

混凝土中钢筋极化曲线特征分析

许晨, 金伟良, 李志远, 岳增国

(浙江大学结构工程研究所, 杭州 310058)

摘要: 为避免极化曲线测试中平衡电位发生偏移, 提出了阳极极化电流方法。根据锈蚀前后钢筋极化曲线特征分析对平衡电位发生偏移做出了合理解释, 明确了相关影响因素。给出了基于阳极极化电流法的钢筋锈蚀临界极化电流密度及相应的腐蚀电流密度经验公式。试验结果表明, 阳极极化电流方法能有效判别钢筋锈蚀, 对应的临界极化电流密度为 $0.2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 。

关键词: 混凝土; 钢筋锈蚀; 极化曲线; Tafel; 腐蚀电流

中图分类号: TU528 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-4764(2012)05-0064-06

Analysis of Polarization Curves Characteristics of Rebar in Concrete

XU Chen, JIN Weiliang, LI Zhiyuan, YUE Zengguo

(Institute of Structural Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, 310058, P. R. China)

Abstract: To avoid equilibrium potential shifts in polarization curve test, based on anodic polarization current method, the critical polarization current density of steel corrosion was given as well as the corresponding empirical formula of corrosion current density. Reasonable explanation to equilibrium potential shifts was given by studying polarization curves characteristic of rebar in concrete before and after corrosion. The results show that anodic polarization current method can effectively distinguish steel corrosion, and the critical polarization current density is $0.2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

Key words: concrete; rebar corrosion; polarization curve; Tafel; corrosion current

钢筋锈蚀引起的钢筋混凝土结构耐久性问题越来越受到国内外工程界的关注和重视^[1-6]。目前, 判定钢筋锈蚀与否主要依靠电化学方法, 其中极化曲线法应用最为广泛^[7-12]。极化曲线法如塔菲尔极化法和线性极化法, 极化方式通常从相对于平衡电位 $-\Delta E$ 开始阳极极化至相对于平衡电位 $+\Delta E$ 结束。由于极化开始瞬间就有 ΔE 的电位扰动, 会导致极化曲线上反映的平衡电位与极化前测试的平衡电位不一致, 影响腐蚀电流测试结果。1970年, Barnartt提出了三点法和四点法用于处理弱极化测试数据, 测试过程都是既需阴极极化测量, 又需阳极极化测量, 虽然这样使得腐蚀过程2个电极反应的信息量比较均衡, 但在测试过程中容易产生误差。这是因

为在一个方向进行极化测量后转到另一个极化方向时, 腐蚀电位需要等较长时间才能恢复到原来的值, 因而所测量的外极化电流就有相当大的误差。文献[13]研究了扫描速率对平衡电位偏移的影响, 但是并未对平衡电位偏移做出解释。基于以上分析, 本文结合锈蚀前后钢筋极化曲线特征对平衡电位发生偏移做出了合理解释, 明确了相关影响因素, 提出了基于单向极化的阳极极化电流判别方法, 用于判定钢筋锈蚀状态与腐蚀电流估算。

1 阳极极化电流判别方法

一般情况下, 阴极反应既有电化学极化又有浓差极化, 也就是阴极过程的混合控制, 这时, 式(1)为

收稿日期: 2011-12-26

基金项目: 国家自然科学基金重大国际合作项目(50920105806); 国家科技支撑项目(2011BAJ09B03)

作者简介: 许晨(1984-), 男, 博士, 主要从事混凝土结构耐久性研究, (E-mail)alan20612114@zju.edu.cn。

腐蚀金属电极在弱极化区的极化曲线方程式。式中 I 为外极化电流; I_{corr} 为腐蚀电流; $\Delta E = E - E_{\text{corr}}$ 为腐蚀金属电极的极化值; β_a 、 β_c 为阳极与阴极的 Tafel 斜率; I_L 为阴极反应的极限扩散电流。

$$I = I_{\text{corr}} \left\{ \exp\left(\frac{\Delta E}{\beta_a}\right) - \frac{\exp\left(-\frac{\Delta E}{\beta_c}\right)}{1 - \frac{I_{\text{corr}}}{I_L} \left[1 - \exp\left(-\frac{\Delta E}{\beta_c}\right)\right]} \right\} \quad (1)$$

