

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.163

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



# 冻融损伤喷射混凝土永久支护结构 碳化耐久性分析

王家滨, 李恒, 郭庆军, 陈翔

(西安工业大学 建筑工程学院, 西安 710021)

**摘要:**高纬度、高海拔地区长大公路隧道的喷射混凝土永久支护结构常年遭受冻融损伤及碳化双重作用,其结构耐久性能退化,增大了隧道的养护及运营成本。采用先气冻气融后快速碳化的方式,开展冻融损伤喷射混凝土永久支护结构碳化耐久性试验研究,以冻融损伤喷射混凝土碳化深度和相对抗压强度为指标,研究冻融损伤喷射混凝土碳化深度的变化规律及影响因素。结果表明,冻融损伤加速了喷射混凝土的碳化过程,且碳化速度随冻融损伤度快速增大。碳化的冻融损伤混凝土相对抗压强度随着碳化深度增大。冻融损伤度大于 10% 时,碳化对冻融损伤喷射混凝土相对抗压强度增长不明显。采用 IBM SPSS 统计软件对试验数据分析,建立了考虑冻融损伤、喷射混凝土配合比参数及成型方式的喷射混凝土碳化深度预测模型。经验证,预测值与试验值总体误差小于 20%,标准误差为 0.16,模型适用性较好。

**关键词:**隧道工程;衬砌喷射混凝土;冻融损伤;碳化深度;预测模型

中图分类号: TU528.44 文献标志码: A 文章编号: 2096-6717(2020)02-0179-09

## Carbonation durability performance and carbonation prediction model of shotcrete permanent support structure after frost damage

Wang Jiabin, Li Heng, Guo Qingjun, Chen Xiang

(School of Civil & Architecture Engineering, Xi'an Technological University, Xi'an 710021, P. R. China)

**Abstract:** Shotcrete permanent support structure of long highway tunnels in high-latitudes and high-altitudes area is subjected to the action of freeze-thaw damage and carbonation which degraded structure durability performance and increased the tunnel maintenance and operation cost. Carbonation durability of frost-damaged-shotcrete was investigated by using freeze-thaw cycles in air firstly and then accelerated carbonation method. With the evaluating indicator of carbonation depth and relative compressive strength, the deterioration law and influence factor of carbonation depth were researched. Results show that frost damage accelerated the carbonation rate and carbonation depth was deeper with the relative dynamic

收稿日期: 2019-06-18

基金项目: 国家自然科学基金(51908440); 陕西省自然科学基金(2018JQ5032); 陕西省教育厅自然科学基金计划专项(18JK0376)

作者简介: 王家滨(1986-), 男, 博士, 主要从事混凝土结构耐久性研究, E-mail: wangjiabin@xatu.edu.cn.

Received: 2019-06-18

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (No. 51908440); Natural Science Foundation of Shanxi Province (No. 2018JQ5032); Natural Science Foundation of Shanxi Educational Committee (No. 18JK0376)

**Author brief:** Wang Jiabin (1986-), PhD, main research interest: durability of concrete structure, E-mail: wangjiabin@xatu.edu.cn.

elasticity modulus decreased. The relative compressive strength of frost damage shotcrete increased with the increasing of carbonation depth. However, when frost damage degree was more than 10%, the influence of relative compressive strength on frost damage shotcrete was not obvious. Furthermore, the carbonation depth prediction model of shotcrete was established considering frost damage degree, shotcrete mixture parameters and concrete forming mode by using IBM SPSS statistical software to analyze the test data. The overall error between the predicted value and the experimental data was less than 20%, and the standard error was 0.16. This indicates that the model has good applicability.

**Keywords:** tunnel engineering; shotcrete lining; frost damage; carbonation depth; prediction model

喷射混凝土因采用速凝剂和特殊的喷射成型方式而能在较短的凝结时间内产生强度,对围岩起到支护作用<sup>[1-2]</sup>。目前,喷射混凝土被广泛用于隧道工程中围岩的临时或永久支护。随着隧道施工技术及装备的发展和进步,喷射混凝土永久支护结构逐渐被应用于隧道工程之中。与普通模筑混凝土(不含速凝剂)相比,喷射混凝土具有不同的孔结构及微观结构,水化产物矿物组成及含量也存在明显差异<sup>[3-4]</sup>。因此,模筑混凝土支护结构耐久性退化规律及过程不适用于评价喷射混凝土永久支护结构,开展喷射混凝土永久支护结构耐久性研究势在必行。

位于高纬度和高海拔地区长大公路隧道工程的喷射混凝土永久支护结构常年遭受冻融循环作用和汽车尾气聚积造成的碳化作用。冻融损伤破坏支护喷射混凝土的微观结构及孔结构,加速了碳化过程,造成锚杆、钢筋网及钢桁架发生锈蚀,降低了支护结构可靠度及隧道的服役寿命<sup>[5]</sup>。因此,开展冻融损伤喷射混凝土永久支护结构碳化过程及碳化深度预测研究具有重要的工程意义。

学者们针对普通混凝土的冻融损伤/碳化耐久性展开了相关研究。Niu等<sup>[6]</sup>、赵高升等<sup>[7]</sup>开展了冻融循环和碳化交替作用混凝土耐久性试验,在交替作用早期,碳化提高了混凝土的抗冻性,而后期则加速了混凝土的冻融损伤。冉晋等<sup>[8]</sup>、He等<sup>[9]</sup>、Cheng等<sup>[10]</sup>通过冻融循环/碳化交替试验,分别建立了一维冻融损伤状态下混凝土抗压强度模型、三维损伤状态下混凝土碳化模型和开裂混凝土碳化及钢筋锈蚀模型。Rao等<sup>[11]</sup>、Li等<sup>[5]</sup>采用计算机断层扫描(CT)、扫描电镜(SEM)及碳酸钙含量分析等手段,对冻融循环/碳化作用混凝土微观结构及矿物组成变化进行表征,分析冻融循环对混凝土碳化影响机理。

