

氯盐侵蚀下钢筋混凝土结构锈胀开裂研究综述

张菊辉, 汪鹏飞

(上海理工大学 环境与建筑学院, 上海 200093)

摘要: 氯盐侵蚀引起的钢筋锈蚀是引发钢筋混凝土结构锈胀开裂的主要原因. 总结归纳了氯盐侵蚀下的钢筋锈蚀产物分布、钢筋锈蚀引起的作用在混凝土保护层上的锈胀力, 以及由锈胀力作用造成的混凝土保护层表面开裂等3个方面的研究成果. 在此基础上, 针对当前研究中存在的问题提出了一些建议, 指出将混凝土视为均质材料的简化模型并不能准确模拟钢筋锈蚀引起的混凝土保护层锈胀开裂行为, 今后的研究应着重于建立混凝土的细观分析模型. 自然环境下的钢筋锈蚀产物分布形态不唯一, 二维模型与实际工程中的三维构件存在较大的差异; 人工气候环境引起的钢筋非均匀锈蚀与自然锈蚀间的差异尚不明确, 有待进一步研究.

关键词: 氯离子; 钢筋锈蚀; 钢筋混凝土结构; 开裂

中图分类号: TU 375

文献标志码: A

State-of-Arts about the Chloride-Induced Steel Corrosion and Concrete Cover Cracking in Reinforced Concrete Structures

ZHANG Juhui, WANG Pengfei

(School of Environment and Architecture, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China)

Abstract: The chloride-induced corrosion of reinforcements has been identified as the main cause of cracking in reinforced concrete due to the expansion of corrosion products. The research achievement were summarized from three aspects including the chloride-induced steel corrosion build-up, corrosion-induced expansive force and concrete cover cracking. Some suggestions were put forward to provide a guide for the further research. It is pointed out that the simplified models that consider the concrete as a homogeneous material cannot accurately describe the concrete cover cracking process due to the chloride-induced steel corrosion, and future researches should focus on the establishment of a mesoscopic model of concrete. In addition, the corrosion product distribution model under natural conditions is not unique, and there is a big difference between the simulated 2D model and the actual 3D structural member. The difference between the non-uniform steel corrosion induced by artificial environment and natural corrosion is not clear, and further research work is still needed.

Keywords: chloride; steel corrosion; reinforced concrete structure; cracking

收稿日期: 2017-03-17

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51408359)

第一作者: 张菊辉(1981-), 女, 讲师. 研究方向: 混凝土耐久性及全寿命预测. E-mail: zhjhui@usst.edu.cn

氯盐侵蚀引起的钢筋锈蚀是引发钢筋混凝土结构锈胀开裂的主要原因. 1994 年铁路秋检统计表明^[1]: 由于大量使用含有氯离子的化冰盐, 很多路桥在投入使用后的一两个冬季就出现混凝土保护层剥落现象, 使用寿命大幅度缩短, 由此造成巨大的经济损失. 实际上, 氯离子并不直接参与锈蚀物的产生, 而是起到催化剂的作用. 氯离子侵入混凝土孔隙、微裂缝, 并累积在钢筋表面, 当钢筋周围的氯离子浓度达到阈值时, 钢筋表面的氧化膜即发生破坏, 引起钢筋锈蚀. 锈蚀产物体积约为消耗钢筋体积的 2~4 倍, 由锈蚀产物体积膨胀引起了作用在混凝土保护层上的锈胀力, 当锈胀力增大使得混凝土保护层达到其抗拉强度时, 即出现开裂. 而裂缝的发展进一步加速钢筋锈蚀, 最终导致混凝土保护层剥落, 严重影响了钢筋混凝土结构的耐久性能. 因此, 很有必要对氯盐侵蚀下的钢筋混凝土结构锈胀开裂问题进行研究.

近 20 年来, 国内外学者针对氯盐侵蚀引起的钢筋锈蚀、结构锈胀开裂问题, 进行了大量的研究工作. 本文主要对氯盐侵蚀下的钢筋锈蚀产物模拟、钢筋锈蚀引起的作用在混凝土保护层上的锈胀力以及由锈胀力作用造成的混凝土保护层开裂等 3 个方面的研究进行了总结归纳, 提出了其中的不足, 并进行展望.