当 $I_L \gg I_{\text{corr}}$, 这时阴极反应由电化学反应过程控制,即腐蚀过程中阴极反应的浓差极化可以忽略,称之为活化极化控制的腐蚀体系,则式(1)变为常见的弱极化区极化曲线方程式:

$$I = I_{\text{corr}} \left\{ \exp\left(\frac{\Delta E}{\beta_a}\right) - \exp\left(-\frac{\Delta E}{\beta_c}\right) \right\} \quad (2)$$

当被测电极处于钝化状态时,此时阳极过程的阻止相当大,即 β_a 趋向于无穷大,而 I_{corr} 则趋向于零,由此式(1)变为:

$$I = I_{\text{corr}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\Delta E}{\beta_c}\right) \right\} \quad (3)$$

若保持极化过电位 ΔE 不变,当钢筋脱钝时由于 β_a 急剧降低, I_{corr} 增大,将会导致外阳极极化电流显著增加。此时,虽然 β_c 可能会略有增大,但比起 β_a 的降低幅度仍改变不了外阳极极化电流增大的趋势。因此,可将阳极极化电流急剧增大作为钢筋脱钝的依据。

2 试验设计

2.1 钢筋锈蚀加速试验

在室内浇注了尺寸为 100 mm × 100 mm × 100 mm 普通混凝土试块,配比见表 1,其中水泥为杭州钱潮水泥厂生产的 P. O. 42.5 水泥,砂子为天然河沙,石子为 5~16 mm 连续级配的碎石。浇筑时在混凝土内埋置了钢筋及不锈钢分别作为工作电极与辅助电极,钢筋与不锈钢露出部分接上电线并使用环氧树脂密封,防止锈蚀。在靠近钢筋的一个侧面上放置直径为 9 cm 的 PVC 管,四周使用环氧树脂进行密封。钢筋的保护层厚度定为 10 mm,在 PVC 容器中放入浓度为 15% 的 NaCl 溶液加速氯离子的渗透,如图 1,2 所示。养护 28 d 后,倒入 NaCl 溶液后,使用保鲜膜将敞口密封,5 d 后对钢筋进行极化曲线测试;测试结束后,倒出 NaCl 溶液,将试块置于室外自然风干 2 d;之后,再倒入 NaCl 溶液,如此循环,直到测试结果表明钢筋为止。测试仪器为美国 GAMRY 公司生产的型号为 Reference 600 电化学工作站,参比电极为饱和甘汞电极。在极化曲

线测试中 ΔE 设定为 70 mV,扫描速率 0.15 mV/s,从相对于腐蚀电位 -70 mV 极化至相对于腐蚀电位 +70 mV。

表 1 混凝土配比 / (kg · m⁻³)

水	水泥	砂子	石子
195	433	569	1 156

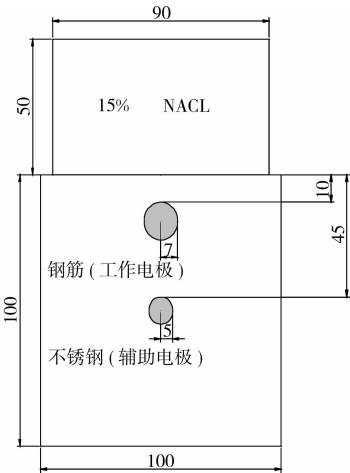


图 1 试块制作详图



图 2 试块制作实物图

2.2 钢筋锈蚀临界极化电流密度

试块制作参见 1.1 节,区别的是钢筋直径分为 3 种,分别为 14、12、8 mm,每种钢筋直径的试块数为 5 个,一共 15 个试块,钢筋保护层厚度仍为 1 cm。为了更为准确获得钢筋脱钝的临界极化电流,干湿循环机制设为浸泡 1 d 风干 6 d,一周一循环。每个循环中,在浸泡结束风干 1 d 后进行阳极极化电流测试,当发现极化电流突然增加,停止测试,记录相应极化电流值。测试中 ΔE 设定为 50 mV,扫描速率 0.15 mV/s,从平衡电位开始极化至相对于平衡电

