

DOI: 10.11779/CJGE201408012

基于锈胀开裂的预应力锚杆（索）使用寿命预测研究

邓东平, 李亮, 赵炼恒, 刘剑豪

(中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075)

摘要: 锚杆(索)腐蚀后其体积发生膨胀并形成锈胀力, 而锈胀力的增大可导致外围注浆体开裂, 从而加速锚杆(索)的腐蚀, 故可以此时的锈蚀量作为预测锚杆(索)使用寿命的判别条件。当对外围注浆体进行受力分析时, 采用平面应变情况下的圆孔模型弹性理论计算注浆体开裂时的极限锈胀力, 并以锚杆(索)与外围注浆体接触面的变形协调条件来计算极限锈胀力时的锚杆(索)锈蚀量。同时, 比例参数 λ 被采用来考虑岩土体对锚固体的约束作用, 且将是否考虑注浆体内部裂缝影响作为2种方法计算锈胀力作用下的注浆体变形。然后, 将参数选取在一定范围内经曲线拟合得极限锈胀力及对应锚杆(索)锈蚀量的简单表达式, 进而根据2种不同适用条件下的锚杆(索)锈蚀速率计算式对锚杆(索)的使用寿命进行预测和分析。经算例对比验证了本文方法的可行性, 并对锚杆(索)使用寿命的影响因素进行了参数分析, 可知: ①不考虑注浆体内部裂缝影响而计算得的锚杆(索)锈蚀量值偏于保守; ②外围岩土对注浆体的约束作用对锚杆(索)的使用寿命有积极影响; ③铁锈体积膨胀率 n 对锚杆(索)的使用寿命影响微小, 而注浆体泊松比 μ_c 和保护层厚度 c 越大则锚杆(索)的使用寿命越长。

关键词: 锚杆(索); 外围注浆体; 锈胀力; 锈蚀量; 锈蚀速率; 使用寿命

中图分类号: TU375 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2014)08-1464-09

作者简介: 邓东平(1985-), 男, 湖南岳阳人, 博士研究生, 主要从事道路与铁道工程方面的工作。E-mail: dengdp851112@126.com。

Prediction of service life of pre-stressed anchorage bolt (cable) due to corrosion expansion

DENG Dong-ping, LI Liang, ZHAO Lian-heng, LIU Jian-hao

(College of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: After it is corroded, the volume of anchorage bolt (cable) expands and corrosion expansion force is generated. With the increase of corrosion expansion force, peripheral grout appears to crack, which accelerates its corrosion, so the corrosion amount at this moment should be taken as the criterion to predict its service life. For analyzing the force of peripheral grout, the elastic theory of hole model under plane strain is adopted to calculate the limit corrosion expansion force at the time of grout cracking, and the deformation compatibility condition of contact surface between anchorage bolt (cable) and peripheral grout is used to calculate its corrosion amount corresponding to the limit corrosion expansion force. Meanwhile, the proportional parameter λ is adopted to consider geotechnical constraints on anchoring body, and two methods (with or without considering effect of internal cracks in grout) are used to calculate deformation of grout generated by corrosion expansion force. Then simple formulas for calculating the limit corrosion expansion force and the amount of its corresponding corrosion are attained after curve fitting in a certain range of parameters, and using two kinds of formulas for calculating corrosion rate of anchorage bolt (cable) under different applicable conditions, the service life of anchorage bolt (cable) can be predicted and analyzed. By comparing with examples, the feasibility of the proposed method is verified, and parameters affecting the service life of anchorage bolt (cable) are analyzed. It shows that: (1) The calculated amount of anchorage corrosion without considering effect of internal cracks in grout is more conservative. (2) The constraint of peripheral geotechnical body on grout has positive impact on the service life of anchorage bolt (cable). (3) The volume expansion rate n of rust has the minimum impact on the service life of anchorage bolt (cable), and the greater the Poisson's ratio of grout (μ_c) and the thickness of protective layer (c), the longer the service life of anchorage bolt (cable).

基金项目: 教育部博士研究生学术新人奖项目(114801045); 湖南省研究生科研创新项目(CX2012B056); 贵州省交通运输厅科技项目(2010-122-020)

收稿日期: 2013-09-23

Key words: anchorage bolt (cable); peripheral grout; corrosion expansion force; corrosion amount; corrosion rate; service life

0 引言

预应力锚杆(索)常用于边坡工程加固^[1-3], 其长期工作条件受到周围介质(水、气、湿度等)的影响^[4-5], 易在应力和腐蚀耦合作用下发生破坏。众多资料和调查分析表明^[6-10], 造成预应力锚杆(索)失效的主要原因是其耐久性问题, 因而, 正确预测锚杆(索)的工作期限(即使用寿命)对保障边坡安全和及时更换或加固锚杆(索)具有重要的实际工程意义。

锚杆(索)在腐蚀性条件下锈蚀后, 其生成物铁锈发生体积膨胀, 从而对外围注浆体作用锈胀力, 随着锈胀力的增大, 注浆体开始出现内部裂缝并扩展至表面。当出现这种状况时, 外界环境中的腐蚀性介质不断侵入, 并进一步加速锚杆(索)的腐蚀速度^[11-14], 因而, 可把导致注浆体中内部裂缝延伸至表面时的极限锈胀力及对应锈胀量作为预测锚杆(索)使用寿命的判别条件^[15]。

根据上述可知, 预测锚杆(索)使用寿命需确定2个量: ①极限锈胀力下对应的锈胀量; ②锚杆(索)的腐蚀速率。对于锚杆(索)的腐蚀速率, 前人通过室内外试验获得了广泛的研究成果, 如张志亮^[16]通过正交试验研究pH值、时间和应力3种因素对金属应力腐蚀速率的影响, 牛荻涛^[17]结合一般大气环境下快速锈蚀试验数据和大量工程检测结果拟合出便于计算的锈蚀速率公式, 卫军等^[18]通过腐蚀机理分析和实测回归得到考虑3个主要因素(氯离子浓度与氢氧根离子浓度比值、钢筋表面温度及钢筋至混凝土表面间混凝土电阻值)的钢筋锈蚀速率预测模型; 对于极限锈胀力和锈胀量的研究, 如金伟良等^[12-14]、吴相豪^[15]应用弹性力学知识并结合已有研究成果, 提出钢筋均匀锈蚀导致外围混凝土保护层胀裂时刻的极限锈胀力计算公式。然而, 上述研究成果还存在如下不足: ①未考虑岩土体对锚杆(索)的约束作用; ②未考虑内部裂缝对锈胀力作用下外围注浆体变形的影响; ③理论计算得的锚杆(索)锈蚀量与试验测得的锚杆(索)腐蚀速率缺少结合。

