3}{4} p_1 R^2 + \frac{5}{24} p_2 R^2 + p_R R^2 \left( \frac{3}{8} - \frac{1}{\pi} \right) + \\ \left( \frac{q_1}{3\pi} - p_1 - \frac{5}{16} p_2 - \frac{p_R}{3\pi} \right) R^2 \cos \varphi \left( 0 \leq \varphi < \frac{\pi}{2} \right) - \\ q_1 R^2 \left( \sin \varphi - \frac{1}{2} \right) - p_1 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^2}{2} - \\ p_2 R^2 \frac{(1 - \cos \varphi)^3}{12} - p_R R^2 \frac{(1 - \sin \varphi)^2}{2} - \\ q_1 R^2 \left( \frac{1}{8} - \frac{1}{\pi} \right) + \frac{3}{4} p_1 R^2 + \frac{5}{24} p_2 R^2 + p_R R^2 \left( \frac{3}{8} - \frac{1}{\pi} \right) + \\ \left( \frac{q_1}{3\pi} - p_1 - \frac{5}{16} p_2 - \frac{p_R}{3\pi} \right) R^2 \cos \varphi \quad \left( \frac{\pi}{2} \leq \varphi < \pi \right) \end{cases} \quad (8)$$

## 2 结构可靠度的几何意义

对于结构功能函数:

$$Z = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (9)$$

其极限状态方程为:

$$Z = g(X_1, X_2, \dots, X_n) = 0 \quad (10)$$

式中:  $X_1, X_2, \dots, X_n$  均为互相独立的基本随机变量, 且  $X_i \sim N(\mu_{X_i}, \sigma_{X_i}^2)$ 。则可靠度指标  $\beta$  的定义为:

$$\beta = \frac{\mu_Z}{\sigma_Z} = \frac{\sum_{i=1}^n \left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{p^*} (\mu_{X_i} - x_i^*)}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left( \left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{p^*} \sigma_{X_i} \right)^2}} \quad (11)$$

通过式(11)可以将基本随机变量标准正态化。

$$Y_i = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}}, Y_i \sim N(0, 1) \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (12)$$

极限状态方程相应的转化为:

$$Z' = f(Y_1, Y_2, \dots, Y_n) = 0 \quad (13)$$

由文献[1]可知, 结构可靠度指标  $\beta$  的几何意义为  $n+1$  维标准正态空间  $Z'$ ,  $Y_1, Y_2, \dots, Y_n$  的坐标原点到极限超平面  $Z'=0$  的距离, 即:

$$\beta^2 = \min d = \min \left\{ \sum_{i=1}^n [(x_i^* - \mu'_{X_i}) / \sigma'_{X_i}]^2 \right\} 1/2 \quad (14)$$

当基本变量服从对数正态分布  $x'$  时, 其均值为  $E(x') = \mu_x$ , 方差为  $D(x') = \sigma_x^2$ , 根据  $R-F$  变换, 对任意设计点  $P^*$ , 其当量正态均值和标准差分别为:

$$\mu_x' = x^* \left[ 1 - \ln x^* + \ln \left( \frac{\mu_x}{\sqrt{1 + \sigma_x^2 / \mu_x^2}} \right) \right] \quad (15)$$

$$\sigma_x' = x^* \sqrt{\ln(1 + \sigma_x^2 / \mu_x^2)} \quad (16)$$

式中:  $x^*$  为原随机变量的验算点坐标序列  $(x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*)$ 。

## 3 火灾下衬砌管片功能函数

按照《公路隧道设计规范》(JTJ D70—2004)<sup>[11]</sup>的衬砌截面抗拉和抗压验算公式, 建立衬砌截面对应的极限状态方程。

当偏心距  $e_0 \leq 0.2t$  时, 截面由抗压强度控制其承载力, 则极限状态方程为:

$$Z_a = N_{\text{极限}} - N = k_{PR} \alpha b t R_a - N = 0 \quad (17)$$

式中:  $N$  为轴力;  $R_a$  为混凝土极限抗压强度;  $k_{PR}$  为荷载效应计算模式不定性;  $b$  为衬砌宽度, 取  $1$ ;  $t$  为