1 钢筋锈蚀产物模拟

1.1 钢筋锈蚀模型

钢筋锈蚀是引起混凝土保护层开裂的主要原因之一, 国内外学者针对钢筋锈蚀进行了大量研究. 其中比较典型的是 Bazant^[2] 基于参与锈蚀反应的各物质质量守恒、Fick 定律、Maxell 静电方程和化学反应速率方程建立的钢筋锈蚀模型. 刘西拉等^[3] 对钢

筋锈蚀过程进行电化学理论分析, 提出钢筋锈蚀的物理模型. 另外, 钢筋锈蚀是一个动态发展过程, 钢筋锈蚀速率是不断变化的^[4], 锈蚀层发展、锈蚀产物密实度的增大是引起钢筋锈蚀率变化的主要原因^[5-6]. 钢筋锈蚀除了受到混凝土性质、锈蚀产物等的影响外, 还受到各种外界环境因素的影响. 因此, Liu 等^[7] 较全面地考虑了氯离子浓度、温度和混凝土电阻等因素的影响, 提出了钢筋锈蚀的指数模型. 王元战等^[8] 基于 Liu 的指数模型^[7], 结合荷载作用的氯离子扩散模型, 提出了荷载影响下的钢筋锈蚀模型. 而郭冬梅等^[9] 同样基于 Liu 的指数模型^[7], 考虑了荷载作用与氯离子结合能力的共同影响, 建立了荷载作用下考虑氯离子结合能力的钢筋锈蚀模型.

1.2 锈蚀产物分布

锈蚀产物分布的研究主要通过试验方法进行, 因此, 受到自然锈蚀试验周期长、成本高的限制. 很多学者如 Alonso 等^[10]、Andrade 等^[11] 以及 Cabrera^[12] 都采用通电加速锈蚀试验的方法对钢筋的锈蚀过程进行研究. 但是, 通电加速锈蚀试验通常会引起钢筋均匀锈蚀^[13-14], 锈蚀产物沿着钢筋横截面均匀分布, 这与实际自然情况下的钢筋非均匀锈蚀存在较大差异. 因此, 部分学者开始采用人工模拟气候环境的试验方法来进行研究. 如袁迎曙等^[15] 利用数字式视频显微测量系统, 对人工气候环境下试样锈蚀层的微观构造进行观测, 提出半椭圆形锈蚀产物分布模型, 如图 1 所示. 目前, 该模型已被大多数学者所认可. Zhao 等^[16] 同样采用细观观测的方法, 提出了高斯锈蚀分布模型, 且与半椭圆形锈蚀分布模型^[15] 对比表明: 高斯锈蚀分布模型更接近实际.

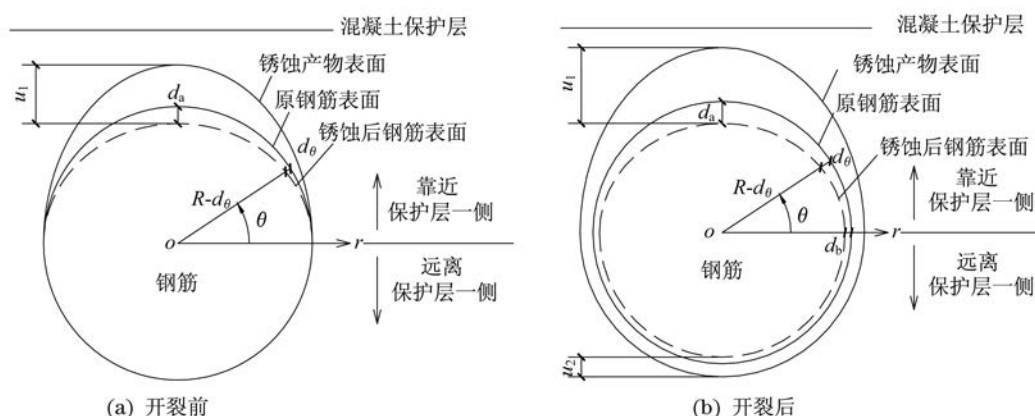


图 1 开裂前后钢筋锈蚀量分布^[15]

Fig.1 Distribution of corrosion level before/after cracking^[15]

图1中: θ 为钢筋周围任一点的极角, $^\circ$; d_θ 表示钢筋表面极角为 θ 处的半径损失,mm; d_a 为钢筋表面最大半径损失,mm; d_b 为背向保护层一侧的钢筋平均半径损失,mm; R 为初始钢筋半径,mm; u_1 为最大锈蚀产物累积厚度,mm; u_2 为背向保护层一侧的锈蚀产物平均累积厚度,mm.

