

## 3·11大地震海啸浸泡后的带裂纹 RC钢筋强度鉴定

郝霖霏<sup>1</sup> 赵丹丹<sup>2</sup> 张瑞甫<sup>3,4</sup> 薛松涛<sup>3,5,\*</sup>

(1. 东北大学建筑系, 日本 仙台 980-8579; 2. (株式会社)建筑构造中心, 日本 仙台 980-0014;  
3. 同济大学结构工程与防灾研究所, 上海 200092; 4. 东北大学灾害科学国际研究所, 日本 仙台 980-8579;  
5. 东北工业大学建筑系, 日本 仙台 982-8577)

**摘要** 为解决在东日本大地震造成的海啸中受到海水浸泡的钢筋混凝土(RC)结构的抗震鉴定问题, 在调查国外相关研究的基础上, 实地考察了东日本大地震中的受损建筑物。结果表明, 只要混凝土表面存在裂缝, 海水均将浸入到混凝土内部引起钢筋的腐蚀。通过拉伸试验研究了腐蚀后钢筋的性能变化, 结果表明, 腐蚀后钢筋的屈服点基本没有变化, 最大应力下降了10%左右, 变形能力也有所降低。在此基础上建议了海水浸泡后钢筋混凝土结构的抗震鉴定及修复流程。

**关键词** 海水浸泡, 钢筋腐蚀, 性能下降, 抗震鉴定

### Seismic Evaluation of Seawater Immersed RC Structure with Crack

HAO Linfei<sup>1</sup> ZHAO Dandan<sup>2</sup> ZHANG Ruifu<sup>3,4</sup> XUE Songtao<sup>3,5,\*</sup>

(1. Department of Architecture and Building Science, Tohoku University, Sendai 980-8579, Japan;  
2. Building Structure Center Co., Ltd., Sendai 980-0014, Japan;  
3. Research Institute of Structural Engineering and Disaster Reduction, Tongji University, Shanghai 200092, China;  
4. International Research Institute of Disaster Science, Tohoku University, Sendai 980-8579, Japan;  
5. Department of Architecture, Tohoku Institute of Technology, Sendai 982-8577, Japan)

**Abstract** To solve the problem of seismic evaluation of reinforced concrete (RC) structures which soaked in the tsunami caused by the Great East Japan Earthquake, based on survey of related studies done by foreign scholars, the authors investigated damaged structures in the earthquake. The result is that once crack happens on the surface of concrete, seawater will come into the concrete and lead to corrosion of rebar. Deterioration of rebar's performance after the corrosion was studied through tensile test. The result shows that after the corrosion, yielding point of rebar remains unchanged basically, maximum stress reduces by roughly 10%, and ductility also decreases. Based on this study, a manual for seismic evaluation and repair aimed at seawater immersed RC structure was proposed.

**Keywords** seawater immersion, rebar corruption, performance degradation, seismic evaluation

### 1 引言

2011年3月11日发生在日本东北部海域的, 矩震级达9.0级的大地震及其引发的高达10 m以

上的海啸, 造成18 506人死亡和失踪, 以及高达1 600亿~2 500亿美元的直接经济损失。东日本大地震使超过40万栋的建筑物部分或完全破坏, 破坏包含了结构和非结构构件不同程度的损伤。

收稿日期: 2015-01-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51478356); 国家科技支撑计划“高速磁浮交通工程集成系统研究”(2013BAG19B01); 日本学术振兴会科学研究助成基金(26420559)

\* 联系作者, Email: xue@tongji.edu.cn

结构构件的损伤是从混凝土出现裂缝开始的。一般认为,当混凝土构件上出现的裂缝超过一定程度时,构件的性能将出现下降,而裂缝也通常被视为衡量构件和结构性能的指标之一。东日本大地震的特殊性在于,大量地震中受到损伤、出现裂缝的钢筋混凝土(RC)建筑物都在后来的海啸中受到海水浸泡。从这里引出了一系列被人们忽略的,有关钢筋混凝土结构震后性能安全评价的新课题:在伴有海啸的地震中,建筑物不仅产生地震损伤,而且受到海水浸泡,此时混凝土中的钢筋是否会遭到腐蚀?钢筋遭受腐蚀后构件的强度将如何下降?构件强度下降之后房屋能否继续使用?安全性如何评价?如何对裂缝进行修复?本文将介绍针对以上问题所进行的调查和研究,并提出相应的建议和方案。

另外,从 RC 结构抗腐蚀的角度出发,东日本大地震中 RC 结构从地震发生到海啸结束,所经历的是地震引起裂缝后海水单次浸泡的情况。由于混凝土工作环境的不同,还存在着海水反复浸泡(海岸建筑)和持续浸泡(海底工程)等情况。针对这些情况下海水对混凝土构件和结构性能产生的影响,本文将在国外相关研究部分对一些相关研究进行详细介绍。

## 2 国外相关研究

混凝土内部的钢筋在海水中的腐蚀主要是由于氯离子通过裂缝进入到混凝土内部。氯离子能够穿透钢筋的氧化层到达其表面,与金属发生反应生成可溶性化合物。氯离子在钢筋表面的存在还将进一步破坏钢筋的氧化层,加速钢筋的腐蚀。同时,氯离子与混凝土反应造成混凝土中性化,改变了原先混凝土内部对钢筋具有保护作用的碱性环境。这些都是海水造成钢筋腐蚀的原因。Jang 等<sup>[1]</sup>通过稳态电迁移试验(steady-state migration test)研究了混凝土在不同裂缝宽度下的抗氯离子渗透性,结果表明当混凝土裂缝宽度超过某个阈值(threshold crack width)时,氯离子在混凝土中的扩散速度开始快速增加。由于试验得到的裂缝阈值宽度在 55 ~ 80  $\mu\text{m}$ ,可以想象地震后结构在海水浸泡下氯离子完全可以渗入到混凝土内部造成钢筋腐蚀。