截面厚度; $\alpha$ 为偏心距影响系数。

当偏心距 $e_0 > 0.2t$ 时,截面由抗拉强度控制其承载力,则极限状态方程为:

$$Z_1 = 1.75R_l - k_{ps} \left( \frac{6M}{bt^2} - \frac{N}{bt} \right) = 0 \quad (18)$$

式中: $M$ 为弯矩; $R_l$ 为混凝土极限抗拉强度; $k_{ps}$ 为荷载效应计算模式不定性。

由于混凝土的热惰性,火灾下衬砌沿厚度方向温度分布有较大差异,衬砌表层温度较高,远离受火面温度迅速下降。根据国内外混凝土高温试验结果,当温度大于 $300^\circ\text{C}$ 时,混凝土的弹性模量会大大降低。因此,高温下可以忽略温度高于 $300^\circ\text{C}$ 的衬砌的承载力,认为结构荷载由其他部分承担<sup>[12]</sup>。

文献[3]研究得到,火灾下管片的损伤深度与受火时间的关系为:

$$y = 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1} \quad (19)$$

式中: $y$ 为衬砌损伤深度,cm; $T$ 为时间,min。

因此,当偏心距 $e_0 > 0.2t$ 时,极限状态方程表达为:

$$Z_l = 1.75R_l - k_{ps} \left( \frac{6M}{b(t - 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1})^2} - \frac{N}{b(t - 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1})} \right) = 0 \quad (20)$$

偏心距 $e_0 \leq 0.2t$ 时,极限状态方程表达式为:

$$Z_a = k_{PR} \alpha b (t - T) R_a - N = 0 \quad (21)$$

$q_1$ 、 $p_1$ 、 $p_2$ 、 $p_R$ 为土体侧压力系数 $e$ 、 $\gamma$ 、 $h$ 、 $t$ 的函数:

$$\left. \begin{aligned} q_1 &= \gamma_i h_i \\ p_1 &= e(q_1 + \gamma \times t/2) \\ p_2 &= e[q_1 + \gamma \times (2R_0 - t/2)] - p_1 \\ p_R &= q_1 \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

$\alpha$ 为 $e$ 、 $t$ 的函数:

$$\alpha = 1/(1 + 6e/t) \quad (23)$$

故:

$$Z_a = f_1(\gamma, h, e, t, k_{PR}, R_a) \quad (24)$$

$$Z_l = f_2(\gamma, h, e, t, k_{ps}, R_l) \quad (25)$$

基于此,当偏心距 $e_0 \leq 0.2t$ 时,可靠度的优化模型为:

$$\beta = \min \left[ \left( \frac{\gamma}{\mu_\gamma} \right)^2 + \left( \frac{h - \mu_h}{\sigma_h} \right)^2 + \left( \frac{e - \mu_e}{\sigma_e} \right)^2 + \left( \frac{1 - \mu_t}{\sigma_t} \right)^2 + \left( \frac{K_{PR} - \mu_{PR}}{\sigma_{K_{PR}}} \right)^2 + \left( \frac{R_a - \mu_{R_a}}{\sigma_{R_a}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (26)$$

约束条件为:

$$g(k_{PR}, \alpha, t, R_a, N) = k_{PR} \alpha (t - 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1}) R_a - N = 0 \quad (27)$$

当 $e_0 \geq 0.2t$ 时,可靠度的优化模型为:

$$\beta = \min \left[ \left( \frac{\gamma}{\mu_\gamma} \right)^2 + \left( \frac{h - \mu_h}{\sigma_h} \right)^2 + \left( \frac{e - \mu_e}{\sigma_e} \right)^2 + \left( \frac{1 - \mu_t}{\sigma_t} \right)^2 + \left( \frac{K_{ps} - \mu_{ps}}{\sigma_{K_{ps}}} \right)^2 + \left( \frac{R_l - \mu_{R_l}}{\sigma_{R_l}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (28)$$

