

纤维混凝土组合桥面板裂缝宽度计算方法

戴昌源¹, 苏庆田¹, 冯小毛², 周小勇², 徐 晨¹

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 江西省高速集团有限公司, 江西 南昌 330025)

摘要: 为了考虑纤维混凝土中纤维对裂缝的桥接作用并计入其对抑制组合桥面板混凝土裂缝产生与发展的有利作用, 提出了一种纤维混凝土开裂后残余应力的计算方法和考虑残余应力的裂缝宽度计算方法。综合考虑影响混凝土开裂后残余应力 $f_{R,1}$ 的因素有: 纤维屈服应力 σ_y 、纤维体积率 V_f 、混凝土抗压强度 f_{cm} 、纤维长度 l_f 、纤维特征参数 a , 推导了上述因素对影响纤维混凝土开裂后残余应力的相关性。基于 35 组纤维混凝土梁三点加载缺口梁试验数据进行回归分析, 并得到了具有 95% 保证率的 $f_{R,1}$ 计算公式。在欧洲规范混凝土裂缝宽度计算方法的基础上, 考虑纤维混凝土开裂后残余应力的贡献, 提出了一种组合桥面板负弯矩区裂缝宽度的计算方法。通过一个纤维混凝土组合桥面板负弯矩加载试验对该计算方法进行验证, 结果表明, 计算得到的开裂后钢筋应力及裂缝宽度与试验结果吻合较好。

关键词: 桥梁工程; 裂缝宽度; 残余应力; 纤维混凝土组合桥面板; 负弯矩区

中图分类号: U442.5

文献标志码: A

Crack Width Calculation Method of Fiber Reinforced Concrete Composite Bridge Deck

DAI Changyuan¹, SU Qingtian¹, FENG Xiaomao², ZHOU Xiaoyong², XU Chen¹

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Jiangxi Expressway, Nanchang 330025, China)

Abstract: To consider the crack bridging effect of steel fibers in fiber reinforced concrete (FRC) and its beneficial effect of restricting crack initiation and development in composite bridge deck, a calculation method of residual stress and cracking width was proposed. The main parameters influencing the residual stress $f_{R,1}$ were yielding stress of fiber σ_y , fiber volume fraction V_f , compression strength of concrete f_{cm} , fiber length l_f , fiber

aspect ratio a . The correlation between the aforementioned parameters and the residual stress was derived. Based on the linear regression analysis from test results of 35 three-point bending tests on notched beam recorded in the literature, an equation to calculate $f_{R,1}$ with 95% confidence level was proposed. Including the contribution of residual stress in the calculation method for the composite structure under negative moment suggested by Eurocode 4, a crack width calculation method for FRC composite bridge deck was proposed. A FRC composite bridge deck specimen subjected to negative moment loading was used to validate the calculation method. The results show that the calculated rebar stress and crack width fits well with the tested value.

Key words: bridge engineering; crack width; residual strength; fiber reinforced concrete composite deck; negative bending region

随着组合桥面板技术日趋成熟,越来越多的桥梁采用了这种桥面形式。它可以有效降低桥面板钢结构中的应力,减少钢桥面板疲劳发生的风险。同时由于桥面板刚度较大,也避免了铺装层的开裂等耐久性问题。邵旭东^[1]、杨勇^[2]、聂建国^[3]、苏庆田^[4-5]等学者提出了多种组合桥面板的构造形式,其中多数都得以在实际工程中应用。

组合桥面板的雏形是在正交异性钢桥面板上做一层常规混凝土面层^[6]。当组合桥面板处于整体结构的负弯矩区或局部负弯矩区时混凝土会出现开裂问题,在设计中通过限制结构在正常使用极限状态下的裂缝宽度值来保证结构的耐久性。纤维混凝土(包括纤维高强混凝土和超高性能混凝土 UHPC)有较强的抗裂性与韧性,应用于桥面结构后可以有效限制裂缝发展,提高结构耐久性。尽管如此,对纤维

收稿日期: 2019-10-08

基金项目: 国家自然科学基金(51978501)

第一作者: 戴昌源(1990—),男,工学博士,主要研究方向为组合桥面板、混合桥面板。E-mail: dai_cy@foxmail.com

通信作者: 徐晨(1982—),男,副教授,工学博士,主要研究方向为钢与组合结构桥梁。E-mail: xuchenprc@hotmail.com



论文
拓展
介绍

混凝土组合桥面结构的裂缝宽度预测仍然有十分重要的意义,这可以使设计人员对于结构中纤维参量、纤维尺寸、配筋率等参数做出较为准确的计算,从而使结构布置趋于合理。

此前许多学者^[7-11]对不同纤维参量、纤维种类、多种纤维混杂、受疲劳荷载作用等的纤维混凝土进行研究,结果表明纤维对裂缝的抑制作用是由于开裂后钢纤维对裂缝两侧混凝土有桥接作用,在开裂后的断面中仍然存在一定等效残余应力。因此,为了准确预测纤维混凝土结构在开裂后的各种响应——例如裂缝宽度,对上述残余应力的合理取值必不可少。