位+50 mV 结束,记录结束时刻极化电流。

2.3 极化电流密度与腐蚀电流密度相关性

1.2 节中,在判定钢筋锈蚀之后,继续进行干湿循环试验,改变干湿循环制度为浸泡 2 d,风干 3 d。风干后次日,先对钢筋进行阳极极化电流测试,记录极化电流。待所有试块测试完后,此时钢筋电位已回落至初始平衡电位,再对钢筋进行塔菲尔极化曲线测试,极化方式为相对于平衡电位-70 mV 开始阳极极化至相对于平衡电位+70 mV,使用弱极化拟合技术计算钢筋腐蚀电流密度。

3 试验结果与分析

3.1 钢筋脱钝前后的 TAFEL 极化曲线特征

图 3 为测试得到的钝化钢筋极化曲线图形。该曲线具有两个明显的特征:1)阴极极化曲线非常平缓,而阳极极化曲线非常陡峭。曲线陡峭表明阳极塔菲尔斜率 β_a 非常大,即电极阳极溶解过程的阻力非常大,表明钢筋处于钝化状态;2)从极化曲线可知钢筋的平衡电位 $E_{i=0}=-220$ mV,明显低于极化前钢筋平衡电位 $E_{oc}=-220$ mV。

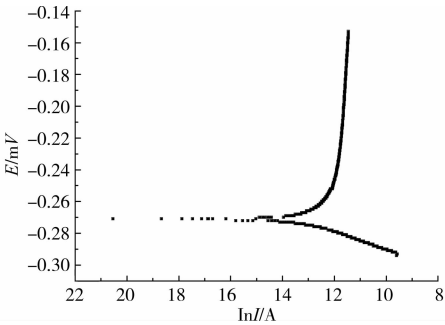


图 3 钝化钢筋塔菲尔极化曲线

图 4 为测试得到的锈蚀钢筋极化曲线图形。与图 3 对比发现,两者的差别是非常明显的,主要表现在:1)阳极极化曲线的坡度明显减缓,即塔菲尔斜率明显减小,阳极溶解反应能够顺利进行,表明钢筋已经锈蚀;2)极化曲线反映的钢筋平衡电位与极化前平衡电位相近,两者相差大约在 12 mV 左右。

Milan Kouril^[13]等研究了电位偏移对于线性极化测试结果的影响,但是并未对其中原因作出合理解释。Milan Kouril 采用的线性极化区间为-10 mV 至+10 mV(相对于腐蚀电位),通过改变扫描速率,研究对测试结果的影响。图 5 为文献[13]中测试得到的极化曲线,扫描速率控制在 0.5 mV/s。图中,可以看到电位发生了偏移,偏移在大概在 4 mV 左右,小于本文试验得到的 12 mV。这是由于,

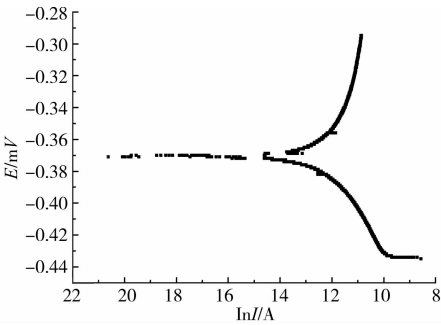


图 4 锈蚀钢筋弱极化曲线

本文设定的极化区间为-50 mV 至+50 mV(相对于腐蚀电位),产生的初始扰动较大。如图 5 所示,由于电位的偏移,会得到两个不同的 R_p ,一个等于极化曲线上 $E_{i=0}$ 处的切线斜率,另一个为极化开始之前测试得到的 E_{oc} 处的切线斜率。对于理想的极化曲线, $E_{i=0} = E_{oc}$,因此真实的 R_p 必定介于上述两个斜率之间,但无法定量计算。然而,若能减小电位偏移程度,使得上述两个斜率相近,则可以通过式(4)得到更为准确的 R_p ,

$$R_p = \frac{R'_p + R''_p}{2} \tag{4}$$

式中, $R'_p = \left(\frac{\partial \Delta E}{\partial I} \right)_{I=0, dE/dt \rightarrow 0}$; $R''_p = \left(\frac{\partial \Delta E}{\partial I} \right)_{E=E_{oc}, dE/dt \rightarrow 0}$

