

钢-混凝土组合梁收缩和徐变的影响分析和计算

孙海林 叶列平 陆新征

(清华大学土木工程系, 北京, 100084)

[摘要] 本文采用纤维模型编制了有限元程序, 利用 MC90 收缩和徐变模型对简支钢-混凝土组合梁在长期荷载作用下的变形进行了分析, 计算结果与试验结果相吻合。论文同时对现行规范方法和文献方法进行了分析, 现行规范中考虑收缩和徐变的计算方法不全面, 且偏于不安全, 而文献的其它方法在收缩变形分析中也存在一些不足。为此, 本文基于所建议的数值模型对影响组合梁长期变形的收缩和徐变参数进行了分析, 并根据徐变和收缩引起的长期变形的机制, 建议徐变变形计算采用“有效弹性模量”的换算截面法, 收缩变形采用直接法计算, 使得计算概念更为合理, 且比现有方法与试验结果吻合更好。

[关键词] 钢-混凝土组合梁 收缩 徐变 纤维模型 长期变形 有效模量

Long Term Deformation Analysis of Shrinkage and Creep of Steel-Concrete Composite beams

SUN Hai-lin YE Lie-ping LU Xin-zheng

(Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing, 100084, China)

Abstract: Based on the theory of fiber model, an efficient numerical method to account for the long-term behavior of composite steel-concrete beams is presented, the creep and shrinkage value is proposed by MC90 model. Numerical results are compared with the experimental results and a good agreement reached. It is found that the design methods for the long-term deflection of current Chinese codes are unsafe while other proposed methods have some drawbacks. A simplified approach to evaluate creep and shrinkage effects in simply supported composite beams is presented. The deflection induced by creep is based on effective modulus method and the deflection induced by shrinkage is directly computed. With clear physical concept, the method is more reliable and in good agreement with the test results.

Keywords: Steel-concrete Composite Beam; Shrinkage; Creep; Fiber Model; Long-term Deformation; Effective Modulus

1 引言

钢-混凝土组合梁(以下简称组合梁)是由钢梁和混凝土板通过剪力连接件组合形成的构件。由于混凝土收缩和徐变, 组合梁在长期荷载作用下, 挠度变形会不断增大, 组合梁截面将产生应力重分布, 应力重分布对组合梁的长期变形计算带来了一定的复杂性。

文献中关于组合梁长期变形的计算方法主要有: 采用“有效弹性模量”的换算截面法^{[1][2][3]}、按龄期调整的有效模量法^{[4][5]}和长期刚度折减系数法^{[6][7][8]}, 其中前两种方法相似, 可以认为第一种方法是第二种方法的特殊情况。混凝土在长期荷载作用下的“有效弹性模量”可表示为:

$$E_e = kE_c \quad (1)$$

式中, E_e 为混凝土有效弹性模量, E_c 为初始弹性模量; k 为弹性模量降低系数。

《钢结构设计规范》^[1]中只考虑了徐变影响, 建议 k 取 0.5, 没有考虑混凝土收缩对长期变形的影响。《公路桥涵钢结构及木结构设计规范》^[2]在考虑结构重力对徐变影响时 k 取 0.4, 考虑混凝土收缩对徐变影响时 k 取 0.5, 并建议当考虑桥面板收缩影响时采取降温法, 即对于整体浇筑的钢筋混凝土桥面板, 按温度降低 15~20℃考虑。上述规范中采用的单一弹性模量降低系数法计算简单, 但 k 取 0.5 实际上只考虑了徐变系数为 1 的情况, 没有考虑其它徐变系数情况, 尤其是对混凝土收缩考虑不足。美国混凝土协会 ACI209 在研究报告中指出: 混凝土最终收缩应变为 $415 \times 10^{-6} \sim 1070 \times 10^{-6}$, 最终收缩应变平均值为 780×10^{-6} ; 最终徐变系数为 1.3~