对于喷射混凝土永久支护结构,目前,已对其冻

融循环<sup>[12-13]</sup>和碳化耐久性<sup>[14]</sup>进行了研究,但针对冻融损伤喷射混凝土碳化耐久性的研究尚未见报道。笔者采用气冻气融法和快速碳化法,以冻融损伤喷射混凝土碳化深度及相对抗压强度为指标,研究冻融损伤度、喷射混凝土配合比参数对碳化耐久性的影响,并建立碳化深度模型,为喷射混凝土与永久支护结构耐久性研究奠定基础。

## 1 试验概况

### 1.1 试验材料

PO 42.5 普通硅酸盐水泥(密度 3.08 g/cm<sup>3</sup>、细度 2.7%、比表面积 334 m<sup>2</sup>/kg、烧失量 4.12%;CaO 含量 5.62%、SiO<sub>2</sub> 含量 43.64%、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 含量 25.38%、Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 含量 4.19%),Ⅱ级低钙粉煤灰(密度 2.09 g/cm<sup>3</sup>、细度 15.2%、比表面积 404 m<sup>2</sup>/kg、需水量比 98%、烧失量 3.0%;CaO 含量 5.62%、SiO<sub>2</sub> 含量 43.64%、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 含量 25.38%、Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 含量 4.19%),5~10 mm 渭河卵石(表观密度 2 680 kg/m<sup>3</sup>、含泥量 0.2%、针片状含量 2.0%),渭河 I 区粗砂(细度模数 3.4、含泥量 1.5%、云母含量 0.2%、轻物质含量 0.2%),剪切波浪型钢纤维(抗拉强度 ≥600 MPa、长 30 mm、宽 2 mm),聚羧酸系减水剂(固含量 25%,减水率 27%),RC-04 粉状速凝剂(主要成分为铝氧熟料及碳酸钠,经检测未发生碱骨料反应。终凝时间不大于 10 min)。水泥矿物组成示于表 1。

表 1 水泥的矿物组成

| Table 1 Mineral composition of cement |                  |                  |                   |      |      |      | % |
|---------------------------------------|------------------|------------------|-------------------|------|------|------|---|
| C <sub>3</sub> S                      | C <sub>2</sub> S | C <sub>3</sub> A | C <sub>4</sub> AF | 石膏   | 粉煤灰  | 石灰石粉 |   |
| 49.35                                 | 19.63            | 6.20             | 9.82              | 5.00 | 5.00 | 5.00 |   |

### 1.2 喷射混凝土配合比及试件制作

#### 1.2.1 喷射混凝土配合比 喷射混凝土试验配合

比考虑水胶比(0.49、0.43、0.38)、粉煤灰取代率(0、10%、20%、30%)及钢纤维掺量(0、40、50、60 kg/m<sup>3</sup>),共分为 9 组。为了对比分析混凝土成型方式对碳化性能的影响,在喷射混凝土 S43F10 基础上,制作模筑混凝土 C43F10(无速凝剂,其余材料及用量均不变)。试验混凝土配合比示于表 2。

表 2 混凝土试验配合比及抗压强度

Table 2 Mix proportion and compressive strength of concrete

| 编号         | 配合比/(kg·m <sup>-3</sup> ) |     |     |     |     |     |      |       | 抗压强度/MPa |      |      |      |
|------------|---------------------------|-----|-----|-----|-----|-----|------|-------|----------|------|------|------|
|            | 水泥                        | 砂   | 卵石  | 粉煤灰 | 水   | 钢纤维 | 减水剂  | 速凝剂   | 1 d      | 7 d  | 28 d | 90 d |
| C43F10     | 411                       | 892 | 892 | 46  | 197 | 0   | 4.57 | 0     | 9.4      | 33.7 | 40.1 | 57.3 |
| S49F10     | 360                       | 921 | 921 | 40  | 197 | 0   | 4.00 | 16.00 | 8.0      | 19.7 | 26.4 | 38.6 |
| S43F10     | 411                       | 892 | 892 | 46  | 197 | 0   | 4.57 | 18.28 | 10.2     | 23.5 | 28.8 | 41.6 |
| S38F10     | 468                       | 862 | 862 | 52  | 197 | 0   | 5.20 | 20.80 | 14.1     | 25.9 | 35.3 | 47.0 |
| S43F0      | 457                       | 892 | 892 | 0   | 197 | 0   | 4.57 | 18.28 | 14.8     | 25.9 | 30.7 | 37.8 |
| S43F20     | 365                       | 892 | 892 | 92  | 197 | 0   | 4.57 | 18.28 | 8.8      | 21.6 | 34.3 | 48.8 |
| S43F30     | 319                       | 892 | 892 | 138 | 197 | 0   | 4.57 | 18.28 | 6.3      | 20.4 | 33.8 | 47.2 |
| S43F10SF40 | 411                       | 892 | 892 | 46  | 197 | 40  | 4.57 | 18.28 | 11.8     | 25.4 | 31.8 | 43.2 |
| S43F10SF50 | 411                       | 892 | 892 | 46  | 197 | 50  | 4.57 | 18.28 | 13.7     | 28.1 | 36.1 | 46.5 |
| S43F10SF60 | 411                       | 892 | 892 | 46  | 197 | 60  | 4.57 | 18.28 | 14.1     | 32.0 | 38.7 | 49.5 |