那么,如何能在极化曲线测量时减小电位偏移程度。首先,越小的过电位对钢筋的初始扰动也越小,电位偏移程度也就越小。其次,极化曲线测试中,越低的扫描速率会使得电极反应过程越接近稳态,对电极的扰动也就越小,如此也就能减小电位偏移量。表 2 为文献[13]中,不同扫描速率下的电位偏移量及相应电位处的极化电阻。可以看到,随着扫描速率的降低, R'_p / R''_p 逐渐接近于 1;当扫描速率降低到 0.04 mV/s 时, $R'_p / R''_p = 0.91$,即 R'_p 与 R''_p 相差不大。

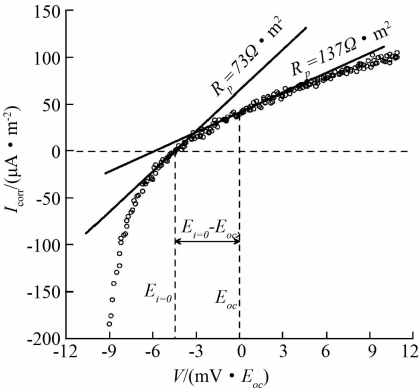


图 5 混凝土孔隙液中 FeCr₁₂ 动电位极化曲线

表 2 扫描速率对电位偏移影响

Scan rate	R'_p	R''_p	R'_p / R''_p	$E_{oc} - E_{i=0}$
mV/s	$\Omega \cdot m^2$	$\Omega \cdot m^2$	1	mV
0.04	335	369	0.91	2.3
0.125	184	276	0.67	3.8
0.5	73	137	0.53	4.5

那么,为何在极化曲线测试时,钢筋腐蚀电位发生了偏移,即 $E_{i=0} < E_{oc}$ 。特别是对于钝化钢筋,该偏移程度非常显著。原因主要是极化方式所导致。由于极化起始电位是从 $-10\text{ mV(vs } E_{oc})$ 开始,导致极化开始一瞬间便有阴极极化电流从电极上流过,从而使得钢筋腐蚀电位负移;对于处于钝化状态的钢筋,电极阴阳两极还原与氧化反应的电流密度很小,因此受外极化电流密度影响较大;对于已经锈蚀的钢筋,其阴阳两极反应的电流密度与外极化电流密度相差不大,当极化电流流过电极时,对电极表面的扰动较小。由此可以推断,若极化方式为从阳极向阴极极化,则会导致腐蚀电位正移,即 $E_{i=0} > E_{oc}$ 。

研究还发现,对于极化面积较大的钝化钢筋,平衡电位偏移量仍不会太大。图 6 中,钢筋极化面积为 150 cm^2 ,约为试验 1.1 中钢筋极化面积的 4 倍,极化测试参数均与试验 1.1 一致。Tafel 极化曲线测试前钢筋平衡电位 $E_{oc} = -294\text{ mV(vs SCE)}$,经极化曲线拟合得到平衡电位 $E_{i=0} = -303\text{ mV(vs SCE)}$,电位偏移仅为 9 mV 。为了分析初始扰动对电极的影响,将初始阴极极化电流与钢筋腐蚀电流进行比较,见表 3。表中,当钢筋极化面积为 43.96 cm^2 时,初始阴极极化电流为 $144\text{ }\mu\text{A}$,当极化面积增加至 150 cm^2 时,初始阴极极化电流降为 $11.92\text{ }\mu\text{A}$ 。由此可知,在相同的初始电位扰动下,钢筋极化面积越大,电极的扰动也就越小,平衡电位偏移也就越小。

表 3 钝化钢筋初始阴极极化电流与腐蚀电流比较

极化面积 43.96 cm^2	初始阴极极化电流	$141\text{ }\mu\text{A}$
	腐蚀电流	$0.98\text{ }\mu\text{A}$
极化面积 150 cm^2	初始阴极极化电流	$11.92\text{ }\mu\text{A}$
	腐蚀电流	$3.5\text{ }\mu\text{A}$