本文通过对外围注浆体受力分析来计算锈胀力, 根据锚杆(索)和注浆体接触面的变形协调条件得到锚杆(索)的锈蚀量, 在其过程中, 考虑岩土体对锚固体的约束作用, 并采用是否考虑内部裂缝这2种方法计算注浆体受锈胀力作用的变形。然后, 将参数选取在一定范围内经曲线拟合得到极限锈胀力及对应锚杆(索)锈蚀量的简单表达式, 进而在可知锚杆(索)腐蚀速率计算式的基础上预测和分析锚杆(索)的使

用寿命。经算例对比, 验证了本文方法的可行性, 并对锚杆(索)使用寿命的影响因素进行了参数分析。

1 预应力锚杆(索)锈蚀研究

1.1 锚固体锈胀开裂时锚杆(索)极限锈胀力计算

由于注浆体和锚杆(索)接触面存在的腐蚀介质可引起锚杆(索)发生腐蚀, 从而导致锚杆(索)的体积发生膨胀并对外围注浆体形成锈胀力。当锚杆(索)的锈胀力达到某一数值时, 外围注浆体表面将出现开裂, 导致外部岩土水体的腐蚀性介质侵入, 进而加速了锚杆(索)的腐蚀, 因此, 分析外围注浆体表面开裂时的极限锈胀力对锚杆(索)的耐久性研究有重要意义。

如图1所示, d 为锚杆(索)的直径; c 为保护层厚度(即外围注浆体的厚度); q 为锚杆(索)锈胀力; e 为注浆体内部裂缝由锚杆(索)表面向外延伸半径, 其值随着锈胀力 q 的增大而增大; q_e 为外围注浆体内部裂缝延伸至半径 e 处时锈胀力 q 在此边界上的等效作用力, $q_e = \frac{d}{2e}q$; q_c 为外部岩土体对锚固体的约束作用力。

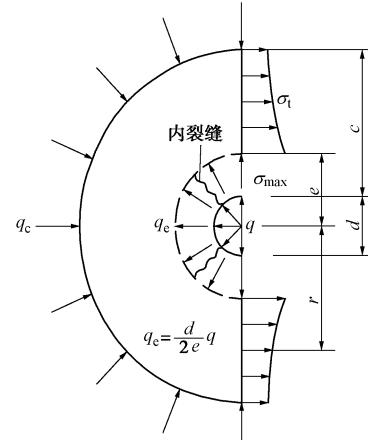


图1 锈胀开裂模型

Fig. 1 Cracking model of corrosion expansion

取外围注浆体未出现内部裂缝段为分析对象, 由图1可知其为平面应变情况下的圆环模型, 圆环内部边界(即内部裂缝延伸边界)作用压力为 q_e 、当不考虑外围岩土体对注浆体的约束压力 q_c 时, 根据弹性力学知识可得注浆体外周径向位移 u_r 的计算如下:

$$u_r = \frac{1 - \mu_c^2}{E_c} \frac{(2c + d)e^2}{(c + d/2)^2 - e^2} q_e, \quad (1)$$

式中, E_c 为注浆体的弹性模量, μ_c 为注浆体的泊松比。

然而, 在实际情况中外围岩土体对注浆体存在着

约束作用, 因此, 在此种情况下所得的注浆体外周径向位移较式(1)的计算值要小。为了能够简便地考虑外围岩土体的约束效应, 可采用式(1)计算得的 u_r 与比例参数 λ 的乘积表示实际的注浆体外周径向位移, 并以 λu_r 作为注浆体外周的位移边界条件, λ 的取值范围为(0, 1), 当 $\lambda=1$ 时, 无外围岩土体约束, 当 $\lambda=0$ 时, 为外围岩土体对锚固体形成固定约束。同样, 取外围注浆体未出现内部裂缝段为分析对象, 在该圆环模型上, 内部边界上的径向压力为 q_e , 注浆体外周径向位移为 λu_r , 由弹性力学知识可得单位长度上半径为 r 的圆周上注浆体未开裂部分的环向应力 σ_t 如下所示:

$$\sigma_t = \left\{ \left(1 + \frac{e^2}{r^2} \right) \frac{(c+d/2)^2}{(c+d/2)^2 - e^2} \cdot \frac{\{(1-2\mu)[(c+d/2)^2 - e^2] + 2\lambda(1-\mu)e^2\}}{\{(1-2\mu)[(c+d/2)^2 - e^2] + 2(1-\mu)e^2\}} - 1 \right\} q_e. \quad (2)$$

在式(2)中, 当 $r=e$ 时, 圆周的环向应力 σ_t 达到最大值 σ_{\max} , 即 $\sigma_{\max} = f_{tk}$, 其中, f_{tk} 为注浆体的抗拉强度, 将此关系及 q 与 q_e 的等式代入式(2)并进行移项便可得锈胀力 q 的计算式如下所示:

$$q = \frac{2e}{d} \cdot \{ [(1-2\mu)(c+d/2)^4 + 2\mu(c+d/2)^2 e^2 - e^4] / [(1-2\mu)(c+d/2)^4 + 2(2\lambda-1)(1-\mu)(c+d/2)^2 e^2 + e^4] \} \cdot f_{tk}. \quad (3)$$

由式(3)可知, 为了获得极限锈胀力 q_{\max} , 可令 $\frac{\partial q}{\partial e} = 0$, 即可得出极限锈胀力 q_{\max} 相对应的内部裂缝扩展半径 e , 进而计算得极限锈胀力 q_{\max} 。然而, 按照此法由式(3)得出的计算公式较为复杂, 不利于工程应用。为此, 本文采用数值的方法建立极限锈胀力 q_{\max} 相对应的内部裂缝扩展半径 e 的简单计算式, 即以式(3)为基础, 当 μ , c , d 和 λ 一定时, 在整个内部裂缝可能延伸范围内(令保护层厚度 $c = k_1(d/2)$, 由内部裂缝可从锚杆(索)表面延伸至注浆体外表面, 故内部裂缝可能扩展半径范围为 $(\frac{d}{2}, (k_1+1)\frac{d}{2})$)计算锈胀力 q 为最大值时对应的内部裂缝扩展半径 e , 并将其表达为 $e = k(c+d/2)$, k 为比例参数。