目前确定纤维混凝土开裂后残余应力的方法主要是通过试验。国内针对纤维混凝土组合结构的设计规范有《纤维混凝土结构技术规程》^[12](CECS 38:2004)(后简称《规程》)。《规程》中建议在进行正常使用阶段设计时应按照现行混凝土设计规范计算不考虑纤维作用的混凝土构件最大裂缝宽 w_{\max} ,在此基础上乘以考虑纤维作用的折减系数 $(1-\beta_{\text{ew}}\lambda_f)$ 得到纤维混凝土正常使用阶段的裂缝宽度预测值。此折减系数中的 β_{ew} 建议通过试验获得,缺少试验数据且混凝土等级不高于CF45时建议采用规范中提供的经验值。《规程》中考虑的参数较少,很难考虑市场上多种形状的纤维,而不同形状的纤维在混凝土开裂后发挥的作用也不尽相同。欧洲在2010年修订fib模式规范^[13]时加入了针对纤维混凝土结构的设计方法。模式规范建议通过缺口梁试件的三点加载试验得到纤维混凝土开裂后残余应力—裂缝宽度曲线,继而算出正常使用极限状态计算公式中需要考虑的纤维残余应力均值 f_{Ftsm} 。近期的研究表明常规缺口梁三点加载试验由于试件尺寸较小,构件边界会对内部纤维的方向造成较大影响,使其更倾向于平行于构件轴线,得到偏不安全的结果^[14]。

针对上述问题,基于欧洲规范4^[15]提出了一种针对纤维混凝土组合桥面板负弯矩区开裂后裂缝宽度的完全理论化的预测方法,以纤维长度、直径、弯钩尺寸、混凝土强度等级等为参数,利用纤维的空间分布^[16-19]和单根纤维的拔出^[20-26]等方面的研究成果确定影响残余应力的主要变量,将这些主要变量对文献中记载的试验数据进行回归分析得到残余应力的预测公式,并在相应的裂缝宽度计算方法中考虑此残余应力的有利作用。最后通过一组组合桥面板负弯矩加载试验对此计算方法进行验证。此方法省去了试验确定残余应力的过程,提供了一定的便利。为在设计中考虑纤维混凝土中钢纤维的有利作用提

供另外一种计算思路。

上述的研究主要针对混凝土构件开展的,对于桥梁结构中的新型钢纤维混凝土组合桥面板裂缝计算方法还未见报道。因此,本文对组合桥面板中考虑纤维作用的纤维混凝土裂缝计算分析方法进行研究。

1 裂缝宽度计算方法

研究表明^[27-28],纤维混凝土的抗压性能、弹性模量等参数与常规混凝土相近,而抗拉性能成为其区别常规混凝土的重要方面。本文在欧洲规范4^[15]中对组合结构正常使用极限状态裂缝宽度验算方法的基础上,考虑纤维的有利作用,提出了一种纤维混凝土组合桥面板正常使用极限状态裂缝宽度的验算方法。

1.1 裂缝宽度

欧洲规范4^[15]裂缝宽度的计算公式引用了欧洲规范2^[29],但在钢筋应力计算中考虑组合结构的受力特点。欧洲规范2^[29]中裂缝宽度定义为钢筋与混凝土的平均应变差值乘以裂缝间距,如式(1)和式(2)所示。

$$w_{\max} = S_{r, \max} (\epsilon_{\text{sm}} - \epsilon_{\text{cm}}) \quad (1)$$

$$(\epsilon_{\text{sm}} - \epsilon_{\text{cm}}) = \max \left\{ \frac{\sigma_s - 0.6f_{\text{ctm}}(1 + \alpha_e \rho_{\text{p, eff}})/\rho_{\text{p, eff}}}{E_s}, \frac{0.6\sigma_s}{E_s} \right\} \quad (2)$$

式中: $S_{r, \max}$ 为裂缝间距; ϵ_{sm} 为钢筋平均应变,需计入受拉刚化效应; ϵ_{cm} 为裂缝间混凝土的平均应变, $(\epsilon_{\text{sm}} - \epsilon_{\text{cm}})$ 可由式(2)计算。 σ_s 为钢筋应力;后一项 $0.6f_{\text{ctm}}(1 + \alpha_e \rho_{\text{p, eff}})/\rho_{\text{p, eff}}$ 为裂缝产生瞬间裂缝处的最大钢筋应力,其中0.6为短期荷载的经验系数,用以得到裂缝间距范围内的平均应变; α_e 为钢筋与混凝土的弹模比; E_s 为钢筋弹性模量; $\rho_{\text{p, eff}}$ 为有效受拉断面的配筋率,对于组合桥面板有效受拉断面可取整个混凝土断面; f_{ctm} 为混凝土抗拉强度平均值。

对于纤维混凝土,由于开裂后钢纤维承担了一定的力,钢筋所承担的力较尺寸相同的常规钢筋混凝土小,所以式(2)需要做出相应的修正以考虑纤维的作用。首先对于裂缝产生瞬间裂缝处的最大钢筋应力 $f_{\text{ctm}}(1 + \alpha_e \rho_{\text{p, eff}})/\rho_{\text{p, eff}}$,常规混凝土开裂瞬间原来由混凝土承担的力 $f_{\text{ctm}}A_c$ 全部转由钢筋承担,而对于纤维混凝土,由于残余应力 f_{Ftsm} 的存在,开裂后能够传递大小为 $f_{\text{Ftsm}}A_c$ 的力,所以传递到钢筋上的力降低

为 $(f_{ctm} - f_{Ftsm})A_c$ 。因此,此项修正为 $(f_{ctm} - f_{Ftsm})(1 + \alpha_{st}\rho_{p,eff})/\rho_{p,eff}$