### 1.3 试验方法

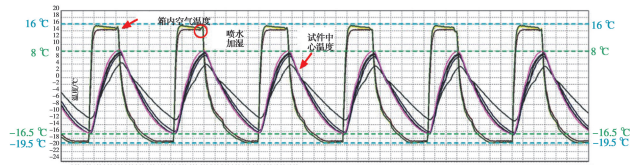
试验采用先冻融循环后快速碳化的方式进行。试件以冻融损伤度分为 4 组(0、5%、10%、15%,计算方法见式(1)),即相对动弹性模量为 100%、(95±0.5)%、(90±0.5)%和(85±1)%。冻融循环试验采用气冻气融方式,在步入型气候模拟试验室内进行(ZHT/W2300,重庆五环)。冻融循环试验见图 1。

$$D = 100 - E_d = 100 - \frac{t_0^2}{t_N^2} \times 100\% \quad (1)$$

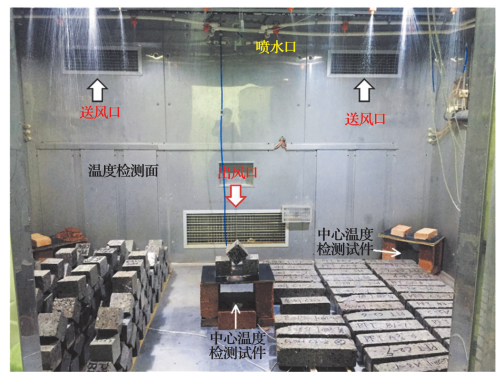
式中: $D$ 为喷射混凝土冻融损伤度,%; $E_d$ 为喷射混凝土相对动弹性模量,%; $t_0$ 为未冻融喷射混凝土超声波对测声时, $\mu\text{s}$ ; $t_N$ 为冻融循环  $N$  次喷射混凝土超声波对测声时, $\mu\text{s}$ 。

试验每冻融循环 25 次为 1 周期,采用超声波对测法对其超声波声时进行测试(MN-4A,北京康科瑞)。当混凝土相对动弹性模量下降至预定值时,将试件(棱柱体及立方体)取出并停止冻融循环试验。将试件取出置于室内晾干 2 d,然后在鼓风干燥箱中

1.2.2 喷射混凝土试件制作 喷射混凝土采用干喷法进行制作,模筑混凝土采用浇筑成型的方式进行制作。喷射混凝土及模筑混凝土试件制作过程见文献[15]。试件成型后,均标准养护至 28 d,而后置于室内继续自然养护至 90 d。喷射混凝土 90 d 立方体抗压强度示于表 2。



(a) 气候试验室内及混凝土中心温度变化



(b) 气冻气融试验

图 1 试验温度制度和试验现场照片

Fig. 1 Temperature system and experiment image

60 °C 干燥 48 h,晾至室温后,移入碳化试验箱开展快速碳化试验(CCB-70W,北京数智意隆)。碳化试验龄期为 7、14、21、28、42 d。到达相应龄期时,测试并计算混凝土的碳化深度  $X_c$  和相对抗压强度  $F$ (式

(2))。试验试件尺寸及数量示于表3。

$$F = \frac{f_{cu,N}}{f_{cu,0}} \quad (2)$$

式中： $F$ 为冻融损伤喷射混凝土相对抗压强度； $f_{cu,N}$ 为碳化龄期 $N$ 后喷射混凝土立方体抗压强度，MPa； $f_{cu,0}$ 为未碳化喷射混凝土立方体抗压强度，MPa。

表3 试件尺寸及数量

Table 3 Size and number of specimens

| 指标         | 试件尺寸        | 试件数量   |        |        |        |
|------------|-------------|--------|--------|--------|--------|
|            |             | 损伤度 0  | 损伤度 5  | 损伤度 10 | 损伤度 15 |
| $E_d, X_c$ | 400×100×100 | 3×10   | 3×10   | 3×10   | 3×10   |
| $f_{cu}$   | 100×100×100 | 6×6×10 | 6×6×10 | 6×6×10 | 6×6×10 |

注：试件尺寸为高×长×宽，单位：mm；“3×10”表示3个/配合比×10 配合比；“6×6×10”表示6个/(碳化龄期·配合比)×6 碳化龄期×10 配合比。

## 2 试验结果与讨论

### 2.1 碳化深度

2.1.1 冻融损伤影响 图2为冻融损伤喷射混凝土S43F10的碳化深度。喷射混凝土碳化深度随着冻融损伤度增大。由前期试验可知<sup>[16]</sup>(图3为冻融损伤喷射混凝土微观结构，采用扫描电镜表征；表4为冻融损伤喷射混凝土孔结构参数，采用压汞测孔法表征)，在冻胀应力和过冷水迁移形成的渗透压共同作用下，微裂缝在喷射混凝土骨料界面过渡区及砂浆中不断萌生并扩展，逐渐连通形成裂缝，造成混凝土内部结构疏松，孔隙率增大。因此，冻融损伤度增大，混凝土表面及内部微裂缝增多，碳化深度增大。由于碳化产物在微裂缝及毛细孔壁表面不断堆积，堵塞裂缝及孔， $CO_2$ 扩散减速，碳化深度增长变缓<sup>[14]</sup>。

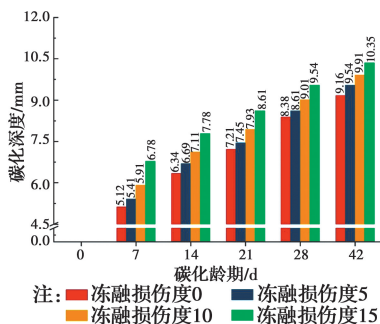
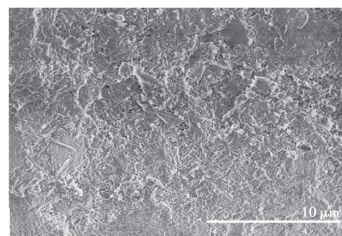


