



内河库水位变动下码头桩基混凝土 碳化深度预测模型^{*}

刘明维^{1,2}, 郭庆^{1,2}, 刘耕³, 吴林键^{1,2}, 王高林^{1,2}

(1. 重庆交通大学, 国家内河航道整治工程技术研究中心, 重庆 400074;

2. 重庆交通大学, 水利水运工程教育部重点实验室, 重庆 400074;

3. 四川省交通运输厅交通勘察设计研究院, 四川 成都 610017)

摘要: 内河环境下, 由于混凝土碳化所导致的内部钢筋锈蚀是引起港口码头结构发生耐久性失效破坏的主要原因。为研究内河库水位周期性变动下码头桩基混凝土的碳化规律, 开展一般大气环境与干湿交替环境下混凝土的加速碳化物理试验。结果表明: 1) 混凝土碳化深度随碳化时间的增加而逐渐增加, 碳化速率随碳化龄期增长而减缓。2) 与一般大气环境相比, 干湿交替作用下混凝土的碳化深度更小。基于 Fick 第一定律的碳化深度模型, 通过拟合回归并修正后建立了内河一般大气环境和干湿交替环境下码头桩基混凝土碳化深度预测模型。经对比, 模型预测值与试验实测值吻合程度良好, 验证了该模型的精度。研究成果可为内河港口码头基础结构运营维护及耐久性评估提供技术支撑。

关键词: 混凝土碳化; 干湿交替; 碳化深度; 预测模型

中图分类号: U 641

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2021)04-0049-07

Prediction model of carbonation depth of wharf pile foundation concrete under fluctuation of inland river reservoir water level

LIU Ming-wei^{1,2}, GUO Qing^{1,2}, LIU Geng³, WU Lin-jian^{1,2}, WANG Gao-lin^{1,2}

(1. National Inland Waterway Improvement Engineering Research Center, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China;

2. Key Laboratory for Hydraulic & Waterway Engineering of Ministry of Education, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China;

3. Sichuan Provincial Transportation Department Traffic Investigation & Design Institute, Chengdu 610017, China)

Abstract: Under an inland river environment, the corrosion of internal steel bars due to concrete carbonization is the primary cause for the durability failure of the port structure. To study the carbonation law of wharf pile foundation concrete under the effect of periodic fluctuation of water level in the inland reservoir, the accelerated carbonation test of concrete in general atmospheric environment and alternate dry-wet environment was carried out. Test results indicate that: 1) The carbonization depth of concrete gradually increases with the increase of the carbonization time, and the carbonization rate slows down as the carbonization age increases. 2) Compared with the atmospheric environment, carbonation depth of concrete under the alternating action of a dry-wet cycle is smaller. Based on the carbonation depth model derived from Fick's first law, through fitting and correction, a prediction model of concrete carbonation depth under an inland service environment is established and verified.

收稿日期: 2020-07-21

***基金项目:** 四川省交通运输科技项目(2018-B-04); 重庆市社会民生科技创新专项项目(cstc2017shmsA30002); 重庆市自然科学基金博士后科学基金项目(cstc2019jcyj-bshX0063); 中国博士后科学基金面上资助项目(2019M653824XB)

作者简介: 刘明维(1972—), 男, 教授, 博士, 从事港口工程设计、计算理论方面的教学研究工作。

Results show good consistency between the proposed model values and the tested values, which verifies the accuracy of the model. The research achievement can provide technical support for the operation, maintenance, and durability evaluation of the inland port terminal infrastructure.