以上分析可知,通过减小扫描速率、减小极化过电位和增大极化面积可以减小平衡电位偏移量,但要得到一条准确的极化曲线需要分别测试阴极与阳极的极化曲线,并且第 1 条极化曲线测试完毕后,不能立即测试第 2 条极化曲线,需等钢筋极化电位回到初始腐蚀电位才能测试,这样就使得测试步骤非常

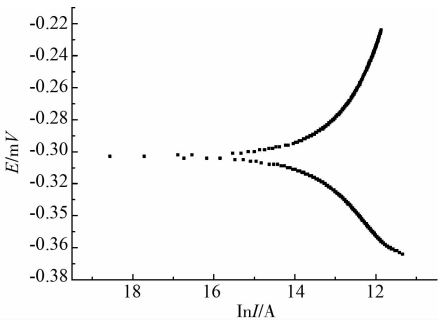


图 6 钝化钢筋塔菲尔极化曲线 (极化面积 150 cm^2)

繁琐。但对于阳极极化电流法而言,不存在以上问题。因为该方法是从平衡电位开始阳极极化,极化至相对于平衡电位 50 mV 时记录相应的极化电流。

3.2 钢筋锈蚀临界极化电流

测试结果如图 7 所示。图中可知,极化电流随钢筋直径增加而增大,两者之间关系近似线性。为了建立统一的评价标准,采用极化电流密度来表示。计算极化电流密度需准确计算钢筋的极化面积,采用游标卡尺测量后取平均分别为 13.56 mm 、 11.53 mm 和 7.18 mm 。极化电流密度按如下公式计算:

$$i = \frac{I}{A} = \frac{I}{\pi D l}$$

(5)

式中, i 为极化电流密度 ($\mu\text{A}/\text{cm}^2$); I 为极化电流 (μA); D 为钢筋直径 (cm); l 为钢筋暴露长度 (cm),此处即为试块边长 10 cm 。

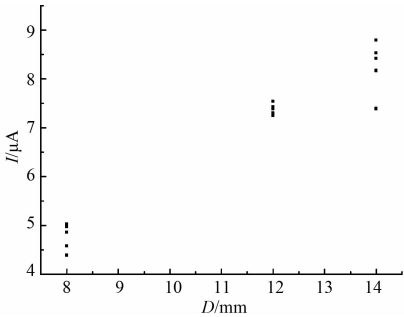


图 7 不同钢筋直径下的极化电流 (8、12、14 mm)

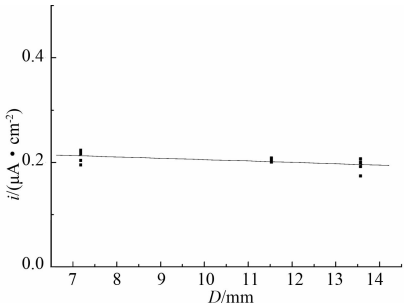


图 8 不同钢筋直径下的极化电流密度 (7.18、11.53、13.57 mm)

图8为计算得到的极化电流密度随钢筋直径变化图,采用线性拟合得到如下关系:

$$i = 0.231 - 0.001D \quad (6)$$

可知,随着钢筋直径的变化,极化电流密度基本维持在 $0.231 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 保持不变,出于保守考虑,可将钢筋脱钝的临界极化电流密度定为 $0.2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 。

