

文章编号: 1000-4750(2019)08-0070-09

超高性能混凝土梁正截面受弯承载力理论研究

徐明雪^{1,2}, 梁兴文¹, 汪萍¹, 王照耀¹

(1. 西安建筑科技大学土木工程学院, 陕西, 西安 710055; 2. 成都基准方中建筑设计有限公司, 四川, 成都 610000)

摘 要: 基于 64 组超高性能混凝土(ultra high performance concrete, UHPC)抗压性能试验数据, 分别建立了峰值压应变 ε_0 、立方体抗压强度 f_{cu} 与轴心抗压强度 f_c 之间的关系以及弹性模量 E_c 与立方体抗压强度 f_{cu} 的关系; 基于复合材料力学, 建立了受拉区 UHPC 等效拉应力; 基于平截面假定, 建立了 UHPC 梁正截面受弯承载力计算公式, 推导了受压区等效矩形应力图形参数、计算公式, 并结合 UHPC 受压本构确定等效矩形应力图形参数。通过 28 根试验梁的相关数据, 验证 UHPC 梁正截面受弯承载力计算公式及等效矩形应力图形参数取值的可行性。研究结果表明, 等效矩形应力图形参数取值较为合理, 梁正截面受弯承载力计算值与试验值吻合良好。

关键词: 超高性能混凝土; 复合材料力学; 等效矩形应力图形; 平截面假定; 正截面受弯承载力

中图分类号: TU375.1 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2018.06.0307

THEORETICAL INVESTIGATION ON NORMAL SECTION FLEXURAL CAPACITY OF UHPC BEAMS

XU Ming-xue^{1,2}, LIANG Xing-wen¹, WANG Ping¹, WANG Zhao-yao¹

(1. College of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an, Shaanxi 710055, China;

2. Chengdu JZfz Architectural Design Co., Ltd., Chengdu, Sichuan 610000, China)

Abstract: The relationships among peak compressive strain, cube compressive strength, elastic modulus, and axial compressive strength were established respectively based on 64 groups of Ultra High Performance Concrete (UHPC) compressive test data. The equivalent tensile strength of UHPC in the tensile zone was deduced through the mechanics of composite materials. Based on the plane section assumption, the formula for calculating normal-section flexural capacity of UHPC beams and the parameters of an equivalent rectangular stress block of UHPC in the compressive zone were deduced and the equivalent rectangular strength was calculated with the UHPC compressive constitutive relationship. Based on the data of 28 test beams, the feasibility of calculating the flexural capacity and the parameters of equivalent rectangular stress block was verified. The results show that the parameters of an equivalent rectangular stress block are reasonable and the calculated results of the normal-section flexural capacity of UHPC beams are in a good agreement with the experimental ones.

Key words: ultra high performance concrete; mechanics of composite materials; equivalent rectangular stress block; plane section assumption; normal section flexural capacity

超高性能混凝土(ultra high performance concrete, UHPC)是高性能纤维增强水泥基复合材料。与传统混凝土材料相比, UHPC 具有高强度、

高断裂韧性、高延性和高耐久性等优良性能^[1-4]。在自然养护条件下, UHPC 抗压强度可达 120 MPa~150 MPa, 抗拉强度约为 6 MPa~15 MPa。UHPC 可

收稿日期: 2018-06-03; 修改日期: 2018-10-31

基金项目: 国家自然科学基金项目(51278402)

通讯作者: 梁兴文(1952—), 男, 陕西人, 教授, 硕士, 博导, 主要从事土木工程新材料及其应用研究(E-mail: liangxingwen2000@163.com).

作者简介: 徐明雪(1991—), 男, 江苏人, 硕士生, 主要从事土木工程新材料结构应用研究(E-mail: Xumingxue1991@163.com);

汪萍(1992—), 女, 安徽人, 硕士生, 主要从事土木工程新材料结构应用研究(E-mail: 337565854@qq.com);

王照耀(1992—), 男, 陕西人, 硕士生, 主要从事土木工程新材料结构应用研究(E-mail: wangzhaoyao1992@163.com).