4.15, 最终徐变系数平均为 2.35^[9], 可见我国现行规范对混凝土收缩和徐变影响的考虑并不全面。

文献[4][5]采用按龄期调整的有效模量法(AAEM)进行组合梁的收缩和徐变分析。按龄期调整的有效模量法是1972年Bazant根据Troost公式建议的混凝土徐变的计算方法^[10], 是计算徐变引起的混凝土结构变形的较为合理的方法, 但用按龄期调整的有效模量计算收缩变形值得商榷, 因为混凝土收缩引起的变形与当前龄期混凝土弹性模量有关, 而不是按龄期调整的有效模量。

文献[6][7]基于混凝土和钢材弹性假设, 建立了组合梁的长期挠度计算公式, 长期变形增量由徐变和收缩引起的附加变形两部分组成, 不考虑滑移对长期变形的影响, 是计算简支组合梁长期变形比较合理简便的公式。该方法在计算徐变引起的附加变形时采用了长期刚度折减系数的方法, 而在计算收缩产生的组合梁附加变形时采用了前述的按龄期调整的有效模量法。

文献[8]根据1根普通组合梁的1年长期荷载试验, 建议普通组合梁的长期挠度取其挠度的2倍, 相当于采用了长期刚度折减系数的方法。

国外澳大利亚Bradford进行了4根简支组合梁的250天的长期性能试验, 结果表明在使用荷载作用下滑移对长期变形的影响很小^[11]。

本文基于纤维模型, 建立了组合梁的有限元分析程序, 程序采用CEB-FIP的MC90徐变和收缩模型^[12]进行计算, 我国最新桥规也采用了CEB-FIP的MC90收缩和徐变模型^[13]。本文对搜集到的现有的简支组合梁的长期试验结果进行分析, 验证了程序正确性。在此基础上, 对影响组合梁长期变形的有关参数进行了分析, 研究了徐变和收缩对长期变形的影响机制, 在此基础上提出了更为合理的长期挠度的计算方法。

2 有限元分析程序和计算方法

采用纤维模型编写了三维杆系时随性能分析程序-TADP程序。根据Euler-Bernouilli梁理论建立了三维梁单元, 每个梁单元有12个自由度, 如图1所示。计算基本假设如下:

- (1) 构件截面变形满足平截面假定;
- (2) 不考虑剪应力, 忽略剪切变形;
- (3) 本构关系使用单轴应力-应变关系: 混凝土

应力-应变关系如图2所示, 受压应力-应变关系采用Hognestad建议的公式; 受拉应力-应变关系开裂前为弹性, 开裂后下降段的应力-应变关系采用江

见鲸公式^[14]; 钢筋应力-应变关系如图3所示, 采用双线性强化模型;

- (4) 可考虑开裂, 裂缝是弥散裂缝;
- (5) 钢筋与混凝土充分粘结, 无相对滑移, 变形协调;
- (6) 根据文献试验研究建议, 本文组合梁的长期性能不考虑钢梁与混凝土板的滑移。