3.3 极化电流密度与腐蚀电流密度相关性

为了减小极化对钢筋的扰动,塔菲尔极化曲线测试中设定的极化过电位 ΔE 不应过大。为此,将极化过电位设为 70 mV ,仍处于弱极化区间^[15]。采用弱极化拟合技术^[15-16]对数据进行处理,得到腐蚀电流 I_{corr} 。极化电流 I 与腐蚀电流 I_{corr} 之间的关系见图9。可知两者之间呈明显的线性关系,线性拟合结果见式(7)。将式(7)两边同除以极化面积 A ,可建立腐蚀电流密度 i_{corr} 与极化电流密度 i 关系,见式(8),考虑到右边第二项很小可以略去。将2.2节中得到的临界极化电流密度代入式(8)得到临界腐蚀电流密度为 $0.134 \mu\text{A}/\text{cm}^2$,该值与目前国内外公认的钢筋脱钝临界腐蚀电流密度 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ 非常一致。

$$I_{\text{corr}} = 0.67I + 1.01 \quad (7)$$

$$i_{\text{corr}} = 0.67i + \frac{1.01}{A} \approx 0.67i \quad (8)$$

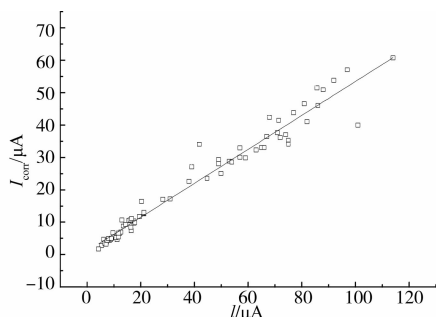


图9 腐蚀电流与极化电流关系

以上分析表明,文献[14]提出的阳极极化电流法不存在对钢筋的初始扰动,测试方法简单,只需记录极化结束时刻的极化电流便能判定钢筋是否锈蚀,并且无需对数据进行任何拟合处理便能快速估算钢筋腐蚀电流密度。

4 结 论

1)传统的极化方法由于存在初始电位扰动,会使钢筋平衡电位发生偏移。平衡电位偏移量与极化过电位、极化扫描速率、钢筋锈蚀状态和极化面积有关。随着极化过电位减小和扫描速率的降低,电位偏移量逐渐降低;钝化钢筋较锈蚀钢筋受初始电位扰动影响较大,导致电位偏移量明显增加,但对极化

面积较大的钝化钢筋影响较小,平衡电位偏移量主要取决于钢筋腐蚀电流密度与初始极化电流密度的相对大小。

2)阳极极化电流法从平衡电位开始阳极极化,不存在初始电位扰动问题。基于此测试方法,通过进一步试验分析,得到了判定钢筋脱钝的统一标准。即当极化电流密度大于 $0.2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 时,可认为钢筋开始锈蚀。

3)建立了极化电流密度与腐蚀电流密度之间的经验公式,由此公式计算得到的临界腐蚀电流密度与公认的钢筋脱钝临界腐蚀电流密度 $0.1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 相一致。

参考文献:

- [1] 金伟良,钟小平. 结构全寿命的耐久性与安全性、适用性的关系[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(6): 1-7.
JIN Weiliang ZHONG Xiaoping. Relationship of structural durability with structural safety and serviceability in whole life-cycle [J]. Journal of building structures, 2009, 30(6): 1-7.
- [2] Nuernberger U. Reasons and prevention of corrosion-induced failures of prestressing steel in concrete [J]. International Journal of Structural Engineering, 2009, 1(1): 29-39.
- [3] Fuminori T. Japan's experiences and standards on the durability problems of reinforced concrete structures [J]. International Journal of Structural Engineering, 2009, 1(1): 1-12.
- [4] 金伟良,吕清芳,赵羽习,等. 混凝土结构耐久性设计方法与寿命预测研究进展[J]. 建筑结构学报. 2007. 28(1): 7-13.
JIN Weiliang, LYU Qingfang, ZHAO Yuxi, et al. Research progress on the durability design and life prediction of concrete structures [J]. Journal of building structures, 2007, 28(1): 7-13.
- [5] Yalcyn H, Ergun M. The prediction of corrosion rates of reinforced steels in concrete [J]. Cement and Concrete Research, 1996, 26(10): 1593-1599.
- [6] Basheer P A M, Chidiac S E, Long A. E. Predictive models for deterioration of concrete structures [J]. Construction and Building Materials, 1996, 10(1): 27-37.
- [7] CHANG Zhentian, Brian Cherry, Marton Marosszeky. Polarisation behaviour of steel bar samples in concrete in seawater. Part 1: Experimental measurement of polarisation curves of steel in concrete [J]. Corrosion Science, 2008, 50(2): 357-364.
- [8] CHANG Zhentian, Brian Cherry, Marton Marosszeky.