1.2 钢筋应力

欧洲规范4^[15]中,给出组合结构钢筋应力的计算方法,由两项构成,如式(3)所示, $\sigma_{s,0}$ 是按照开裂截面的特性和断面所承受的弯矩直接计算的应力。对于钢纤维混凝土,由于开裂面位置的钢纤维可以承受一定的力,因此开裂面位置的钢筋应力较常规混凝土结构会相应减小。钢纤维在整个断面中的作用可以分为弯矩作用 M_f 和轴力 F_f 作用,若整个断面承受的弯矩为 M_{out} ,轴力为0,那么开裂断面(不包括混凝土)所承受的弯矩为 $M_{out} - M_f$,轴力为 $-F_f$ 。由此,可通过式(4)计算不考虑受拉刚化效应的开裂断面钢筋应力; $\Delta\sigma_s$ 是由于受拉刚化效应开裂断面钢筋所承受的额外应力,同样由于纤维的作用,使得受拉刚化效应减弱,修正后的值按式(5)计算。

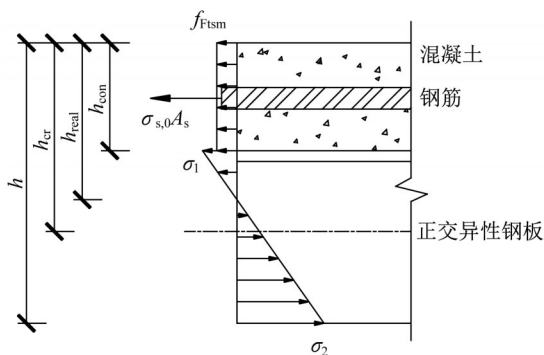


图1 开裂后断面的应力分布(不考虑受拉刚化效应)

Fig.1 Section stress distribution after concrete crack (Neglecting tension stiffening effect)

$$\sigma_s = \sigma_{s,0} + \Delta\sigma_s \quad (3)$$

$$\sigma_{s,0} = \frac{(M_{out} - M_f)y}{I_{cr}} - \frac{F_f}{A_{cr}} \quad (4)$$

$$\Delta\sigma_s = \frac{0.4(f_{ctm} - f_{Ftsm})}{\alpha_{st}\rho_s} \quad (5)$$

式(4)中, M_f 和 F_f 可以通过图1所示各内力之间的相互关系得

$$M_f = f_{Ftsm} A_c (h_{cr} - 0.5h_{con}) \quad (6)$$

$$F_f = f_{Ftsm} A_c \quad (7)$$

对开裂断面的真实中性轴位置 h_{real} 处取矩,得到弯矩平衡方程如下:

$$M_{cr} + M_f = M_{out} \quad (8)$$

断面轴力合力为0可得到轴力平衡方程如下:

$$F_{cr} + F_f = F_{out} \quad (9)$$

单独考虑开裂断面,其承受弯矩 M_{cr} 和轴力 F_{cr} ,

导致其中性轴 h_{cr} 偏移到了整个断面真实中性轴位置 h_{real} ,由此可以计算出开裂断面自身中性轴位置 h_{cr} 处的应力 $\sigma_{s,neu}$ 为

$$\sigma_{s,neu} = \frac{M_{cr}(h_{cr} - h_{real})}{I_{cr}} \quad (10)$$

开裂断面所承受的轴力 F_{cr} 可表示为

$$F_{cr} = \sigma_{s,neu} A_{cr} \quad (11)$$

将式(9)一式(11)联立,得到截面考虑纤维残余应力影响的实际中性轴位置 h_{real} ,如式(12)所示。其中, h 为截面高度; h_{con} 为混凝土板厚度, A_c 为混凝土板面积; I_{cr} 、 A_{cr} 、 h_{cr} 分别为开裂截面的惯性矩、面积和中性轴位置。同时需验证实际中性轴位置是否位于混凝土区域之外,当 h_{real} 小于 h_{con} 时需迭代计算。

$$h_{real} = h_{cr} - \frac{F_f I_{cr}}{A_{cr} M_{cr}} \quad (0 < h_{real} < h) \quad (12)$$

1.3 裂缝间距

欧洲规范2^[29]中混凝土裂缝间距可按式(13)计算,考虑了保护层厚度、钢筋直径和配筋率的影响。

$$S_{r,max} = 3.4c + 0.425k_1k_2\phi/\rho_{p,eff} \quad (13)$$

式中: c 为钢筋保护层厚度, ϕ 为钢筋直径; k_1 为考虑钢筋与混凝土黏结性能的系数,带肋钢筋取0.8; k_2 为考虑截面应力分布的系数,对受弯构件取0.5。

对于钢筋纤维混凝土结构,开裂后纤维作用将降低裂缝间钢筋与混凝土的应变差,裂缝间距减小^[13]。但对纤维混凝土组合桥面板,由于板厚较薄,混凝土裂缝间距不仅受到上述参数的影响,还可能受到横向钢筋配置、连接件分布等的影响^[30-31]。横向钢筋及连接件对混凝土截面的削弱不能忽略。目前较少有文献探讨上述因素之间的相互影响,为了使公式中的参数简单明确,本文暂时不考虑钢纤维、横向钢筋和剪力连接件的影响,直接引用了欧洲规范4^[15]中建议的计算公式。

2 开裂后残余应力的确定

由前文知, f_{Ftsm} 是纤维混凝土开裂后裂缝宽度计算的主要影响参数之一。*fib*模式规范^[13]中建议采用缺口梁三点加载试验确定 f_{Ftsm} 。本文基于已有纤维混凝土受拉本构关系及缺口梁三点加载试验数据提出一个 f_{Ftsm} 的经验计算公式。

