

钢绞线非均匀锈蚀下混凝土胀裂细观数值模拟

曾天宝¹, 陈宏¹, 黄筱淇¹, 涂荣辉², 戴理朝³

(1. 南昌市城市规划设计研究总院, 江西 南昌 330000; 2. 浙江省交通工程管理中心, 浙江 杭州 310000;

3. 长沙理工大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410114)

摘要: 针对捻制构造钢绞线非均匀锈蚀引起的混凝土胀裂问题, 该文建立钢绞线锈蚀产物非均匀膨胀模型和钢绞线非均匀锈蚀下混凝土胀裂细观数值模型。混凝土材料被模拟为由砂浆基质、骨料、界面层所组成的三相复合材料, 并通过嵌入黏聚单元模拟由钢绞线非均匀锈蚀导致的混凝土胀裂行为。通过与已有试验对比验证所建模型的合理性, 并分析混凝土保护层厚度与骨料含量对锈胀裂缝宽度的影响。结果表明: 所建立的非均匀细观数值模型能够合理地模拟钢绞线非均匀锈蚀导致的混凝土胀裂全过程。考虑钢绞线非均匀锈蚀特征可以有效地提高锈胀裂缝预测精度。锈胀裂缝宽度随混凝土保护层厚度减小而增大, 随混凝土中骨料含量增大而减小。

关键词: 桥梁工程; 钢绞线锈蚀; 锈胀开裂; 非均匀锈蚀; 细观数值模型

中图分类号: U447

文献标志码: A

Mesoscopic Numerical Simulation of Concrete Cracking Caused by Nonuniform Corrosion of Strands

ZENG Tianbao¹, CHEN Hong¹, HUANG Xiaoqi¹, TU Ronghui², DAI Lizhao³

(1. Nanchang Urban Planning & Design Institute Group Co., Ltd, Nanchang, Jiangxi 330000, China; 2. Zhejiang Traffic Engineering

Management Center, Hangzhou, Zhejiang 310000, China; 3. School of Civil Engineering, Changsha University of

Science & Technology, Changsha, Hunan 410114, China)

Abstract: The non-uniform corrosion of spinning strands will induce concrete cracking. A non-uniform expansion model of corrosion products of strands was established, and a mesoscopic numerical model of concrete cracking caused by non-uniform corrosion of strands was built. Concrete was considered as a three-phase composite material composed of mortar matrix, aggregate, and interface layer. The concrete cracking behavior caused by the non-uniform corrosion of strands was simulated by embedding cohesive elements. The rationality of the proposed model was verified by existing experimental data, and the influence of protective layer thickness and aggregate content of concrete on the width of corrosion-induced cracks was discussed. The results show that the proposed non-uniform mesoscopic numerical model can reasonably simulate the whole process of concrete cracking caused by non-uniform corrosion of strands. Considering the non-uniform corrosion characteristics of the strand can effectively improve the prediction accuracy of corrosion-induced cracking. The width of corrosion-induced cracks increases with the decrease in the protective layer thickness of concrete and decreases with the increase in concrete aggregate content of concrete.

Keywords: bridge engineering; strand corrosion; corrosion-induced cracking; non-uniform corrosion; mesoscopic numerical model

0 引言

预应力混凝土(PC)结构以其优越性能在桥梁中得到了广泛应用^[1-3]。PC结构服役过程中,有害氯离子会渗透混凝土保护层,导致捻制钢绞线锈蚀^[4],钢绞线与混凝土界面的锈蚀产物体积膨胀会导致混凝土保护层开裂。混凝土锈胀裂缝的出现使得有害氯离子更易进入混凝土内部,进而加速钢绞线锈蚀速率。混凝土保护层锈胀开裂会降低PC结构的耐久性与安全性。

数值模拟方法可以形象地表征混凝土裂纹扩展过程,是研究混凝土材料锈胀开裂的有效手段^[5]。近年来,一些学者针对钢筋混凝土(RC)结构中保护层锈胀开裂进行了数值研究。Molina等^[6]采用弥散裂缝方法模拟了均质混凝土材料锈胀开裂过程;Sanz等^[7]采用嵌入黏聚裂纹方法,建立了一种膨胀联合单元模型来模拟钢筋锈蚀与混凝土胀裂行为;Du等^[8]采用混凝土梯度软化模型与弥散裂缝方法研究了RC结构的锈胀开裂过程,研究发现损伤总是最先出现在钢筋与混凝土间的界面层;Xi等^[9]采用数值方法研究了多根钢筋同时锈蚀下混凝土裂纹扩展行为,明确了混凝土锈胀裂缝宽度与锈蚀时间的关系。