Keywords: concrete carbonization; dry-wet cycling; carbonation depth; prediction model

随着内河航运在经济贸易中地位凸显,我国内河码头建设力度加大、发展迅速,内河码头结构的耐久性得到了越来越多的关注。不同于海洋环境,内河环境中氯离子、硫酸根离子含量低,影响混凝土耐久性的主要因素为混凝土的碳化^[1]。根据相关资料及现场调研^[2-3],内河已建成营运的码头中,部分已出现基础变形、钢筋混凝土构件开裂、钢筋锈蚀等问题。因此,有必要开展内河港口码头钢筋混凝土结构的耐久性研究工作。

对于内河环境下的码头桩基混凝土,大气区氧气供应充分,相对湿度变化大,容易导致钢筋锈蚀、混凝土开裂等腐蚀破坏;水位变动区的混凝土在库水位周期性干湿交替以及 CO_2 侵蚀共同作用下,常处于干、湿交替的状态^[4]。国内外学者对于大气区和水位变动区水工混凝土耐久性问题进行了相关研究。齐广政等^[5]以盐雾腐蚀模拟海洋大气环境,从微观的角度分析了水胶比、粉煤灰掺量、碳化作用对氯离子侵蚀的影响。牛荻涛等^[6]采用盐溶液浸泡与碳化交替方式,研究海洋大气区碳化作用对混凝土中氯离子扩散的影响,发现碳化作用加快了混凝土中氯离子扩散速度。Robert 等^[7]和元成方等^[8]研究了碳化对混凝土孔结构的影响。Wei Liu 等^[9]研究了不同 CO_2 浓度下混凝土加速碳化后化学成分的区别,认为在 20% CO_2 浓度下进行加速碳化试验更加精确合理。另外, Papadakis 等^[10]通过试验观察发现,混凝土处于潮湿环境中才会发生明显的碳化,干燥环境或饱水浸泡下混凝土的碳化非常缓慢。张士萍等^[11]、张睿骁等^[12]开展干湿循环下盐侵蚀对混凝土抗压(折)强度及质量损失的影响,研究表明干湿交替会加速氯离子侵蚀,混凝土质量、抗压强度等呈现先增加后降低的趋势。以上研究的干湿交替情况均伴随着有害离子侵蚀,但我国内陆地区河流

湖泊普遍为淡水,且空气中的氯离子含量并不高,对于海港码头的耐久性研究和评估并不能直接适用于内河码头结构。内河环境下,可能引起码头桩基碳化的区域多集中在大气区和库水位变动的干湿交替区。因此,研究码头桩基混凝土在这两大区域内的碳化规律便显得尤为必要。

本文采用浸泡-碳化的试验方式来模拟内河库水位变动的干湿交替环境,即:将试件放入碳化箱中加速碳化一定时间,再放入蒸馏水中浸泡一定时间,此过程为一循环周期,开展干湿交替作用下混凝土材料的“干湿-碳化”试验。同时,开展一般大气环境下混凝土的加速碳化试验,用以研究内河港口码头结构桩基混凝土分别在库水位干湿交替环境以及一般大气环境下的碳化规律,为内河港口码头基础结构优化设计、运营维护及其耐久性评估提供理论支撑。

1 试验研究

1.1 材料及配合比

试验选用重庆小南海水泥厂生产的 P·O32.5 普通硅酸盐水泥。细骨料采用细度模数为 2.61 的河砂,满足 JTS 202—2011《水运工程混凝土施工规范》^[13]中规定的 II 区砂的颗粒级配要求;粗骨料采用 5~20 mm 连续级配的碎石;水为自来水。以重庆某内河架空直立式码头为依托,采用其码头桩基混凝土配合比,浇注了 6 块尺寸为 100 mm×100 mm×400 mm 的试件,具体配比见表 1。试件分为 T1、T2 两组,其中标准碳化试件 3 块,干湿-碳化试件 3 块,编号分别为 T1-1、T1-2、T1-3(标准碳化组)和 T2-1、T2-2、T2-3(干湿-碳化组)。试件于温度为 $(20\pm 2)^\circ\text{C}$ 、相对湿度在 90 % 以上的标准恒温恒湿养护箱中养护 24 h 后,脱模并标号,在盛有饱和 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 溶液的养护池中标准养护 28 d。