- Polarisation behaviour of steel bar samples in concrete in seawater Part 2-A polarisation model for corrosion evaluation of steel in concrete [J]. Corrosion Science, 2008, 50(11):3078-3086.
- [9] Dotto J M R, Abreu A G de, Dal Molin D C C. Influence of silica fume addition on concretes physical properties and on corrosion behaviour of reinforcement bars [J]. Cement and Concrete Composites, 2004, 26(1):31-39.
- [10] SONG Guangling. Theoretical analysis of the measurement of polarisation resistance in reinforced concrete [J]. Cement and Concrete Composites, 2000, 22(6):407-415.
- [11] Grantham M G, Barnet Herts, Dr J Broomfield. The use of linear polarisation corrosion rate measurements in aiding rehabilitation options for the deck slabs of a reinforced concrete underground car park [J]. Construction and Building Materials, 1997, 11(4):215-224.
- [12] Daksh B, Harold R, Sirivivatnanon V. Relationships between anodic polarisation and corrosion of steel in concrete [J]. Cement and Concrete Research, 1993, 23(6):1418-1430.
- [13] Milan K, Pavel N, Martin B. Limitations of the linear polarization method to determine stainless steel corrosion rate in concrete environment [J]. Cement and Concrete Composites, 2006, 28(3):220-225.
- [14] 许晨,金伟良. 混凝土中钢筋脱钝的电化学弱极化判别方法[J]. 交通科学与工程, 2009, 25(4):31-36.
XU Chen, JIN Weiliang, WANG Chuankun. Distinguishing the depassivation of rebar in concrete with weak polarization method [J]. Journal of Changsha Communications University, 2009, 25(4):31-36.
- [15] 唐红雁,宋光铃,曹楚南. 弱极化曲线拟合技术在土壤腐蚀研究中的应用[J]. 腐蚀科学与防护技术, 1996, 8(3):179-184.
TANG Hongyan, SONG Guangling, CAO Chunan. Application of a low-polarization-curve-fitting technique to the study of soil corrosion [J]. Corrosion Science and Protection Technology, 1996, 8(3):179-184.
- [16] 曹楚南. 腐蚀电化学原理[M]. 北京:化学工业出版社, 2008.

(编辑 胡玲)

(上接第24页)

- [17] Jankowski R, Wilde K, Fujino Y. Pounding of superstructure segments in isolated elevated bridge during earthquake [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1998, 27:487-502.
- [18] Jankowski R, Wilde K, Fujino Y. Reduction of pounding effects in elevated bridges during earthquakes [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2000, 29(2): 195-212.
- [19] 李建中,范立础. 非规则梁桥纵向地震反应及碰撞效应[J]. 土木工程学报, 2005, 38(1):84-90.
LI Jianzhong, FAN Lichu. Longitudinal seismic response and pounding effects of girders bridges with unconventional configurations [J]. China Civil Engineering Journal, 2005, 38(1):84-90.
- [20] 王军文,李建中,范立础. 非规则梁桥伸缩缝处的碰撞对地震反应的影响[J]. 土木工程学报, 2006, 39(1):54-59.
WANG Junwen, LI Jianzhong, FAN Lichu. Effect of pounding at expansion joints on seismic response of irregular girder bridges [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39(1):54-59.
- [21] 李忠献,岳福青,周莉. 地震时桥梁碰撞分析的等效Kelvin撞击模型[J]. 工程力学, 2008, 25(4):128-133.
LI Zhongxian, YUE Fuqing, ZHOU Li. Equivalent Kelvin impact model for pounding analysis of bridges during earthquake [J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(4): 128-133.
- [22] Azevedo J, Bento R. Design criteria for buildings subjected to pounding [C]//Eleventh Word Conference on Earthquake Engineering, Acapulco, 1996.
- [23] Jankowski R, Wilde K, Fujino Y. Pounding of superstructure segments in isolated elevated bridge during earthquakes [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1998, (27):487-502.

(编辑 胡英奎)