上述研究大多关注于普通钢筋锈蚀引起的混凝土锈胀开裂行为,关于钢绞线锈蚀引起混凝土胀裂的研究较少。理论研究方面,一些学者针对钢绞线锈蚀引起的混凝土锈胀开裂开展了相关研究。Wang等^[10]建立了考虑钢绞线锈蚀产物填充效应的混凝土锈胀开裂理论模型;Dai等^[11]提出了预应力影响下的PC结构混凝土锈胀开裂预测模型。然而,理论研究中大多假定了裂缝的初始位置,无法考虑混凝土非均质性和裂纹衍生扩展的随机性。采用数值分析方法并结合相应的混凝土损伤准则可有效模拟混凝土锈胀开裂过程。

本文通过考虑捻制钢绞线非均匀锈蚀与混凝土非均质特性,旨在建立钢绞线非均匀锈蚀下混凝土锈胀开裂细观黏聚数值模型。主要内容如下:首先,发展钢绞线捻制截面的非均匀锈蚀膨胀模型;其次,建立钢绞线非均匀锈蚀下混凝土胀裂细观数值模型,其中混凝土被模拟为由骨料、砂浆

以及界面层(ITZ)组成的非均质材料;最后,通过与已有试验对比验证所建数值模型的合理性,并分析保护层厚度与骨料含量对混凝土锈胀开裂行为的影响。

1 捻制钢绞线非均匀锈蚀膨胀模型

捻制钢绞线非均匀锈蚀膨胀效应的表征是准确模拟混凝土锈胀开裂的关键。相较于普通钢筋的圆形截面,钢绞线由于捻制构造特征,其截面形式更为复杂。工程中常用的7丝钢绞线由6根外围钢丝绕中心钢丝捻制而成,其截面形式类似于梅花状。钢绞线的非均匀锈蚀膨胀模式与其锈蚀层分布形状紧密相关,可基于锈层分布形式确定锈蚀位移值,进而明确相应的锈蚀率。普通钢筋截面通常被模拟为圆形,其非均匀锈蚀层的分布模式多被认为是半椭圆形,如图1所示。

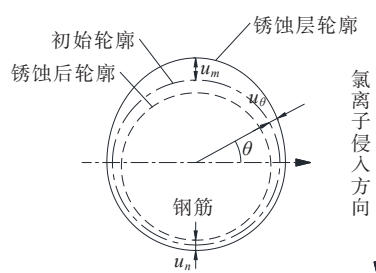


图1 普通钢筋截面非均匀锈蚀模型

Figure 1 Non-uniform corrosion model of section of ordinary steel bar

钢筋锈蚀层分布可由式(1)确定:

$$u(\theta) = \begin{cases} \frac{(R + u_m)(R + u_n)}{\sqrt{(R + u_m)^2 \cos^2 \theta + (R + u_n)^2 \sin^2 \theta}} - R & 0 \leq \theta < \pi \\ u_n & \pi \leq \theta \leq 2\pi \end{cases} \quad (1)$$

式中: $u(\theta)$ 为不同角度 θ 下钢筋锈蚀层的径向位移; u_m 和 u_n 分别为锈蚀层最大和最小位移,两者间的关系为 $u_m = (20 \sim 30)u_n$,本文中取 $u_m = 20u_n$;R为钢绞线半径。

本文将普通钢筋半椭圆锈蚀模型引入钢绞线非均匀锈蚀中,假定锈蚀仅发生在钢绞线外围钢丝表面,且外围钢丝顶点的锈蚀位移符合半椭圆分布规律,捻制钢绞线锈蚀非均匀截面如图2所示。

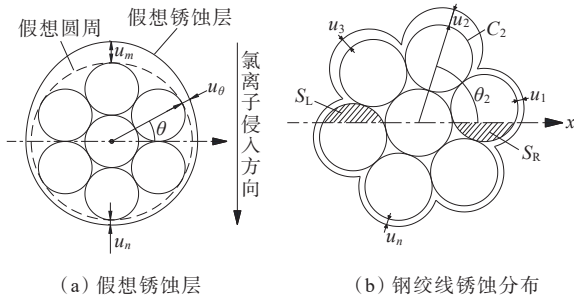


图2 钢绞线半椭圆非均匀锈蚀模型

Figure 2 Semi-elliptic non-uniform corrosion model of strand

以钢绞线的半径为假想圆周的半径,当 $\theta \in [0, \pi]$ 时,外围钢丝顶端的锈胀位移满足半椭圆锈胀位移模式,如图2中 u_1, u_2, u_3 分别对应的三根钢丝最顶端的位移,可基于式(2)将三根上半部钢丝的角度代入求得。当 $\theta \in [\pi, 2\pi]$ 时,下半部钢丝也符合该锈胀模式的定义,钢丝锈蚀层厚度均为最小值 u_n 。钢绞线外围6根钢丝绕中心钢丝每旋转 60° 为一个周期,旋转后与原截面

$$u(\theta) = \begin{cases} \frac{(r_0 + u_2)(r_0 + u_n)}{\sqrt{(r_0 + u_2)^2 \cos^2 \theta + (r_0 + u_n)^2 \sin^2 \theta}} - R & 0 \leq \theta < \pi \\ u_n & -\frac{\pi}{6} \leq \theta \leq 0 \cup \pi \leq \theta \leq \frac{7\pi}{6} \end{cases} \quad (3)$$