表 1 混凝土配合比

材料	水泥	水	砂	石子
配合比/(kg·m ⁻³)	426	195	593	1 186

1.2 预处理

待试件养护至规定龄期后, 放入烘干箱中 60 ℃ 烘干 48 h, 取出试件后用酒精清洗混凝土表面。为实现侵蚀介质在混凝土中的一维传输, 除试件扩散面外, 其余各面均用环氧树脂按图 1 进行密封。在暴露侧面上沿长度方向(即图 1 中 z 轴方向)以 10 mm 间距画出平行线, 作为碳化深度的测量点。

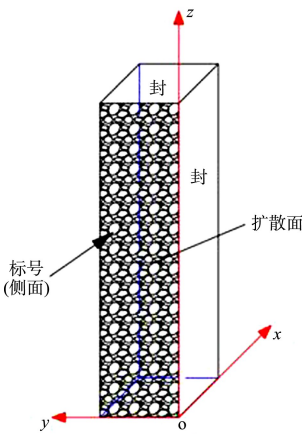


图 1 密封预处理

1.3 试验方案

按照 GB/T 50082—2009 《普通混凝土长期性能和耐久性能试验方法标准》^[14] 进行混凝土加速碳化试验。

为研究内河库水位变动干湿交替作用下混凝土的碳化规律, 设计了“干湿-碳化”交替循环物理试验, 以及作为对比试验的一般大气环境下混凝土的碳化试验。其中干湿循环采用将试件放入碳化箱中加速碳化一定时间, 再放入蒸馏水中浸泡一定时间的方式来实现。

取某典型内河码头桩基 165 m 高程处在 1 a 之内暴露于大气中的时间与淹没时间之比为 1:1。为试验方便, 确定碳化箱中碳化时间为 8 h, 蒸馏水浸泡 8 h, 每个循环周期为 16 h, 干湿比为 1:1。主

要仪器为天津市港源试验仪器厂生产的 TH-W 型混凝土碳化试验箱, 碳化箱环境参数设置为: CO₂ 浓度(20±3)%, 相对湿度(70±3)%, 温度(20±3)℃。

试验期间, 每隔 20 个循环(即 320 h)后从碳化箱中取出试件并静置 12 h, 用切割机进行破型, 从端部截取 50 mm 样品, 采用酚酞滴定法测定碳化深度, 试件剩余部分用环氧树脂密封好, 继续进行碳化试验。如果测点处的碳化分界线上刚好嵌有粗骨料颗粒, 取颗粒两侧处碳化深度的平均值作为该点的深度值, 取 3 块试件的平均值作为该组试件该时段的碳化深度(图 2)。

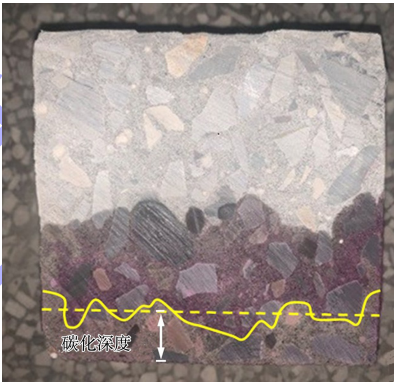


图 2 碳化深度测定

2 结果与讨论

2.1 内河服役环境下混凝土碳化深度规律

根据 JGJ 55—2011 《普通混凝土配合比设计规程》^[15], 配置 C30 混凝土, 坍落度范围为 35~50 mm。经测定, 浇注时混凝土坍落度为 38 mm, 满足塑性混凝土施工和易性要求, 试件于饱和 Ca(OH)₂ 溶液中标准养护 28 d 后的抗压强度为 36.1 MPa, 满足 C30 混凝土要求。

混凝土在各个干湿-碳化循环次数后的平均碳化深度按下式计算:

$$d_N = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n d_i$$

(1)

式中: d_N 为经过 N 次循环后的平均碳化深度(mm), 精确至 0.01 mm; n 为测点总数; d_i 为某次测得的碳化深度(mm)。图 3 为试件 T1 和 T2 的碳化深度随循环周期变化的试验结果。