约束条件为:

$$g(R_l, k_{ps}, t, M, N) = 1.75R_l - k_{ps} \left( \frac{6M}{b(t - 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1})^2} - \frac{N}{b(t - 0.793 \, 6T^{0.592 \, 1})} \right) = 0 \quad (29)$$

## 4 案例分析

假设某盾构隧道,衬砌管片设计厚度为 $0.5 \text{ m}$ ,管片半径为 $3 \text{ m}$ ,管片混凝土等级为C55,参考文献[7]各变量的统计参数如表1。考虑不利情况,假设隧道内发生大型车或列车火灾,火灾时断面温度分布按均一考虑<sup>[13-14]</sup>。

表1 随机变量统计参数

Table 3 Statistical parameters of random variables

随机变量	均值	标准差	服从分布
土体容重 $\gamma/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	18.12	0.364	正态
土层厚度 $h/\text{m}$	30.45	9.744	正态
土侧压力系数 $e$	0.625	0.095	正态
衬砌厚度 $t/\text{m}$	0.5	0.075	正态
抗压极限 $R_a/\text{MPa}$	10.5	1.575	正态
抗拉极限 $R_l/\text{MPa}$	1.3	0.195	正态
抗力计算不确定性 $k_{PR}$	1	0.15	正态
荷载效应计算不确定性 $k_{ps}$	1	0.15	正态

将表1各随机变量及其统计参数带入式(7)、式(8)求解得到 $M$ 和 $N$ 。再将计算结果按照式(26)~(29)编制优化程序,具体可使用MATLAB的优化工具箱或者EXCEL的规划求解功能求解。计算得到不同工况下的可靠度指标如图2。

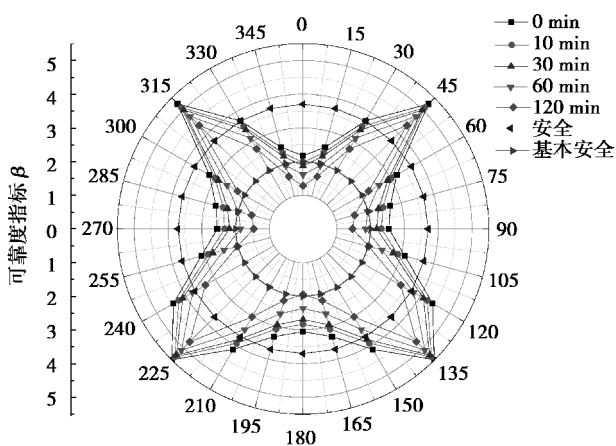


图2 不同衬砌位置可靠性指标

Fig. 2 Reliability index of lining

由图2可知,管片不同位置可靠性指标差异较大,拱顶以及两侧拱腰可靠性指标较小,隧道两侧45°及135°处可靠性较大。随着火灾的持续,衬砌的可靠性逐渐降低,拱顶以及两侧拱腰可靠性指标随火灾发展下降较快。拱顶可靠性指标最小,火灾持续超过10 min时,拱顶 $\beta < 2$ ,对应失效概率为0.023,结构不能保证基本安全<sup>[3]</sup>,火灾持续30、60、120 min时结构可靠性指标为:1.87、1.61、1.28,对应失效概率分别为:0.031、0.054、0.1。

考虑到常规设计,管片不同位置可靠性指标差异较大,并且按照管片在30 min内各处可靠性指标 $\beta \geq 2$ 对管片所需厚度进行优化反算,得到结果如图3,即管片在受火30 min后可以满足基本安全。考虑施工便利性,具体的管片尺寸如图4。