1.3 钢筋锈蚀量

钢筋锈蚀量的多少可以直接反映钢筋混凝土结构剩余承载力,这对于钢筋混凝土结构全寿命预测具有重要意义.牛荻涛等^[17-18]采用电化学理论分析的方法,考虑环境相对湿度及水膜对氧气扩散的影响,首次提出了室内、室外两种环境下基于使用时间以及构件基本几何参数的钢筋锈蚀量的预测模型.夏宁等^[19]、赵羽习等^[20]分别利用有限元软件ANSYS对钢筋混凝土结构锈胀开裂行为进行分析,提出混凝土保护层开裂时刻钢筋锈蚀量/率的计算模型.此外,徐港等^[21]、Du等^[22]利用有限元方法针对混凝土保护层锈胀开裂时刻钢筋锈蚀率的影响因素进行了探讨,结果表明:钢筋非均匀锈蚀下的临界锈蚀率较均匀锈蚀下要小,临界锈蚀率随保护层厚度增大而增大,随钢筋直径增大而减小.

2 锈胀力

由锈蚀产物体积膨胀引起的作用在混凝土保护层上的锈胀力是导致保护层开裂的直接原因.同时,作用在保护层上的锈胀力会降低钢筋与混凝土间的粘结性能,严重影响了钢筋混凝土结构的耐久性能.部分学者如Morinaga^[23]、Williamson等^[24]以及Allan等^[25]采用了机械扩张试验方法对混凝土保护层内壁施加均布油压,模拟钢筋均匀锈蚀下施加在混凝土保护层上的锈胀力作用,对混凝土保护层开裂时刻的锈胀力进行了研究.但是,试验研究缺乏必要的理论依据,易受环境、人为因素的影响,且机械扩张法基于钢筋纵横向都发生均匀锈蚀,而与实际钢筋锈蚀存在较大差异.

目前,针对作用在保护层上锈胀力的研究主要是基于圆筒模型进行力学分析.金伟良等^[26]、刘荣桂等^[27],以及冯瑞等^[28]基于弹性力学方法进行理论分析,建立起混凝土保护层开裂时刻锈胀力的计算公式.但是,混凝土是一种由多种材料混合制成的准脆性材料,仅仅采用弹性力学方法,忽略其塑形性能,显然是不合理的.因此,部分学者引入了弹塑性力学、断裂力学和损伤力学方法进行分析.李清富

等^[29]分别采用弹塑性力学和断裂力学理论求得均匀锈蚀下钢筋混凝土结构的临界锈胀力,与文献^[30]的试验数据对比表明,断裂力学模型更接近实际.王显利等^[31]基于断裂力学理论,考虑到混凝土中的初始裂缝和微缺陷的影响,结合荷载与断裂韧性间的关系,提出了临界锈胀力的预测模型,即

$$q = \frac{4K_{Ic}c(c+D)[(D+2a_0)^2 + D^2]}{D^2[(D+2a_0)^2 + (D+2c)^2] \sqrt{\pi(a_0 + D/2)} f} \quad (1)$$

式中: q 为保护层初裂时刻的锈胀力,MPa; c 为保护层厚度,mm; D 为钢筋直径,mm; $K_{Ic} = \sqrt{E_c G_f}$,为混凝土断裂韧性,N/mm^{3/2}; E_c 为混凝土弹性模量,MPa; G_f 为混凝土断裂能,N/mm; a_0 代表初始裂纹长度,mm; f 为几何修正系数,与裂缝长度与钢筋半径之比有关.

马光述等^[32]结合弹性力学和断裂力学理论,建立了考虑裂纹尖端段塑性区影响的钢筋混凝土结构均匀锈蚀下的临界锈胀力预测模型,即

$$q = \frac{\left(\frac{0.4c}{R} + 1\right) \left[\left(\frac{c}{R} + 0.5\right)^2 - \left(\frac{0.2c}{R} + 0.5\right)^2 \right] f_t}{\left(\frac{c}{R} + 0.5\right)^2 + \left(\frac{0.2c}{R} + 0.5\right)^2} \quad (2)$$

式中, f_t 为混凝土保护层抗拉强度,MPa.

邱兆国等^[33]基于弹性理论和Bazant理论模型^[2],引入拉伸损伤的概念,对保护层环向应力进行修正,提出基于锈胀力的保护层开裂时刻钢筋锈蚀率模型.

基于弹性理论

$$q = \left(\frac{2(R+c)^2}{(R+d_0)^2} - 1 \right) \sigma_{cr} \quad (3)$$

基于Bazant理论

$$q = \left(\frac{\sqrt{2}(R+c)}{R+d_0} - 1 \right) \sigma_{cr} \quad (4)$$

基于拉伸损伤理论

$$q = \frac{\alpha \sigma_{\varphi 0} + \sigma_{cr}}{1 + \alpha} \left[\frac{\sqrt{2}(R+c)}{R+d_0} - 1 \right] \quad (5)$$

式中: σ_{cr} 为临界载荷,MPa; $\sigma_{\varphi 0}$ 为开裂损伤后内边界残余环向应力,MPa; d_0 为钢筋与混凝土间界面层的厚度,mm; α 为常数.