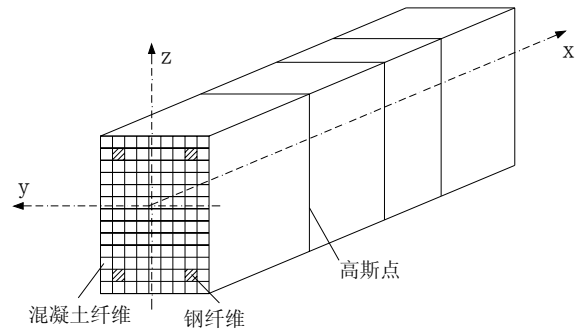


图1 单元示意图

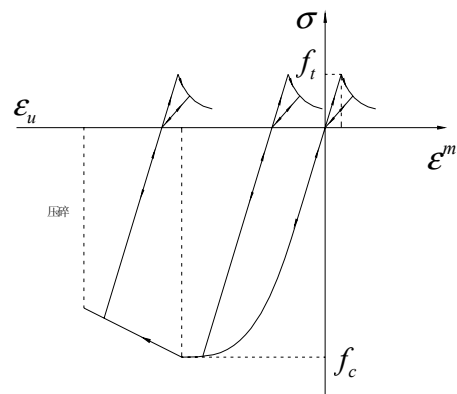


图2 混凝土应力-应变关系

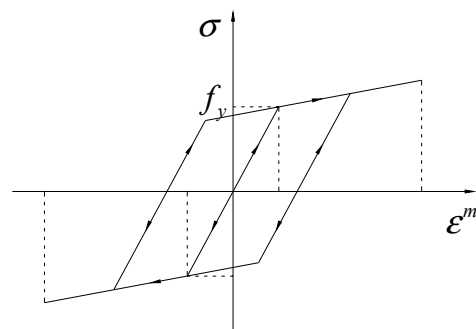


图3 钢筋应力-应变关系

混凝土应变分解成力学应变 $\varepsilon^m(t)$ 和非力学应变 $\varepsilon^{nm}(t)$, 如公式(2)所示,

$$\varepsilon(t) = \varepsilon^m(t) + \varepsilon^{nm}(t) \quad (2)$$

非力学应变 $\varepsilon^{nm}(t)$ 由收缩徐变、徐变应变和温度应变组成,

$$\varepsilon^{nm}(t) = \varepsilon^c(t) + \varepsilon^s(t) + \varepsilon^T(t) \quad (3)$$

其中, $\varepsilon^c(t)$ 是徐变应变, $\varepsilon^s(t)$ 是收缩应变, $\varepsilon^T(t)$ 是温度应变。

当混凝土应力低于混凝土强度的 40~50% 时, 采用线性徐变假设, 徐变应变可表示为,

$$\varepsilon^c(t) = \int_0^t C(t, \tau) \frac{d\sigma(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (4)$$

式中, $\varepsilon^c(t)$ 是为 τ 时刻加载至 t 时刻的徐变应变; $C(t, \tau)$ 是徐变度, 可以用式(5)中的 Dirichlet 级数形式表示。

$$C(t, \tau) = \sum_{i=1}^m a_i(\tau) [1 - e^{-\lambda_i(t-\tau)}] \quad (5)$$

式中, $a_i(\tau)$ 是取决于实验的函数, 可以通过试验结果或者规范提供的徐变系数通过最小二乘法拟合得到。在每一时间步内假设应力增量 $\Delta\sigma_n$ 成线性变化和 $a_i(\tau)$ 为常数, 由式(4)和式(5)可以推出计算徐变增量 $\Delta\varepsilon_n^c$ 的递推关系式^[15], 如式(6)~(10)所示。由于 $\Delta\varepsilon_n^c$ 在该时间段 Δt_n 依赖于应力增量 $\Delta\sigma_n$, 需要在每步求解中迭代计算。该方法的优点是利用指数函数的特点, 不需要储存应力和应变历史, 可以节省大量的存储空间。

$$\Delta\varepsilon_n^c(t) = \sum_{i=1}^m \{g_i(t_{n-1})[1 - e^{-\lambda_i\Delta t_n}]\} + R \cdot \Delta\sigma_n \quad (6)$$

$$R = \sum_{i=1}^m a_i(t_{n-1})(1 - \gamma_i) \quad (7)$$

$$\gamma_i = \frac{1 - e^{-\lambda_i\Delta t_n}}{\lambda_i\Delta t_n} \quad (8)$$

$$g_i(t_n) = g_i(t_{n-1}) \cdot e^{-\lambda_i\Delta t_n} + a_i(t_{n-1})\gamma_i\Delta\sigma_n \quad (9)$$