一些研究者以钢筋截面积的减少率作为钢筋腐蚀程度的指标,考察了各种变量对钢筋腐

蚀的影响。岩波光保等<sup>[2]</sup>针对事先经过加载(产生裂缝)和未经过加载的两种 RC 梁构件,利用电解腐蚀、温海水中反复浸泡及海水喷雾等方法,经过不同的时间检测其中钢筋截面积的减少率。结果显示初期裂缝存在与否对钢筋截面积的减少率,即钢筋的腐蚀程度没有明显的影响。也就是说,无论混凝土是否存在裂缝,在实验中所提供的环境下混凝土中的钢筋均受到了近似程度的腐蚀。渡边博志等<sup>[3]</sup>将开裂的 RC 梁放置在日本不同地区进行最长 28 个月的暴露试验,考察了钢筋腐蚀与各种变量之间的关系。研究表明,混凝土表面裂缝宽度对钢筋腐蚀面积率,即对钢筋的腐蚀速度有很大的影响,混凝土保护层的厚度也会影响钢筋腐蚀的速度和程度。经历了 12 个月暴露试验和经历了 28 个月暴露试验的钢筋相比较,虽然腐蚀面积率变化不大,然而保护层较薄、混凝土表面裂缝较大的试验体中的钢筋截面因为腐蚀而出现轻微的减小,因此被海水浸泡过的 RC 结构,海水对钢筋的腐蚀将在 RC 结构表面脱离海水环境后一直持续。除此之外,Gowripalana 等<sup>[4]</sup>的试验数据也具有相同的倾向和结论。

研究者们还进一步考察了钢筋及 RC 梁受到腐蚀后的强度变化问题。岩波光保等<sup>[2]</sup>研究了钢筋以及钢筋混凝土梁的力学性能与被腐蚀钢筋截面减少率之间的关系。研究表明,随着钢筋截面积的减少,钢筋的屈服强度、拉伸强度和弹性模量都基本没有变化,而与此同时,RC 梁的屈服强度和极限强度都有明显的下降。钢筋截面积减少 10% 左右时,RC 梁的强度也下降了 10% 左右。加藤繪万等<sup>[5]</sup>进行了类似的试验,不同的是文献[2]中采用了钢筋截面积的平均减少率,文献[5]中采用的则是钢筋截面积的最大减少率。文献[5]的结果显示随着钢筋截面积最大减少率的增加,钢筋的屈服强度、拉伸强度和断裂伸长率都有所降低。

除了以上这些试验研究之外,为了探究海水持续浸泡环境对 RC 构件性能的影响,日本港湾技术研究所<sup>[6]</sup>对在鹿儿岛海域海水中浸泡了 10 年时间的 RC 桩进行了腐蚀状况调查和力学性能试验,Vidal 等<sup>[7]</sup>则进行了长达 17 年的模拟海水反复浸泡环境下的 RC 梁试验。这两个不同腐蚀环境下较长周期试验的详细内容将在下文中进行介绍。

## 2.1 海水浸泡 10 年的 RC 和 PC 桩性能试验研究

为了利用海洋空间,海洋环境中建造的结构正大量增加,而关于 RC 和 PC(预应力混凝土)结构在长期海水浸泡下的耐腐蚀性还有很多问题需要探明。日本港湾技术研究所针对规模化生产的 RC 和 PC 桩构件,进行了关于长期海水浸泡下耐久性的研究。

取在鹿儿岛港海域海水中浸泡 10 年的混凝土桩作为试验体,试验体的控制变量包括:

- (1) 桩的类型:RC 桩和 PC 桩。
- (2) 混凝土的养护方法:蒸汽养护和蒸压养护。
- (3) 拌合水:自来水和含盐水。
- (4) 混凝土保护层厚度:12 mm 和 26.5 mm。
- (5) 是否出现裂缝。

进行了以下试验:

- (1) 外观观察。
- (2) 混凝土材料抗压强度试验。
- (3) 桩构件的弹性模量试验,如图 1 所示在桩构件的周围粘贴 4 个应变计,以其平均值作为桩的应变,在此基础上得到桩的弹性模量。
- (4) 桩构件的抗弯试验。按照规范规定的标准试验方法对桩进行抗弯强度试验,加载方法如图 2 所示。

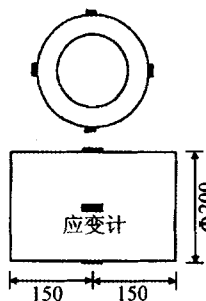


图 1 弹性模量的测量<sup>[6]</sup>

Fig. 1 Measurement of elastic modulus<sup>[6]</sup>

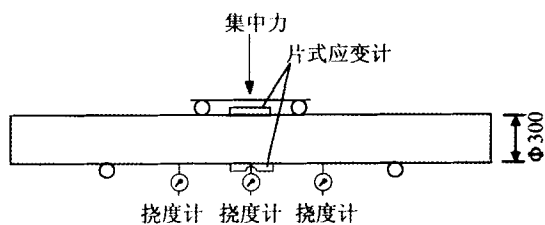


图 2 构件抗弯试验<sup>[6]</sup>

Fig. 2 Bending test of components<sup>[6]</sup>

(5) 将抗弯试验中破坏了的桩试验体解体,取出其中的钢筋观察其腐蚀状况。

(6) 混凝土中可溶盐含量检测。

(7) 通过混凝土材料的 X 射线反射分析测定其中含有的化学元素。

(8) 通过水银压入时的压力测定混凝土孔径分布。

(9) 钢筋的电化学测定。

试验得出的主要结论分为与钢筋腐蚀相关和与混凝土性质相关两个方面。关于钢筋的腐蚀情况,试验结果表明:

(1) 在控制变量不同的各种情况下,钢筋均出现了不同程度的腐蚀。

(2) 混凝土没有裂缝的情况下,保护层的厚度是影响钢筋腐蚀程度的主要因素。

(3) 混凝土出现裂缝以后,保护层的厚度不再影响钢筋的腐蚀程度。

(4) 混凝土养护方法对钢筋腐蚀程度的影响不明显。

(5) 海水拌合混凝土的情况下,即使混凝土没有裂缝产生,保护层的厚度也不影响钢筋的腐蚀程度。这说明,拌和混凝土的海水中含有造成钢筋腐蚀的物质。

(6) 针对锈蚀钢筋的电化学试验并没有发现钢筋锈蚀程度或面积与试验结果的关系。

关于混凝土的性质变化,试验得到了以下结论:

(1) 清洁试验体表面进行观察后发现,除海水浸泡之前存在的裂缝外,在海水浸泡的 10 年间,试验体并没有产生新的裂缝。总体来看,全部试验体的外观都是完好的。

(2) 蒸汽养护的情况下,试验体的混凝土压缩强度比对照试块高,而自来水拌合情况比海水拌合情况强度提高更多。在蒸汽养护过后进一步蒸压养护的情况下,试验体的混凝土抗压强度比对照试块低,且海水拌合情况低于自来水拌合情况。而就强度本身而言,蒸汽-蒸压养护的混凝土压缩强度高于蒸汽养护的混凝土抗压强度,如表 1 所示。