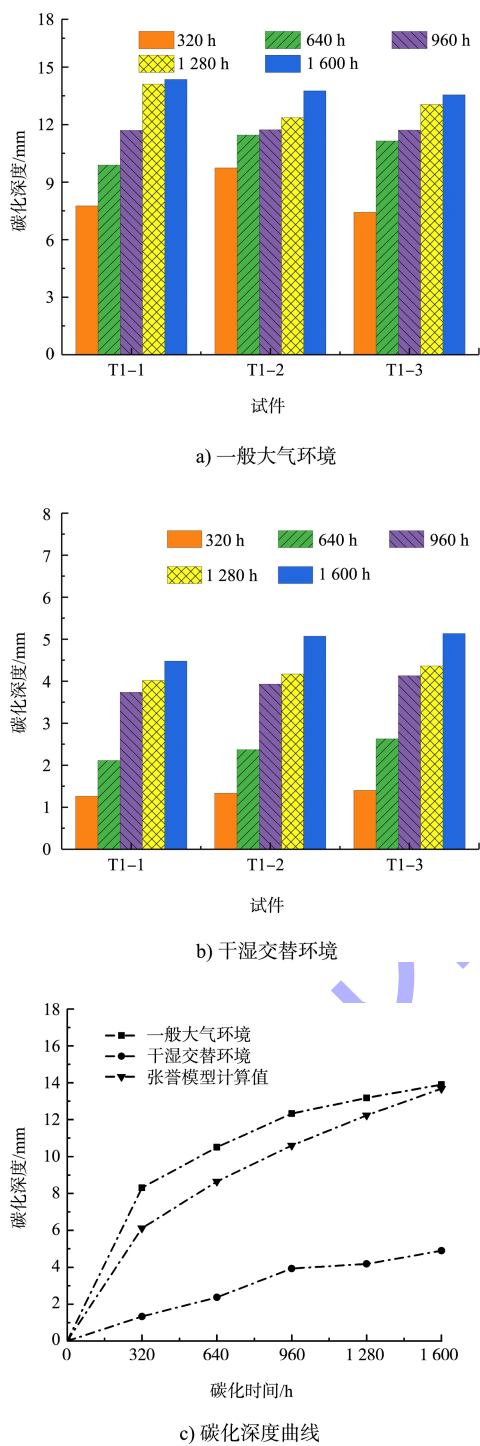


图 3 各试件碳化深度随循环周期变化

从图 3 看出，两种环境中混凝土的碳化深度发展规律相近：随着循环次数的增加，碳化龄期增长，混凝土的碳化深度呈稳步增长趋势。从图 3a)中可以看出，在一般大气环境下，当碳化时间范围在 0~320 h，混凝土碳化速度较快；当碳化时间超过 640 h，碳化速度减慢，趋于稳定。这是由于初期的水泥水化使内部逐渐水化密实，同

时随着混凝土碳化反应的进行，生成了 CaCO_3 及其他固态物质，降低了碳化区混凝土的孔隙率，阻碍了水分和 CO_2 在混凝土中的传输。

如图 3b) 所示，当时间范围在 320~960 h、1280~1600 h 内，干湿交替环境中混凝土的碳化深度增长明显，在 960~1280 h 范围表现为微小的上升。在相同循环次数下，试件 T2 和 T1 碳化龄期相同，而 T1 的碳化深度高于 T2，主要是因为干湿循环过程中，蒸馏水浸泡隔绝了 CO_2 气体进入混凝土，从而阻止了碳化反应的发生，保护混凝土不受 CO_2 侵蚀。

对比图 3a) 和图 3b) 发现：当碳化时间从 960 h 增加到 1600 h 时，试件 T2 的碳化深度增量较 1600 h 深度约为 20%，而试件 T1 碳化深度的增量约为 11%。这是由于在相同循环次数下，干湿交替环境中的混凝土碳化程度较低，混凝土内的孔隙密实程度低于标准碳化试件，有利于 CO_2 气体的扩散。循环次数为 100 次时，干湿交替环境中试件碳化深度比一般大气环境中降低了 64%。