$$g_i(t_0) = 0 \quad (10)$$

程序分析中采用CEB-FIP的MC90模型^[12], 并根据混凝土徐变和收缩的试验结果修正模型参数。

3 计算分析

利用编制程序TADP, 对文献[11]的4根简支组合梁B1、B2、B3、B4和文献[8]的一根简支组合梁进行了计算分析。

文献[11]的4根组合梁跨度和截面均相同, 具体尺寸如图4所示。B1和B2梁采用双排栓钉, 间距为200mm; B3和B4梁也采用双排栓钉, 间距为600mm。B2和B4梁为自重荷载, w 为1.92kN/m; B1和B3除自重外还有附加荷载7.52kN/m, 总均布荷载 w 为9.44kN/m。混凝土圆柱体抗压强度为31.1MPa, 弹性模量为 2.51×10^4 MPa; 钢材的弹性模量 2.0×10^5 MPa。由混凝土试件测得220天的混凝土徐变系数为2.6, 收缩应变为0.00041。

图5给出了跨中挠度随时间变化的曲线, 可见本文计算结果与实验结果吻合较好。由图5可知, 栓钉间距比较大的B3和B4梁长期变形比间距小的B1和B2梁稍大, 滑移对长期变形的影响很小。

文献[8]只进行了一根普通组合梁的长期试验, 具体尺寸如图6所示。文献中未给出具体荷载, 根据试验初始变形反推均布荷载 w 为12.95kN/m。混凝土抗压强度为35.5MPa, 弹性模量为 30.6×10^4 MPa; 钢材的弹性模量 1.9×10^5 MPa, 混凝土截面上下配筋 $\phi 6-120$ 的纵筋, 100天加载。图7给出了跨中挠度随时间变化的曲线, 可以看出本文计算结果与实验结果在早龄期相差较大, 晚龄期吻合较好。由于本试验并没有进行同条件材料收缩徐变试验, 收缩徐变分析模型会有差别。

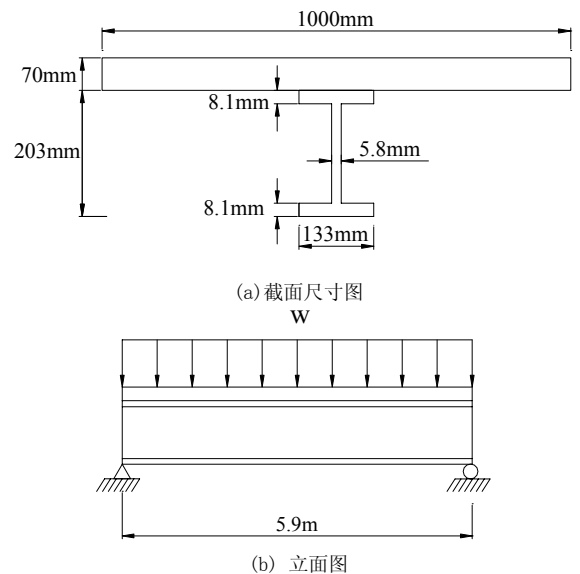


图4 试验梁截面尺寸

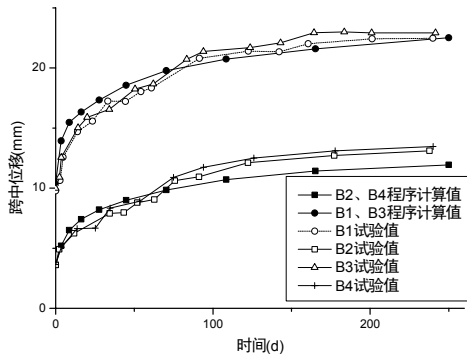
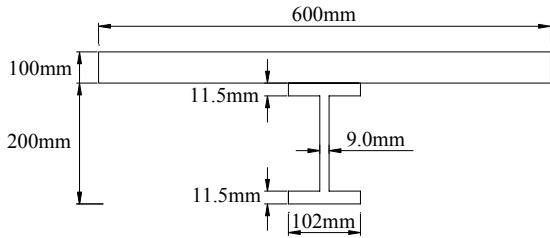
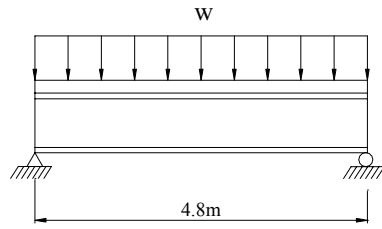