钢绞线的锈层的面积 S 可拆分为三部分计算:①切线 OB 与 C_2 围成的面积 S_1 ;②锈蚀层圆弧段与 C_2 围成的面积 S_2 ;③锈蚀层椭圆弧段与 C_2 围成的面积 S_3 。以 C_2 圆心为原点建立笛卡尔坐标系如图3所示, C_2 外轮廓、切线 OA 、锈蚀层圆弧段和椭圆弧段分别用 $C(x)$ 、 $f(x)$ 、 $g_1(x)$ 和 $g_2(x)$ 表示。

$$C(x) = \sqrt{r_0^2 - x^2} \quad (4)$$

$$f(x) = \frac{\sqrt{3}}{3}x + \frac{2\sqrt{3}}{3}r_0 \quad (5)$$

$$g_1(x) = \sqrt{(r_0 + u_n)^2 - x^2} \quad (6)$$

$$g_2(x) = (r_0 + u_n) \sqrt{1 - \frac{x^2}{(r_0 + u_2)^2}} \quad (7)$$

则圆 C_2 的锈蚀层增大面积可以表示为:

$$S(2) = S_1 + S_2 + S_3 = \int_{x_1}^{x_2} [f(x) - C(x)] dx + \int_{x_2}^{O_2} [g_1(x) - C(x)] dx + \int_{O_2}^{x_3} [g_2(x) - g_1(x)] dx + \int_{x_3}^{x_4} g_2(x) dx \quad (8)$$

完全一致,因此以外围钢丝 C_2 与轴线 x 的夹角 $\theta_2 \in [\frac{\pi}{6}, \frac{\pi}{2}]$ 及锈蚀位移 u_2 为控制参数,即可确定其余钢丝对应的锈蚀膨胀位移。 C_2 的圆心坐标满足式(2):

$$\begin{cases} x_{C_2} = 2r_0 \cos \theta_2 \\ y_{C_2} = 2r_0 \sin \theta_2 \end{cases} \quad (2)$$

式中: r_0 为钢丝的半径。

当 $\theta_2 \in [\frac{\pi}{6}, \frac{\pi}{2}]$ 时,左侧钢丝位于 x 轴以上的面积 S_L 和右侧钢丝位于 x 轴以下的面积 S_R 相等,如图2所示。因此,可将左侧钢丝 x 轴以上部分的锈蚀层位移视为最小值 u_n 计算,并将右侧钢丝按完整的半椭圆模型进行计算。

位于 x 轴上方的各钢丝都满足半椭圆锈蚀层分布模型,取其中的钢丝 C_2 为研究对象进行分析。以 C_2 的圆心 O_2 为原点建立局部极坐标系,最大锈蚀位移 $u_2 = u(\theta_2)$,最小位移为 u_n ,钢丝上其余各点的锈蚀位移如式(3)所示:

式中: O_2 为 C_2 圆心横坐标; x_1 为 OA 与 C_2 切点的横坐标; x_2 为锈蚀层圆弧段与 OA 交点的横坐标; x_3 为 C_2 与 x 轴交点横坐标; x_4 为锈蚀层椭圆弧段与 x 轴交点横坐标。

根据钢丝初始轮廓、锈蚀后外轮廓以及切线的方程,可以确定上述交点横坐标为:

$$x_1 = -\frac{1}{2}r_0 \quad (9)$$

$$x_2 = \frac{1}{2}\sqrt{u_n^2 + 2r_0 u_n} - \frac{\sqrt{3}}{2}r_0 \quad (10)$$

$$x_3 = r_0 \quad (11)$$

$$x_4 = r_0 + u_2 \quad (12)$$

确定 C_2 的锈蚀层增大面积 S 后,仍需确定各外围钢丝对应的锈蚀层增大面积,基于外围钢丝的空间位置,上半部其余钢丝的旋转角度由式(13)可得:

$$\theta_n = \theta_2 + \frac{\pi}{3}a \quad (a = \pm 1) \quad (13)$$

再按式(1)依次确定其余钢丝的锈蚀位移,并按圆 C_2 的计算方式依次计算上半部各钢丝的锈蚀层面积,即可确定上半部钢丝的锈蚀膨胀增大面积:

$$S_u = \sum_{i=1}^3 2S(i) \quad (14)$$

式中: $S(i)$ 对应的是各钢丝的锈蚀层面积。

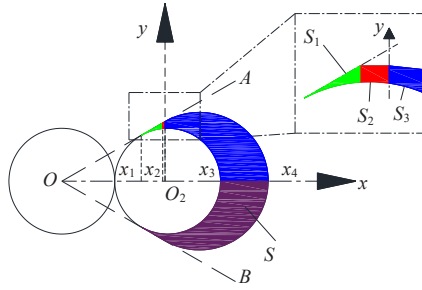


图3 外围钢丝非均匀锈蚀膨胀模型

Figure 3 Non-uniform corrosion expansion model of outer strand

位于 x 轴下方的下半部钢丝的锈蚀层可视为具有相同厚度 u_n ,即锈蚀层的外轮廓是以 $r_0 + u_n$ 为半径的半圆,钢丝的锈蚀层增大面积 S_d 可表示为:

$$S_d = 3 \left\{ S_1 + S_2 + \int_{O_2}^{x_3} [g_2(x) - g_1(x)] dx + \int_{x_3}^{x_4} g_2(x) dx \right\} \quad (15)$$

钢绞线所有外围钢丝锈蚀膨胀后的增大面积 S_c 可表示为:

$$S_c = S_u + S_d \quad (16)$$

钢绞线的平面锈蚀率定义为钢丝发生锈蚀后损失的截面积和初始截面积的比值,则平面锈蚀率 ρ 可表示为:

$$\rho = \frac{A_c}{A_s} \quad (17)$$

式中: A_c 为锈蚀损失的截面积; A_s 为钢绞线初始截面积。

试验研究发现钢筋发生锈蚀后的体积膨胀率 n 取值范围为 $2 \sim 4^{[6-7]}$,本文取 $n = 3$,锈蚀层增大面积 S_c 和锈蚀损失面积的关系,可表述为:

$$S_c + A_c = nA_c \quad (18)$$

联立式(16)~(18)即可得到锈蚀率与锈蚀层面积的关系:

$$\rho = \frac{S_c}{(n-1)A_s} \quad (19)$$

至此,即得到了钢绞线发生非均匀锈蚀膨胀的平面锈蚀层分布模型以及相应的平面锈蚀率的计算方法。上述模型表明:钢绞线均匀锈蚀与非均匀锈蚀的锈蚀率与锈蚀层的计算公式是一致的,故得到

了钢绞线非均匀锈蚀产物膨胀的计算方法。

2 钢绞线非均匀锈胀开裂细观数值模型

2.1 非均质混凝土细观模型

通过考虑混凝土的非均质特征,可更为真实地模拟钢绞线锈胀开裂全过程。细观数值模型中,混凝土被视为由骨料、砂浆基质和界面层(ITZ)组成的三相复合材料,其中砂浆基质层由砂浆实体单元和黏聚单元模拟,ITZ层同样采用黏聚单元模拟。为提高模型计算效率和确保足够的收敛性,骨料形状被视为圆形。采用Walraven等^[12]的公式将三维空间中符合富勒级配曲线的骨料分布转换为二维平面内某一点直径 D (各级配骨料直径) $< D_0$ (计算粒径)出现的概率,根据Walraven公式^[12]即可得到各粒径骨料数量。再采用Monte Carlo法随机生成骨料,骨料含量为40%,级配等级为二级,通过编写Python交互式脚本实现随机骨料的自动化投放。以 $150 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ 立方体混凝土模型为例,设定45%的粗骨料体积占比确定骨料的数量。粒径较小的骨料在有限元软件中划分网格难度较大,且计算效率较低,因此考虑骨料的最小粒径为10 mm。拟定骨料粒径分为3个等级:I级为10~15 mm,II级为15~25 mm,III级为25~40 mm,取各等级粒径上、下限的平均值为代表粒径,则I级、II级和III级代表粒径分别为12.5 mm、20 mm和32.5 mm。建立非均质混凝土细观平面模型如图4所示。

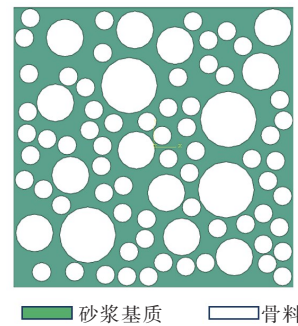


图4 平面随机骨料模型

Figure 4 Random plane aggregate model

2.2 钢绞线非均匀锈胀膨胀开裂模拟

2.2.1 黏聚单元本构模型

混凝土损伤模型能够有效反映混凝土进入塑性软化阶段的损伤程度,但不能很直观地表征混凝土锈胀裂缝的扩展过程,且难以直接读取裂缝宽度等

相关参数。本文通过嵌入黏聚单元的方法,利用黏聚裂纹模型表征混凝土断裂行为,以此实现混凝土锈胀开裂过程的模拟。

由于黏聚单元实际上不存在于混凝土中,黏聚单元在应力超过混凝土极限抗拉强度前理论上不会发生变形,需引入罚刚度避免单元畸变,罚刚度的值为混凝土弹性模量除以黏聚单元的厚度。因此,弹性变形阶段的黏聚单元的本构关系为^[13]:

$$\sigma_n = K_p \langle \delta_n \rangle \quad (20)$$

$$\sigma_s = K_p \delta_s \quad (21)$$

式中: σ_n 和 σ_s 分别是黏聚单元受到的正应力和剪应力; $\langle \rangle$ 为Macaulay括号,表示正应力在压缩状态下为0,即单元不发生压缩破坏; K_p 为黏聚单元的罚刚度; δ_n 和 δ_s 分别为正向裂纹张开位移和切向裂纹滑移值。

采用最大名义应力准则作为黏聚单元的损伤演化准则,其损伤判定式为^[13]:

$$\max \left[\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma'_n}, \frac{\sigma_s}{\sigma'_s} \right] = 1 \quad (22)$$

式中: $\langle \sigma_n \rangle \geq \begin{cases} \sigma_n, \sigma_n \geq 0 \\ 0, \sigma_n < 0 \end{cases}$,表示黏聚单元受到压应力不发生开裂。

混凝土材料的断裂一般以拉伸断裂为主,剪切对开裂的影响相对较小。因此,本文只考虑结构的拉伸断裂,黏聚单元损伤后的残余应力可以表示为:

$$\sigma = (1 - D) \sigma_u \quad (23)$$

$$\sigma_u = K_p \delta \quad (24)$$

式中: σ_u 为混凝土单元未发生损伤时应变 δ 对应的应力; D 为损伤因子。

黏聚单元模型中有两种考虑裂纹断裂的方式:位移法则和能量法则。位移法则指的是当黏聚单元达到极限张开位移或剪切位移即发生失效;能量法则表示单位表面积的黏聚单元达到一定的外部能量后发生断裂。本文采取能量法则考虑黏聚单元的断裂,其中断裂能是最重要的一项参数。基于能量的损伤因子可以表示为:

$$D = \frac{G_r}{G_f - G_e} = \frac{\int_{\delta_0}^{\delta_r} f_{T-S}(\delta) d\delta}{G_f - \frac{f'_i \delta_0}{2}} \quad (25)$$

式中: G_f 为断裂能; G_r 为峰后能量释放率; G_e 为弹性能量释放率; $f_{T-S}(\delta)$ 为应变软化曲线方程; f'_i 为黏聚单元的抗拉强度; δ_0 为峰值应力对应的应变。

基于能量法则确定的黏聚单元应力-应变曲线如图5所示。

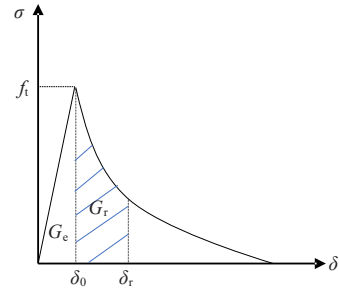


图5 黏聚单元应力-应变曲线

Figure 5 Stress-strain curve of cohesive element

2.2.2 黏聚单元有限元模型

混凝土骨料按照随机投放的准则投放到150 mm×150 mm的平面内,并在平面中心挖出钢绞线形状的孔洞表示 $\phi 15.2$ mm钢绞线,混凝土保护层的厚度为67.4 mm,混凝土有限元模型如图6(a)所示。通过采用离散-嵌入的方法向各个单元之间嵌入黏聚单元,因实际混凝土结构中砂浆基质和骨料间的界面层(ITZ)强度比砂浆要低得多,常有初始损伤在ITZ层发生,因此需将ITZ层所属的黏聚单元与砂浆层的黏聚单元区分开,赋予不同的材料特性参数,如图6(b)、(c)所示。本文各项材料的力学参数参考文献[8,12]取值,具体见表1。

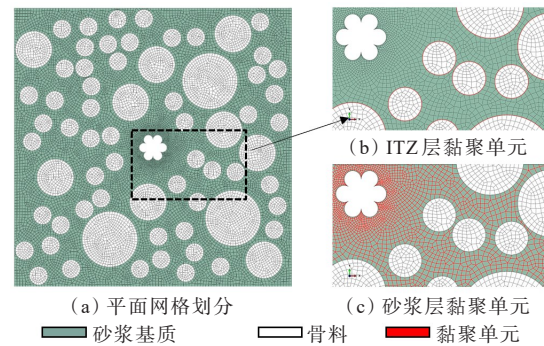


图6 细观黏聚模型图

Figure 6 Mesoscopic cohesive model

表1 混凝土材料参数

Table 1 Parameters of concrete materials

材料类型	弹性模量/ GPa	泊松比	抗拉强度/ MPa	断裂能/ (N·m ⁻¹)
骨料	70	0.2	—	—
砂浆基质	25	0.2	—	—
砂浆黏聚单元	25	—	6	60
ITZ黏聚单元	20	—	3	15