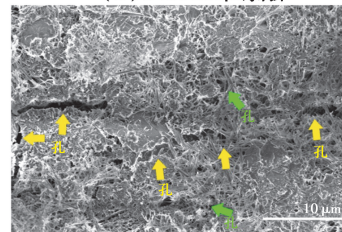
图2 冻融损伤喷射混凝土S43F10的碳化深度

Fig. 2 Carbonation depth of frost damage shotcrete S43F10

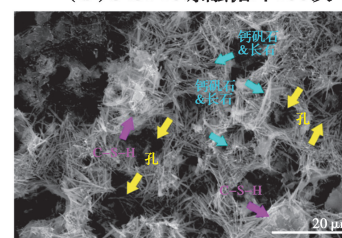
表4 冻融损伤喷射混凝土S43F10孔结构参数



(a) S43F10未冻融



(b) S43F10冻融循环100次



(c) S43F10冻融循环200次

图3 冻融损伤喷射混凝土S43F10微观结构

Fig. 3 Microscope of frost degradation shotcrete S43F10

Table 4 Pore structure parameters of frost degradation shotcrete S43F10

| 冻融循环次数 | 体积比/%  |          |           |         | 气孔率/% |
|--------|--------|----------|-----------|---------|-------|
|        | <20 nm | 20~50 nm | 50~200 nm | >200 nm |       |
| 0      | 52.39  | 30.51    | 13.29     | 3.81    | 14.58 |
| 50     | 46.07  | 34.62    | 15.15     | 4.17    | 14.92 |
| 100    | 39.22  | 38.21    | 17.18     | 4.89    | 15.90 |

2.1.2 喷射混凝土配合比影响 图4为冻融损伤水胶比0.49、0.43、0.38的喷射混凝土碳化深度。由图4可以看出，喷射混凝土碳化深度随水胶比增大。水胶比增大，喷射混凝土初始微裂缝及毛细连通孔多，抗冻性降低。在同冻融损伤度，高水胶比喷射混凝土中大孔径孔含量及孔隙率大，二氧化碳扩散阻力小。另一方面，高水胶比喷射混凝土胶凝材料用量及水化产物相对含量降低，可碳化物质减少，碳化深度增大。

冻融损伤粉煤灰喷射混凝土的碳化深度变化规律见图5。随着粉煤灰掺量增大，碳化深度变化呈现出先减小后增大的趋势。粉煤灰的形态效应、微集料效应和火山灰效应可显著增强喷射混凝土界面过渡区强度及细化毛细孔，增大毛细孔曲折度及提

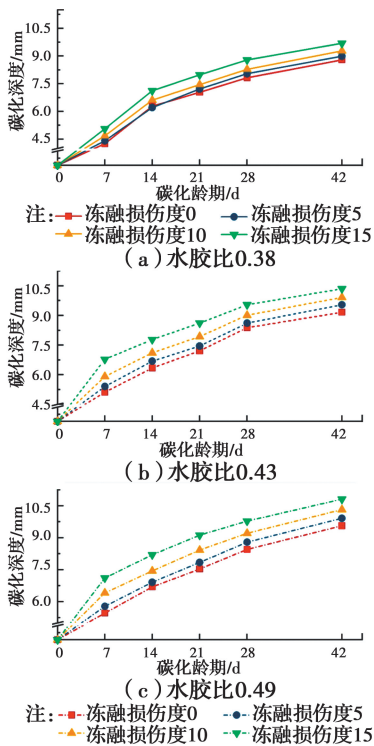


图 4 冻融损伤喷射混凝土(水胶比)碳化深度  
Fig. 4 Carbonation depth of frost damage shotcrete  
(water-binder ratio of 0.38, 0.43 and 0.49)

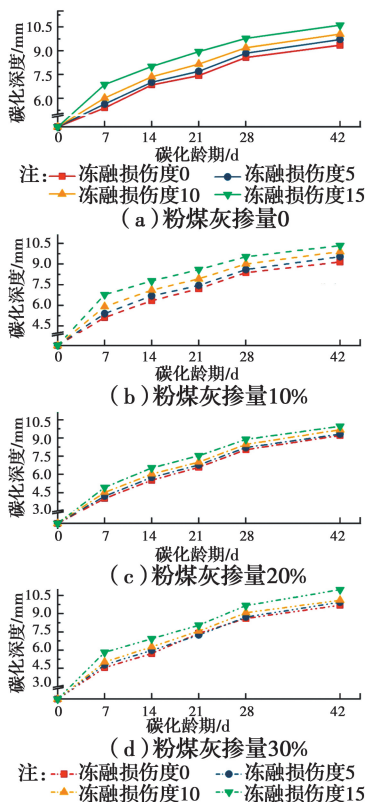


图 5 冻融损伤喷射混凝土(粉煤灰掺量)碳化深度  
Fig. 5 Carbonation depth of frost damage shotcrete  
(fly ash replacement of 0, 10%, 20% and 30%)

高混凝土密实度、抗渗性及抗冻性。但过多粉煤灰掺入(掺量大于 20%),其形态效应和微集料效应减弱,造成混凝土孔隙率和有害孔(孔径范围为 50~200 nm)体积增大<sup>[17]</sup>,冻融耐久性降低。再者,粉煤灰二次水化反应消耗氢氧化钙,使其含量降低,继而造成可碳化物质含量降低,碳化深度增大。因此,冻融损伤喷射混凝土碳化深度先减小后增大。

从图 6 可看出,冻融损伤喷射混凝土碳化深度随钢纤维掺量增大快速减小。钢纤维可有效减缓微裂缝的产生、扩展及连通,喷射混凝土抗冻性明显提高。在相同的冻融损伤度下,高钢纤维掺量喷射混凝土中微裂缝和小孔径孔含量高于低钢纤维掺量或不掺钢纤维的喷射混凝土<sup>[18]</sup>。因此,在快速碳化时,二氧化碳在高钢纤维掺量喷射混凝土中的相对扩散速度低,碳化深度小。