另外,随着计算机技术的发展,部分学者采用有限元方法进行分析.Jang等^[34]利用有限元软件分别模拟了不同位置处的均匀及非均匀锈胀开裂情况,得到钢筋均匀锈蚀和非均匀锈蚀下的临界锈胀力公式,即

均匀锈蚀

$$q = 2.845(c/D)^{1.05}, \alpha = 1 \quad (6)$$

非均匀锈蚀

$$q = 1.693(c/D)^{1.11}, \alpha = 4 \quad (7)$$

式中: α 为钢筋不均匀锈蚀系数, $\alpha = 1$ 时为钢筋均匀锈蚀, $\alpha = 4$ 时为钢筋非均匀锈蚀。

张伟平等^[35]、Du 等^[22]采用有限元方法分析了不同因素对于混凝土保护层初裂时刻锈胀力的影响, 结果表明: 保护层厚度与钢筋直径之比 c/R 对临界锈胀力的影响最为明显, 临界锈胀力随 c/R 减小而减小。保护层厚度相同时, 临界锈胀力随钢筋直径增大而明显减小。

图2给出了基于王显利等^[31]、马光述等^[32]、邱兆国等^[33], 以及 Jang 等^[34]学者的研究成果得出的临界锈胀力与钢筋半径之间的关系曲线, 并与 Williamson 等^[24]的试验成果进行比较。其中相关参数设为: 混凝土弹性模量为 30 GPa, 抗拉强度为 2.1 MPa, 断裂能为 5 N/m, 初始裂缝长度设为 1 mm, 保护层厚度取 16 mm, 锈蚀产物体积膨胀率取为 3, 多孔层厚度为 30 μm 。图中虚线表示钢筋均匀锈蚀, 实线表示钢筋非均匀锈蚀, 散点为实验数据。由图2可知, 作用在混凝土保护层上的临界锈胀力随钢筋半径增大而减小, 且均匀锈蚀下的临界锈胀力明显大于非均匀锈蚀。文献[33]中基于弹性理论得出的临界锈胀力模型较其他模型要大得多, 混凝土是由多种材料混合而成的准脆性材料, 仅仅采用弹性理论进行分析是不合理的。另外, 文献[33]中基于拉伸损伤的模型与文献[34]在钢筋均匀锈蚀下所得的结果基本一致, 但与其他均匀锈蚀下基于弹塑性理论得出的结果相比仍有较大的差距, 这是由于各个模型考虑的参数不同造成的, 理论分析很难综合考虑所有影响因素的影响。文献[31]的计算结果与文献[24]的实验数据最为吻合, 较接近实际。

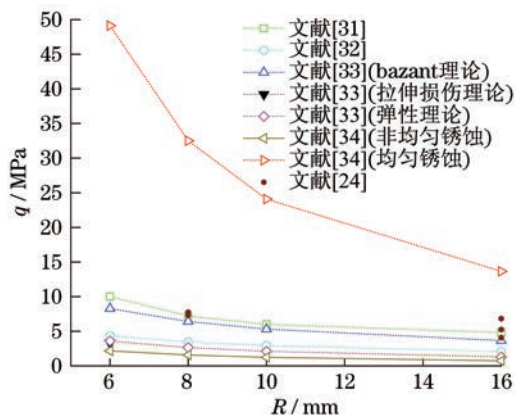


图2 临界锈胀力与钢筋半径关系图

Fig.2 Relationship between the corrosion pressure and steel reinforcement radius

3 混凝土保护层开裂

保护层表面的裂缝发展情况可以通过观测直接获得, 建立混凝土保护层表面裂缝宽度和钢筋锈蚀率间的关系模型可以直观地反映钢筋锈蚀情况, 极大地方便了钢筋混凝土结构的寿命预测和加固维修。陈月顺等^[36]利用保护层开裂前后变形协调关系, 对均匀锈蚀下混凝土保护层裂缝发展情况进行了研究。提出有箍筋和无箍筋两种情况下钢筋均匀锈蚀引起的混凝土保护层裂缝宽度 ω 的公式, 无箍筋情况下的裂缝宽度模型为

$$\omega^{\infty} = \left[1 + \frac{2D(D+2c)}{(1+\nu)(D+2c)^2 + (1-\nu)D^2} \right] \cdot \pi D (\sqrt{1 - (1-n)\rho_w} - 1) \quad (8)$$

$$\omega^{-\infty} = \frac{2D(D+2c)}{(1+\nu)(D+2c)^2 + (1-\nu)D^2} \cdot \pi D (\sqrt{1 - (1-n)\rho_w} - 1) \quad (9)$$