由图 3c) 可知，从一般大气环境这条曲线中可以看到其碳化深度增加趋势与张誉模型^[16] 理论计算值基本相同，碳化时间为 1600 h 时，其碳化深度误差在 1.5% 左右，造成误差的原因可能是混凝土本身材料的随机性以及混凝土碳化设备的随机性。此外，可以看到干湿交替-碳化耦合作用的碳化深度曲线增长幅度明显小于一般大气环境条件下的碳化深度，造成这一现象的原因为相同的试验时间下，进行干湿交替-碳化耦合的混凝土试件，其累计碳化时间为标准碳化条件的 1/2。

2.2 码头桩基混凝土碳化深度预测模型

2.2.1 模型建立

根据张誉模型，当环境湿度、水灰比、水泥品种及养护时间相同时，碳化深度预测公式可简化为：

$$x = k \sqrt{Ct} \tag{2}$$

式中： x 为碳化深度 (mm)； k 为与材料因素、环境因素有关的碳化系数； C 为 CO_2 的浓度。

根据式 (2) 将图 3 的碳化时间转换为对应的形式，即 \sqrt{t} ，并对各组数据进行线性拟合，拟合结果见图 4 及表 2。

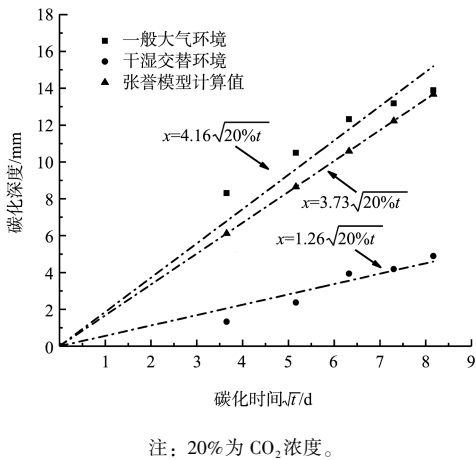


图 4 碳化深度-碳化时间拟合曲线

由图 4 可知: 标准碳化条件下, 碳化系数 k 值为 4.16, 拟合相关性系数 R^2 为 0.99。理论计算值的 k 值为 3.73, 与一般大气条件试验值相近, 试验值相对于张誉模型计算值, 误差约为 10%, 处于合理范围, 验证了数据的精确度。根据干湿交替环境曲线所示, 其混凝土碳化深度随时间的增长趋势明显小于一般大气环境试验拟合曲线, 碳化系数 k 值为 1.26, 与一般大气环境曲线斜率比值为 0.30。在相同的时间下, 干湿交替区混凝土碳化深度约为大气区的 1/3, 与某大桥墩柱^[17] (水位变动区) 的检测结果相近。

表 2 碳化深度-碳化时间拟合数据

物模试验或理论计算	试验环境	k	R^2
物模试验	一般大气	4.16	0.99
	干湿交替	1.26	0.98
理论计算		3.73	1

根据表 2 得出的碳化深度 x 随碳化时间 t 的函数关系, 即得到室内加速碳化深度预测模型:

$$\begin{cases} x=4.16\sqrt{C_1t} & \text{大气区} \\ x=1.26\sqrt{C_1t} & \text{库水位变动区} \end{cases} \quad (3)$$

式中: x 为碳化深度 (mm); C_1 为加速碳化试验的 CO_2 浓度, 取值 20%; t 为碳化时间 (d)。

2.2.2 模型修正

由于内河码头结构处于自然碳化环境, 须对模型在自然碳化条件下预测碳化深度变化趋势的正确性进行修正。根据 Fick 第一定律, 不同 CO_2 浓度下混凝土碳化深度符合下列关系:

$$k_\alpha \sqrt{C_\alpha t_\alpha} = k_\beta \sqrt{C_\beta t_\beta} \quad (4)$$

式中: k_α 和 k_β 为碳化系数; t_α 和 t_β 为不同 CO_2 浓度环境下要达到相同碳化深度所需要的时间; C_α 和 C_β 为两种不同环境的 CO_2 浓度。