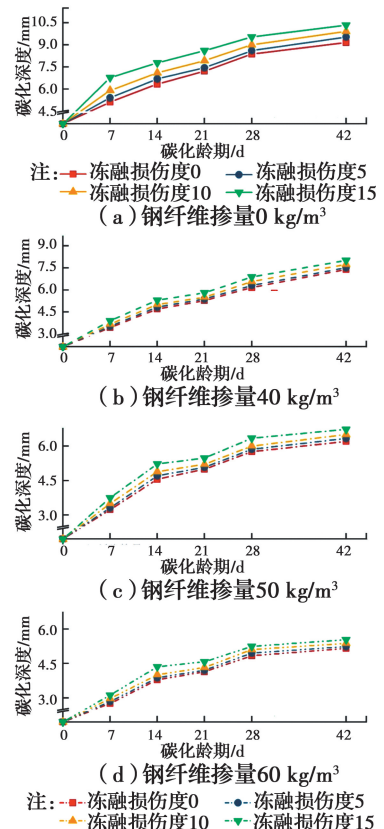


图 6 冻融损伤喷射混凝土碳化深度(钢纤维掺量)  
Fig. 6 Carbonation depth of frost damage shotcrete  
(steel fiber content of 0, 40, 50 and 60 kg/m<sup>3</sup>)

综合试验结果,水胶比 0.43 且粉煤灰取代率为 20%的喷射混凝土或钢纤维喷射混凝土具有较高的抗碳化性能。考虑到施工及成本因素,钢纤维喷射混凝土 S43F10SF50 适用于高纬度、高海拔地区的长大公路隧道的喷射混凝土永久衬砌结构。

2.1.3 成型方式影响 图7为冻融损伤同配合比喷射混凝土和模筑混凝土的碳化深度。由图7可知,模筑混凝土碳化深度显著大于喷射混凝土。其一,喷射混凝土中速凝剂的有效成分在水化过程中生成大量碱性矿物,使喷射混凝土中可碳化物质相对含量增多;其二,在喷射过程中,骨料高速撞击并嵌入砂浆中,且快速凝结硬化。喷射混凝土骨料界面过渡区强度高于模筑混凝土(模筑混凝土振动成型过程中,骨料下部会形成水膜)。在同冻融损伤度,喷射混凝土中微裂缝数量低于模筑混凝土,即二氧化碳扩散速度小于模筑混凝土。其三,模筑混凝土在振实过程中,砂浆上浮,骨料下沉,内部毛细连通孔较多,从而导致后期碳化深度较大。

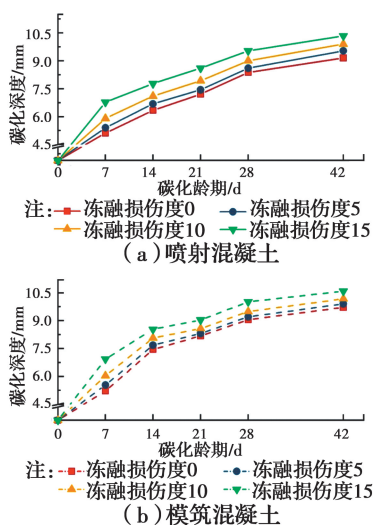


图7 冻融损伤模筑混凝土及喷射混凝土碳化深度

Fig. 7 Carbonation depth of frost damage normal concrete and shotcrete

## 2.2 相对抗压强度

冻融损伤喷射混凝土碳化后的相对抗压强度见图8。由图8可知,随着冻融损伤度增大,未碳化喷射混凝土相对抗压强度损失率大。随着碳化深度增大,冻融损伤喷射混凝土相对抗压强度快速增大,但其增长趋势与混凝土冻融损伤度、配合比参数及成型方式等因素均有关系。采用最小二乘法对混凝土相对抗压强度和碳化深度之间关系进行拟合分析,二者之间呈现指数关系。

冻融损伤度越大,喷射混凝土相对抗压强度越低。未损伤混凝土相对抗压强度增长率较冻融损伤混凝土大。未损伤混凝土孔隙率低,小孔径孔含量高,少量的碳化产物即可将微孔填充,显著提升混凝土碳化区密实度。尤其是损伤度大于10%,冻融损