以下分析 μ , c , d 和 λ 在合理范围内取值时比例参数 k 与 μ , c , d 和 λ 存在的关系。由于在混凝土结构中 c 值一般大于埋设钢筋的直径 d , 但不是越大越好, 故设 k_1 的取值范围为(2, 6)。另外, 一般情况下注浆体泊松比 μ_c 的取值范围为(0.15, 0.25), 按前述可知比例参数 λ 的取值范围为(0, 1)。根据上述参数范围, 取 μ_c 分别为0.15, 0.20和0.25, 数值计算 k_1 为2.0, 2.5, 3.0,

3.5, 4.0, 5.0, 5.5和6.0及 λ 为0.2, 0.4, 0.6, 0.8和1.0时的比例参数 k 。计算表明, 同样参数下注浆体泊松比 μ_c 对比例参数 k 影响微小, k_1 对其基本无影响, 因而, 可得比例参数 k 仅与 λ 有关的关系曲线如图2所示。

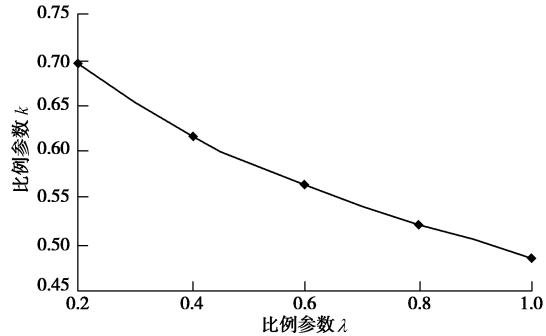


图2 比例参数 k 与 λ 关系曲线

Fig. 2 Relationship between proportional parameter k and λ

由图2经过二次线性拟合, 得到比例参数 k 与 λ 的计算关系式如式(4), 其相关性 $R^2 > 0.998$ 。

$$k = 0.1714\lambda^2 - 0.4637\lambda + 0.78. \quad (4)$$

这样即可通过式(4)得到参数 k_1 范围为(2, 6)、注浆体泊松比 μ_c 范围为(0.15, 0.25)及比例参数 λ 范围为(0, 1)时极限锈胀力 q_{\max} 相对应的内部裂缝扩展半径 $e = k(c+d/2)$ 。文献[12]中不考虑岩土体外围约束(即 $\lambda=1$)时得到 k 的理论值为0.486, 将 $\lambda=1$ 代入式(4)可得 $k=0.488$, 因而, 与理论计算值颇为接近, 可说明式(4)的正确性。

在得到极限锈胀力相对应的内部裂缝扩展半径 e 后, 可以式(3)为基础, 在选取注浆体泊松比 μ_c 范围为(0.15, 0.25)及比例参数 λ 范围为(0, 1)时, 同样采用曲线拟合的方法获得极限锈胀力 q_{\max} 的计算式如下所示:

$$q_{\max} = Af_{tk}, \quad (5)$$

式中, $A = a_1(\frac{c}{d}) + a_2$ 。其中, 曲线拟合的相关性 $R^2 > 0.998$, a_1 , a_2 分别在注浆体泊松比 $\mu_c = 0.15$, 0.20, 0.25时的计算式为

当 $\mu_c = 0.15$ 时,

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= -4.4208\lambda^3 + 10.604\lambda^2 - 8.9043\lambda + 3.3179, \\ a_2 &= -2.2021\lambda^3 + 5.2861\lambda^2 - 4.4437\lambda + 1.6579; \end{aligned} \right\} (6a)$$

当 $\mu_c = 0.20$ 时,

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= -5.3688\lambda^3 + 12.777\lambda^2 - 10.556\lambda + 3.7439, \\ a_2 &= -2.6833\lambda^3 + 6.3836\lambda^2 - 5.2735\lambda + 1.8709; \end{aligned} \right\} (6b)$$

当 $\mu_c = 0.25$ 时,

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= -6.8844\lambda^3 + 16.22\lambda^2 - 13.134\lambda + 4.3933, \\ a_2 &= -3.4536\lambda^3 + 8.1352\lambda^2 - 6.5807\lambda + 2.1986. \end{aligned} \right\} (6c)$$

文献[12]中不考虑岩土体外围约束(即 $\lambda=1$)时得到 a_1 , a_2 的理论值分别为0.6, 0.3, 将 $\lambda=1$ 代入式(5)

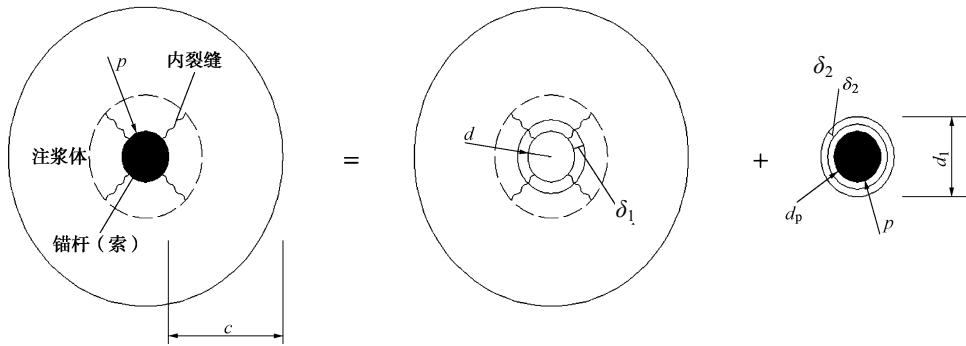


图3 锈胀力作用下变形协调关系

Fig. 3 Deformation compatibility conditions under corrosion expansion force

可得 $\mu_c = 0.15$ 时 a_1, a_2 分别为 0.597, 0.298, $\mu_c = 0.2$ 时 a_1, a_2 分别为 0.596, 0.298, $\mu_c = 0.25$ 时 a_1, a_2 分别为 0.595, 0.300, 因而, 均与理论计算值颇为接近, 可说明式(5)的正确性。

1.2 极限锈胀力时锚杆(索)锈蚀量

锈胀力作用一方面压缩了部分发生体积膨胀的铁锈, 另一方面使得外围注浆体产生形变, 而在此过程中锚杆(索)和外围注浆体始终粘结在一起, 故在锚杆(索)和外围注浆体界面上满足变形协调条件。