式中: ν 为混凝土泊松比; n 为锈蚀产物体积膨胀率; ρ_w 为钢筋锈蚀率。

Wu 等^[37]考虑到部分锈蚀产物的流失, 并基于锈蚀钢筋体积恒定的假设, 提出了均匀锈蚀下钢筋单点锈蚀率基于锈胀裂缝宽度 ω 的计算公式, 即

$$\rho_w = \frac{4kc(D+c)}{\pi D^2(D+2c)(n-1)} \omega + \frac{D_1^2 - D^2}{D^2(n-1)} \quad (10)$$

式中: k 为铁锈流出折减系数; D_1 为钢筋锈后名义直径, mm。

Cao 等^[38]耦合了钢筋锈蚀的宏观过程和微观过程, 考虑到混凝土保护层裂缝扩展与钢筋锈蚀间的动态相互作用, 建立厚壁圆筒模型模拟保护层裂缝开展情况, 提出钢筋均匀锈蚀下裂缝宽度 ω 的计算模型, 即

$$\omega = 2\pi(R+c) \left(\frac{2}{[(R+c)/R]^2 + 1} \frac{u_{st}}{R} - \epsilon_{cr} \right) \quad (11)$$

式中: u_{st} 为除多孔区外的锈蚀产物膨胀径向距离, μm ; 临界开裂应变 $\epsilon_{cr} = f_t/E_c$ 。

Ying 等^[39]利用有限元软件, 建立了钢筋均匀锈蚀下二维带孔洞的钢筋混凝土结构锈胀开裂模型, 采用四节点平面应变单元的弥散裂缝模型, 并通过在混凝土孔洞内壁施加径向位移荷载的方式模拟作用在保护层上的均匀锈胀力, 提出了裂缝宽度 ω 和钢筋锈蚀率 ρ_w 的关系公式, 即

$$\rho_w = \frac{1}{7} \left[\frac{1}{64} \left(\frac{\omega}{1.35} + 0.02 \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\omega}{1.35} + 0.02 \right) \right] \quad (12)$$

上述研究都是基于钢筋均匀锈蚀的, 与实际的

钢筋非均匀锈蚀不符.因此,Vidal等^[40]通过失重法对2组分别暴露了14年和17年的钢筋混凝土梁进行检测,建立了裂缝宽度 ω 和钢筋锈蚀截面损失面积的关系公式,即

$$\omega = k(\Delta A_s - \Delta A_{s0}) \quad (13)$$

式中, A_s 为钢筋初始截面面积, mm^2 ; $\Delta A_s = \frac{\pi}{4} \cdot (2\alpha x D - \alpha^2 x^2)$,为钢筋剩余截面面积, mm^2 ; $\Delta A_{s0} = A_s \left[1 - \left[1 - \frac{\alpha}{D} \left(7.53 - 9.32 \frac{c}{D} \right) 10 - 3 \right]^2 \right]$,为保护层初裂时钢筋剩余截面面积, mm^2 ; x 为点蚀深度, mm ; k 为系数.

Zhang等^[41]认为Vidal等^[40]的模型不能很好地模拟整体锈蚀阶段的裂缝发展.他对2组暴露了14年和23年的钢筋混凝土梁进行研究,假设钢筋纵向发生均匀锈蚀,得出钢筋平均截面损失 ΔA_{sm} 和裂缝宽度 ω 的关系模型,即

$$\omega = 0.1916 \Delta A_{sm} + 0.164 \quad (14)$$

Khan等^[42]对暴露了26年的钢筋混凝土梁进行研究,分别获得最大截面损失、平均截面损失和裂缝宽度间的关系曲线.所得实验数据与文献[40-41]的模型进行对比,表明文献[40]的模型更接近本次试验结果.

此外,上述研究均没有针对混凝土保护层裂缝扩展路径进行研究.因此,朱杰等^[43]基于扩展有限元法(XFEM),运用有限元软件ABAQUS,建立二维带孔洞的四节点平面应变模型,并在混凝土孔洞内壁施加径向非均匀位移荷载,模拟作用在保护层上的非均匀锈胀力,对非均匀锈蚀下钢筋混凝土保护层锈胀开裂过程进行了数值模拟.从分析的结果可以得出:采用XFEM与混凝土黏聚力本构模型能有效模拟保护层混凝土裂缝扩展全过程.