由图5可知,优化后拱顶,拱底等薄弱环节可靠性有所增加,45°以及135°处可靠性有所降低,可靠度的整体分布更加均一,火灾30 min后整环可靠性均大于2。

优化后截面面积为7.90 m<sup>2</sup>相比优化前截面面积8.64 m<sup>2</sup>节约9.4%,与防火涂料相比,成本更加节约。

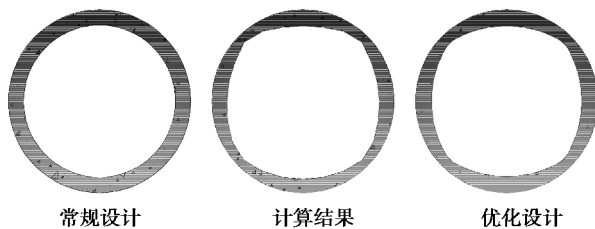


图3 优化设计过程示意

Fig. 3 Process of optimization

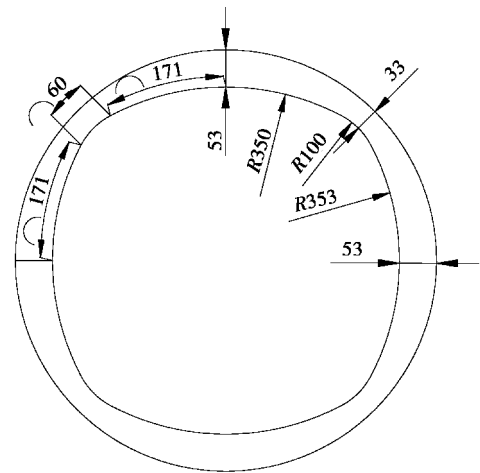


图4 管片尺寸设计

Fig. 4 Size design of segment

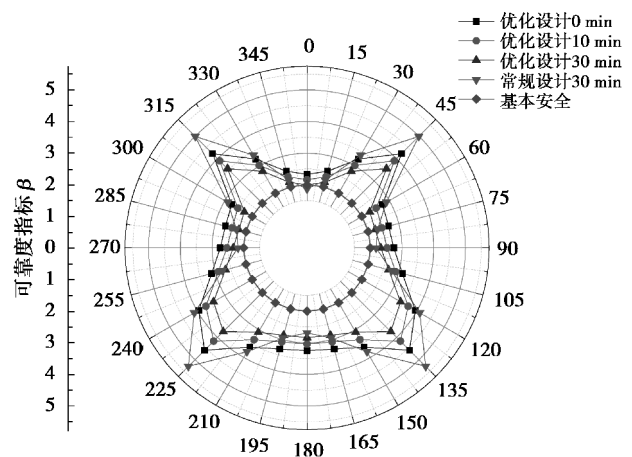


图5 优化后不同衬砌位置可靠性

Fig. 5 Reliability of lining after optimization

## 5 结论

(1)随着火灾的持续,衬砌的可靠性逐渐降低,当火灾时间超过10 min时,结构不能保证基本安全,故隧道着火后的消防救援时间不宜过长。

(2)常规设计不同位置管片可靠性差异较大,将1/4管片采用三心圆设计,0°、90°处厚度53 cm,45°处厚33 cm,可以保证火灾持续30 min后基本安全。

(3)管片0°、90°处可靠性较低,并且随着火灾的持续,降低较快,宜为隧道灾后修缮重点部位。

## 参考文献 (References)

- [1] 胡志平,罗丽娟. 管片衬砌结构可靠性分析的优化方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(22): 4145-4150. (Hu Zhiping, Luo Lijuan. Study on reliability optimization of segment lining in shield tunnel [J].)



- Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(22): 4145-4150. (in Chinese))
- [2] 闫治国, 朱合华, 张建军. 火灾对隧道衬砌结构的损害及防范措施研究[J]. 地下空间与工程学报, 2006, 8(4): 683-687. (Yan Zhiguo, Zhu Hehua, Zhang Jianjun. A study on fire damage to tunnel lining and fire-control measures [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, 8(4): 683-687. (in Chinese))
- [3] 伍容兵. 火灾下盾构隧道管片构件的可靠度研究[D]. 长沙: 中南大学, 2014. (Wu Rongbing. Reliability studies on segment component of shield tunnel under fire [D]. Changsha: Central South University, 2014. (in Chinese))
- [4] 夏永旭, 翟武权. 公路隧道消防设计中的问题与对策[J]. 公路, 2008(8): 250-253. (Xia Yongxu, Zhai Wuquan. Questions and issues of the road tunnel firefighting design [J]. Highway, 2008(8): 250-253. (in Chinese))
- [5] 邓建, 韩斌. 不等跨连拱隧道衬砌结构可靠度及敏感性分析[J]. 地下空间与工程学报, 2005(6): 841-843, 847. (Deng Jian, Han Bin. Reliability and Sensitivity Analysis of Unequal Double-arch Tunnel Lining Structures[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2005(6): 841-843, 847. (in Chinese))
- [6] 张道兵, 杨小礼, 朱川曲, 等. 基于最大熵原理与最优化方法的隧道衬砌结构可靠度分析[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2012, 43(2): 663-668. (Zhang Daobing, Yang Xiaoli, Zhu Chuanqu, et al. Structural reliability analysis of tunnel lining based on maximal entropy principle and optimization method [J]. Journal of Central South University (Natural Science Edition), 2012, 43(2): 663-668. (in Chinese))
- [7] 李晓军, 陈雪琴, 朱合华. 基于 Spreadsheet 法的盾构衬砌截面可靠度分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1642-1649. (Li Xiaojun, Chen Xueqing, Zhu Hehua. Reliability analysis of shield lining section using spreadsheet method [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1642-1649. (in Chinese))
- [8] 宋玉香, 刘勇, 朱永全. 响应面方法在整体式隧道衬砌可靠性分析中的应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(11): 1847-1851. (Song Yuxiang, Liu Yong, Zhu Yongquan. Application of response surface method to reliability analysis of monolithic lining of railway tunnel [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(11): 1847-1851. (in Chinese))
- [9] 边亦海, 黄宏伟, 高军. 可靠度理论在确定隧道衬砌合理参数中的应用[J]. 地下空间与工程学报, 2005, 1(1): 129-132. (Bian Yihai, Huang Hongwei, Gao Jun. Application of reliability theory in determining reasonable parameters of railway tunnel lining [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2005, 1(1): 129-132. (in Chinese))
- [10] I. T. A Working Group No.2, International Tunneling Association. Guidelines for the design of shield tunnel lining [J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2000, 15(3): 303-331.
- [11] 重庆交通科研设计院. 公路隧道设计规范 (JTJ D70-2004) [S]. 北京: 人民交通出版社, 2004. (Chongqing Communications Technology Research & Design Institute Co., LTD. Code for design of road tunnel (JTJ D70-2004) [S]. Beijing: China Communications Press, 2004. (in Chinese))
- [12] 傅宇方, 唐春安. 水泥基复合材料高温劣化与损伤 [M]. 北京: 科学出版社, 2012. (Fu Yufang, Tang Chun'an. Thermal deterioration and damage of cement-based composites at element temperatures [M]. Beijing: Science Press, 2012. (in Chinese))
- [13] 闫治国, 朱合华, 彭芳乐. 隧道火灾场景设计及衬砌结构防火研究[J]. 地下空间与工程学报, 2006, (增2): 1320-1325. (Yan Zhiguo, Zhu Hehua, Peng Fangle. Study on fire scenario and fire safety of tunnel lining [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, (Supp.2): 1320-1325. (in Chinese))
- [14] 韩兴博, 柴伦磊, 夏永旭. 火灾下盾构隧道衬砌管片结构变形理论分析[J]. 地下空间与工程学报, 2017, 13(2): 525-530. (Han Xingbo, Chai Lunlei, Xia Yongxu. Theoretical analysis of the deformation of shield tunnel segment under fire situation [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2017, 13(2): 525-530. (in Chinese))