用于建造重载、大跨、抗震^[5]、抗爆^[6]等结构。对 UHPC 基本构件力学性能进行研究是 UHPC 材料结构应用的基础,而 UHPC 梁正截面受弯承载力是基本构件力学性能评估的一个重要指标,故有必要对 UHPC 梁正截面受弯承载力进行深入探讨与研究。

普通钢筋混凝土梁受力后,当受拉区混凝土应变超过混凝土极限拉应变时,梁截面受拉区混凝土产生裂缝;在承载能力极限状态时,裂缝截面受拉区混凝土将退出工作,所以正截面受弯承载力计算时,不考虑受拉区混凝土的抗拉作用。与普通混凝土相比,如活性粉末混凝土等 UHPC 材料,制备时基体中掺入了一定体积分数的钢纤维,当基体受拉开裂后,由于裂缝处钢纤维的桥接作用,裂缝处 UHPC 仍能承受拉力,所以在进行 UHPC 梁正截面受弯承载力计算时应考虑 UHPC 拉区的复杂应力对正截面承载能力的贡献。郑文忠、李莉等^[7-8]通过试验研究了活性粉末混凝土梁的受弯承载力计算方法,提出可按拉区应力为 0.25 倍活性粉末混凝土抗拉强度来等效受拉区复杂拉应力。王文雷^[9]通过程序计算分析了活性粉末混凝土梁极限承载力的计算方法,建议按拉区应力为 0.40 倍活性粉末混凝土抗拉强度来考虑拉应力对正截面受弯承载力的贡献。金陵志等^[10]通过 5 根配置高强钢筋活性粉末混凝土简支梁受弯性能试验,提出了高强配筋活性粉末混凝土梁正截面承载力计算公式,建议受拉区应力按 0.30 倍活性粉末土抗拉强度计算。由此可见,计算 UHPC 梁正截面受弯承载力时,UHPC 拉区等效拉应力尚无统一的取值,且上述取值多以试验结果反推得到,没有可靠的理论依据。

现阶段,已有的 UHPC 梁受弯承载力计算模型主要存在两方面的问题:一是上述截面受拉区 UHPC 应力等效问题;二是对截面受压区复杂应力进行等效时,UHPC 受压本构的选取影响等效应力矩形图形参数的取值。为解决这两方面的问题,在进行 UHPC 梁截面受拉区应力分析时引入了复合材料力学方法。UHPC 中由于掺入了钢纤维,可将其看作两相:一相是乱向分布的不连续纤维;一相是 UHPC 基体。根据复合材料力学,UHPC 受拉开裂后,基体退出工作,拉应力由钢纤维承担,这样可简化 UHPC 梁截面受拉区复杂的应力分布。基于复合材料力学,可从理论角度解决 UHPC 梁受拉区复杂应力的等效问题。针对不同试验人员给出的不同 UHPC 受压应力-应变全曲线方程,本文着重研究文

献[11]给出的 UHPC 材料应力-应变全曲线,结合 UHPC 力学性能参数推导求取 UHPC 梁受压区等效矩形应力图形参数;建立 UHPC 梁受弯承载力计算公式,根据 28 根已有试验梁,代入相关计算参数,验证承载力计算公式的可行性,并给出了 UHPC 受压区等效矩形应力图形参数的建议取值。

1 UHPC 受压力学性能研究

1.1 UHPC 受压基本力学性能指标

UHPC 受压性能指标有弹性模量 E_c 、轴心抗压强度 f_c 、立方体抗压强度 f_{cu} 、峰值压应变 ε_0 、极限压应变 ε_{cu} 等。通过对相关文献[8,12-17]研究发现, E_c 、 f_{cu} 、 ε_0 与 f_c 之间存在密切的联系,文献[14]中,通过试验数据拟合了轴心抗压强度与其他性能指标的关系。为了获得较为可靠的拟合结果,本文在文献[14]的试验数据基础上,补充了文献[8,12-17]中相关的试验数据,得到 UHPC 基本受压力学性能实测值。

按规范方法^[18]确定混凝土弹性模量时,需用立方体抗压强度 f_{cu} ,而有些文献仅提供轴心抗压强度 f_c ,故需建立 f_{cu} 与 f_c 之间的关系。图 1 表示 f_{cu} 与 f_c 之间关系的试验结果,经回归分析可得 f_{cu} 与 f_c 之间的关系式,即:

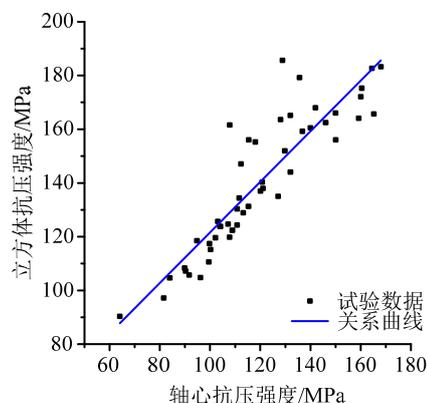


图 1 UHPC 立方体抗压强度与轴心抗压强度的关系曲线
Fig.1 Relationship curve of the cube and axial compressive strength of UHPC

$$f_{cu} = 0.94f_c + 27.52 \quad (1)$$

图 2 表示 UHPC 峰值应变 ε_0 与 f_c 之间关系的试验结果,经回归分析可得 ε_0 与 f_c 之间的关系式,即:

$$\varepsilon_0 = (9.31f_c + 2269) \times 10^{-6} \quad (2)$$

规范^[18]给出了混凝土弹性模量计算公式:

$$E_c = \frac{10^5}{2.2 + \frac{34.7}{f_{cu}}} \quad (3)$$

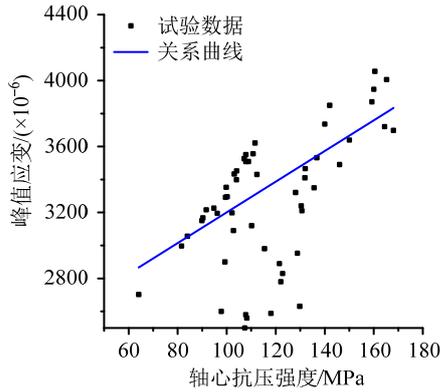


图2 UHPC 峰值应变与轴心抗压强度的关系曲线
Fig.2 Relationship curve of the peak strain and axial compressive strength of UHPC

可参照式(3)对 UHPC 弹性模量进行拟合, 拟合公式采用如下形式:

$$E_c = \frac{10^5}{A + \frac{B}{f_{cu}}} \quad (4)$$

式中, A 、 B 为待定参数。

图3表示 UHPC 弹性模量 E_c 与 f_{cu} 之间关系的试验结果, 经拟合可得:

$$E_c = \frac{10^5}{1.76 + \frac{73.34}{f_{cu}}} \quad (5)$$

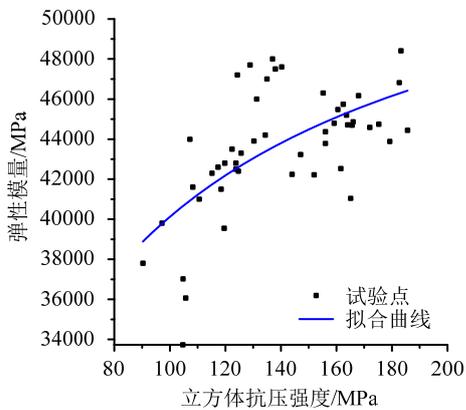


图3 UHPC 弹性模量与立方体抗压强度的关系曲线
Fig.3 Relationship curve of the elastic modulus and cube compressive strength of UHPC

UHPC 适筋梁达到极限受弯承载力时, 受拉纵筋屈服, 受压区边缘 UHPC 达到极限压应变 ε_{cu} 而破坏。对于 UHPC 极限压应变 ε_{cu} , 鲜有文献给出相应的计算方法, 本文参照 Hognestad 混凝土应力-应变全曲线模型^[19](见图 4), 取压应力-应变曲线下降段 0.85 倍峰值应力对应的点为极限点, 其对应的应变为极限压应变 ε_{cu} 。

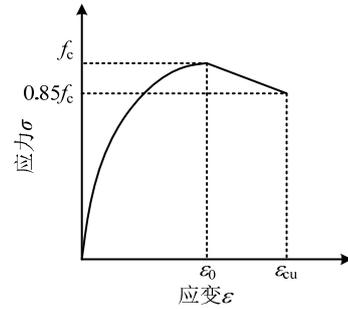


图4 Hognestad 应力-应变曲线模型

Fig.4 Stress-strain curve model of Hognestad

1.2 UHPC 受压应力-应变全曲线方程

UHPC 受压本构方程是 UHPC 梁受弯承载力计算的基础, 通过对几种 UHPC 受压本构模型的分析研究, 发现文献[11]提出的 UHPC 受压应力-应变全曲线方程具有较强的适用性。将不同强度等级 UHPC 抗压力学性能指标代入受压本构方程, 可得到不同的受压应力-应变全曲线方程。表 1 中列出了 UHPC 受压应力-应变全曲线方程的基本形式及各轴心抗压强度对应的计算本构方程, 本构方程所需的抗压力学性能指标 ε_0 、 E_c 分别按式(2)、式(5)计算。