查已有资料得到重庆地区大气环境中的 CO_2 浓度约为 400×10^{-6} , 碳化箱中设置的 CO_2 浓度为 $(20 \pm 3)\%$, 参考相关文献^[19-21], 可假定碳化系数 k 相同, 则式 (4) 可等效为 $C_\alpha t_\alpha = C_\beta t_\beta$, 根据 CO_2 浓度大小, 可推求碳化箱内加速碳化试验时间与自然碳化时间之间的换算关系: $t_{\text{加速}}/t_{\text{自然}} = 1/500$, 其中: $t_{\text{加速}}$ 为室内加速碳化时间; $t_{\text{自然}}$ 为自然碳化时间。

若要达到相同碳化深度, 则利用浓度为 20 % 的 CO_2 进行加速碳化与自然碳化所需时间之比为 1:500, 取自然碳化时间为 $t_{\text{自然}} = 1 \text{ a}$, 则将室内碳化所需时间 $t_{\text{加速}} = 1/500 \text{ a} = 17.52 \text{ h}$ 。即: 混凝土试件在碳化箱中碳化 17.52 h 近似等于自然碳化 1 a 的效果。

为方便比较, 将式 (3) 转化为自然条件下的碳化模型:

$$\begin{cases} x=4.16\sqrt{365C_2t}=79.48\sqrt{C_2t} & \text{大气区} \\ x=1.26\sqrt{365C_2t}=24.07\sqrt{C_2t} & \text{库水位变动区} \end{cases} \quad (5)$$

式中: C_2 为自然碳化条件下 CO_2 浓度, 取值 0.04 %; t 为碳化时间 (a)。

将模型计算结果与文献 [19] 中自然碳化试验数据进行对比, 试验数据见表 3, 拟合曲线见图 5。

表 3 自然碳化试验数据

龄期 t/a	6	25	27
碳化深度均值/mm	5.2	15.1	15.0

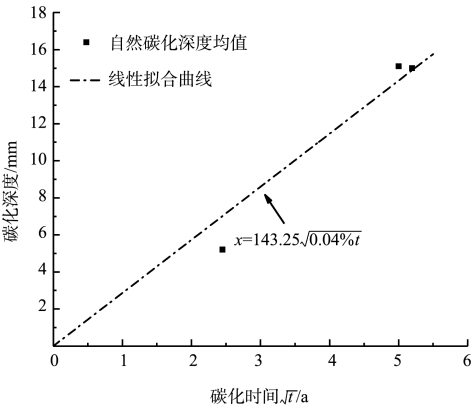


图 5 自然碳化深度-碳化时间拟合曲线

由图 5 可得文献自然碳化深度随碳化时间的函数关系:

$$x=143.25\sqrt{0.04\%t} \tag{6}$$

根据式(6), 计算得到 0.04%CO₂ 浓度条件下碳化 27 a 时的预测深度为 8.26 mm, 与文献实测值 15 mm 相差较大, 故须对碳化预测模型进行修正。碳化系数 k 与材料因素、环境因素有关, 文献[19]选取的混凝土配合比(水:水泥:砂:石子)为 0.4:1:0.86:2.46, 水灰比为 0.4, 本文试验的水灰比为 0.46, 二者差值处于合理范围内, 可以对模型进行修正。在相同 CO₂ 浓度和碳化时间下, 若要使碳化深度相同, 须定义修正系数 k_c , 满足 $k_c k_{\text{加速}} \sqrt{Ct} = k_{\text{自然}} \cdot \sqrt{Ct}$, 即:

$$k_c = k_{\text{自然}}/k_{\text{加速}} \tag{7}$$

式中: $k_{\text{加速}}$ 为混凝土在加速碳化环境的碳化系数; $k_{\text{自然}}$ 为自然碳化环境的碳化系数。计算得到 $k_c = \frac{143.25}{79.48} = 1.8$ 。