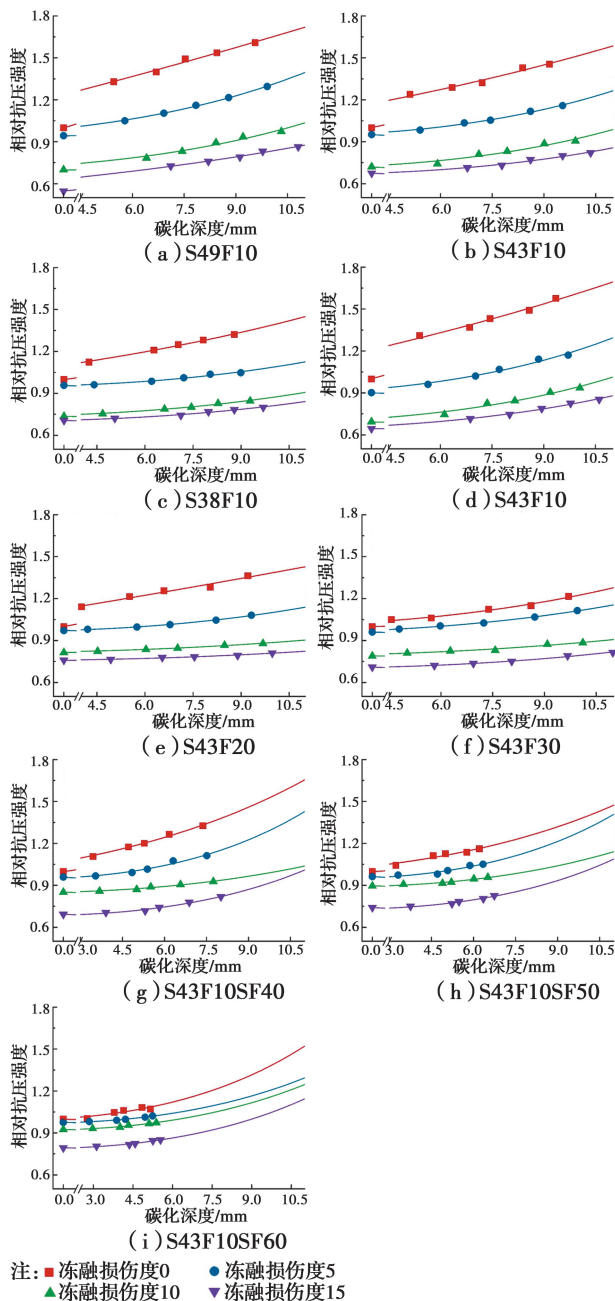


图8 冻融损伤/碳化作用喷射混凝土相对抗压强度

Fig. 8 Relative compressive strength of frost damage shotcrete after carbonation

伤喷射混凝土碳化后相对抗压强度增长率显著增大,但其相对抗压强度仍未超过未冻融损伤的混凝土强度。这是因为冻融损伤度愈大,混凝土界面过渡区微裂缝及毛细孔增多,且逐渐向混凝土表面延伸。虽然中性化深度增大会造成碳化产物相对含量高,但无法将损伤混凝土中微裂缝和孔完全填充,混凝土密实度与未损伤混凝土密实度差距较大。因此,虽然混凝土相对抗压强度增长率大,但其强度仍较低。

水胶比增大,混凝土相对抗压强度增长率增大;粉煤灰掺量增大,增长率先减小后略微增大;钢纤维掺量增大,增长率减小。高水胶比、高粉煤灰掺量喷射混凝土抗冻性差,微裂缝数量、孔隙率及大孔径孔含量高,冻融损伤后相对抗压强度快速下降。在快速碳化过程中,二氧化碳快速扩散,碳化深度大且碳化产物相对含量提高。碳化产物的形成使冻融损伤喷射混凝土碳化区密实度快速提高,混凝土相对抗压强度及其增长率增大。对于抗冻性较好的喷射混凝土(低水胶比、适当粉煤灰掺量喷射混凝土及喷射钢纤维混凝土),孔隙率变化幅度及微裂缝宽度小,少量碳化产物即可填充微裂缝,后续碳化速度及碳化产物增长量小,相对抗压强度提高但增长率较低。

### 3 冻融损伤喷射混凝土碳化深度预测模型

采用 Origin Lab 软件,以 Fick 第一定律为基准(式(3)),对图 4~图 7 中冻融损伤喷射混凝土碳化深度  $X_{C,th-cr}$  与相应的碳化龄期  $t_{th-cr}$  之间关系进行分析,得到相应的碳化系数  $k_{th-cr}$ 。冻融损伤喷射混凝土碳化深度拟合结果见图 9,碳化系数  $k_{th-cr}$  见表 5。为了表征冻融循环作用对喷射混凝土碳化深度的影响,定义冻融损伤影响系数  $\gamma_{th}$ ,以冻融损伤喷射混凝土碳化系数  $k_{th-cr}$  与未冻融喷射混凝土碳化系数  $k_{cr}$  比值表示(式(4))。

$$X_{C,th-cr} = k_{th-cr} \sqrt{t_{th-cr}} \quad (3)$$

$$\gamma_{th} = \frac{k_{th-cr}}{k_{cr}} \quad (4)$$

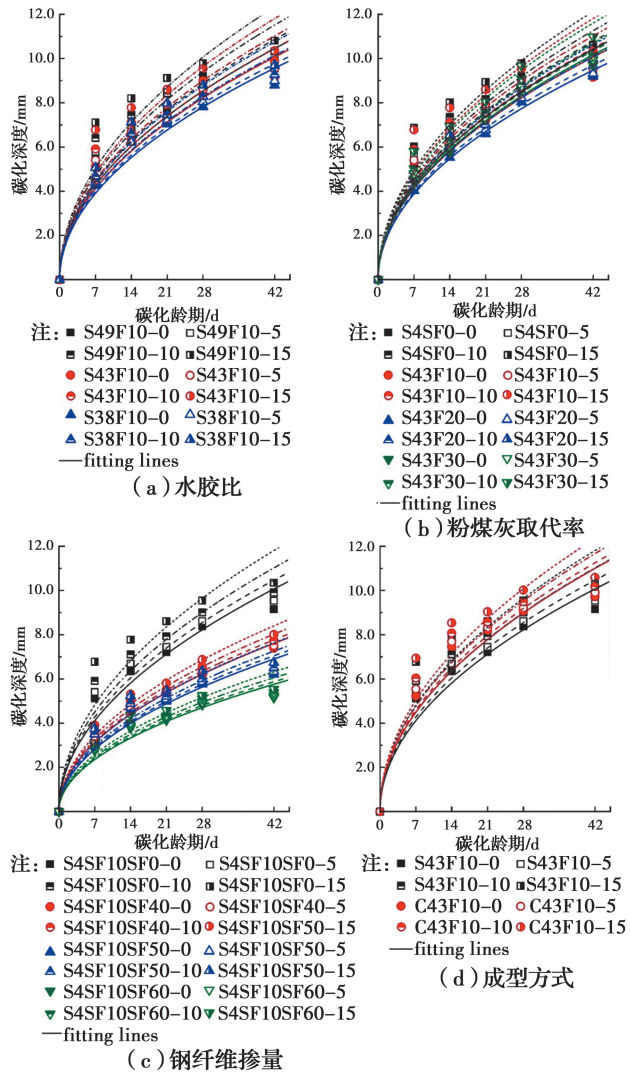


图 9 冻融损伤喷射混凝土碳化深度拟合

Fig. 9 Fitting curves of frost damage shotcrete after carbonation

表 5 冻融损伤喷射混凝土碳化系数  $k_{th-cr}$

Table 5 Carbonation coefficient  $k_{th-cr}$  of shotcrete specimen after freeze-thaw cycles