Chen等^[44]则利用有限元软件ATENA建立了三节点平面应变模型,在钢筋/锈蚀产物/混凝土三者界面处添加边界层,模拟三者间的相互作用,并通过给锈层施加初始应变的方式,模拟钢筋非均匀锈胀作用.对钢筋非均匀锈胀下混凝土保护层中预设路径裂缝的发展过程进行了研究,提出保护层表面裂缝宽度和钢筋锈蚀率的关系曲线.

Zhang等^[45]采用ABAQUS有限元软件建立了二维带孔洞的四节点平面应变单元的塑性损伤模型,通过在混凝土孔洞内壁节点上添加只受压力作用的非线性弹簧,模拟锈蚀产物与混凝土间的相互作用,并在孔洞内施加径向位移荷载模拟作用在保

护层上的非均匀锈胀力作用.重点研究了钢筋非均匀锈胀下混凝土保护层的开裂模式和保护层表面裂纹宽度变化情况,提出了裂缝宽度 ω 和钢筋锈蚀率 ρ_w 的关系公式,即

$$\omega = -0.002 + (0.165 - 0.006c + 0.007D)\rho_w \quad (15)$$

图3给出了以上9种裂缝宽度模型的结果对比.选取如下参数进行对比分析:保护层厚度为48 mm,钢筋直径为16 mm,点蚀深度系数取为8.图中虚线表示钢筋均匀锈蚀工况,实线表示钢筋非均匀锈蚀工况.结果表明,保护层表面裂缝宽度均随钢筋锈蚀率增大而增大.总体而言,在相同锈蚀率情况下,钢筋非均匀锈蚀较均匀锈蚀引起的保护层表面裂缝宽度要大,而文献[40,42,45]基于非均匀锈蚀提出的模型较文献[38-39]基于均匀锈蚀提出的模型要明显偏小,原因在于文献[45]考虑到相邻钢筋锈胀的影响,阻碍了钢筋横截面纵向裂纹的扩展,而文献[40,42]都采用了干湿循环的试验方法,部分锈蚀产物溶于水后沿着裂缝溢出,减弱了作用在混凝土保护层上的锈胀力作用,造成裂缝宽度偏小.

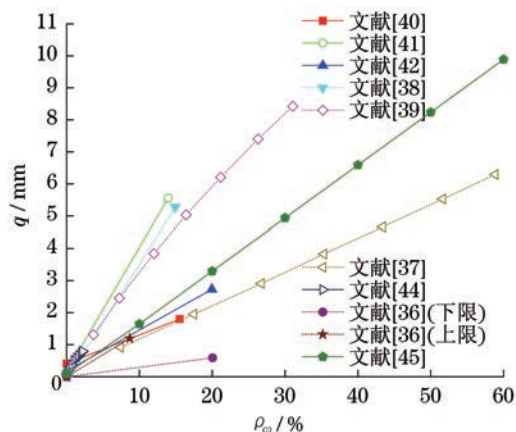


图3 裂缝宽度与锈蚀率关系图

Fig.3 Relationship between the cracking width and corrosion ratio

4 当前研究中存在的问题和建议

a. 目前的研究大多是针对均匀锈蚀的,这与实际的非均匀锈蚀存在较大差异.自然环境下的钢筋锈蚀受到环境、人为因素的影响,其非均匀锈蚀分布形态并不唯一.目前,仍没有一个准确的非均匀锈蚀分布预测模型,需要结合大量的试验和工程实践数据对其进行研究.

b. 混凝土是由多种材料组成的非均质材料,其力学性能受到微观结构的影响而变得复杂,为了简

化计算,大部分研究将混凝土视为均质材料.以后的研究应着重于建立混凝土的细观分析模型,克服微观结构复杂性给计算带来的困难.

c. 受到计算水平的限制,很多学者都通过建立二维带孔洞的混凝土结构简化模型,并在模型孔洞内侧施加非均匀荷载,模拟钢筋非均匀锈蚀下的混凝土保护层锈胀开裂行为.对于非均匀荷载的模拟是否符合实际自然锈蚀下施加在保护层上的锈胀力作用,将直接影响到有限元结果的准确性.另外,二维模型与实际三维的构件存在较大的差异,并不能很好地模拟构件内部应力情况、相邻截面间相互作用以及外荷载的影响.应建立三维有限元模型进行研究,着重于解决钢筋纵向非均匀锈蚀的随机模拟以及计算结果不容易收敛等问题.

d. 由于钢筋自然锈蚀试验受到周期长、投入大的限制,部分学者采用人工模拟气候环境的方法.但人工气候环境引起的钢筋非均匀锈蚀与自然锈蚀间的差异尚不明确,需对此进行对比分析,评估两者间的差异.