2 基于复合材料力学的 UHPC 拉应力计算

复合材料力学是运用复合原理计算纤维增强水泥基复合材料的力学性能指标。该理论的基本假定如下:

- 1) 纤维连续均匀地分布在基体中, 且纤维的排列方向与受力方向一致;
- 2) 纤维与基体共同受力, 无相对滑移;
- 3) 纤维与基体的变形均在弹性范围内;
- 4) 基体开裂后将退出工作, 应力仅由纤维承担。

由上述假定可以得纤维增强水泥基复合材料的拉应力计算公式^[20]:

$$\sigma_p = \sigma_m(1 - V_f) + \sigma_f V_f \quad (6)$$

式中: σ_p 为复合材料的平均拉应力; σ_m 为基体的平均拉应力; V_f 为纤维体积率; σ_f 为纤维顺向拉应力。

极限承载能力状态下, UHPC 梁受拉区基体开裂。由基本假定, 开裂后复合材料基体退出工作, 应力仅由钢纤维承担, 即式(6)中 $\sigma_m = 0$, 则式(6)退化为:

$$\sigma_p = \sigma_f V_f \quad (7)$$

由于 UHPC 材料中钢纤维是不连续、乱向分布的短纤维, 直接采用式(7)计算 UHPC 复合材料开裂

后拉应力显然与实际不符。文献[21]在复合材料力学基础上,考虑到纤维在基体中的分布是随意分布的,纤维对基体的增强应该与纤维的长径比、纤维与混凝土的粘结强度、纤维的方向系数、纤维的有效利用系数有关,据此得出基体开裂后纤维增强水泥基复合材料的拉应力计算公式:

$$\begin{cases} \sigma_p = \alpha \sigma_f V_f \\ \sigma_f = \lambda \tau (l_f / d_f) \end{cases} \quad (8)$$

式中: α 为钢纤维有效方向系数,为钢纤维方向系数 α_0 与纤维有效利用系数 α_1 的乘积^[22]; λ 为与纤维受剪长度有关的计算参数,该值一般取为 2; τ 为钢纤维与 UHPC 基体间的平均粘结剪应力; l_f/d_f 为钢纤维长径比。

文献[22]对 UHPC 受拉开裂后钢纤维有效方向系数进行了试验研究,结果表明,钢纤维有效方向系数 α 值在 0.35~0.50,且随着纤维掺量的增大,有效方向系数略微减小,故本文建议计算 UHPC 开裂后拉应力时 α 可偏于安全地取为 0.35。

钢纤维与基体间的平均粘结剪应力 τ , 文献[23]给出了相应的计算公式:

$$\tau = 0.60 \sqrt{f_c} \quad (9)$$

式中, f_c 为 UHPC 的轴心抗压强度。

上述公式中所采用的钢纤维抗拉强度一般在 2000 MPa 以上,钢纤维在 UHPC 基体中大多为拔出破坏而非拉断破坏;适用的钢纤维掺量为 1%~3%。

3 UHPC 梁正截面承载力计算

3.1 基本假定

1) 平均应变分布符合平截面假定,即截面平均应变沿高度呈线性分布。

2) 截面受拉区的拉力由钢筋和 UHPC 共同承担,截面受拉区 UHPC 拉应力按开裂后复合材料拉应力 σ_p 计算(式 8)。

3) UHPC 受压本构可根据 UHPC 轴心抗压强度采用文献[11]提出的受压本构模型(见表 1)。

4) 纵向受拉钢筋与 UHPC 材料间无滑移。

5) 纵向钢筋的应力-应变关系采用理想弹塑性模型(见图 5),其表达式为

$$\begin{cases} \sigma_s = \varepsilon_s E_s & , \varepsilon_s \leq \varepsilon_y \\ \sigma_s = f_y & , \varepsilon_y < \varepsilon_s \leq \varepsilon_{su} \end{cases} \quad (10)$$