图5 跨中挠度随时间变化的曲线



(a) 截面尺寸图



(b) 立面图
图6 试验梁截面尺寸

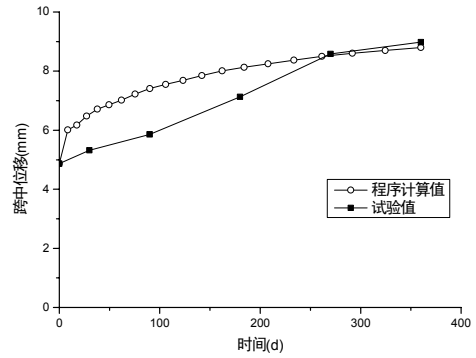


图7 文献[7]组合梁跨中挠度随时间变化的曲线

表1 计算结果与试验结果对比

试验编号	试验结果	本文程序计算结果			规范[1]计算结果		规范[2]计算结果		文献[6][7]计算结果		规范[3]计算结果		本文方法计算结果	
	f^t (mm)	f^{c1} (mm)	f^{c1}/f^t	f^{c2} (mm)	f^{c2}/f^t	f^{c3} (mm)	f^{c3}/f^t	f^{c4} (mm)	f^{c4}/f^t	f^{c5} (mm)	f^{c5}/f^t	f^{c6} (mm)	f^{c6}/f^t	
长期变形增量	B1	12.70	11.95	0.94	1.83	0.14	10.23	0.81	14.02	1.10	10.99	0.87	12.37	0.97
	B2	9.52	8.30	0.87	0.37	0.04	8.70	0.91	8.19	0.86	7.57	0.80	8.96	0.94
	B3	12.92	11.95	0.92	2.05	0.16	10.23	0.79	14.03	1.09	10.99	0.85	12.37	0.96
	B4	9.81	8.30	0.85	0.41	0.04	8.70	0.89	8.19	0.83	7.57	0.77	8.96	0.91
	RC	4.11	3.93	0.96	1.11	0.27	3.36	0.82	5.79	1.41	4.2	1.02	4.42	1.04
统计结果	平均值			0.91		0.13		0.84		1.06		0.86		0.96
	均方差			0.04		0.10		0.09		0.21		0.10		0.05

由表1可知,《钢结构设计规范》由于只考虑了徐变对长期变形的影响,结果偏于不安全;而《公路桥涵钢结构及木结构设计规范》^[2]考虑了收缩影响,但由于公式采用单一弹性模量降低系数法考虑徐变对长期变形的影响,计算的最终变形值偏小,偏于不安全;文献[6][7]中计算的结果B2和B4梁偏小,其它计算结果偏大,这是由于B2和B4梁混凝土收缩引起的附加变形占较大部分。

4 本文建议方法

采用文献[3]思路,建议组合梁长期变形的增量 Δf 为徐变引起的附加变形 f_{cr} 和收缩引起的附加变形

f_{sh} 之和。

$$\Delta f = f_{cr} + f_{sh} \quad (11)$$

其中, $f_{cr} = f_l - f_e$ 。 f_e 是根据弹性换算截面得到的挠度; f_l 是根据采用“有效弹性模量”的换算截面法得到的挠度。弹性模量降低系数 k 根据文献[3]取为:

$$k = \frac{1}{1 + \varphi} \quad (12)$$

式中, φ 为混凝土徐变系数,采用试验值或者规范建议值(如果混凝土板有配筋,需要进行折减,

$\varphi = \varphi / (1 + n\rho)$, ρ 是混凝土板配筋率, n 是混凝土和钢筋弹模比值)。

混凝土收缩引起的附加曲率为:

$$\kappa = \frac{E_c A_c \varepsilon_{sh} \cdot h_c}{EI} \quad (13)$$

式中, E_c 为实际的混凝土弹性模量, 这是本文与其它方法的区别; A_c 为混凝土板面积; ε_{sh} 为最终收缩应变(如果混凝土板有配筋, 需要进行折减,