(3) 试验体的混凝土弹性模量在各不同拌合水和养护条件下均出现增加,因此经历 10 年的海水浸泡环境提高了混凝土的刚性。海水拌合混凝土的情况下弹性模量的增加幅度较低,如表 2 所示。

表 1 混凝土抗压强度试验结果<sup>[6]</sup>Table 1 Results of concrete compression strength tests<sup>[6]</sup>

| 试验体 | 拌合方式  | 养护方式  | 养护 28 天后强度/MPa |     | 暴露 10 年后强度/MPa |      | 强度比 10 年/28 天 |
|-----|-------|-------|----------------|-----|----------------|------|---------------|
|     |       |       | 平均             | 标准差 | 平均             | 标准差  |               |
| 1,2 | 自来水拌合 | 蒸汽    | 42.8           | 6   | 57.0           | 27.2 | 133.1%        |
| 3,4 | 海水拌合  | 蒸汽    | 52.9           | 3.5 | 54.2           | 65.8 | 102.4%        |
| 5,6 | 自来水拌合 | 蒸汽-蒸压 | 84.1           | 6.7 | 77.8           | 61.4 | 92.6%         |
| 7,8 | 海水拌合  | 蒸汽-蒸压 | 84.7           | 6.0 | 73.1           | 68.0 | 86.4%         |

表 2 混凝土弹性模量试验结果<sup>[6]</sup>Table 2 Results of concrete elastic modulus tests<sup>[6]</sup>

| 试验体 | 拌合方式  | 养护方式  | 养护 28 天后弹模/(10 <sup>4</sup> MPa) |      | 暴露 10 年后弹模/(10 <sup>4</sup> MPa) |      | 强度比 10 年/28 天 |
|-----|-------|-------|----------------------------------|------|----------------------------------|------|---------------|
|     |       |       | 平均                               | 标准差  | 平均                               | 标准差  |               |
| 1,2 | 自来水拌合 | 蒸汽    | 3.15                             | 0.09 | 4.11                             | 0.52 | 130.5%        |
| 3,4 | 海水拌合  | 蒸汽    | 3.23                             | 0.15 | 4.08                             | 0.83 | 126.2%        |
| 5,6 | 自来水拌合 | 蒸汽-蒸压 | 3.79                             | 0.08 | 4.80                             | 0.55 | 126.6%        |
| 7,8 | 海水拌合  | 蒸汽-蒸压 | 3.78                             | 0.04 | 4.41                             | 0.28 | 116.8%        |

(4) 根据表 1 和表 2, 经过海水浸泡的混凝土, 其抗压强度和弹性模量的标准差均大于现浇的对照组, 因此海水环境增大了混凝土品质的差异。

(5) 抗弯试验中绝大多数试验体的开裂荷载大于现浇对照组, 因此海水环境提高了混凝土的抗拉强度。而经历 10 年的海水环境并没有造成试验体的抗弯强度下降, 如表 3 所示。

表 3 桩构件抗弯强度试验结果<sup>[6]</sup>Table 3 Results of bending strength tests of pile components<sup>[6]</sup>

| 试验体 | 养护 28 天后构件强度/kN |       | 暴露 10 年后构件强度/kN |       |
|-----|-----------------|-------|-----------------|-------|
|     | 开裂荷载            | 极限荷载  | 开裂荷载            | 极限荷载  |
| 1   | 35.0            | 90.0  | 64.0            | 90.0  |
| 2   | 34.0            | 78.5  | 64.0            | 115.0 |
| 3   | 92.5            | 190.0 | 82.0            | 190.0 |
| 4   | 90.0            | 204.0 | 112.2           | 189.8 |
| 5   | 102.0           | 190.0 | 118.0           | 190.0 |
| 6   | 104.5           | 190.0 | 118.5           | 190.3 |
| 7   | 88.0            | 190.0 | 114.0           | 190.0 |
| 8   | 99.0            | 190.0 | 128.0           | 190.0 |

(6) 与桩的类型、拌合条件、养护方法等无关, 试验体的混凝土中均检测出了高浓度的盐含量, 这是海水同混凝土材料发生反应的结果。

(7) 利用 X 射线反射分析, 证明了碱性的混凝土材料在海水浸泡后生成了碳酸盐, 出现中性化。

日本港湾技术研究所通过运用多种试验手段对海水持续浸泡环境下混凝土构件性能进行了很

全面的研究, 从试验结果可以看出:

(1) 在海水浸泡环境下, 无论是否存在裂缝, 以及混凝土保护层的厚度如何, 内部钢筋的腐蚀几乎是必然的。

(2) 在海水环境中浸泡 10 年时间后混凝土的强度和弹性模量有所提高, 同时钢筋的腐蚀并没有造成试验体抗弯强度下降。

## 2.2 氯离子环境下 RC 梁 17 年腐蚀过程和性能试验研究

钢筋的腐蚀是 RC 结构性能劣化的主要原因, 钢筋腐蚀产生体积膨胀, 造成混凝土出现纵向裂纹。钢筋腐蚀还会造成其自身截面积的减小, 同时破坏混凝土与钢筋间的共同工作。这都造成了 RC 构件服役年限和承载能力的降低。

为了研究 RC 构件在氯离子环境下的腐蚀过程及相应的性能变化, Vidal 等对氯离子环境下的 RC 梁进行了长达 17 年的持续研究。试验考察了影响钢筋腐蚀起始时间 (initial period) 的因素, 同时研究了钢筋腐蚀的发展对结构性能的影响。

本试验开始于 1984 年, 如图 3 所示, 利用喷雾器喷洒与海水浓度一致的氯盐溶液, 模拟试验的氯离子环境。

试验组的 RC 梁 (B2CL) 按保护层厚度分为 A, B 两组, 保护层厚度分别为法国规范规定的上下限, 即 40 mm 和 10 mm。同时按照荷载的大小分为 1, 2 两类, 图中 A1 梁承受规范规定的腐蚀