式中: f_y 为钢筋的抗拉或抗压屈服强度; σ_s 为对应于钢筋应变为 ε_s 时的钢筋应力值; ε_y 为钢筋的屈

服应变,即 $\varepsilon_y = f_y/E_s$; E_s 为钢筋的弹性模量; ε_{su} 为纵向受拉钢筋极限拉应变,取值 0.01。

表 1 UHPC 受压本构模型

Table 1 Stress-strain models for UHPC

编号	应力-应变全曲线方程
基本形式 ^[11]	$\begin{cases} \sigma = f_c \left[\frac{(E_c/E_{sc})(\varepsilon/\varepsilon_0) - (\varepsilon/\varepsilon_0)^2}{1 + (E_c/E_{sc} - 2)(\varepsilon/\varepsilon_0)} \right] & , \varepsilon < \varepsilon_0 \\ \sigma = \frac{f_c}{1 + 0.25[(\varepsilon/\varepsilon_0 - 1)/(\varepsilon_L/\varepsilon_0 - 1)]^{1.5}} & , \varepsilon \geq \varepsilon_0 \end{cases}$ $\varepsilon_L = \varepsilon_0 \left[\left(\frac{1.25 E_c}{10 E_{sc}} + \frac{4}{5} \right) + \sqrt{\left(\frac{1.25 E_c}{10 E_{sc}} + \frac{4}{5} \right)^2 - \frac{4}{5}} \right]$ $E_{sc} = f_c / \varepsilon_0$
本构 1	$y = \begin{cases} \frac{1.348x - x^2}{1 - 0.652x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 1.261(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 100 \text{ MPa}$</p>
本构 2	$y = \begin{cases} \frac{1.285x - x^2}{1 - 0.715x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 1.440(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 110 \text{ MPa}$</p>
本构 3	$y = \begin{cases} \frac{1.186x - x^2}{1 - 0.814x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 1.851(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 130 \text{ MPa}$</p>
本构 4	$y = \begin{cases} \frac{1.111x - x^2}{1 - 0.889x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 2.357(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 150 \text{ MPa}$</p>
本构 5	$y = \begin{cases} \frac{1.051x - x^2}{1 - 0.949x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 2.992(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 170 \text{ MPa}$</p>
本构 6	$y = \begin{cases} \frac{1.003x - x^2}{1 - 0.997x} & , 0 < x \leq 1 \\ \frac{1}{1 + 3.814(x-1)^{1.5}} & , x > 1 \end{cases}$ <p style="text-align: center;">$f_c = 190 \text{ MPa}$</p>

注: ε 为压应变; ε_L 为应力-应变全曲线下阶段应力为 $0.8 f_c$ 对应的压应变; σ 为压应力; $x = \varepsilon / \varepsilon_0$; $y = \sigma / f_c$ 。

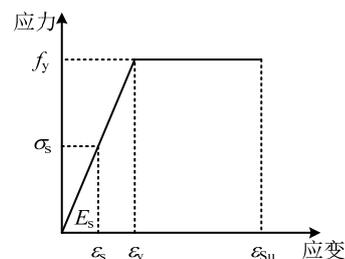


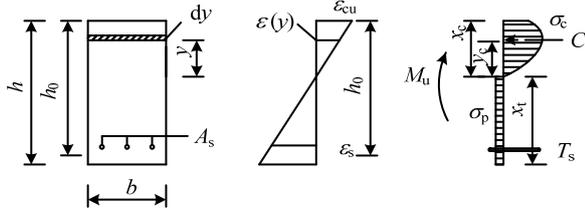
图 5 钢筋理想弹塑性模型

Fig.5 Elastic-plastic model of steel bar

3.2 UHPC 梁正截面受弯分析

以单筋矩形截面 UHPC 梁为例, 由基本假定, 当适筋梁达到极限承载力时, 截面应力、应变分布如图 6 所示, 截面受压区边缘 UHPC 达到极限压应变 ε_{cu} 。假定此时截面受压区高度为 x_c , 则距截面中性轴距离为 y 的 UHPC 纤维处的应变可按式(11)计算:

$$\varepsilon(y) = \varepsilon_{cu} \frac{y}{x_c} \quad (11)$$



(a) 单筋矩形截面 (b) 截面应变分布 (c) 截面应力分布

图 6 矩形截面受弯分析

Fig.6 Bending analysis of rectangular section

钢筋应变为:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu} \frac{h_0 - x_c}{x_c} \quad (12)$$

图 6(c)所示为截面应力分布图形, 压应力的合力 C 为:

$$C = \int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot b \, dy \quad (13)$$