钢纤维混凝土开裂后的宏观和微观力学行为受到广泛关注。相关研究可归结为纤维空间分布研究和单根纤维拔出机理研究等。纤维混凝土开

裂后的残余应力与开裂位置纤维的数量、方向、埋入深度等参数密切相关,它是开裂断面纤维拔出过程的总和。

2.1 纤维方向与分布影响

Stroeven^[16]基于空间几何概率理论提出了考虑纤维方向和分布影响的纤维混凝土开裂后应力—裂缝宽度计算方法如下:

$$\sigma_f = \frac{1}{3} a \tau_f^* V_f (1+f) \left(1 + \frac{1}{2} \omega_2\right) \left(1 - \frac{k\omega}{l_f}\right) \quad (14)$$

式中: a 为纤维特征参数, $a=l_f/d_f$; V_f 为纤维的体积百分率; f 为纤维与混凝土之间的摩擦系数; ω_2 表示由于构件边界导致的纤维方向趋于受力方向水平面的程度; k 为不同纤维的系数,当为平直纤维时 $k=8$,当为带弯钩纤维时 $k=4$; ω 为裂缝宽度; l_f 为纤维长度。 τ_f^* 为纤维自然黏结应力 τ_1 与弯钩等锚固构造发挥作用时在纤维埋入长度范围内的等效黏结应力 τ' 二者之和。其中,根据fib模式规范可知, $\tau_1 = 0.1\sqrt{f_{cm}}$; τ' 与单根纤维拔出机理有关。

2.2 纤维拔出机理

Abdallah^[26]指出带弯钩纤维如图2所示)的拔出过程中会在弯钩处产生两个塑性铰,如图3所示,所需拉拔力在此时达到最大,可按式(15)计算。随着纤维继续拔出,当纤维末端经过第一个弯折位置后,相应塑性铰消失,所需拔出力降低,随后两个塑性铰均消失。

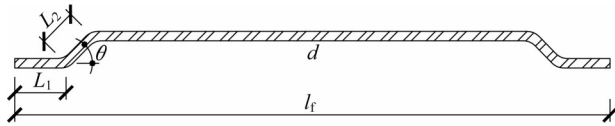


图2 带端部弯钩的纤维形状

Fig.2 Shape of the fiber with hooked endings

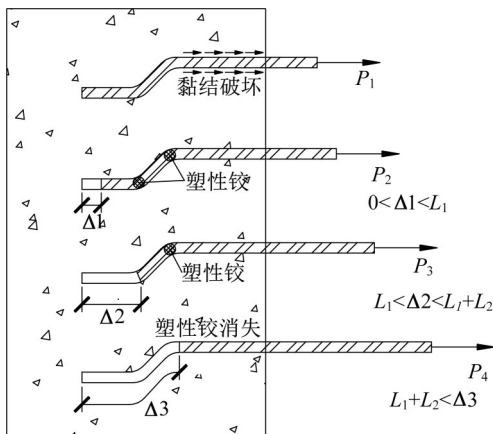


图3 纤维拔出过程

Fig.3 Fiber pull-out process

$$\Delta P' = \frac{\frac{\sigma_y \pi r_f^2}{3 \cos \theta} \left[1 + \frac{f \cos \beta}{1 - f \cos \beta}\right]}{1 - f \cos \beta} \quad (15)$$

式中: σ_y 为纤维屈服强度; r_f 为纤维半径; f 为钢纤维与混凝土之间的摩擦系数; θ 如图2所示, $\beta=(180^\circ-\theta)/2$ 。

由此可以得到

$$\tau' = \frac{\Delta P'}{\pi d_f \frac{l_f}{2}} \quad (16)$$

将式(15)和式(16)代入式(14)可得

$$\sigma_f = \frac{1}{3} (2C_1 V_f \sigma_y + 0.1 \sqrt{f_{cm}} a V_f) \left(1 - \frac{k\omega}{l_f}\right) \left(1 + f\right) \left(1 + \frac{1}{2} \omega_2\right) \quad (17)$$

其中:

$$C_1 = \frac{1}{12 \cos \theta (1 - f \cos \beta)^2} \quad (18)$$

式中:假定纤维各向均匀分布,即 $\omega_2=0$;纤维混凝土之间的摩擦系数 f 为定值,目前结构中常用的带端部弯钩的钢纤维,其端部弯钩形状相似,即 θ, β 为定值;考虑缺口梁三点加载试验中CMOD为0.5mm、掺入纤维为带2D弯钩钢纤维的情况,即 $\sigma_f=f_{R,1}$ 。式(17)可以写为

$$f_{R,1} = A_1 \sigma_y V_f \left(1 - \frac{2}{l_f}\right) + A_2 \sqrt{f_{cm}} a V_f \left(1 - \frac{2}{l_f}\right) \quad (19)$$

式中: A_1 和 A_2 为常数。影响 $f_{R,1}$ 的主要变量为两个相互耦合的变量: $\sigma_y V_f (1-2/l_f)$ 和 $f_{cm}^{0.5} a V_f (1-2/l_f)$ 。

将上述两个变量对35组,如表1所示,文献中记载的符合EN 14651规定的钢纤维混凝土三点加载缺口梁试验数据^[32-38]进行线性回归分析,得到常数 A_1 和 A_2 的取值,分别为:0.084和1.180, $f_{R,1}$ 预测值的标准差为3.04。因此,有95%保证率的 $f_{R,1}$ 预测值如下:

$$f_{R,1} = \max \left(0.084 \sigma_y V_f \left(1 - \frac{2}{l_f}\right) + 1.18 \sqrt{f_{cm}} a V_f \left(1 - \frac{2}{l_f}\right) - 5.00, 1.26 \right) \quad (20)$$