$\varepsilon_{sh} = \varepsilon_{sh} / (1 + n\rho)$); h_c 为混凝土板重心到换算截面的距离; EI 为组合梁截面换算惯性矩(根据实际的混凝土弹性模量和钢弹性模量)。对于简支组合梁, 收缩所产生的附加变形为:

$$f_{sh} = \frac{1}{8} \kappa L^2 \quad (14)$$

式中, L 为简支组合梁的跨度。

本文方法没有考虑混凝土收缩和徐变引起的截面应力重分配以及收缩徐变的相互作用对长期变形的影响, 计算结果是偏于安全。表1给出了本文建议方法计算结果与试验值的比较, 同时给出了与其它方法的对比。可以看出, 本文建议方法计算结果与试验结果比较吻合。

由于试验结果有限, 采用编写的程序TADP徐变系数(1~4)和收缩应变(0.0001~0.0008)进行了影响参数分析, 分析中考虑了混凝土收缩和徐变引起的截面应力重分布以及收缩徐变相互作用等。本文建议方法计算结果和文献[6][7]以及程序计算值的比较见图8, 由图可知, 本文建议方法的计算结果与有限元分析结果比较吻合, 两者比值的平均值为1.04, 均方差为0.04。

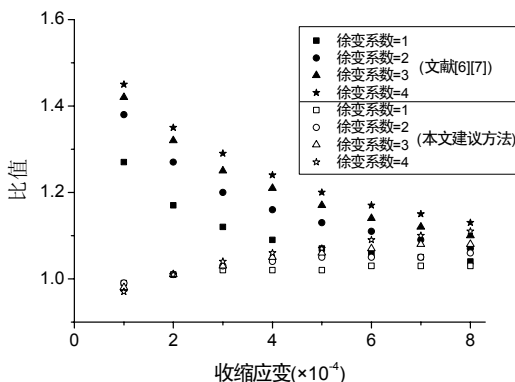


图8 本文方法和文献[6][7]计算结果与有限元分析结果的对比

5 结论

混凝土的收缩和徐变密不可分, 两者同时对结构的长期变形产生影响, 不能把两者完全孤立开。收缩和徐变作用机理不同, 收缩是不依赖于荷载的一种变形, 而徐变是依赖于荷载的一种变形, 因此收缩和徐变要根据其影响机制正确对待。混凝土的收缩和徐变对组合梁的变形影响很大, 尤其是收缩会引起比较大的附加变形。

最新的《钢结构设计规范》没有考虑混凝土收缩对组合梁变形的影响; 按照我国《钢结构设计规范》和《公路桥涵钢结构及木结构设计规范》中关于组合梁长期变形的计算结果明显偏不安全。

本文方法将长期变形增量分成徐变变形和收缩变形两部分, 对徐变引起的附加变形采用“有效弹性模量”的换算截面法进行计算; 而收缩引起的附加变形则直接分析, 计算收缩引起的附加变形时建议采用当前的混凝土弹性模量; 如果收缩引起的附加变形比较小, 可以采用有效弹性模量近似计算。

由于收缩会引起组合梁比较大的附加变形, 组合梁上部尽量采用收缩应变和徐变系数比较小的混凝土, 在浇注混凝土时候采取减小混凝土收缩应变的措施(如加入微膨胀剂等), 或者采用预制混凝土板+现浇的方式, 减小混凝土收缩。