合力作用点到中和轴的距离 y_c 为:

$$y_c = \frac{\int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot b \cdot y \, dy}{C} \quad (14)$$

钢筋的拉力 T_s 及其距中和轴的距离 y_s 可分别按式(15)和式(16)计算:

$$T_s = \sigma_s A_s \quad (15)$$

$$y_s = h_0 - x_c \quad (16)$$

式中: h_0 为截面有效高度; A_s 为受拉纵筋面积。

受拉区 UHPC 的合力 T_c 可按式(17)计算:

$$T_c = \sigma_p (bx_t - A_s) \quad (17)$$

式中: b 为截面宽度; x_t 为截面受拉区高度。

受拉区合力作用点距中和轴的距离可近似按 $x_t/2$ 计算。

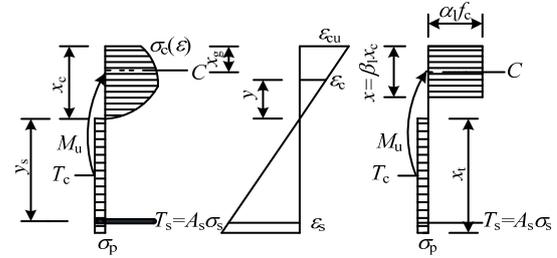
根据截面的平衡条件, 可写出以下两个平衡方程:

$$\sum X = 0, \int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot b \, dy = \sigma_s A_s + \sigma_p (bx_t - A_s) \quad (18)$$

$$\sum M = 0, M_u = \int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot b \cdot y \, dy + T_s y_s + \frac{1}{2} x_t T_c \quad (19)$$

3.3 正截面受压区 UHPC 应力图形的等效

将 UHPC 受压本构代入式(18)、式(19), 可求解截面承载力, 然而由于受压区应力图形为曲线, 计算相对较为复杂。为了简化计算, 可对受压区 UHPC 应力图形进行等效, 通常将其等效成矩形应力图形(见图 7(c))。等效的基本原则为:



(a) 实际应力分布 (b) 截面应变分布 (c) 等效应力分布

图 7 UHPC 梁正截面应力、应变分布

Fig.7 Normal section stress and strain distribution of UHPC beam

1) 等效矩形应力图形的面积应等于曲线应力图形的面积, 即 UHPC 压应力合力 C 的大小相等;

2) 等效矩形应力图形的形心位置应与曲线应力图形的形心位置相同, 即压应力合力 C 的作用点位置 y_c 不变。

取受压区等效矩形应力图形的高度为 $x = \beta_1 x_c$, 等效应力为 $\alpha_1 f_c$, 如图 7(c)所示。假定受压区曲线应力图形的面积为 A_c , 形心位置为 x_g , 如图 7(a)所示, 则有等效条件如下:

$$A_c = \int_0^{x_c} \sigma_c(y) \, dy = \alpha_1 f_c \beta_1 x_c \quad (20)$$

$$x_g = \frac{x}{2} = \frac{\beta_1 x_c}{2} \quad (21)$$

由图 7(a), 形心位置 x_g 可按式(22)计算:

$$x_g = x_c - \frac{\int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot y \, dy}{\int_0^{x_c} \sigma_c(y) \, dy} \quad (22)$$

将式(22)代入式(21)可得:

$$\beta_1 = 2 \cdot \left(1 - \frac{\int_0^{x_c} \sigma_c(y) \cdot y \, dy}{x_c \int_0^{x_c} \sigma_c(y) \, dy} \right) \quad (23)$$

利用式(11)对式(23)进行换元得:

$$\beta_1 = 2 \cdot \left(1 - \frac{\int_0^{\varepsilon_{cu}} \sigma_c(\varepsilon) \cdot \varepsilon \, d\varepsilon}{\varepsilon_{cu} \int_0^{\varepsilon_{cu}} \sigma_c(\varepsilon) \, d\varepsilon} \right) \quad (24)$$

同理, 利用式(11)对式(20)进行换元可得:

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\varepsilon_{cu}} \sigma_c(\varepsilon) d\varepsilon}{\beta_1 f_c \varepsilon_{cu}} \quad (25)$$

由式(24)、式(25)可以看出, 等效矩形应力图形系数 β_1 、 α_1 的值仅与 UHPC 自身材料属性有关, 故只要确定出 UHPC 受压本构关系及极限压应变值就可求得系数 β_1 、 α_1 的值。