经过网格划分和嵌入黏聚单元的有限元模型,需要施加正确边界条件,以实现混凝土的锈胀开裂模拟。钢绞线外围钢丝的锈蚀膨胀采用位移加载方法模拟,按照前文平面非均匀锈蚀膨胀模型确定各外围钢丝的锈蚀膨胀位移值,以各外围钢丝的圆心作为膨胀中心,施加径向位移在对应的节点上。

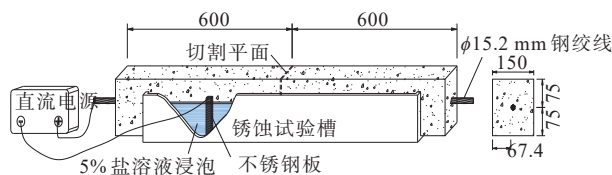
3 模型验证

为验证所建钢绞线非均匀锈蚀细观模型的合理性,采用已有试验中3片锈蚀试验梁进行验证。每个试件包含一根7丝钢绞线,钢绞线参数见表2,混凝土保护层厚度为67.4 mm,加速锈蚀试验布置如图7所示。通过电化学加速锈蚀试验对试件进行快速锈蚀,试验梁被浸泡在5%的盐溶液中,电流密度选为 $270 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 。3根试验梁分别编号为S6、S9和S12,试验中S6、S9和S12混凝土28 d标准立方体抗压强度实测值为32.5 MPa,更多的试验细节见Wang等^[10]的研究。

表2 钢绞线各参数详细信息

Table 2 Details of parameters of strand

直径/mm	弹性模量/MPa	屈服强度/GPa
15.2	1 830	195



(a) 试件尺寸



(b) 锈蚀试验现场

图7 加速锈蚀试验(单位:mm)

Figure 7 Accelerated corrosion experiment(unit:mm)

为观测锈蚀截面裂缝分布形态,表面裂缝宽度测量完毕后,使用切割机将试验梁每间隔15 cm切割为一个试块。对横断面裂缝扩展情况进行测量后,

对试块进行破损试验以测量钢绞线锈蚀率。采用质量损失率表征钢绞线锈蚀率,S6、S9和S12的平均锈蚀率分别为2.12%、5.59%和3.55%。本文钢绞线的锈蚀体积膨胀率取2.78^[14]。

表3 锈蚀试件详细信息

Table 3 Details of corroded specimens

试件编号	加速锈蚀时间/d	质量损失率/%	平均裂缝宽度/mm	最大裂缝宽度/mm
S6	2	2.12	0.14	0.32
S9	9	3.55	0.42	0.64
S12	5	5.59	0.88	1.30

为了约束混凝土的位移,平面的底部各个节点的平面位移被限制,即将底部所有节点设置为铰接。图8为3片试验梁中间截面的锈胀裂缝图与数值模拟结果。

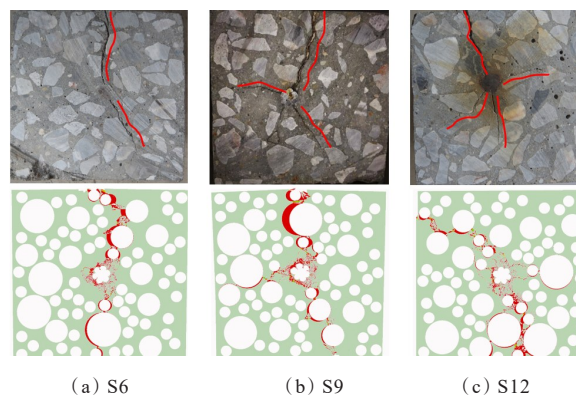


图8 试验与数值模拟结果

Figure 8 Results of experiment and simulation

从图8可知:模拟结果与试验结果非常相近,锈蚀裂缝从钢绞线的表面向外延伸,最终贯穿保护层,裂缝的扩展总是会绕过骨料向外延伸,由于骨料和砂浆间的界面层强度较低,初始损伤会出现在该界面层,且锈胀裂缝会向界面层扩展,形成贴近骨料边缘的断裂带。此外,骨料的高强度使得裂缝极少出现贯穿骨料的现象。上述现象表明:本文提出的数值模型能合理地模拟钢绞线锈蚀引起的混凝土开裂。