环境下的最大弯矩, B1 梁承受非腐蚀环境下的设计极限弯矩。A2 梁承受非腐蚀环境下的设计极限弯矩, B2 梁承受相当于腐蚀环境下最大弯矩 1.6 倍的弯矩。

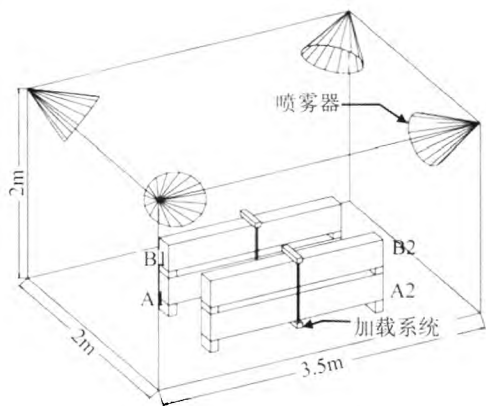


图 3 海水腐蚀环境的模拟<sup>[7]</sup>

Fig. 3 Simulation of corrosion environment of seawater<sup>[7]</sup>

混凝土的 28 天抗压强度和弹性模量分别为 45 MPa 和 32 GPa, 抗拉强度为 4.7 MPa。

为了对比试验结果, 还设置了若干非腐蚀环境下的 RC 梁(B2T)作为对照组。

分别在试件完成后的 28 天、6 年、14 年和 17 年四个时间点对 RC 梁进行跨中抗弯试验, 并绘制裂缝分布图, 测定混凝土中的氯化物含量, 混凝土的抗压强度、弹性模量, 以及钢筋的截面积减少率和每根钢筋的总重量减少率, 所谓局部和总体腐蚀程度的指标。

28 天时, 构件上仅存在外荷载造成的受拉侧的横向裂缝。6 年时, 在梁的受压侧首次出现了沿钢筋方向的钢筋腐蚀膨胀裂缝。14 年时观察到腐蚀裂缝继续发展, 受拉侧也出现了腐蚀裂缝, 裂缝的宽度增大。17 年时受压侧裂缝基本不变, 受拉侧腐蚀裂缝明显发展, 出现贯通。

混凝土中氯化物含量随时间的推移如图 4 所示, 5 年时拉、压两侧的氯化物含量均越过了法国规范规定的氯化物含量阈值, 规范中此阈值标志着钢筋腐蚀的起始时间。14 年之前氯化物的含量持续增加, 其中受拉侧的增加快于受压侧, 这可能是由于受拉侧存在弯矩造成的损伤。而在 14 年到 17 年之间, 氯化物的含量趋于稳定, 这应该是由于此时的氯离子含量已经达到混凝土能够接受的最大值, 氯化物的这一阈值为水泥重量的 5% 左右。

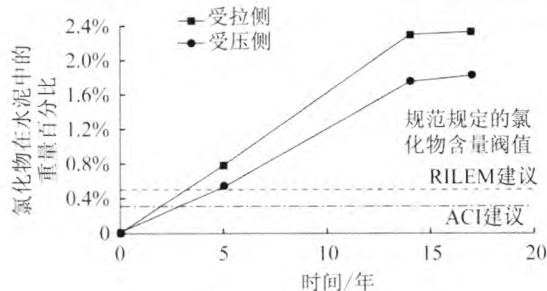


图 4 氯化物含量随时间的变化<sup>[7]</sup>

Fig. 4 Content of chloride vs. time<sup>[7]</sup>

如图 5 所示, 从跨中抗弯试验的结果可以看出, 对照组在 14 年和 17 年时的抗弯刚度没有变化, 而腐蚀环境下的试验体在 14 年时抗弯刚度下降了 20% 左右, 17 年时下降到 70%。抗弯刚度的下降应该是由受拉侧钢筋的腐蚀造成了钢筋截面的减小和钢筋、混凝土之间共同工作的削弱。

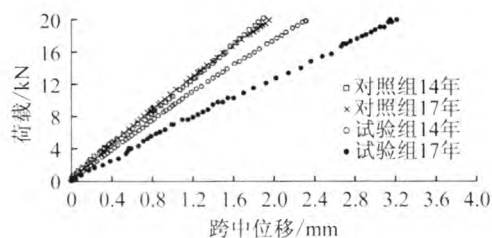


图 5 试件抗弯刚度的对比<sup>[7]</sup>

Fig. 5 Comparison of bending strength of components<sup>[7]</sup>

试验表明, 非腐蚀裂缝的存在与否和开裂程度对钢筋腐蚀的产生没有明显的影响。因为试验中外荷载造成的裂缝分布在受拉侧, 而钢筋腐蚀裂缝首先出现在受压侧。同时, 受拉侧钢筋的腐蚀位置和程度也与外力造成的裂缝没有明显的关系, 在 14 年到 17 年间, 钢筋截面积的减小程度沿钢筋的分布有很大的离散性。受压侧钢筋率先出现腐蚀的原因应该与钢筋混凝土的界面情况有关, 氧气进入结合不够紧密的界面可能是受压侧钢筋率先腐蚀的原因。因此法国规范中规定的氯化物含量阈值仅仅是决定钢筋腐蚀开始时间的必要条件, 钢筋混凝土的界面状况同样会影响钢筋的腐蚀开始时间。钢筋重量的减小率(腐蚀率)与时间的关系如图 6 所示。受压侧钢筋由于截面积更小, 腐蚀率增加得更快。受压侧钢筋的腐蚀率从第 4 年时开始上升, 在第 14 年之前上升率基本不变, 14 年之后上升加速。受拉侧钢筋的腐蚀率则在第 5 年时才开始上升, 这验证了从腐蚀裂缝出现的角度得出的受压侧钢筋率先腐蚀的结

论。受拉侧钢筋的腐蚀率在第 14 年之前一直处于较低水平,同样在第 14 年之后开始快速上升。Vidal 等认为这种快速上升可能是由于腐蚀裂缝的宽度此时达到了 0.2 mm 以上,使氧气更容易到达钢筋表面。作者认为可能的原因还有混凝土中氯化物含量达到饱和后更多的氯离子集中到钢筋表面。

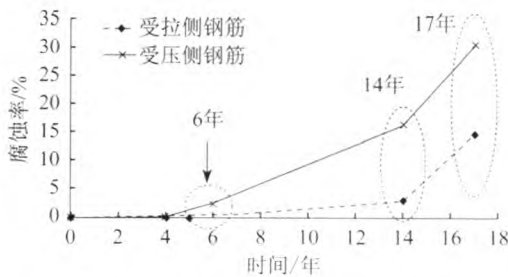


图 6 试件内部钢筋腐蚀率随时间的变化<sup>[7]</sup>

Fig. 6 Corrosion rate of steel bars in components vs. time<sup>[7]</sup>

在构件的性能方面,RC 梁的抗弯刚度随时间的变化如图 7 所示,图中实线为 Castel 等<sup>[8]</sup>提出的理论模型的计算结果,可以看出试验结果与理论模型具有相同的倾向。理论模型认为抗弯刚度在第 6 年之前将有所上升,14 年时刚度下降到与 28 天刚度相同,14 年后由于钢筋腐蚀的加速,刚度的下降率也增大,刚度的下降主要受到受拉钢筋腐蚀的影响。同时 Vidal 等认为在受压侧腐蚀裂缝的产生将造成 RC 梁承载力和延性的下降。