如图3所示, d 为锚杆(索)直径; c 为保护层厚度(即外围注浆体厚度); d_1 为锚杆(索)锈蚀自由膨胀后的名义直径; d_p 为锚杆(索)净直径。将在锚杆(索)锈胀力作用下发生的变形进行如下分解: ①外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1 ; ②锚杆(索)锈蚀自由膨胀后受锈胀力作用而发生的变形 δ_2 。由变形协调条件可得

$$d/2 + \delta_1 = d_1/2 + \delta_2 \quad (7)$$

当设锚杆(索)的锈蚀率为 ρ 时, 可得锈蚀后锚杆(索)名义直径 d_1 和锚杆(索)净直径 d_p 为

$$d_1 = \sqrt{(n-1)\rho + 1} \cdot d \quad (8a)$$

$$d_p = \sqrt{1-\rho} \cdot d \quad (8b)$$

式中 n 为锚杆(索)锈后体积膨胀率, 通常为 2~4; ρ 为锚杆(索)锈蚀率, 可按锚杆(索)截面损失率计算, $\rho = \frac{W_0 - W_p}{W_0} \times 100\%$, 其中, W_0 锈蚀前单位长度的重量, W_p 为锈蚀后单位长度的重量。

当设锚杆(索)的锈蚀量为 δ 时, 由式(8a)可得锈蚀量 δ 的计算式为

$$\delta = \left[\sqrt{(n-1)\rho + 1} - 1 \right] \cdot \frac{d}{2} \quad (9)$$

(1) 锈胀力作用下外围注浆体的变形 δ_1

a) 方法一

将外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1 分为两部分: ①裂缝段受均匀锈胀 q 作用而产生压缩变形

δ_{11} ; ②无裂缝段的弹性变形 δ_{12} 。其中, 压缩变形 δ_{11} 的计算如式(10), 弹性变形 δ_{12} 可如前述圆环模型按弹性力学知识计算, 在圆环内部边界上的径向压力为 q_e 及注浆体外周径向位移为 λu_r , δ_{12} 的计算为

$$\delta_{11} = \frac{q}{E_c} (e - d/2) \quad , \quad (10)$$

$$\delta_{12} = \frac{1 - \mu_c^2}{E_c} \left\{ \frac{2(c + \frac{d}{2})^2}{(c + \frac{d}{2})^2 - e^2} \right. \\ \left. \left\{ (1 - 2\mu_c) \left[(c + \frac{d}{2})^2 - e^2 \right] + 2\lambda(1 - \mu_c)e^2 \right\} - \frac{1 - 2\mu_c}{1 - \mu_c} \right\} \frac{d}{2} q_e \quad (11)$$

将式(10)、(11)相加, 即可得外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1 , 并设 δ_1 的计算式为

$$\delta_1 = \frac{1 - \mu_c^2}{E_c} \cdot B \cdot \frac{d}{2} \cdot q_e \quad (12)$$

在选取参数 k_1 的范围为 (2, 6)、注浆体泊松比 μ_c 的范围为 (0.15, 0.25) 及比例参数 λ 的范围为 (0, 1) 时, 按 1.1 节方法对参数 B 进行曲线拟合, 可得 $B = b_{11}(c/d) + b_{12}$, 其中, 拟合的相关性 $R^2 > 0.997$, b_{11}, b_{12} 分别在注浆体泊松比 $\mu_c = 0.15, 0.20, 0.25$ 时的计算式为

当 $\mu_c = 0.15$ 时,

$$\left. \begin{aligned} b_1 &= 0.3529\lambda^2 - 0.9517\lambda + 1.5969, \\ b_2 &= -0.695\lambda^2 + 1.6754\lambda + 0.2857; \end{aligned} \right\} \quad (13a)$$

当 $\mu_c = 0.20$ 时,

$$\left. \begin{aligned} b_1 &= 0.3561\lambda^2 - 0.965\lambda + 1.6248, \\ b_2 &= -0.7037\lambda^2 + 1.7567\lambda + 0.2781; \end{aligned} \right\} \quad (13b)$$

当 $\mu_c = 0.25$ 时,

$$\left. \begin{aligned} b_1 &= 0.3639\lambda^2 - 0.9872\lambda + 1.6636, \\ b_2 &= -0.712\lambda^2 + 1.8505\lambda + 0.2631. \end{aligned} \right\} \quad (13c)$$

b) 方法二

将外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1 统一考虑为裂缝段和无裂缝段组合的圆环模型按弹性力学知识计算, 在圆环内部边界上的径向压力为 q 及注浆体外周径向位移为 λu_r , δ_1 的计算式为

$$\delta_1 = \frac{1-\mu_c^2}{E_c} \left\{ \frac{2(c+\frac{d}{2})^2}{(c+\frac{d}{2})^2 - (\frac{d}{2})^2} \cdot \frac{\left\{ (1-2\mu_c) \left[(c+\frac{d}{2})^2 - (\frac{d}{2})^2 \right] + 2\lambda(1-\mu_c)(\frac{d}{2})^2 \right\}}{\left\{ (1-2\mu_c) \left[(c+\frac{d}{2})^2 - (\frac{d}{2})^2 \right] + 2(1-\mu_c)(\frac{d}{2})^2 \right\}} - \frac{1-2\mu_c}{1-\mu_c} \right\} \frac{d}{2} q \quad (14)$$

同样将 δ_1 设为式(12)的计算形式, 在选取参数 k_1 的范围为(2, 6)、注浆体泊松比 μ_c 的范围为(0.15, 0.25)及比例参数 λ 的范围为(0, 1)时, 按1.1节方法对参数 B 进行曲线拟合, 可得 $B = b_{21} \left(\frac{c}{d} \right)^3 + b_{22} \left(\frac{c}{d} \right)^2 + b_{23} \left(\frac{c}{d} \right) + b_{24}$, 其中, 拟合的相关性 $R^2 > 0.991$, b_{21} , b_{22} , b_{23} 分别在注浆体泊松比 $u_c = 0.15$, 0.20, 0.25时的计算式为

当 $\mu_c = 0.15$ 时,

$$\begin{cases} b_{21} = -0.0662\lambda + 0.0283, & b_{22} = 0.5168\lambda - 0.2272, \\ b_{23} = -1.4206\lambda + 0.6495, & b_{24} = 1.4902\lambda + 0.4532; \end{cases} \quad (15a)$$

当 $\mu_c = 0.20$ 时,

$$\begin{cases} b_{21} = -0.0689\lambda + 0.0311, & b_{22} = 0.5407\lambda - 0.2511, \\ b_{23} = -1.4942\lambda + 0.7231, & b_{24} = 1.5812\lambda + 0.4358; \end{cases} \quad (15b)$$

当 $\mu_c = 0.25$ 时,

$$\begin{cases} b_{21} = -0.0723\lambda + 0.0344, & b_{22} = 0.5693\lambda - 0.2796, \\ b_{23} = -1.5849\lambda + 0.8138, & b_{24} = 1.6975\lambda + 0.4027. \end{cases} \quad (15c)$$