为探究钢绞线非均匀锈胀开裂数值模型的有效性,同时建立钢绞线均匀锈胀模型,对比分析不同锈蚀率下混凝土表面裂缝宽度模拟结果与试验实测结果如图9所示。

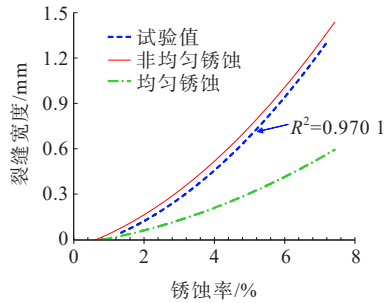


图9 锈蚀率与混凝土表面锈胀裂缝宽度的关系

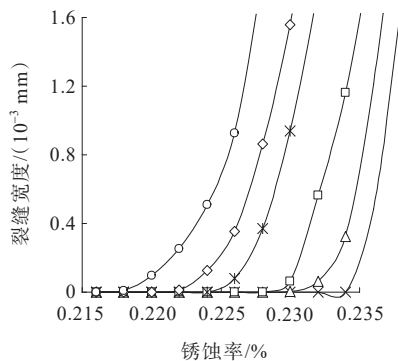
Figure 9 Relationship between width of corrosion-induced crack and corrosion rate on concrete surface

研究表明:考虑钢绞线非均匀锈蚀的模型预测裂缝结果与试验值更为接近,仅考虑均匀锈蚀的锈胀裂缝宽度模拟结果较试验值偏小,当锈蚀率达到5%时误差达到51%。由此可知,采用数值模型对钢绞线锈胀开裂进行预测时若不考虑锈蚀的非均匀性将会低估锈胀裂缝的宽度,本文提出的钢绞线非均匀锈蚀下混凝土土胀裂模型能够有效地预测混凝土锈胀开裂行为。

4 参数敏感性分析

4.1 混凝土保护层厚度对锈胀开裂的影响

建立不同保护层厚度的平面钢绞线锈蚀膨胀细观模型,对比不同保护层厚度下锈胀开裂的裂缝宽



(a) 临界开裂锈蚀率放大图

度(图10)。由图10可知:随着保护层厚度 C 的增大,同一锈蚀率下混凝土表面的锈胀裂缝宽度逐渐减小。锈蚀率为3%时,保护层厚度为40 mm的混凝土锈胀裂缝宽度是保护层厚度为60 mm的1.35倍,这表明钢绞线的混凝土保护层厚度越小,其锈蚀引起的混凝土土胀裂越严重。

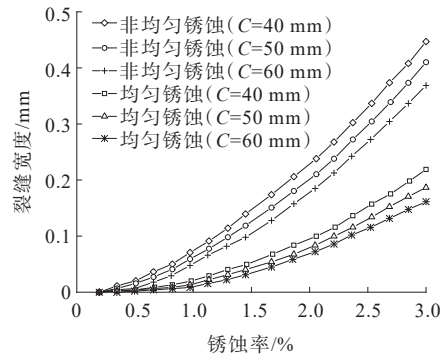
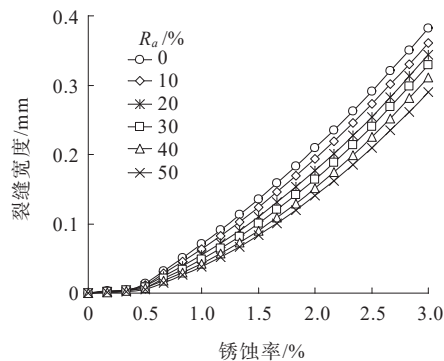


图10 混凝土保护层厚度对锈胀裂缝宽度的影响

Figure 10 Influence of protective layer thickness of concrete on width of corrosion-induced crack

4.2 混凝土骨料体积含量对锈胀开裂的影响

混凝土中骨料的占比是影响其强度的重要因素。为了探究骨料体积含量对锈胀开裂的影响,建立了不同骨料体积比例的锈胀开裂模型,不同骨料体积含量模型锈胀裂缝宽度对比结果如图11所示。



(b) 锈胀裂缝宽度与锈蚀率的关系

图11 不同骨料体积含量模型锈胀裂缝宽度对比

Figure 11 Comparison of widths of corrosion-induced cracks of models with different aggregate volume contents

由图11可知:在相同锈蚀率下,骨料体积含量越高,锈胀裂缝宽度越小。当锈蚀率为3%时,骨料体积占比从0增加至50%,锈胀裂缝宽度减少了20%。此外,随着骨料体积增加,混凝土表面出现裂缝的临界锈蚀率增大,即骨料体积含量越高,混凝土越不容

易发生锈胀开裂。由于混凝土中的骨料强度相比砂浆基质要高,裂缝的形成在高骨料体积含量的模型中需要消耗更大的能量。因此,骨料含量的增大会抑制锈胀裂缝的形成与发展,但骨料增加也会使混凝土脆性增加,在实际工程中需要综合考虑结构的