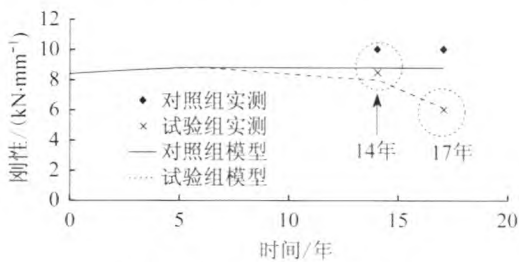


图 7 试件刚性随时间的变化<sup>[7]</sup>

Fig. 7 Development of components' stiffness vs. time<sup>[7]</sup>

以上通过在间隔喷洒氯化物的腐蚀环境下对承受荷载的 RC 梁进行了 17 年的跟踪试验,研究钢筋腐蚀开始时间的影响因素和钢筋腐蚀过程对构件性能的影响,得到的基本结论为:

(1) 法国规范中体现的氯化物含量仅是影响钢筋腐蚀开始时间的必要条件,钢筋混凝土的界面状况也会影响钢筋腐蚀开始的时间,而荷载造成的裂缝对钢筋腐蚀开始时间的影响并不明显。

(2) 混凝土中氯化物的含量从第 14 年开始

趋于稳定,达到了混凝土接受氯离子的饱和值,钢筋的腐蚀速率从第 14 年开始明显加快。RC 梁的刚度主要受到受拉钢筋腐蚀的影响,从第 14 年开始加速下降。

### 3 钢筋腐蚀问题的现场调查

在东日本大地震及随后的大海啸中,大量 RC 结构受到海水浸泡,其中 500 栋左右的结构需要继续使用,由此产生了针对此类结构的抗震鉴定和加固改造问题。为了提出合理的方案,首先需要了解该类结构在海水浸泡后是否产生了钢筋的腐蚀。为此,作者实地考察了日本东北地区存在海水浸泡问题的 RC 结构,以日本宫城县名取市的日本东北大学快艇部大楼为例,如图 8 所示。该结构在东日本大地震中产生了裂缝,并在随后的海啸中受到海水的浸泡。



图 8 位于日本宫城县名取市的快艇部大楼

Fig. 8 Building of Speed Boat Ministry in Natori, Japan

为了确认混凝土内部钢筋的腐蚀情况,将混凝土保护层剥离后进行观察,混凝土表面裂缝和钢筋的腐蚀情况如图 9 所示。虽然混凝土表面的裂缝很细,但内部钢筋显然受到了腐蚀。所调查的其他 RC 结构也表明,一旦混凝土表面有裂缝产生,受到海水浸泡后内部的钢筋均受到了腐蚀。结合文献[1]可以得出结论:与混凝土结构在地震中产生的表面裂缝的宽度无关,一旦裂缝产生并受到海水浸泡,混凝土内部的钢筋均会在之后的海啸中受到腐蚀。



(a) 混凝土表面裂缝 (b) 保护层剥离情况 (c) 钢筋腐蚀情况

图 9 混凝土内部钢筋腐蚀情况确认

Fig. 9 Affirmation of steel bars' corrosion in concrete



### 4 钢筋的性能试验

明确了混凝土内部钢筋遭到腐蚀的情况下,接下来的问题是钢筋的腐蚀将对结构的性能产生怎样的影响?首先是钢筋的腐蚀对钢筋本身的性能产生了怎样的影响?为了探明这个问题,作者通过试验对比了腐蚀钢筋和未腐蚀钢筋两者的强度。

如图 10 所示,试验采用取自日本宫城县气仙沼市的 8 根受到腐蚀的钢筋,与新购入的钢筋进行对比。因为对于采样钢筋,仅能测量其直径为 10 mm,而无法判断其规格,因此作为对比的新购入 10 mm 直径钢筋中包含了 SD295 和 SD345 两种规格的钢筋各 3 根。为了更接近采样钢筋的实际情况,试验中的采样钢筋没有进行除锈处理。试验使用的万能加载试验机(MAEKAWA MR3CA-200-F2)以及位移计的设置如图 11 所示。试件在拉伸试验中的标定长度  $L_0$  设为试件直径的

8 倍,约为 76 mm,夹具间长度  $L'$  设为试件直径的 10 倍,约为 95 mm,如图 12 所示。

新购 6 根钢筋的试验结果如表 4 所示,腐蚀后 8 根钢筋的试验结果如表 5 所示。其中第 3 根、7 根、8 根腐蚀钢筋的拉伸破坏点在标定长度,即图 12 中的  $L_0$  范围之外。