参考文献:

- [1] 屈文俊.既有混凝土桥梁的耐久性评估及寿命预测[D].成都:西南交通大学,1995.
- [2] BAZANT Z P. Physical model for steel corrosion in concrete sea structures-applications[J]. Journal of the Structural Division, 1979, 105(ST6): 1155 - 1166.
- [3] 刘西拉, 苗澍柯. 混凝土结构中的钢筋腐蚀及其耐久性计算[J]. 土木工程学报, 1990, 23(4): 69 - 78.
- [4] LIU T, WEYERS R W. Modeling the dynamic corrosion process in chloride contaminated concrete structures[J]. Cement and Concrete Research, 1998, 28(3): 365 - 379.
- [5] YALÇYN H, ERGUN M. The prediction of corrosion rates of reinforcing steels in concrete[J]. Cement and Concrete Research, 1996, 26(10): 1593 - 1599.
- [6] YUAN Y S, JI Y S, JIANG J H. Effect of corrosion layer of steel bar in concrete on time-variant corrosion rate[J]. Materials and Structures, 2009, 42(10): 1443 - 1450.
- [7] LIU Y P, WEYERS R E. Modeling the time-to-corrosion cracking in chloride contaminated reinforced concrete structures[J]. ACI Materials Journal, 1998, 95(6): 675 - 681.
- [8] 王元战, 黄东旭, 王军. 考虑荷载影响的钢筋混凝土构件钢筋锈蚀模型[J]. 水道港口, 2011, 32(3): 202 - 206.
- [9] 郭冬梅, 项贻强, 程坤, 等. 沿海在役钢筋混凝土桥梁的钢筋锈蚀模型[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2012, 44(12): 100 - 104.
- [10] ALONSO C, ANDRADE C, RODRIGUEZ J, et al. Factors controlling cracking of concrete affected by reinforcement corrosion[J]. Materials and Structures, 1998, 31(7): 435 - 441.
- [11] ANDRADE C, ALONSO C, MOLINA F J. Cover cracking as a function of bar corrosion: Part I-experimental test[J]. Materials and Structures, 1993, 26(163): 453 - 464.
- [12] CABRERA J G. Deterioration of concrete due to reinforcement steel corrosion [J]. Cement and Concrete Composites, 1996, 18(1): 47 - 59.
- [13] 袁迎曙, 章鑫森, 姬永生. 人工气候与恒电流通电法加速锈蚀钢筋混凝土梁的结构性能比较研究[J]. 土木工程学报, 2006, 39(3): 42 - 46.
- [14] 姬永生, 张博雅, 张领雷, 等. 钢筋锈蚀层发展和锈蚀量分布模型比较研究[J]. 中国矿业大学学报, 2012, 41(3): 355 - 360.
- [15] 袁迎曙, 姬永生, 牟彦君. 混凝土内钢筋锈蚀层发展和锈蚀量分布模型研究[J]. 土木工程学报, 2007, 40(7): 5 - 10, 24.
- [16] ZHAO Y X, HU B Y, YU J, et al. Non-uniform distribution of rust layer around steel bar in concrete [J]. Corrosion Science, 2011, 53(12): 4300 - 4308.
- [17] 牛荻涛, 李峰, 王庆霖. 一般室内环境混凝土锈蚀开裂前钢筋锈蚀量的估计[J]. 西安建筑科技大学学报, 1996, 28(2): 124 - 128.
- [18] 牛荻涛, 王庆霖, 王林科. 一般大气环境混凝土中钢筋锈蚀量的估计[J]. 工程力学, 1997, 14(1): 92 - 99.
- [19] 夏宁, 任青文. 混凝土中钢筋不均匀锈胀的数值模拟及锈蚀产物量的预测[J]. 水利学报, 2006, 37(1): 70 - 74.
- [20] 赵羽习, 金伟良. 混凝土锈胀时刻钢筋锈蚀率的数值分析方法[J]. 浙江大学学报(工学版), 2008, 42(6): 1080 - 1084.
- [21] 徐港, 徐可, 王青, 等. 钢筋混凝土结构锈胀开裂全过程仿真分析[J]. 建筑材料学报, 2012, 15(3): 327 - 333.
- [22] DU X L, JIN L, ZHANG R B. Modeling the cracking of cover concrete due to non-uniform corrosion of reinforcement [J]. Corrosion Science, 2014, 89: 189 - 202.
- [23] MORINAGA S. Prediction of service lives of reinforced concrete buildings based on rate of corrosion of reinforcing steel[R]. Special Report of the Institute of Technology. Japan: Shimizu Corporation, 1989.