(2) 锈胀力作用下锚杆(索)锈蚀自由膨胀后的变形 δ_2

锈胀力作用对锚杆(索)锈蚀自由膨胀后发生的变形 δ_2 同样可采用平面应变情况下的圆筒弹性理论知识计算, 其边界条件为: 当半径 $r=d/2$ 时, 径向压力 $\sigma_r=-q$, 当半径 $r=d_p/2$ 时, 径向位移 $u_r=0$, 则可得 δ_2 为

$$\delta_2 = -\frac{1}{E_r} C \cdot \frac{d}{2} \cdot q, \quad (16)$$

式中, $C = \frac{n(1-2\mu_r)(1+\mu_r)\rho\sqrt{(n-1)\rho+1}}{[(n-2(1-\mu_r))\rho+2(1-\mu_r)]}$, 其中, E_r

和 u_r 分别为铁锈的弹性模量和泊松比, 按文献[15]给出 $\mu_r=0.49$ 和 $E_r=6000(1-2\mu_r)$, 则 $E_r=120$ MPa。

取锚杆(索)的锈蚀量 δ 与锚杆(索)半径之比(即

$\delta/(d/2)$)为0, 0.002, 0.004, 0.006, 0.008, 0.010, 0.012, 0.016, 0.018和0.020, 锚杆(索)体积膨胀率 n 为2, 3和4时, 计算得参数 C 与 $\delta/(d/2)$ 的关系曲线如图4所示。

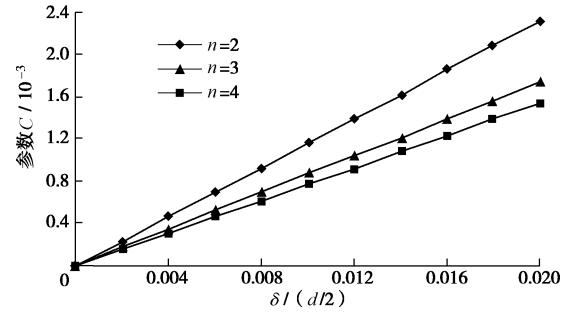


图4 参数关系曲线

Fig. 4 Relationship curves of parameters

由图4可知, 参数 C 与 $\delta/(d/2)$ 近似直线关系, 经拟合可得 $C = c_1 \left(\frac{\delta}{d/2} \right) + c_2$, 其线性相关性 $R^2=1$, c_1 , c_2 分别为: 当 $n=2$ 时, $\begin{cases} c_1 = 115.89 \times 10^{-3}, \\ c_2 = 0.003 \times 10^{-3} \end{cases}$, 当 $n=3$ 时, $\begin{cases} c_1 = 86.9 \times 10^{-3}, \\ c_2 = 0.0022 \times 10^{-3} \end{cases}$, 当 $n=4$ 时, $\begin{cases} c_1 = 77.209 \times 10^{-3}, \\ c_2 = 0.0022 \times 10^{-3} \end{cases}$ 。

(3) 极限锈胀力与锚杆(索)锈胀量的关系

将式(12)和式(16)中的 δ_1 , δ_2 代入变形协调方程式(7)中, 及由式(9)关系便可得极限锈胀力时的锚杆(索)锈胀量的等式为

$$\delta = \frac{\left(\frac{1-\mu_c^2}{E_c} B + \frac{1}{E_r} c_2 \right) \cdot \frac{d}{2}}{\left(1 - \frac{1}{E_r} c_1 q_{\max} \right)} q_{\max} \quad (17)$$

其中, $q_{\max} = Af_{tk}$, 这样只要已知锚杆(索)直径 d 、保护层厚度(即外围注浆体厚度) c 、岩土体对锚固体约束作用的比例参数 λ 、注浆体材料参数(弹性模量 E_c 、泊松比 μ_c 和抗拉强度 f_{tk})和锚杆(索)体积膨胀率 n , 即可得到极限锈胀力 q_{\max} 时的锚杆(索)锈蚀量 δ 。

2 锚杆(索)锈蚀速率和使用寿命预测

2.1 锚杆(索)的锈蚀速率

(1) 公式一

牛荻涛^[15]结合一般大气环境下快速锈蚀试验数据和大量工程检测结果, 再通过对计算结果的分析, 依据各因素和钢筋锈蚀深度的关系, 拟合出便于计算的锈蚀速率公式:

$$v = 46k_{cr}k_{ce}e^{0.04T} (RH - 0.45)^{2/3} c^{-1.36} \sigma_c^{-1.83} \quad (18)$$

式中 v 为锈蚀速率 (mm/a); k_{cr} 为锚索体位置修正

系数, 一般情况下 $k_{cr} = 1.0$; k_{ce} 为环境条件修正系数; T 为环境温度 (°C); RH 为环境湿度 (%); c 为保护层厚度 (mm); σ_c 为注浆体的抗压强度 (N/mm²)。对于 k_{ce} , T 和 RH 的取值, 文献[4]在以水利水电工程高边坡为例时, 建议 $k_{ce} = 4.0$, $T = 10^\circ\text{C}$, RH = 100%。

同时, 研究者^[19]开展的砂浆锚杆(索)腐蚀与防护试验研究表明, 置于密闭且空气相对湿度为 100% 条件下的锚杆(索), 其腐蚀速度仅为永久浸泡和干湿交替试件腐蚀速度的 1/5 左右。因此, 尽管工程地质条件千差万别, 现场锚杆(索)腐蚀速率均较室内试验要低, 在此取注浆体锈胀开裂前锚杆(索)名义锈蚀速率 v^* 为折减系数 α 与试验锚杆(索)锈蚀速率 v 的乘积。当将 $k_{cr} = 1.0$ 、 $k_{ce} = 4.0$ 、 $T = 10^\circ\text{C}$ 和 RH = 100% 代入式(18)时, 可得锚杆(索)名义锈蚀速率 v^* 为

$$v^* = 184.2655\alpha c^{-1.36}\sigma_c^{-1.83}, \quad (19)$$

式中, α 为折减系数, $\alpha \leq \frac{1}{5}$ 。

(2) 公式二

文献[18]基于对钢筋腐蚀起主要的 3 个影响因素(氯离子和氢氧根离子含量、温度)进行分析, 建立钢筋锈蚀速率预测模型:

$$\ln v^* = \ln \frac{c(\text{Cl}^-)}{c(\text{OH}^-)} - \frac{3034}{T} - 0.000105R_c + 11.1. \quad (20)$$