根据图 7(c)可得平衡方程:

$$\alpha_1 f_c b x = \sigma_s A_s + \sigma_p \left[b \left(h - \frac{x}{\beta_1} \right) - A_s \right] \quad (26)$$

$$M_u = \alpha_1 f_c b x \left(h_0 - \frac{x}{2} \right) - \sigma_p \left[b \left(h - \frac{x}{\beta_1} \right) - A_s \right] \left[\frac{1}{2} \left(h - \frac{x}{\beta_1} \right) - a_s \right] \quad (27)$$

式中: a_s 为受拉纵筋合力点至受拉区底部边缘的距离, $a_s = h - h_0$; h 为截面高度。

3.4 等效矩形应力图形参数 α_1 、 β_1 取值

由式(26)、式(27)可知, 计算正截面受弯承载力 M_u 需要确定等效矩形应力图形参数 α_1 、 β_1 。已知 β_1 、 α_1 的值仅与 UHPC 自身材料属性有关, 只要确定出 UHPC 受压本构关系及极限压应变 ε_{cu} , 就可求得系数 β_1 、 α_1 的值。

表 1 中给出了 6 种不同轴心抗压强度 UHPC 对应的受压本构方程。将表 1 中的本构 1~本构 6 分别代入式(24)、式(25), 可得各轴心抗压强度对应的 α_1 、 β_1 值, 如表 2 所示。

表 2 等效矩形应力图形参数 α_1 、 β_1 取值

Table 2 Parameter values (α_1 , β_1) of equivalent rectangular strength block

f_c /MPa	α_1	β_1
100	0.885	0.750
110	0.878	0.740
130	0.864	0.722
150	0.848	0.706
170	0.830	0.693
190	0.807	0.683

3.5 相对界限受压区高度 ξ_b 及最大配筋率 ρ_{max}

当纵向受拉钢筋应力到达其屈服强度的同时, 受压区边缘 UHPC 应变恰好达到其极限压应变 ε_{cu} , 此种破坏被称为“界限破坏”, 这是适筋梁与超筋梁的界限状态。此时的钢筋配筋率是适筋梁所能达到的最大配筋率, 也称之为“界限配筋率”。

由平截面假定, 当梁发生界限破坏时其截面应变沿截面高度分布如图 8 所示。令界限状态受压区

计算高度为 x_b , 则 x_b 与截面有效高度 h_0 的比值称为相对界限受压区高度, 用 ξ_b 来表示。

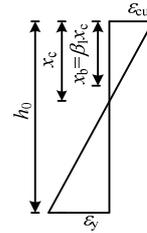


图 8 界限破坏时梁正截面应变图
Fig.8 Strain profiles at balanced failure

由几何关系可得:

$$\xi_b = \frac{x_b}{h_0} = \frac{\beta_1 x_c}{h_0} = \beta_1 \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_y} = \frac{\beta_1}{1 + \frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_{cu}}} \quad (28)$$

将 $\varepsilon_y = \frac{f_y}{E_s}$ 代入式(28)可得:

$$\xi_b = \frac{\beta_1}{1 + \frac{f_y}{\varepsilon_{cu} E_s}} \quad (29)$$

界限破坏时, 受弯构件相应的配筋率为最大配筋率 ρ_{max} , 受拉纵筋应力 $\sigma_s = f_y$, 根据式(26)可得:

$$x_b = \frac{(f_y - \sigma_p) A_s + \sigma_p b h}{\alpha_1 f_c b + \frac{\sigma_p b}{\beta_1}} \quad (30)$$

相对界限受压区高度为:

$$\xi_b = \frac{x_b}{h_0} = \frac{(f_y - \sigma_p) A_s + \sigma_p b h}{b h_0 \left(\alpha_1 f_c + \frac{\sigma_p}{\beta_1} \right)} \quad (31)$$

由式(31)可得:

$$\rho_{max} = \frac{A_s}{b h_0} = \frac{\xi_b \left(\alpha_1 f_c + \frac{\sigma_p}{\beta_1} \right)}{f_y - \sigma_p} - \frac{\sigma_p h}{(f_y - \sigma_p) h_0} \quad (32)$$