修正系数 k_c 约为 1.8, 对式(5)进行修正得到:

$$\begin{cases} x=7.49\sqrt{Ct} & \text{大气区} \\ x=2.27\sqrt{Ct} & \text{库水位变动区} \end{cases} \tag{8}$$

为方便应用, 现定义干湿交替影响系数 k_{dw} , 因此, 将式(8)简化为:

$$x=k_{\text{dw}}k\sqrt{Ct} \tag{9}$$

式中: k 为混凝土碳化系数, 取值为 7.49; k_{dw} 为干湿交替影响系数, 一般大气环境下取 1, 干湿交替比为 1:1 时取 0.30; t 为混凝土碳化时间(d)。

根据修正后的碳化深度预测公式(9), 自然环境下碳化 27 a 后碳化深度预测值为 14.88 mm, 与文献实测值 15 mm 较为吻合, 说明了模型在 0.04% CO₂ 浓度条件下碳化深度预测结果的准确性, 也证实了修正系数 k_c 的可靠性。本文模型适用于内河大水位差码头大气区和库水位变动区的混凝土碳化深度预测, 因为碳化系数 k 与环境、材料因素有关, 此次试验混凝土配合比是以重庆某内河架空直立式码头工程为依据, 当实际工程材料与本文差别过大时, 不宜使用本模型进行碳化深度预测。

3 结论

1) 两种环境中的混凝土试件碳化深度均随碳化时间的增加而逐渐增加。一般大气环境下, 当碳化时间范围在 320~640 h, 混凝土碳化速度较快, 超过 640 h 后碳化速度减慢, 趋于稳定。这是由于随着碳化反应的进行, 混凝土内部生成了 CaCO₃ 及其他固态物质, 孔隙率降低, 阻碍了 CO₂ 在混凝土中的传输。

2) 内河库水位变动的干湿交替环境对混凝土碳化有较大的抑制作用, 因为浸泡阻止了混凝土内部碳化反应发生, 减少了累积碳化时间。混凝土在干湿交替环境中, 其碳化深度明显小于相同时间下一般大气环境中的试件, 约为后者的 1/3。

3) 对试验数据进行拟合建立了内河服役环境下混凝土碳化深度预测模型, 对比文献进行修正, 验证结果表明模型适用性良好。并对两种条件下的碳化速率进行对比分析, 验证了内河干湿交替环境对混凝土碳化的抑制作用。

参考文献:

[1] 胡悌兴.内河高桩码头耐久性分析与评估[D].长沙:长沙理工大学, 2015.

[2] 张伟.现役码头健康状况调查及码头健康资料数据库的开发[D].重庆:重庆交通大学, 2009.

[3] 李燕兵.内河在役直立式码头构件承载力的弱化规律的研究[D].重庆:重庆交通大学, 2017.

[4] 苏林王.荷载与海洋环境耦合作用下海工混凝土结构耐久性研究[D].广州:华南理工大学, 2016.

[5] 齐广政.海洋大气环境下混凝土氯离子侵蚀性能的试验研究[D].西安:西安建筑科技大学, 2012.

[6] 牛荻涛, 孙丛涛.混凝土碳化与氯离子侵蚀共同作用研究[J].硅酸盐学报, 2013, 41(8): 1094-1099.

[7] LAWRENCE R M, MAYS T J, RIGBY S P, et al. Effects of carbonation on the pore structure of non-hydraulic lime mortars[J]. Cement and concrete research, 2007, 37(7): 1059-1069.

[8] 元成方, 牛荻涛, 陈娜, 等.碳化对混凝土微观结构的影响[J].硅酸盐通报, 2013, 32(4): 687-691, 707.

[9] LIU W, LI Y Q, TANG L P, et al. XRD and 29 Si MAS NMR study on carbonated cement paste under accelerated

carbonation using different concentration of CO₂ [J]. Materials today communications, 2019, 19(6): 464-470.