式中 v^* 同样为锚杆(索)名义锈蚀速率 (μm/a); $c(\text{Cl}^-)$ 为锚杆(索)周围的氯离子含量 (kg/m³); $c(\text{OH}^-)$ 为锚索周围的氢氧根离子含量 (kg/m³); T 为锚索周围的 K 氏温度, 一般取为 298 K; R_c 为锚索表面至混凝土表面间等截面电阻, 一般取为 400 Ω。

2.2 锚杆(索)使用寿命预测

上述 2 种锚杆(索)腐蚀速率的计算公式: ①适合不同环境状况; ②适合已知主要腐蚀性影响的离子含量, 因而, 两者均有实际工程意义价值。

在根据前述已得极限锈胀力下锚杆(索)的锈蚀量 δ 及锚杆(索)的名义腐蚀速率时, 可通过下式预测锚杆(索)锈胀开裂时的使用寿命。

$$t = \frac{\delta}{v^*}, \quad (21)$$

式中, t 为基于锚杆(索)锈胀开裂时的使用寿命, δ 为极限锈胀力时的锚杆(索)锈蚀量, v^* 为锚杆(索)的名义腐蚀速率。

3 计算对比分析

3.1 算例分析

算例 1: 锚索体^[2]的等效直径 $D = 110$ mm, 锚索保护层厚度 $c = 27.5$ mm, 外围注浆体的抗压强度 $\sigma_c = 40.0$ MPa, 抗拉强度 $f_{tk} = 3.0$ MPa, 抗压弹性模量 $E_c = 19.5$ GPa, 泊松比 $\mu_c = 0.2$, 比例系数 $\lambda = 0.4$, 锚索锈后体积膨胀率 $n = 2$, 分析对比锚索直径 d 分别为 15, 16, 17, 18, 19, 20 mm 时这 2 种方法下对应极限锈胀力的锚索锈蚀量 δ 大

GPa, 泊松比 $\mu_c = 0.2$ 。文献[4]中锚索腐蚀速度采用本文公式一计算, 其中, 折减系数 $\alpha = 0.2$, 同时, 文献[4]与本文锚索锈蚀量的计算方法不同, 故在此取锚索直径 $d = 16$ mm, 比例系数 $\lambda = 0.22$, 锚索锈后体积膨胀率 $n = 2$, 铁锈弹性模量 $E_r = 120$ MPa。

当采用本文方法一(外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1) 和公式一(锚索腐蚀速率)时, 由 $\mu_c = 0.2$, $\lambda = 0.22$, $c = 27.5$ mm 和 $d = 16$ mm, 根据式(5)和式(6), 可得极限锈胀力 q_{max} ; 由 $\mu_c = 0.2$ 、 $c = 27.5$ mm 和 $d = 16$ mm, 根据式(13)可求得 B ; 由 $n = 2$, 根据 1.2.2 节可查得 c_1 和 c_2 。将计算和查得的参数 q_{max} , B , c_1 和 c_2 及已知参数 E_c , μ_c 和 E_r 代入式(17), 进而得极限锈胀力下对应的锈胀量 δ , 然后代入式(21)中即可求得计算结果为 34.19 a (其中, 腐蚀速率采用式(19), $\alpha = 0.2$, $c = 27.5$ mm, $\sigma_c = 40.0$ MPa), 而文献[4]计算值为 35.35 a, 相比两者在数值上颇为接近, 可验证本文方法的正确性。

算例 2: 锚索直径 $d = 16$ mm, 保护层厚度 $c = 27.5$ mm, 外围注浆体的抗压强度 $\sigma_c = 40.0$ MPa, 抗拉强度 $f_{tk} = 3.0$ MPa, 抗压弹性模量 $E_c = 19.5$ GPa, 泊松比 $\mu_c = 0.2$, 取比例系数 $\lambda = 0.22$, 锚索锈后体积膨胀率 $n = 2$, 铁锈弹性模量 $E_r = 120$ MPa, 锚索表面 pH 值为 10.6, 实地采样测得当地地下水氯离子含量为 2.27 mg/L, 故取锚索表面氯离子最大含量同样为 2.27 mg/L。

当采用方法一(外围注浆体受锈胀力作用而发生的变形 δ_1) 和公式二(锚索腐蚀速率)时, 由 $\mu_c = 0.2$, $\lambda = 0.22$, $c = 27.5$ mm 和 $d = 16$ mm, 根据式(5)和式(6), 可得极限锈胀力 q_{max} ; 由 $\mu_c = 0.2$ 、 $c = 27.5$ mm 和 $d = 16$ mm, 根据式(13)可求得 B ; 由 $n = 2$, 根据 1.2 节可查得 c_1 和 c_2 。将计算和查得的参数 q_{max} , B , c_1 和 c_2 及已知参数 E_c , μ_c 和 E_r 代入式(17), 进而得极限锈胀力下对应的锈胀量 δ , 然后代入式(21)中即可计算得锚索的使用寿命为 44.75 a (其中, 腐蚀速率采用式(20), $c(\text{Cl}^-) = 2.27$ mg/L, pH = 10.6), 因而可满足工程实际需要。

3.2 锈蚀量计算方法对比

在本文中, 锈胀力作用下外围注浆体变形 δ_1 的计算存在 2 种方法, 大部分文献均采用方法二, 然而, 方法二的计算没有考虑外围注浆体内部裂缝的存在, 其计算必然与实际结果有差异。因而, 本例中取保护层厚度 $c = 1.5d$, 外围注浆体的抗压强度 $\sigma_c = 40.0$ MPa, 抗拉强度 $f_{tk} = 3.0$ MPa, 抗压弹性模量 $E_c = 19.5$ GPa, 泊松比 $\mu_c = 0.2$, 比例系数 $\lambda = 0.4$, 锚索锈后体积膨胀率 $n = 2$, 分析对比锚索直径 d 分别为 15, 16, 17, 18, 19, 20 mm 时这 2 种方法下对应极限锈胀力的锚索锈蚀量 δ 大

小, 计算结果如图5所示。

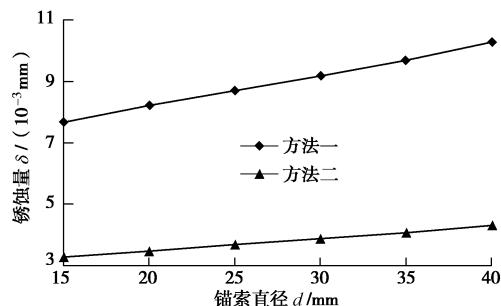


图 5 锈胀量对比

Fig. 5 Comparison of corrosion amount

从图5中, 可知: 未考虑外围注浆体内部裂缝影响的方法二计算得的锈胀量 δ 较方法一要小, 故其偏于保守。

3.3 参数分析

取锚杆直径 $d=16$ mm; 保护层厚度 $c=25$ mm, 外围注浆体的抗压强度 $\sigma_c=40.0$ MPa, 抗拉强度 $f_{ak}=3.0$ MPa, 弹性模量 $E_c=19.5$ GPa, 泊松比 $\mu_c=0.2$, 比例系数 $\lambda=0.25$, 锚杆锈后体积膨胀率 $n=2$, 铁锈弹性模量 $E_r=120$ MPa, 采用方法一计算锈胀力作用下外围注浆体变形 δ_1 和公式一计算锚杆锈蚀速率, 其中, 折减系数 $\alpha=1/5$ 。