式中:1.26为35组试件中得到的 $f_{R,1}$ 最小值。

回归分析的结果如图4所示。

得到 $f_{R,1}$ 后即可按式(21)计算正常使用阶段验算中使用的残余应力值 f_{Ftsm} ^[13]。由缺口梁试验数据计算 $f_{R,1}$ 的过程中假定了应力沿缺口梁断面线性分布,而实际的应力分布并非如此,假定正常使用极限状态下,开裂断面真实残余应力沿断面均匀分布,0.45为真实残余应力特征值与 $f_{R,1}$ 之间的转换系数。

表1 文献中记载的三点加载缺口梁试验数据
Tab.1 Three-point bending test on notched beam recorded in the literature

文献	$\sigma_y /$ MPa	$d_f /$ mm	V_f	$l_f /$ mm	$f_{cm} /$ MPa	$f_{Ftsm} /$ MPa
Carmona [33]	1 115	1.050	0.003 9	50	45	1.26
	1 115	1.050	0.006 4	50	44	3.05
Giaccio [35]	2 500	0.500	0.002 6	30	37.4	2.42
	2 500	0.500	0.005 1	30	56	5.31
	2 500	0.500	0.010 3	30	59.7	7.86
	1 100	0.750	0.005 1	60	53.6	3.50
Sarmiento [36]	1 160	0.896	0.022 0	60	86	18.71
	1 160	0.896	0.018 0	60	86	18.71
	1 160	0.896	0.019 0	60	86	18.71
	1 160	0.896	0.016 0	60	86	18.44
	1 160	0.896	0.019 0	60	86	17.25
	1 160	0.896	0.018 0	60	86	18.23
Tiberti [37]	1 270	0.620	0.005 0	30	39.7	5.00
	1 270	0.620	0.010 0	30	25.4	5.79
	1 270	0.620	0.010 0	30	36.4	5.09
	2 300	0.380	0.005 0	30	75.7	8.98
	2 300	0.380	0.010 0	30	52.8	10.08
	2 300	0.380	0.015 0	30	56.8	7.38
	1 100	0.550	0.015 0	30	41.7	6.71
	1 100	1.050	0.015 0	50	75	7.66
	1 270	0.620	0.005 0	30	40.8	4.12
Amin [32]	1 340	0.550	0.005 0	35	56.2	1.92
	1 340	0.550	0.010 0	35	60.1	3.11
	1 340	0.550	0.004 0	35	61.3	1.93
	1 340	0.550	0.008 0	35	63.8	2.95
De Montaignac [34]	1 225	0.750	0.010 0	60	63.2	3.26
	1 345	0.550	0.010 0	35	46.9	2.35
	1 345	0.550	0.012 5	35	56.1	3.03
Bencardino [38]	1 050	0.625	0.010 0	50	82.7	13.80
	1 050	0.625	0.010 0	50	80.7	11.80
	1 050	0.625	0.010 0	50	78.2	8.00
	1 050	0.625	0.020 0	50	78.4	14.10
	1 050	0.625	0.020 0	50	76	13.70
	1 050	0.625	0.020 0	50	80.2	13.50

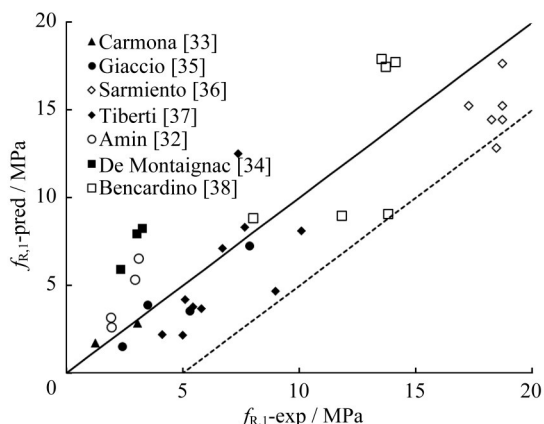


图4 $f_{R,1-pred}$ 和 $f_{R,1-exp}$ 关系曲线
Fig. 4 $f_{R,1-exp}$ Vs $f_{R,1-pred}$ Curve

系数0.7将正常使用极限状态残余应力特征值转化为均值。

$$f_{Ftsm}=0.45f_{R,1}/0.7 \quad (21)$$

3 试验验证

3.1 试验布置

使用一个纤维混凝土组合桥面板负弯矩加载试验试件的实测结果对上述裂缝宽度的计算方法进行验证。试件跨度4m,宽度1.8m,中间设一道横梁作为负弯矩加载位置,其构造如图5所示。混凝土采用C80高强混凝土,其28d立方体抗压强度为113.09MPa,抗拉强度和弹性模量分别为5.3MPa和36 535MPa。采用长度为35mm,直径为0.55mm带端部弯钩的钢纤维,长径比64,屈服强度1 100MPa,纤维参量为1%。纵向钢筋直径22mm,屈服强度482.2MPa,横向钢筋直径16mm,屈服强度517.5MPa。试件两端施加竖向约束,通过千斤顶在中间横梁位置施加荷载,如图6所示。

3.2 结果对比

根据式(20)~式(21)计算得到此试件正常使用阶段验算采用的残余应力值: $f_{Ftsm}=0.45f_{R,1}/0.7=1.18\text{MPa}$

由式(3)~式(5)可以得到钢筋应力与裂缝宽度曲线,如图7所示。图7中,开裂前钢筋应力采用未开裂截面的截面特性进行计算。可以看出,开裂前和开裂后的钢筋应力均与试验值吻合较好。当荷载达到450kN时,底部U肋发生屈曲,整个断面刚度降低,导致实测钢筋应力相对荷载的增幅变大。