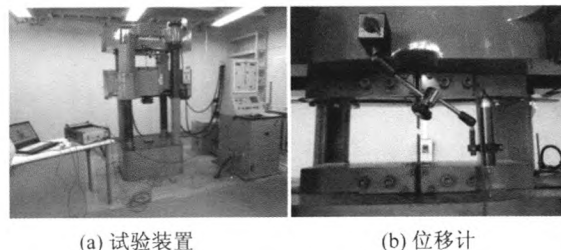


图 11 试验装置的设置  
Fig. 11 Test system

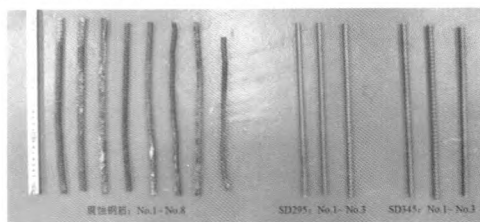


图 10 钢筋拉伸试验的试验体  
Fig. 10 Specimens for tension tests of steel bars

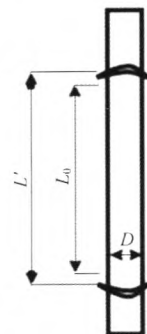


图 12 试件夹持  
Fig. 12 Clamping of specimen

表 4 新购入钢筋的拉伸试验结果  
Table 4 Results of tension tests of new steel bars

| 试验名称                              | 钢筋拉伸试验 (SD295) |        |        | 钢筋拉伸试验 (SD345) |        |        |
|-----------------------------------|----------------|--------|--------|----------------|--------|--------|
|                                   | No. 1          | No. 2  | No. 3  | No. 1          | No. 2  | No. 3  |
| 试验日期                              | 2013/04/05     |        |        | 2013/04/05     |        |        |
| 试验体编号                             | No. 1          | No. 2  | No. 3  | No. 1          | No. 2  | No. 3  |
| 试验体规格                             | D10/SD295      |        |        | D10/SD345      |        |        |
| 实测直径/mm                           | 9.53           |        |        | 9.53           |        |        |
| 实测截面面积 $A_n$ /mm <sup>2</sup>     | 71.3           |        |        | 71.3           |        |        |
| 标定长度 $L_0$ /mm                    | 77             | 77     | 76     | 76             | 76     | 75     |
| 屈服荷载 $P_s$ /N                     | 26 792         | 26 792 | 26 622 | 27 024         | 27 518 | 26 828 |
| 屈服应力 $V_s$ /(N·mm <sup>-2</sup> ) | 375.8          | 375.8  | 373.4  | 379.0          | 385.9  | 376.3  |
| 平均值/(N·mm <sup>-2</sup> )         | 372.2          |        |        | 380.4          |        |        |
| 极限荷载 $P_{max}$ /N                 | 37 728         | 37 728 | 37 326 | 38 808         | 39 052 | 38 814 |
| 拉伸强度 $V_B$ /(N·mm <sup>-2</sup> ) | 529.1          | 529.1  | 523.5  | 544.3          | 547.7  | 544.4  |
| 平均值/(N·mm <sup>-2</sup> )         | 526.4          |        |        | 545.5          |        |        |
| 拉断后的标定长度 $L$ /mm                  | 96             | 96     | 96     | 94.5           | 93     | 92.5   |
| 拉伸率 $\delta$ /%                   | 24.7           | 24.7   | 26.3   | 24.3           | 22.4   | 23.3   |
| 平均值/%                             | 25.9           |        |        | 23.3           |        |        |
| 杨氏模量 $E_s$ /(N·mm <sup>-2</sup> ) | 80.75          | 80.75  | 86.67  | 99.06          | 101.62 | 84.65  |
| 平均值/(N·mm <sup>-2</sup> )         | 88.56          |        |        | 95.11          |        |        |

表 5 腐蚀钢筋的拉伸试验结果

Table 5 Results of tension tests of corroded steel bars

| 试验名称                                       | 钢筋拉伸试验(腐蚀钢筋) |        |        |        |        |        |        |        |
|--|--------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| 试验日期                                       | 2013/04/05   |        |        |        |        |        |        |        |
| 试验体编号                                      | No. 1        | No. 2  | No. 3  | No. 4  | No. 5  | No. 6  | No. 7  | No. 8  |
| 试验体规格                                      | D10/腐蚀钢筋     |        |        |        |        |        |        |        |
| 实测直径/mm                                    | 9.53         |        |        |        |        |        |        |        |
| 实测截面积 $A_0/\text{mm}^2$                    | 71.3         |        |        |        |        |        |        |        |
| 标定长度 $L_0/\text{mm}$                       | 76           | 76     | 76     | 77     | 76     | 77     | 77     | 76     |
| 屈服荷载 $P_s/\text{N}$                        | 25 472       | 26 152 | 24 178 | 25 664 | 25 160 | 24 928 | 24 640 | 25 298 |
| 屈服应力 $V_s/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$ | 357.3        | 366.8  | 339.1  | 359.9  | 352.9  | 349.6  | 345.6  | 354.8  |
| 平均值/ $(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$     | 353.2        |        |        |        |        |        |        |        |
| 极限荷载 $P_{\max}/\text{N}$                   | 32 982       | 34 370 | 33 310 | 36 742 | 35 684 | 35 052 | 36 486 | 35 776 |
| 拉伸强度 $V_B/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$ | 462.6        | 482.0  | 467.2  | 515.3  | 500.5  | 491.6  | 511.7  | 501.8  |
| 平均值/ $(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$     | 491.6        |        |        |        |        |        |        |        |
| 拉断后的标定长度 $L/\text{mm}$                     | 87           | 96     | 82     | 97     | 93     | 85     | 94     | 85     |
| 拉伸率 $\delta/\%$                            | 14.5         | 26.3   | 7.9    | 26.0   | 22.4   | 10.4   | 22.1   | 11.8   |
| 平均值/ $\%$                                  | 17.7         |        |        |        |        |        |        |        |
| 杨氏模量 $E_s/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$ | 36.8         | 65.8   | 69.2   | 59.5   | 51.6   | 57.8   | 66.2   | 42.1   |
| 平均值/ $(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$     | 56.1         |        |        |        |        |        |        |        |

如图 13(a) — (c) 所示为以上两种规格的 6 根新购入钢筋与 8 根腐蚀钢筋的应力应变曲线。

可以看到腐蚀钢筋在拉伸变形能力上存在一定的离散性,但屈服点和最大承载力变化不大。图 13(d) 给出了新购入钢筋与腐蚀钢筋的平均应

力应变曲线的比较。可以看出腐蚀后钢筋的屈服强度基本没有变化,而最大承载力下降了 10% 左右。同时,腐蚀后钢筋的变形能力低于新购入钢筋。

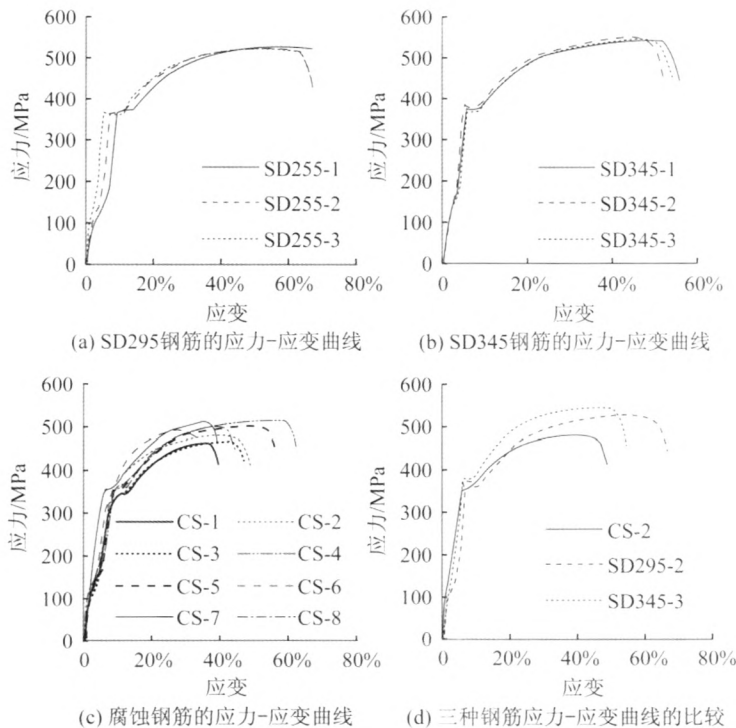


图 13 钢筋拉伸试验的应力-应变曲线

Fig. 13 Strain-stress curves of steel bars



## 5 受海水浸泡 RC 结构的抗震鉴定流程

根据以上结果,作者建议了针对海啸中受海水浸泡 RC 结构的抗震鉴定及修复流程,如图 14 所示。

首先判断 RC 结构是否受到了海水的浸泡,再进一步判断受到浸泡的 RC 结构是否有裂缝产生。对于未受到海水浸泡或虽然受到浸泡但不存在裂缝的 RC 结构,认为其不存在钢筋的腐蚀问题,因此只需要按照通常的抗震鉴定流程进行鉴定。