本文计算收缩和徐变引起的附加变形中没有考虑滑移效应, 关于滑移效应对长期变形的影响需要进一步试验验证和理论分析。关于简支组合梁的长期性能目前试验研究很少, 由于混凝土收缩和徐变具有较大的离散性和复杂性, 还需要进行更多的试验验证。

参考文献

- [1] GB50017. 钢结构设计规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2003. GB50017. Code for design of Steel Structures[S]. Beijing: China Planning Press, 2003. (in Chinese)
- [2] JTJ 025-86. 公路桥涵钢结构及木结构设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 1988. JTJ 025-86. Code for design of steel structure and timber structure highway bridges and culverts[S]. Beijing: China Communications Press, 1988. (in Chinese)
- [3] Eurocode 4. Design of composite steel and concrete structures. DD ENV 1994-1-1, 1994
- [4] 邱文亮, 姜萌, 张哲. 钢-混凝土组合梁收缩徐变分析的有限元方法[J]. 工程力学, 2004, 21(4): 162~166.

- Qiu Wenliang, Jiang Meng, Zhang zhe. Finite element analysis of creep and shrinkage of steel-concrete composite beams[J]. Engineering Mechanics, 2004, 21(4): 162~166. (in Chinese)
- [5] 王军文, 刘志勇, 龙佩恒. 组合梁中的时效行为计算分析[J]. 中国铁道科学, 2005, 26(1): 48~53.
Wang Junwen, Liu Zhiyong, Long Peiheng. Calculation and analysis of time-dependent behavior in composite beams[J]. China Railway Science, 2005, 26(1): 48~53. (in Chinese)
- [6] 聂建国. 钢-混凝土组合梁长期变形的计算与分析[J]. 建筑结构, 1997, (1): 42~45.
Nie Jianguo. Prediction and analysis for long-term deformation of composite beams of steel and concrete[J]. Building Structure, 1997, (1): 42~45. (in Chinese)
- [7] 聂建国, 李勇等. 钢-混凝土组合梁刚度的研究[J]. 清华大学学报(自然科学版), 1998, (10): 38~41.
Nie Jianguo, Li Yong, et al. Study on short and long-term rigidity of composite steel-concrete[J]. Journal of Tsinghua University (Sci & Tech), 1998, (10): 38~41. (in Chinese)
- [8] 何池. 预应力组合梁长短期性能研究与时随分析[D]. 上海: 同济大学, 2002.
He Chi. Experimental research and time-dependent analysis of short-time and long-time behaviors of prestressed composite beams[D]. Shanghai: Tongji University, 2002. (in Chinese)
- [9] American Concrete Institute (ACI). Prediction of creep, shrinkage, and temperature effects in concrete structures [R]. Manual of Concrete Practice, ACI 209R-92, FarmingtonHills, 1992
- [10] Bazant Z P. Prediction of concrete creep effects using age-adjusted effective modulus method[J]. ACI Journal, 1992, 69: 212-217.
- [11] Bradford M A, Gilbert R I. Time-dependent behaviour of simply-supported steel-concrete composite beams[J]. Magazine of Concrete Research, 1991, 43(157): 265~274.
- [12] CEB-FIP. CEB-FIP Model Code 1990 [S]. London, 1991.
- [13] JTG D62-2004. 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范 [S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
JTG D62-2004. Code for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts [S]. Beijing: China Communications Press, 2004. (in Chinese)
- [14] 江见鲸, 陆新征, 叶列平. 混凝土结构有限元分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005.
Jiang Jianjing, Lu Xinzhen, Ye lieping. Finite element analysis of concrete structures[M]. Beijing: China Communications Press, 2005. (in Chinese)
- [15] Bazant Z P, editor. Mathematical modeling of creep and shrinkage of concrete[M]. John Wiley and Sons: 1988. ◆