[10] PAPADAKIS V G, VAYENAS C G, FARDIS M N. Experimental investigation and mathematical modeling of the concrete carbonation problem [J]. Chemical engineering science, 1991, 46: 1333-1338.

[11] 张士萍, 张厚先, 费正岳, 等. 碳化环境下混凝土的耐久性能研究[J]. 硅酸盐通报, 2014, 33(8): 1870-1873.

[12] 张睿骁, 樊晓一, 苏有文. 干湿循环作用下碳酸盐对混凝土腐蚀规律的试验研究及建议[J]. 混凝土与水泥制品, 2018(07): 11-15.

[13] 中交天津港湾工程研究院有限公司. 水运工程混凝土施工规范: JTS 202—2011[S]. 北京: 人民交通出版社, 2011.

[14] 中国建筑科学研究院. 普通混凝土长期性能和耐久性能试验方法标准: GB/T 50082—2009[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009.

[15] 中国建筑科学研究院. 普通混凝土配合比设计规程: JGJ 55—2011[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.

[16] 张誉. 混凝土结构耐久性概论[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2003.

[17] 高向东. 混凝土桥梁碳化耐久性评估与提升研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2018.

[18] 刘萍, 余家燕, 鲍雷, 等. 重庆市城区大气中 CO₂ 和 CH₄ 的浓度特征分析[J]. 西南师范大学学报(自然科学版), 2016, 41(5): 146-150.

[19] 孙彬, 毛诗洋, 王景贤, 等. 长观试件混凝土自然碳化与加速碳化的相关性试验研究[J]. 建筑结构, 2019, 49(9): 111-114, 70.

[20] 陈彬. 内外部因素对既有建筑结构混凝土碳化的影响研究[D]. 深圳: 深圳大学, 2018.

[21] 马明宇. 内河环境下混凝土拱桥耐久性评估研究[D]. 南京: 东南大学, 2018.

(本文编辑 武亚庆)

(上接第 14 页)

3) 本程序输出的计算结果为三维包络数据, 可结合有限元全节点内力结果分析配筋的可行性, 解决了设计时仅对单一节点验算的便利性、完备性问题, 方便设计人员使用。

参考文献:

[1] 天津大学, 山西六建集团有限公司. 混凝土异形柱结构技术规程: JGJ 149—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.

[2] 中国建筑科学研究院. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010(2015 年版)[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.

[3] 王依群, 赵艳静, 周克民, 等. 异形截面钢筋混凝土柱正截面承载力简化计算[J]. 建筑结构, 2001, 31(1): 46-50.

[4] 中国建筑科学研究院建筑工程软件研究所. PKPM 结构软件若干常见问题剖析[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009.

[5] European Committee for Standardization. Eurocode 2: design of concrete structures part 1-1: general rules and rules for buildings: EN 1992-1-1: 2004 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2004.

[6] SFAKIANAKIS M G. Biaxial bending with axial force of reinforced, composite and repaired concrete sections of arbitrary shape by fiber model and computer graphics[J]. Advances in engineering software, 2002, 33(4): 227-242.

[7] VIVO D L, ROSATI L. Ultimate strength analysis of reinforced concrete sections subject to axial force and biaxial bending[J]. Computer methods in applied mechanics and engineering, 1998, 166(3/4): 261-287.

[8] KWAN K H, LIAUW T C. Computerized ultimate strength analysis of reinforced concrete sections subjected to axial compression and biaxial bending [J]. Computers & structures, 1985, 21(6): 1119-1127.

[9] CHARALAMPAKIS A E, KOUMOUSIS V K. Ultimate strength analysis of composite sections under biaxial bending and axial load[J]. Advances in engineering software, 2008, 39(11): 923-936.

[10] THANOON A W, HAMED M M A, NOORZAEI J, et al. Inelastic analysis of composite sections[J]. Computers & structures, 2004, 82(20/21): 1649-1656.

(本文编辑 王璁)