- [24] WILLIAMSON S J, CLARK L A. Pressure required to cause cover cracking of concrete due to reinforcement corrosion[J]. Magazine of Concrete Research, 2000, 52(6): 455 - 467.
- [25] ALLAN M L, CHERRY B W. Factors controlling the amount of corrosion for cracking in reinforced concrete[J]. Corrosion, 1992, 48(5): 426 - 430.
- [26] 金伟良, 赵羽习, 鄢飞. 钢筋混凝土构件的均匀钢筋锈胀力的机理研究[J]. 水利学报, 2001, 32(7): 57 - 62.
- [27] 刘荣桂, 喻孟雄, 姜慧, 等. 钢筋混凝土构件锈胀开裂时刻的椭圆形非均匀锈胀应力分析[J]. 硅酸盐通报, 2015, 34(7): 1769 - 1774.
- [28] 冯瑞, 袁迎曙, 朱辉, 等. 钢筋非均匀锈胀力的理论分析[J]. 徐州工程学院学报, 2008, 23(4): 5 - 10.
- [29] 李清富, 周国栋, 赵乐乐. 基于弹塑性力学与断裂力学的钢筋临界锈胀力对比分析[J]. 建筑科学, 2010, 26(11): 21 - 24.
- [30] 李海波, 鄢飞, 赵羽习. 钢筋混凝土结构开裂时刻的钢筋锈胀力模型[J]. 浙江大学学报(工学版), 2000, 34(4): 415 - 422.
- [31] 王显利, 郑建军, 吴智敏. 钢筋临界锈胀力预测的断裂模型[J]. 水力发电, 2007, 33(2): 49 - 52.
- [32] 马光述, 王显利, 马德宝. 基于混凝土断裂的钢筋锈胀力预测模型[J]. 水力发电, 2008, 34(12): 45 - 47.
- [33] 邱兆国, 梁力, 张凤鹏. 混凝土结构保护层开裂时钢筋的临界锈蚀率模型[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2014, 35(2): 290 - 294.
- [34] JANG B S, OH B H. Effects of non-uniform corrosion on the cracking and service life of reinforced concrete structures[J]. Cement and Concrete Research, 2010, 40(9): 1441 - 1450.
- [35] 张伟平, 张誉. 混凝土中钢筋锈胀过程的计算机仿真分析[J]. 同济大学学报, 2001, 29(11): 1374 - 1377.
- [36] 陈月顺, 周锡武, 卫军, 等. 钢筋混凝土结构锈胀裂缝扩展分析[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2006, 36(S2): 279 - 282.
- [37] WU F, GONG J H, ZHANG Z. Calculation of corrosion rate for reinforced concrete beams based on corrosive crack width[J]. Journal of Zhejiang University-Science A, 2014, 15(3): 197 - 207.
- [38] CAO C, CHEUNG M M S, CHAN B Y B. Modelling of interaction between corrosion-induced concrete cover crack and steel corrosion rate[J]. Corrosion Science, 2013, 69: 97 - 109.
- [39] YING Z Q, SU L W. Relationship between crack width and corrosion ratio of rebar [C] // Proceedings of the Fifth International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation. Hong Kong: IEEE, 2013: 845 - 847.
- [40] VIDAL T, CASTEL A, FRANÇOIS R. Analyzing crack width to predict corrosion in reinforced concrete[J]. Cement and Concrete Research, 2004, 34(1): 165 - 174.
- [41] ZHANG R J, CASTEL A, FRANÇOIS R. Concrete cover cracking with reinforcement corrosion of RC beam during chloride-induced corrosion process[J]. Cement and Concrete Research, 2010, 40(3): 415 - 425.
- [42] KHAN I, FRANÇOIS R, CASTEL A. Prediction of reinforcement corrosion using corrosion induced cracks width in corroded reinforced concrete beams [J]. Cement and Concrete Research, 2014, 56: 84 - 96.
- [43] 朱杰, 方从启. 混凝土结构锈胀开裂的扩展有限元数值分析[J]. 力学季刊, 2013, 34(1): 32 - 40.
- [44] CHEN E, LEUNG C K Y. Finite element modeling of concrete cover cracking due to non-uniform steel corrosion[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2015, 134: 61 - 78.
- [45] ZHANG J H, LING X Z, GUAN Z G. Finite element modeling of concrete cover crack propagation due to non-uniform corrosion of reinforcement [J]. Construction and Building Materials, 2017, 132: 487 - 499.

(编辑:丁红艺)