服役环境,针对性地设计骨料的级配。

5 结论

本文针对钢绞线非均匀锈蚀引起混凝土胀裂问题,基于钢筋锈蚀产物非均匀分布理论,发展了考虑钢绞线捻制构造的非均匀锈蚀膨胀理论模型,结合随机骨料模型考虑了混凝土的非均质特征,建立了钢绞线非均匀锈蚀下混凝土胀裂细观模型。得到主要研究结论如下:

(1) 提出的捻制钢绞线非均匀锈蚀膨胀模型能够合理地模拟混凝土从开裂初始到扩展的全过程。

(2) 相比于钢绞线的均匀锈蚀,考虑钢绞线非均匀锈蚀的模型预测裂缝宽度结果与试验值更为接近。

(3) 混凝土的锈胀裂缝宽度随保护层厚度的减小而增大,随混凝土中骨料的体积含量增大而减小。骨料含量的增大会抑制锈胀裂缝的形成与发展,但骨料增加也会使混凝土脆性增加,在实际工程中需要有针对性地设计骨料的级配。

本文所提出的锈蚀膨胀模型未充分考虑锈蚀产物的填充,这可能会对混凝土的锈胀开裂造成影响,相关研究有待进一步开展。

参考文献:

References:

- [1] DAI L Z, BIAN H B, WANG L, et al. Prestress loss diagnostics in pretensioned concrete structures with corrosive cracking[J]. Journal of Structural Engineering, 2020,146(3):04020013.
- [2] 蔡健,魏沐杨,罗赤字,等.弯曲荷载与氯盐侵蚀共同作用下的预应力混凝土梁耐久性性能研究[J].工程力学,2018,35(7):208-218,242.
CAI Jian, WEI MUYANG, LUO CHIYU, et al. Durability of prestressed concrete beams under simultaneous flexural load and chloride erosion[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(7):208-218,242.
- [3] 任雷.高墩多塔预应力混凝土斜拉桥主梁施工关键技术[J].中外公路,2022,42(6):99-104.
REN Lei. Key construction technology on cable-stayed bridge girders with high-piers and multiple-towers[J]. Journal of China & Foreign Highway, 2022, 42(6):99-104.
- [4] 刘云雁,范颖芳,喻建,等.氯盐环境下锈蚀预应力混凝土梁抗弯性能试验[J].复合材料学报,2020,37(3):707-715.
LIU Yunyan, FAN Yingfang, YU Jian, et al. Flexural behavior test of corroded prestressed concrete beams under chloride environment[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2020, 37(3):707-715.
- [5] 王坤,赵羽习,夏晋.混凝土结构锈裂形态试验研究及数值模拟[J].建筑结构学报,2019,40(7):138-145.
WANG Kun, ZHAO Yuxi, XIA Jin. Experimental study and numerical simulation of corrosion-induced crack patterns of concrete structures[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(7):138-145.
- [6] MOLINA F J, ALONSO C, ANDRADE C. Cover cracking as a function of rebar corrosion: Part 2—numerical model [J]. Materials and Structures, 1993, 26(9):532-548.
- [7] SANZ B, PLANAS J, SANCHO J M. An experimental and numerical study of the pattern of cracking of concrete due to steel reinforcement corrosion[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 114:26-41.
- [8] DU Y G, CHAN A H C, CLARK L A. Finite element analysis of the effects of radial expansion of corroded reinforcement[J]. Computers and Structures, 2006, 84(13/14):917-929.
- [9] XI X, YANG S T. Time to surface cracking and crack width of reinforced concrete structures under corrosion of multiple rebars[J]. Construction and Building Materials, 2017, 155:114-125.
- [10] WANG L, DAI L Z, ZHANG X H, et al. Concrete cracking prediction including the filling proportion of strand corrosion products[J]. Materials, 2016, 10(1):6.
- [11] DAI L, WANG L, ZHANG J R, et al. A global model for corrosion-induced cracking in prestressed concrete structures[J]. Engineering Failure Analysis, 2016, 62:263-275.
- [12] WALRAVEN J, REINHARDT H. Theory and experiments on the mechanical behaviour of cracks in plain and reinforced concrete subjected to shear loading[J]. Heron, 1981, 26:68.
- [13] XI X, YANG S T, LI C Q, et al. Meso-scale mixed-mode fracture modelling of reinforced concrete structures subjected to non-uniform corrosion[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2018, 199:114-130.
- [14] WANG L, DAI L Z, BIAN H B, et al. Concrete cracking prediction under combined prestress and strand corrosion [J]. Structure and Infrastructure Engineering, 2019, 15(3): 285-295.