| 系数                         | 冻融损伤度/% | 水胶比   |       |       |       | 粉煤灰掺量/% |       |       | 钢纤维掺量/( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ) |       |       | 模筑混凝土 |
|----------------------------|---------|-------|-------|-------|-------|---------|-------|-------|---|-------|-------|-------|
|                            |         | 0.49  | 0.43  | 0.38  | 0     | 10      | 20    | 30    | 40  | 50    | 60    |       |
| $k_{cr}$                   | 0       | 1.613 | 1.556 | 1.476 | 1.610 | 1.556   | 1.462 | 1.569 | 1.174                                     | 1.065 | 0.888 | 1.697 |
|                            | 5       | 1.677 | 1.615 | 1.507 | 1.663 | 1.615   | 1.497 | 1.597 | 1.199                                     | 1.088 | 0.907 | 1.736 |
|                            | 10      | 1.777 | 1.701 | 1.564 | 1.738 | 1.701   | 1.556 | 1.652 | 1.238                                     | 1.12  | 0.934 | 1.801 |
| $k_{th-cr}$                | 15      | 1.903 | 1.822 | 1.660 | 1.872 | 1.822   | 1.640 | 1.791 | 1.296                                     | 1.178 | 0.975 | 1.905 |
|                            | 5       | 1.040 | 1.040 | 1.020 | 1.030 | 1.040   | 1.020 | 1.020 | 1.020                                     | 1.020 | 1.020 | 1.020 |
|                            | 10      | 1.100 | 1.090 | 1.060 | 1.080 | 1.090   | 1.060 | 1.050 | 1.050                                     | 1.050 | 1.050 | 1.060 |
| $\frac{k_{th-cr}}{k_{cr}}$ | 15      | 1.180 | 1.170 | 1.120 | 1.160 | 1.170   | 1.120 | 1.140 | 1.100                                     | 1.110 | 1.100 | 1.120 |

从表 5 中可以看出,未冻融损伤喷射混凝土碳

化深度与混凝土水胶比、粉煤灰掺量、钢纤维掺量及

成型方式有关。采用 IBM SPSS 中内置的非线性分析模块(最小二乘法)对未冻融损伤混凝土碳化深度进行综合分析,在试验参数取值范围内,未冻融损伤喷射混凝土碳化深度与水胶比、粉煤灰掺量及钢纤维掺量关系可用式(5)表示。

$$k_{cr} = \alpha \cdot k_{w/b} \cdot k_{FA} \cdot k_{SF} \quad (5)$$

式中: $\alpha$ 为混凝土成型方式系数,模筑混凝土取 1,喷射混凝土取 0.913; $k_{w/b}$ 为水胶比影响系数, $k_{w/b} = 0.54 + 0.67(w/b)$ , $w/b$ 为混凝土水胶比; $k_{FA}$ 为粉煤灰掺量影响系数, $k_{FA} = 1.38w_{FA}^2 - 0.52w_{FA} + 0.70$ , $w_{FA}$ 为粉煤灰取代率; $k_{SF}$ 为钢纤维掺量影响系数, $k_{SF} = 2.11 + e^{-w_{SF}}$ , $w_{SF}$ 为钢纤维掺量。

另一方面,冻融损伤喷射混凝土碳化系数  $k_{th-cr}$  与冻融损伤度  $D$  有直接关系。对冻融损伤喷射混凝土碳化系数  $k_{th-cr}$  与未冻融损伤喷射混凝土碳化系数  $k_{cr}$  之间的关系进行分析,如式(6)、图 10 所示。

$$\gamma_{th} = (6.64 - 4.76 \times 1.12^{D/100}) \quad (6)$$

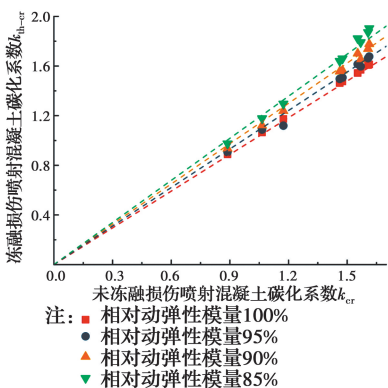


图 10 冻融循环作用喷射混凝土碳化系数  $k_{th-cr}$  与未冻融喷射混凝土碳化系数关系  $k_{cr}$

Fig. 10 Relationship between  $k_{th-cr}$  and  $k_{cr}$  of carbonation shotcrete with and without freeze-thaw cycles

将式(4)~式(6)带入式(3),得到冻融损伤喷射混凝土碳化深度预测模型

$$X_{C,th-cr} = \alpha(6.64 - 4.76 \times 1.12^{D/100}) \cdot k_{w/b} \cdot k_{FA} \cdot k_{SF} \sqrt{t_{th-cr}} \quad (7)$$

将试验相关系数代入式(7),得到冻融损伤喷射混凝土碳化作用预测值,并与试验值进行对比分析,其关系见图 11。

从图 11 可看出,预测值与试验值误差在 20% 以内,平均误差为 0.11,方差为 0.02,标准误差为 0.16。因此,通过此模型可较好地进行冻融损伤喷射混凝土碳化深度的预测。碳化龄期大于 28 d 时,