(1) 注浆体泊松比 μ_c 和锚杆锈蚀后体积膨胀率 n 影响

分别取外围注浆体泊松比 μ_c 为0.15, 0.20和0.25, 锚杆锈后体积膨胀率 n 为2, 3和4, 研究其对锚杆使用寿命的影响, 计算结果如图6所示。

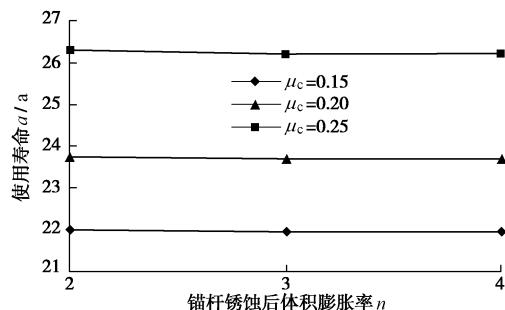


图 6 注浆体泊松比 μ_c 和锚杆锈蚀后体积膨胀率 n 对锚杆使用寿命的影响

Fig. 6 Effect of Poisson's ratio of grout (μ_c) and volume expansion (n) after its corrosion on service life of anchorage bolt

从图6可知: 锚杆锈蚀后体积膨胀率 n 对锚杆使用寿命影响微小, 而外围注浆体泊松比 μ_c 越大则锚杆使用寿命越长。

(2) 比例系数 λ 的影响

取外围岩土体对锚固体约束作用的比例系数 λ 分别为0.20, 0.25, 0.30, 0.35, 0.40, 0.45和0.50, 研究

其对锚杆使用寿命的影响, 计算结果如图7所示。

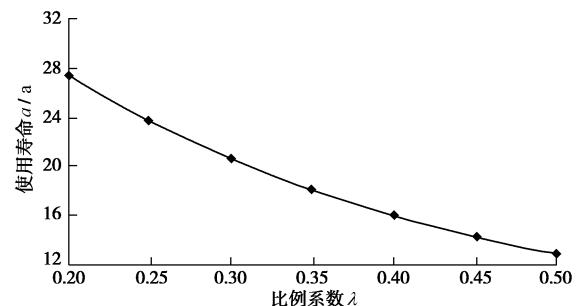


图 7 比例系数 λ 对锚杆使用寿命的影响

Fig. 7 Effect of proportional parameter λ on service life of anchorage bolt

从图7中可知: 随着比例系数 λ 的减小(即锚固体外周的径向位移越小), 锚杆使用寿命显著增长, 表明外围岩土体对锚固体的约束作用越强则锚固体的耐久性越好。

(3) 锚杆直径 d 和保护层厚度 c 的影响

分别取锚杆直径 d 为14, 15, 16, 17, 18 mm, 保护层厚度 c 为25, 27.5, 30 mm, 研究其对锚杆使用寿命的影响, 计算结果如图8所示。

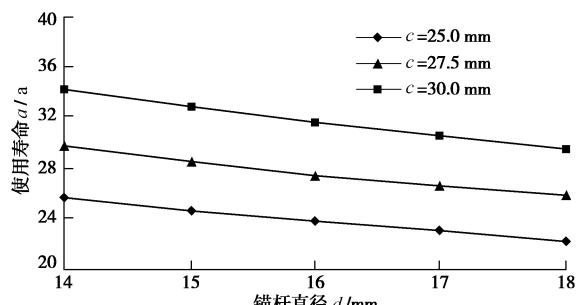


图 8 锚杆直径 d 和保护层厚度 c 对锚杆使用寿命的影响

Fig. 8 Effect of diameter (d) and thickness of protective layer (c) on service life of anchorage anchor

从图8中可知: 当保护层厚度 c 不变时, 锚杆直径 d 的增大将略微减小锚杆的使用寿命, 而当锚杆直径 d 不变时, 保护层厚度 c 的增大明显改善锚杆的使用寿命。

4 结 论

(1) 经算例对比验证了本文方法的可行性, 且2种锚杆(索)锈蚀率计算公式在各自使用条件下均对预测锚杆(索)的使用寿命有实际工程意义。

(2) 对于锚杆(索)锈蚀量的计算, 当不考虑外围注浆体内部裂缝影响时采用圆孔模型弹性理论计算得的锈蚀量值小于本文考虑注浆体内部裂缝而分段计算得到的值, 表明前者方法偏于保守。

(3) 外围岩土体对注浆体的约束作用对锚杆(索)

的使用寿命有积极影响。

(4) 在分析参数对锚杆(索)使用寿命的影响中, 铁锈膨胀率 n 对其影响较小, 而随注浆体泊松比 μ_c 的增大, 锚杆(索)的使用寿命延长。

(5) 当锚杆(索)直径 d 不变时, 保护层厚度 c 的增大则锚杆(索)的使用寿命增长, 当保护层厚度 c 不变时, 锚杆(索)直径 d 的增大则锚杆(索)的使用寿命微略减小。

参考文献:

- [1] 李英勇. 岩土预应力锚固系统长期稳定性研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2008: 1 - 19. (LI Ying-yong. Study on long term stability of geotechnical Pre-stressed anchor system[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2008: 1 - 19. (in Chinese))
- [2] 赵晓彦, 张京伍, 梁 瑶, 等. 花岗岩类土质边坡主被动组合锚固设计方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(3): 633 - 639. (ZHAO Xiao-yan, ZHANG Jing-wu, LIANG Yao, et al. Design method for combined active/pассив anchoring for granitoid soil slope[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(3): 633 - 639. (in Chinese))
- [3] 何思明, 王全才, 罗 淦. 钢绞线锈蚀对预应力锚索荷载传递特性的影响[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2010, 42(1): 1 - 4. (HE Si-ming, WANG Quan-cai, LUO Yu. Impact of steel strand corrosion on pre-stressed anchor cable load transfer characteristic[J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2010, 42(1): 1 - 4. (in Chinese))
- [4] 洪海春, 徐卫亚. 全长粘结式预应力锚索锈胀开裂时服务年限研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(4): 949 - 953. (HONG Hai-chun, XU Wei-ya. Research on service life of wholly bonded pre-stressed cable when corrosion expansion cracking[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(4): 949 - 953. (in Chinese))
- [5] 吴 瑾, 吴胜兴. 氯离子环境下钢筋混凝土结构耐久性寿命评估[J]. 土木工程学报, 2005, 38(2): 59 - 63. (WU Jin, WU Sheng-xing. Durability assessment for reinforced concrete structures in chloride environment[J]. Journal of China Civil Engineering, 2005, 38(2): 59 - 63. (in Chinese))
- [6] 金伟良, 鄢 飞, 张 亮. 考虑混凝土碳化规律的钢筋锈蚀率预测模型[J]. 浙江大学学报(工学版), 2000, 34(2): 158 - 163. (JIN Wei-liang, YAN Fei, ZHANG Liang. A pre-determinate model of steel bar corrosion ratio considered of concrete carbonation model[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2000, 34(2): 158 - 163. (in Chinese))
- [7] 郑 静, 曾辉辉, 朱本珍. 腐蚀对锚索力学性能影响的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(12): 2469 - 2474. (ZHENG Jing, ZENG Hui-hui, ZHU Ben-zhen. Test study of influence of erosion on mechanical behavior of anchor[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(12): 2469 - 2474. (in Chinese))
- [8] 赵 健, 冀文政, 肖 玲, 等. 锚杆耐久性现场试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(7): 1377 - 1385. (ZHAO Jian, JI Wen-zheng, XIAO Ling, et al. In-situ experimental study on anchor durability[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(7): 1377 - 1385. (in Chinese))
- [9] 杨启贵, 高大水, 吴海斌. 对我国岩土预应力锚索防腐措施和标准的探讨[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(10): 1558 - 1562. (YANG Qi-gui, GAO Da-shui, WU Hai-bin. Discussion on antiseptic measures and standards of geotechnical pre-stressed anchorage cables in China[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(10): 1558 - 1562. (in Chinese))
- [10] 任爱武, 汪彦枢, 王玉杰, 等. 拉力集中全长黏结型锚索长期耐久性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(3): 493 - 499. (REN Ai-wu, WANG Yan-shu, WANG Yu-jie, et al. Research on durability of concentrated tension and full-bonded anchor cables[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(3): 493 - 499. (in Chinese))
- [11] 赵羽习, 金伟良. 混凝土构件锈蚀胀裂时的钢筋锈蚀率[J]. 水利学报, 2004, 49(11): 97 - 101. (ZHAO Yu-xi, JIN Wei-liang. Corrosion ratio of reinforcement bar in reinforced concrete construction at the moment of cracking due to corrosion expansion[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2004, 49(11): 97 - 101. (in Chinese))
- [12] 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, 46(7): 57 - 62. (JIN Wei-liang, ZHAO Yu-xi, YAN Fei. The mechanism of corroded expansion force of reinforced concrete members[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2001, 46(7): 57 - 62. (in Chinese))
- [13] 李海波, 鄢 飞, 赵羽习, 等. 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. (LI Hai-bo, YAN Fei, ZHAO Yu-xi, et al. Model

- of corroded expansion force at cracking on reinforced concrete structures[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2000, 34(4): 415 - 422. (in Chinese))
- [14] 金伟良, 赵羽习, 鄢飞. 钢筋混凝土构件的均匀钢筋锈胀力及其影响因素[J]. 工业建筑, 2001, 31(5): 6 - 8. (JIN Wei-liang, ZHAO Yu-xi, YAN Fei. Corroded expansion force of reinforced concrete members and its influence factors[J]. Industrial Construction, 2001, 31(5): 6 - 8. (in Chinese))
- [15] 吴相豪. 海洋环境中钢筋混凝土构件锈胀开裂时间的解析解[J]. 上海海事大学学报, 2006, 27(3): 22 - 26. (WU Xiang-hao. Analytical solution for cracking time of reinforced concrete structure due to corrosion expansion in marine environment[J]. Journal of Shanghai Maritime University, 2006, 27(3): 22 - 26. (in Chinese))
- [16] 张志亮. 预应力锚索耐腐蚀性及失效研究[D]. 北京: 中国地质大学, 2008: 11 - 33. (ZHANG Zhi-liang. The research of pre-stressed anchorage cable corrosion resistance and inactivation[D]. Beijing: China University of Geosciences, 2008: 11 - 33. (in Chinese))
- [17] 牛荻涛. 混凝土结构耐久性与寿命预测[M]. 北京: 科学出版社, 2003: 52 - 74. (NIU Di-tao. Durability and life prediction of concrete structures[M]. Beijing: Science Press, 2003: 52 - 74. (in Chinese))
- [18] 卫军, 桂志华, 王艺霖. 混凝土中钢筋锈蚀速率的预测模型[J]. 武汉理工大学学报, 2005, 27(6): 45 - 47. (WEI Jun, GUI Zhi-hua, WANG Yi-lin. Modeling on predicting steel corrosion rate in concrete[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2005, 27(6): 45 - 47. (in Chinese))
- [19] 曾宪明, 雷志梁, 张文巾, 等. 关于锚杆“定时炸弹”问题的讨论—答郭映忠教授[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(13): 2235 - 2242. (ZENG Xian-ming, LEI Zhi-liang, ZHANG Wen-jin, et al. Discussion about “time bomb” question for bolt—an answer to professor Guo Ying-zhong[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(13): 2235 - 2242. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于 1979 年, 是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办, 国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学理论和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿, 倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿, 并优先利用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续多年确认为核心期刊, 并在建筑类核心期刊中位于前列; 本刊被科技部“中国科技论文统计源期刊”(中国科技核心期刊)及“中国科技论文与引文数据库”收录; 本刊被中国科学院“中国科学引文数据库”收录; 本刊被“中国知网”全文收录及“中国学术期刊综合评价数据库”收录; 本刊被“工程索引 Ei Compendex”数据

库”和“日本科学技术振兴机构数据库 JST”等国际数据库收录。本刊网址 (www.cgejournal.com) 全文发布本刊所有刊载文章。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊, A4 开, 双栏排版, 192 页, 每月中旬出版, 每期定价 25 元, 全年 300 元。

本刊国际标准刊号 ISSN 1000 - 4548, 国内统一刊号 CN 32 - 1124/TU, 国内发行代号 28 - 62, 国外发行代号 MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: 南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部; 邮编: 210024; 联系电话: 025-85829534, 85829543, 85829553, 85829556; 传真: 025-85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)