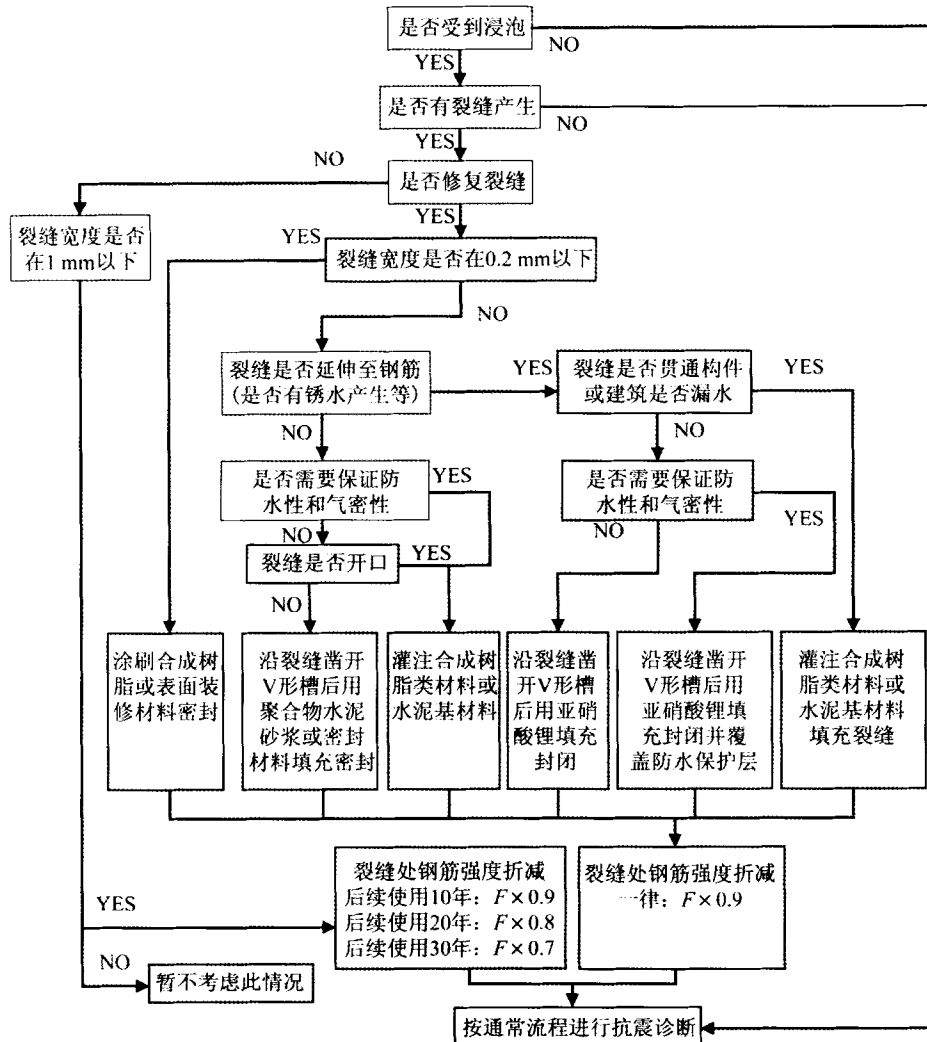


图 14 海水浸泡 RC 结构抗震鉴定修复流程

Fig. 14 Flow of structural seismic evaluation and repair for seawater immersed RC structure

对于受到海水浸泡且存在裂缝的 RC 结构,根据是否对其裂缝进行修复,分别采取不同的处理方法。本文暂时不考虑裂缝宽度大于 1 mm 且不采取修复措施的情况。裂缝宽度小于 1 mm 时,对裂缝处的钢筋强度进行折减后,再根据通常的抗震鉴定流程进行鉴定。根据本文中钢筋性能试验的结果,由于腐蚀后的钢筋最大承载力下降了 10% 左右,同时考虑到结构耐久性会随时间劣化,对于后续使用年限为 10 年的结构,认为因使用年限较短而耐久性的下降不明显,故将受腐蚀

钢筋的强度下降率定为 0.9。结合日本抗震鉴定的相关规范<sup>[9]</sup>,对于后续使用年限在 20 年以上的结构,需要进一步考虑其性能随时间的劣化,并在抗震鉴定中考虑相应的折减系数。本方法通过进一步降低钢筋的强度下降率来考虑性能随时间劣化的影响,对于后续使用年限为 20 年和 30 年的结构,分别将强度下降率定为 0.8 和 0.7。

对裂缝进行修复时,首先需要清理混凝土构件表面,然后根据开裂的状况和使用性的要求采用不同的修复方法。当裂缝宽度不超过 0.2 mm

时,可以直接涂刷合成树脂或用各种表面装修材料封闭裂缝。当裂缝宽度大于 0.2 mm 时,若裂缝到达钢筋处(如产生锈水等),且裂缝贯通了构件或出现建筑物漏水时,可采用灌注亚硝酸锂及水泥等方法修复裂缝。裂缝没有贯通构件时,如需要保证建筑的防水性和气密性,则可采用 V 形槽填充密封的方法,先在混凝土表面沿裂缝走向凿出 V 形槽,用亚硝酸锂进行填充封闭必要时需要在槽内先涂刷底胶,最后在表面覆盖防水保护层。在不需要保证建筑的防水性和气密性时,则不需要防水保护层。若裂缝没有到达钢筋处,且不需要保证防水性和气密性,同时裂缝没有明显开口时,可采用 V 形槽填充密封法,填充聚合物水泥砂浆或密封材料。若防水性和气密性需要保证或裂缝有明显开口,则应采用灌注合成树脂类材料或水泥基材料的处理方法。对裂缝进行修补以后,在抗震鉴定时可以不再考虑后续使用年限,而一律将钢筋强度折减 0.9 后按照通常的抗震鉴定流程进行鉴定。