预测值均大于试验值,按照式(7)进行碳化耐久性设计,偏于安全。

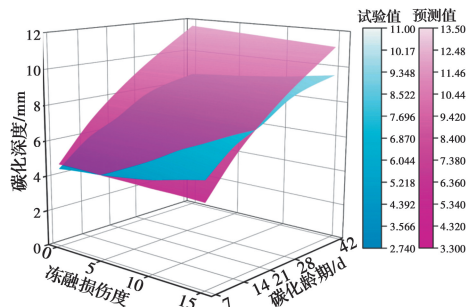


图 11 碳化深度预测值与试验值对比

Fig. 11 Comparison on calculated and test value of concrete specimens

### 4 结论

1)喷射混凝土碳化深度与冻融损伤度、混凝土配合比及成型方式有关;碳化深度随冻融损伤度增大,高水胶比、高粉煤灰掺量喷射混凝土及模筑混凝土碳化深度大,钢纤维喷射混凝土碳化深度小。

2)冻融损伤喷射混凝土相对抗压强度随着碳化深度增大,与碳化深度呈指数关系。相对抗压强度增长率与冻融损伤度及喷射混凝土配合比有关。碳化喷射混凝土相对抗压强度增长率随冻融损伤度、水胶比及粉煤灰掺量增大而提高,钢纤维喷射混凝土相对抗压强度增长率小。这与冻融损伤喷射混凝土孔隙率及微裂缝数量有直接关系。

3)冻融损伤喷射混凝土碳化深度符合 Fick 第一定律,碳化系数与冻融损伤度、配合比参数及混凝土的成型方式有关,建立了冻融损伤喷射混凝土碳化深度预测模型。通过与试验值进行对比,模型总体误差小于 20%,方差为 0.02,标准误差为 0.16,该模型可较好地进行冻融损伤喷射混凝土碳化深度预测。

### 参考文献:

[ 1 ] THOMAS A. Sprayed concrete lined tunnel [M]. New York:Taylor & Francis, 2012:9.  
 [ 2 ] HEMPHILL G B. Practical tunnel construction [M]. Hoboken:Jone Wiley & Sons, 2013:309-322  
 [ 3 ] LEUNG C K Y, LAI R, LEE A Y F. Properties of wet-mixed fiber reinforced shotcrete and fiber reinforced concrete with similar composition [J]. Cement and Concrete Research, 2005, 35(4):788-795.  
 [ 4 ] YUN K K, CHOI P, YEON J H. Microscopic investigations on the air-void characteristics of wet-mix shotcrete [J]. Journal of Materials Research and



- Technology, 2019, 8(2):1674-1683.
- [5] TIAN L, CHEN J R, ZHAO T J. Durability of lining concrete of subsea tunnel under combined action of freeze-thaw cycle and carbonation [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Materials Science Edition), 2012, 27(4):779-782.
- [6] NIU D T, XIAO Q H, ZHU W P. Concrete damage and neutralization under coupling effect of carbonation and freeze-thaw cycles [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Materials Science Edition), 2012, 27(2):353-357.
- [7] 赵高升, 何真, 杨华美. 冻融循环和碳化交替作用下的混凝土耐久性[J]. 武汉大学学报(工学版), 2013, 46(5):604-609.
- ZHAO G S, HE Z, YANG H M. Study of concrete durability under alternative effect of carbonation and freeze-thaw cycles [J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2013, 46(5):604-609. (in Chinese)
- [8] 冉晋, 张金喜, 杨米加, 等. 碳化与冻融交替作用下的混凝土抗压强度[J]. 建筑材料学报, 2017, 20(4):517-521, 542.
- RAN J, ZHANG J X, YANG M J, et al. Compressive strength of concrete exposed to alternate carbonation and freezing-thawing cycles [J]. Journal of Building Materials, 2017, 20(4):517-521, 542. (in Chinese)
- [9] HE Z, TANG S W, ZHAO G S, et al. Comparison of three and one dimensional attacks of freeze-thaw and carbonation for concrete samples [J]. Construction and Building Materials, 2016, 127:596-606.
- [10] CHENG Y C, ZHANG Y W, JIAO Y B, et al. Quantitative analysis of concrete property under effects of crack, freeze-thaw and carbonation [J]. Construction and Building Materials, 2016, 129:106-115.
- [11] RAO M J, LI M X, YANG H Q, et al. Effects of carbonation and freeze-thaw cycles on microstructure of concrete [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Materials Science Edition), 2016, 31(5):1018-1025.
- [12] CHEN J, ZHAO X, LUO Y, et al. Investigating freeze-proof durability of C25 shotcrete [J]. Construction and Building Materials, 2014, 61:33-40.
- [13] WANG J B, NIU D T. Influence of freeze-thaw cycles and sulfate corrosion resistance on shotcrete with and without steel fiber [J]. Construction and Building Materials, 2016, 122:628-636.
- [14] WANG J B, NIU D T, ZHANG Y L. Mechanical properties, permeability and durability of accelerated shotcrete [J]. Construction and Building Materials, 2015, 95:312-328.
- [15] 王家滨, 牛荻涛, 何晖. 硝酸侵蚀衬砌喷射混凝土中性化过程及机理[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2019, 41(5):115-124.
- WANG J B, NIU D T, HE H. Neutralization process and mechanism of nitric acid-exposed-lining shotcrete [J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2019, 41(5):115-124. (in Chinese)
- [16] WANG J B, NIU D T, HE H. Frost durability and stress-strain relationship of lining shotcrete in cold environment [J]. Construction and Building Materials, 2019, 198:58-69.
- [17] 王家滨, 牛荻涛. 喷射混凝土渗透性、孔结构和力学性能关系研究 [J]. 硅酸盐通报, 2018, 37(7):2101-2108.
- WANG J B, NIU D T. Relationship among permeability, pore structure and mechanical properties of shotcrete [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2018, 37(7):2101-2108. (in Chinese)
- [18] ZHONG R, WILLE K. Influence of matrix and pore system characteristics on the durability of pervious concrete [J]. Construction and Building Materials, 2018, 162:132-141.

(编辑 王秀玲)