裂缝分布如图8所示。负弯矩最大位置(横向坐标0)处裂缝间距最大值为390mm,最小裂缝间距为50mm,通过式(13)计算得到的最大裂缝间距为319mm,接近实测的最大裂缝间距。

裂缝宽度方面,如图9所示,各级荷载下式(2)均给出了与实测值接近但偏安全的估计。针对此桥面板试件在开裂初期给出了较大的裂缝宽度预测值,但在接近极限荷载时实测裂缝宽度与计算值较为接近。同时也可以看出纤维混凝土具有较强的抑制裂缝开展的性能,在结构接近破坏(U肋屈曲)的荷载(590kN)作用下其最大裂缝宽度为0.2mm。

通过对文献中记录的三点加载缺口梁试验数据进行回归分析得到具有95%保证率的拟合公式,可

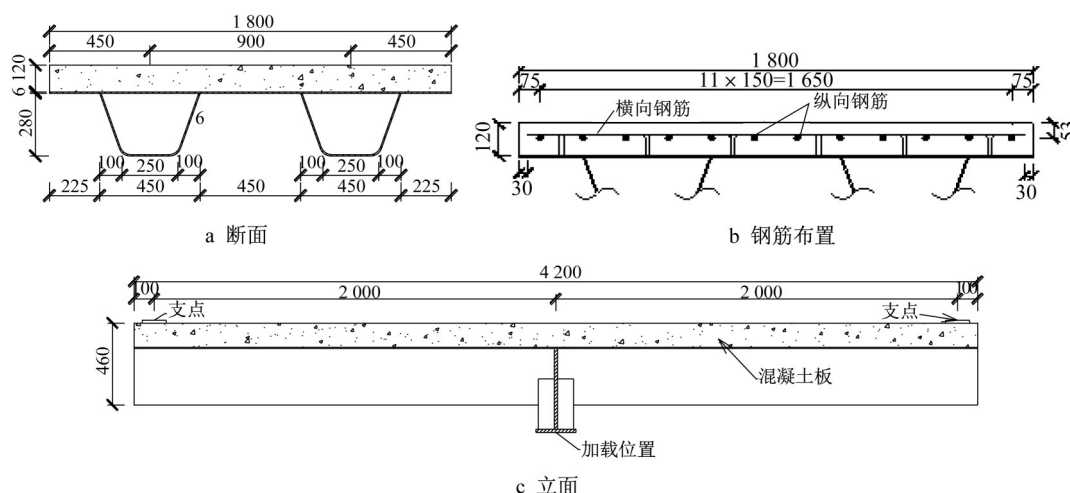


图5 试件构造(单位:mm)

Fig.5 Configuration of Specimen (Unit: mm)

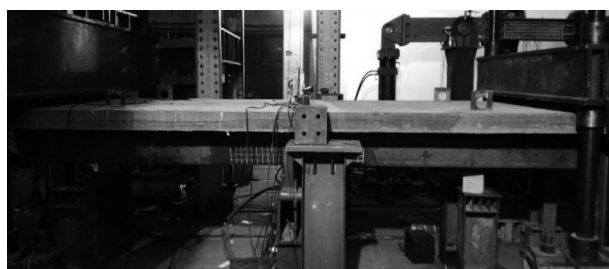


图6 加载现场

Fig.6 Loading site

以省去试验确定残余应力的过程,为设计过程提供了一定的便利。但是目前用于拟合的样本数据较少。且由于样本仅仅使用了掺入带2D弯钩的钢纤维的常规混凝土,强度范围为25.4~86MPa,因此对于掺入直钢纤维、混杂纤维、合成纤维的混凝土、超高性能混凝土的适用性需要进一步研究。

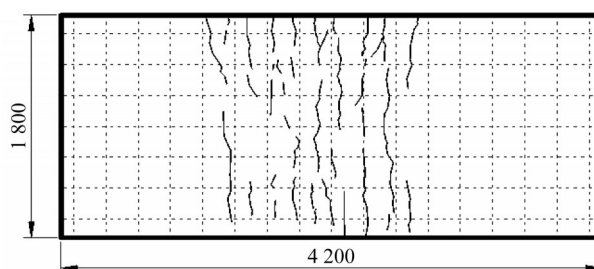


图8 裂缝分布图(单位:mm)

Fig.8 Crack distribution (Unit: mm)