以上鉴定和修复流程可以为地震后受到海水浸泡的 RC 结构在绝大多数情况下的鉴定修复提供方法和依据。

## 6 结论与展望

本文从东日本大地震引发的海啸中大量 RC 结构受到海水浸泡的现实问题出发,探讨了在地震中出现裂缝的 RC 结构受到海水浸泡后的抗震鉴定问题。本文首先介绍了国外有关混凝土开裂导致钢筋腐蚀与性能下降的一些相关研究和主要结论,重点介绍了两个针对海水持续浸泡和间歇浸泡条件的长周期试验。

针对本文需要解决的海水单次浸泡条件下 RC 构件的性能变化问题,本文通过对地震和海啸现场的 RC 结构进行实地考察,得到了地震中出现裂缝的 RC 结构,内部的钢筋在海水浸泡下均会腐蚀的结论。为建立受海水浸泡 RC 结构的抗震鉴定与裂缝修复方法,本文通过对现场采样的腐蚀钢筋与新购入钢筋进行对比性能试验,得出了腐蚀后钢筋屈服点基本不变,拉伸强度与延性稍有下降的结论。在此基础上,本文针对受海水浸泡 RC 结构的抗震鉴定与修复给出了建议的流程与方法。

本文的试验,以及由日本港湾技术研究所和

法国 Vidal 等完成的试验分别研究了 RC 构件在单次海水浸泡、海水持续浸泡和间歇海水浸泡三种腐蚀条件下钢筋的腐蚀情况和对 RC 构件性能的影响。

对于钢筋的腐蚀,本文中的结论认为在海水单次浸泡的情况下,只要混凝土存在裂缝,氯离子就会进入到混凝土内部造成钢筋腐蚀。日本港湾技术研究所和法国 Vidal 等人的试验结论则表明在持续浸泡和间歇浸泡的情况下无论混凝土是否存在裂缝,只要时间充分,氯离子都能够到达钢筋表面造成钢筋腐蚀,而开裂的程度对于钢筋是否出现腐蚀没有影响。

对于 RC 构件的性能,本文的试验表明,海水单次浸泡条件下钢筋腐蚀后屈服强度几乎不变,极限强度略有下降。考虑到结构耐久性将进一步随时间劣化,本文建议了对应不同后续使用年限的钢筋强度折减率,并以此评估结构的抗震性能。日本港湾技术研究所的试验结果表明海水中持续浸泡 10 年的 RC 构件并没有出现抗弯强度的下降,这是因为海水中含氧量较低,抑制了钢筋锈蚀。与之相比,Vidal 等人的试验中 RC 梁处在氯离子和氧气都很充分的环境里,钢筋的腐蚀能充分发展,并对 RC 构件的性能产生比较严重的影响。腐蚀造成钢筋截面积减小和削弱钢筋混凝土的协同工作,使得 RC 梁的抗弯刚度下降,同时腐蚀裂缝的产生还造成了 RC 梁的强度和延性降低。

钢筋混凝土的抗震性能与钢筋、混凝土和二者的协同工作有关,本文给出了基于钢筋承载力下降的抗震鉴定方法,其中尚未考虑的海水浸泡对于混凝土性能以及钢筋-混凝土协同工作能力的影响还需要进一步研究。

## 参考文献

- [1] Jang S Y, Kim B S, Oh B H. Effect of crack width on chloride diffusion coefficients of concrete by steady-state migration tests [J]. *Cement and Concrete Research*, 2011, 41: 9-19.
- [2] 岩波光保, 横田弘, 佐藤文則. 鉄筋腐食が RC はりの耐荷性能に及ぼす影響 [C]. *コンクリート工学年次論文集*, 東京, 2002, 24(2): 1501-1506.  
Iwanami M, Yokota H, Sato F. Influence of corrosion of steel bars on bearing capacity of RC beams [C]. *Proceedings of Concrete Engineering Institute. Conference of Concrete Engineering Institute of Japan, Tokyo*.

- o, 2002, 24(2):1501-1506. (in Japanese)
- [ 3 ] 渡辺博志, 木村嘉富, 古賀裕久, 等. コンクリートひび割れ部の塩分浸透性と鋼材腐食に関する暴露試験[R]. 東京: 土木研究所, 2009(4130).  
Watanabe H, Kimura Y, Koga H, et al. Weathering test about relationship between salinity permeability at crack part of concrete and steel corrosion[R]. Tokyo: Public Works Research Institute, 2009 (4130). (in Japanese)
- [ 4 ] Gowripalana N, Sirivivatnanon V, Lima C C. Chloride diffusivity of concrete cracked in flexure[J]. Cement and Concrete Research, 2000, 30:725-730.
- [ 5 ] 加藤絵万, 濱田洋志, 岩波光保, 等. 局所的に生じた鉄筋腐食がRC梁の構造性能に及ぼす影響[R]. 東京: 港湾空港技術研究所, 2008, 047-01-02.  
Kato E, Hamada H, Iwanami M, et al. Influence of localized corrosion of steel bars on structural performance of RC beams[R]. Tokyo: Port and Airport Research Institute, 2008, 047-01-02. (in Japanese)
- [ 6 ] 大即信明, 浜田秀則, 原茂雅光. 鉄筋およびプレストレスコンクリートパイルの耐海水性(材料 10 年結果報告)[R]. 東京: 港湾空港技術研究所, 1988, No. 0605.  
Otsuki N, Hamada H, Haramo M. Durability of RC and PC concrete piles in marine environment[R]. Tokyo: Port and Airport Research Institute, 1988, No. 0605. (in Japanese)
- [ 7 ] Vidal T, Castel A, François R. Corrosion process and structural performance of a 17 year old reinforced concrete beam stored in chloride environment[J]. Cement and Concrete Research, 2007, 37:1551-1561.
- [ 8 ] Castel A, François R, Arliguie G. Mechanical behavior model of corroded reinforced concrete[J]. Comptes Rendus de l'Académie des Sciences-Série IIb/Mechanics, 2002, (330):45-50.
- [ 9 ] 日本建築防災協会. 既存鉄筋コンクリート造建物の耐震診断基準(2001年改訂版)[S]. 東京: 日本建築防災協会, 2001:157-163.  
Guideline of seismic evaluation and retrofit of existing RC structures, 2001 revised edition[S]. Japan: The Japan Building Disaster Prevention Association, 2001: 157-163. (in Japanese)