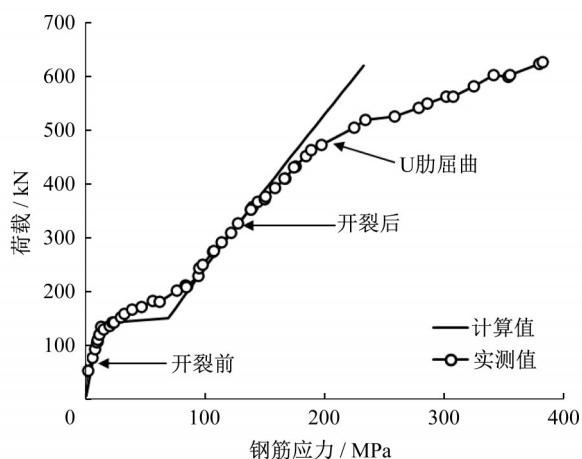


图7 荷载—钢筋应力曲线

Fig.7 Load—rebar stress curves

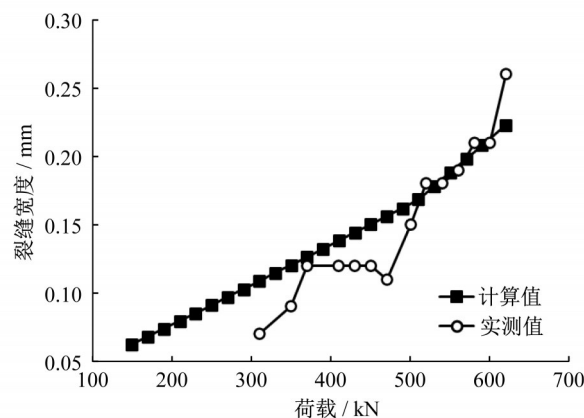


图9 裂缝宽度—荷载曲线

Fig.9 Crack width-load curves

4 结论

提出了一种针对纤维混凝土组合桥面板裂缝宽度预测的计算方法,主要包括残余应力的理论计算方法和考虑残余应力有利作用的裂缝宽度预测方法。

(1)提出的纤维混凝土残余应力计算方法可以根据所采用混凝土的强度等级、纤维的长度、直径、配置率等参数通过理论计算给出纤维混凝土开裂后的残余应力,可以用作裂缝宽度验算。可以省去试验确定残余应力的过程。

(2)在欧洲规范4建议的组合结构受负弯矩作用下混凝土层裂缝宽度计算方法的基础上,考虑纤维混凝土开裂后残余应力的有利作用,得到了计算纤维混凝土组合桥面板负弯矩区钢筋应力和裂缝宽度的计算公式。通过与组合桥面板负弯矩加载试验得到的试验值进行比较发现,计算得到的钢筋应力与试验值吻合较好,计算得到的裂缝宽度与实测值接近且偏于安全。

参考文献:

- [1] 邵旭东,曹君辉,易笃韬,等.正交异性钢板-薄层RPC组合桥面基本性能研究[J].中国公路学报,2012,25(2):40
SHAO Xudong, CAO Junhui, YI Dutao, *et al.* Reserch on basic performance of composite bridge deck system with orthotropic steel deck and thin RPC layer [J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(2): 40
- [2] 杨勇,祝刚,周丕健,等.钢板-混凝土组合桥面板受力性能与设计方法研究[J].土木工程学报,2009,42(12):135
YANG Yong, ZHU Gang, ZHOU Pijian, *et al.* Experimental study on the mechanical behavior and design method of plain steel-plate and concrete composite bridge decks [J]. China Civil Engineering Journal, 2009, 42(12): 135
- [3] NIE J G, MA X W, WEN L Y. Experimental and numerical investigation of steel-concrete composite waffle slab behavior [J]. Journal of Bridge Engineering, 2015, 141 (11): 04015024
- [4] 苏庆田,韩旭,姜旭,等.U形肋正交异性组合桥面板力学性能[J].哈尔滨工业大学学报,2016,48(9):14
SU Qingtian, HAN Xu, JIANG Xu, *et al.* Performance of the orthotropic composite bridge deck with U-shape stiffener [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(9): 14
- [5] 苏庆田,贺欣怡,曾明根,等.T形肋正交异性组合桥面板力学性能[J].同济大学学报(自然科学版),2016,44(3):341
SU Qingtian, HE Xinyi, ZEN Minggen, *et al.* Performance of the composite brdge deck with concrete slab and orthotropic steel plate with T-shape steffener [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2016, 44(3): 341
- [6] RASMUS W, JOHN F O, HENRIK S, *et al.* Analysis of an orthotropic deck stiffened with a cement-based overlay [J]. Journal of Bridge Engineering, 2007, 12 (3): 350
- [7] 白敏,牛荻涛,姜磊,等.钢纤维改善混凝土力学性能和微观结构的研究[J].硅酸盐通报,2013,32(10):2084
BAI Min, NIU Ditao, JIANG Lei, *et al.* Research on improving the mechanical properties and microstructure of concrete with steel fiber [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2013, 32(10): 2084
- [8] 高丹盈,张明,赵军.疲劳荷载下钢纤维高强混凝土梁裂缝宽度的计算方法[J].土木工程学报,2013,46(3):40
GAO Danying, ZHANG Ming, ZHAO Jun. Calculating method for crack width of steel fiber reinforce high-strength concrete beams under fatigue loads [J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(3): 40
- [9] 何化南,黄承逵.钢纤维自应力混凝土受拉应力-应变全曲线试验研究[J].大连理工大学学报,2004,44(5):710
HE Huanan, HUANG Chengkui. Experimental research on stress-strain full curve of steel fiber reinforce self-stressing concrete in tension [J]. Journal of Dalian University of Technology, 2004, 44(5): 710
- [10] 徐礼华,梅国栋,黄乐,等.钢-聚丙烯混杂纤维混凝土轴心受拉应力-应变关系研究[J].土木工程学报,2014,47(7):35
XU Lihua, MEI Guodong, HUANG Le, *et al.* Study on uniaxial tensile stress-strain relationship of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(7): 35
- [11] 杨萌,黄承逵.钢纤维高强混凝土轴拉性能试验研究[J].土木工程学报,2006,39(3):55
YANG Meng, HUANG Chengkui. Study on stress-strain curve of high strength steel fiber reinforced concrete under uniaxial tension [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39 (3): 55
- [12] 中国工程建设标准化协会.2004纤维混凝土结构技术规程:CECS 38[S].北京:中国计划出版社,2004
China Association for Engineering Construction Standardization. 2004 Technical specification for fiber reinforced concrete structures; CECS 38 [S]. Beijing: China Planning Press, 2004
- [13] International Federation for Structural Concrete (FIB). FIB model code for concrete structures 2010 [S]. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, 2010
- [14] SARMIENTO E V, GEIKER M R, KANSTAD T. Influence of fibre configuration on the mechanical behaviour of standard test specimens and full-scale beams made of flowable FRC[J]. Construction and Building Materials, 2016, 111: 794
- [15] CEN European Committee for Standardization. EN 1994-2: 2004 Eurocode 4: design of composite steel and concrete structures [S]. Brussels: CEN, 2004
- [16] STROEVEN P. Stereological principles of spatial modeling applied to steel fiber-reinforced concrete in tension [J]. ACI

- Materials Journal, 2009, 106 (3): 213
- [17] BARNETT S J, LATASTE J F, PARRY T, *et al.* Assessment of fibre orientation in ultra high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength [J]. Materials and Structures, 2010, 43 (7): 1009
- [18] QSYMAH A, SHARMA R, YANG Z, *et al.* Micro X-ray computed tomography image-based two-scale homogenisation of ultra high performance fibre reinforced concrete [J]. Construction and Building Materials, 2017, 130: 230
- [19] SOETENS T, MATTHYS S. Different methods to model the post-cracking behaviour of hooked-end steel fibre reinforced concrete [J]. Construction and Building Materials, 2014, 73: 458
- [20] ANTOINE E N, GEORGE G N, JAMIL M A. Fiber pullout and bond slip. II: experimental validation [J]. Journal of Structural Engineering, 1991, 117 (9): 2791
- [21] ANTOINE E N, GEORGE G N, JAMIL M A. Fiber pullout and bond slip. I: analytical study [J]. Journal of Structural Engineering—ASCE, 1991, 117 (9): 2769
- [22] LI V C, STANG H, KRENCHER H. Micromechanics of crack bridging in fiber-reinforced concrete [J]. Materials and Structures, 1993, 26 (162): 486
- [23] LARANJEIRA F, MOLINS C, AGUADO A. Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers [J]. Cement and Concrete Research, 2010, 40 (10): 1471
- [24] SOETENS T, GYSEL A V, MATTHYS S, *et al.* A semi-analytical model to predict the pull-out behaviour of inclined hooked-end steel fibres [J]. Construction and Building Materials, 2013, 43: 253
- [25] FENG J, SUN W W, WANG X M, *et al.* Mechanical analyses of hooked fiber pullout performance in ultra-high-performance concrete [J]. Construction and Building Materials, 2014, 69: 403
- [26] ABDALLAH S, FAN M, REES D W A. Analysis and modelling of mechanical anchorage of 4D/5D hooked end steel fibres [J]. Materials & Design, 2016, 112: 539
- [27] FEHLING E, SCHMIDT M, WALRAVEN J, *et al.* Ultra-high performance concrete UHPC [M]. Berlin: Ernst & Sohn, 2014
- [28] ACI Committee . Report on fiber reinforced concrete [R]. New York: American Concrete Institute, 2009
- [29] CEN European Committee for Standardization. EN 1992-1-1 Eurocode 2: design of concrete structures [S]. Brussels: CEN, 2003
- [30] 张彦玲, 樊健生, 李运生. 连续组合梁桥裂缝发展规律分析及裂缝宽度计算 [J]. 工程力学, 2011, 28(7): 84
ZHANG Yanling, FAN Jiansheng, LI Yunsheng. Law of crack development and calculation of crack width of continuous composite beams [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28 (7): 84
- [31] 张彦玲. 钢—混凝土组合梁负弯矩区受力性能及开裂控制的试验及理论研究 [D]. 北京: 北京交通大学, 2009
ZHANG Yanling. Theoretical Analysis and experimental research on behavior and crack control of negative moment zone in steel-concrete composite beams [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2009
- [32] AMIN A, FOSTER S J, MUTTONI A. Derivation of the σ - w relationship for SFRC from prism bending tests [J]. Structural Concrete, 2015, 16 (1): 93
- [33] CARMONA S, MOLINS C, AGUADO A. Correlation between bending test and Barcelona tests to determine FRC properties [J]. Construction and Building Materials, 2018, 181: 673
- [34] De MONTAIGNAC R, MASSICOTTE B, CHARRON J, *et al.* Design of SFRC structural elements: post-cracking tensile strength measurement [J]. Materials and Structures, 2012, 45 (4): 609
- [35] GIACCIO G, TOBES J M, ZERBINO R. Use of small beams to obtain design parameters of fibre reinforced concrete [J]. Cement and Concrete Composites, 2008, 30 (4): 297
- [36] SARMIENTO E V, GEIKER M R, KANSTAD T. Influence of fibre configuration on the mechanical behaviour of standard test specimens and full-scale beams made of flowable FRC [J]. Construction and Building Materials, 2016, 111: 794
- [37] TIBERTI G, MINELLI F, PLIZZARI G A, *et al.* Influence of concrete strength on crack development in SFRC members [J]. Cement and Concrete Composites, 2014, 45: 176
- [38] BENCARDINO F, RIZZUTI L, SPADEA G, *et al.* Implications of test methodology on post-cracking and fracture behaviour of steel fibre reinforced concrete [J]. Composites Part B: Engineering, 2013, 46: 31