将相关参数代入式(29)、式(32), 可求得相对界限受压区高度 ξ_b 及最大配筋率 ρ_{max} 的值。

根据式(27)可得适筋梁的最大受弯承载力 M_{umax} 为:

$$M_{umax} = \alpha_1 f_c b h_0^2 \xi_b \left(1 - \frac{\xi_b}{2} \right) - \sigma_p b h_0 \left[\left(k - \frac{\xi_b}{\beta_1} \right) - \rho_{max} \right] \left[\frac{1}{2} h_0 \left(k - \frac{\xi_b}{\beta_1} \right) - a_s \right] \quad (33)$$

其中, $k = \frac{h}{h_0}$ 。

4 试验结果验证

通过文献[8,10,24—26]选取了28根UHPC梁试验数据(见表3),用以验证承载力计算公式。UHPC梁极限弯矩试验值 M_u^t 与理论计算值 M_u^c 对比见表

3所示。由表3可算得UHPC梁极限弯矩试验值 M_u^t 与理论计算值 M_u^c 比值的均值为1.094,标准差为0.093,变异系数为0.085。可见计算值与试验值吻合良好,计算值具有较高的精度和可靠性;等效矩形应力图形参数 α_1 、 β_1 的取值较为合理。

表3 极限弯矩计算值与试验值比较

Table 3 Comparison of ultimate moment calculated and experimental values

梁编号	$V_f / (\%)$	l_f / d_f	ρ	b / mm	h / mm	h_0 / mm	f_c / MPa	f_y / MPa	$M_u^t / (\text{kN} \cdot \text{m})$	$M_u^c / (\text{kN} \cdot \text{m})$	M_u^t / M_u^c	数据来源
L1	2.0	59	0.0122	150	200	168	110.20	476.5	38.25	37.06	1.032	
L2	2.0	59	0.0309	150	200	164	98.60	478.3	63.5	64.56	0.984	
L3	2.0	59	0.0307	150	200	166	105.00	467.6	64.5	65.29	0.988	文献[8]
L4	2.0	59	0.0590	150	200	154	99.30	465.2	87	89.83	0.969	
L5	2.0	59	0.0967	150	200	139	97.80	465	101	101.20	0.998	
L6	2.0	65	0.0819	125	140	97.5	83.11	570	47.8	39.63	1.206	
L7	2.0	65	0.0819	125	140	97.5	99.5	570	51.3	42.89	1.196	
L8	2.0	65	0.0819	125	140	97.5	102.2	570	52.5	43.39	1.210	
L9	2.0	65	0.0819	125	140	97.5	109.65	570	54.8	44.52	1.231	
L10	2.0	65	0.0819	125	140	97.5	94.41	570	45.5	41.88	1.086	文献[24]
L11	2.0	65	0.0060	180	270	235	190.9	420	83.3	70.41	1.183	
L12	2.0	65	0.0090	180	270	235	192.2	420	92.2	82.07	1.123	
L13	2.0	65	0.0120	180	270	235	196.1	420	116.5	93.99	1.240	
L14	2.0	65	0.0131	180	270	215	190.9	420	105.7	88.95	1.188	
L15	2.0	65	0.0196	180	270	215	196.1	420	131.6	109.87	1.198	
L16	1.5	60	0.0147	150	200	182	115.1	518.3	48.1	46.40	1.037	
L17	1.5	60	0.0221	150	200	182	115.1	518.3	62.8	62.83	1.000	文献[25]
L18	1.5	60	0.0414	150	200	162	115.1	518.3	92.8	83.07	1.117	
L19	1.5	60	0.0496	150	200	162	115.1	518.3	101.6	95.15	1.068	
L20	1.0	65	0.0287	150	250	228	116.7	534	124.3	120.18	1.034	
L21	1.0	65	0.0489	150	250	201	116.7	534	157.5	145.95	1.079	文献[26]
L22	1.0	65	0.0678	150	250	193	116.7	534	180.6	172.79	1.045	
L23	1.0	65	0.0287	150	250	228	116.7	432	128.65	101.07	1.273	
L24	1.0	59	0.0300	150	250	218	116.7	529.2	120.3	113.18	1.063	
L25	1.0	59	0.0490	150	250	200	116.7	529.2	144.5	143.10	1.010	
L26	1.0	59	0.0670	150	250	195	116.7	529.2	171.6	172.97	0.992	文献[10]
L27	1.0	59	0.0300	150	250	218	116.7	418.6	93.65	93.44	1.002	
L28	1.0	59	0.0300	150	250	202	116.7	435.0	90.6	84.30	1.075	

注: ρ 为受拉纵筋配筋率; 材料强度相关取值为试验平均值。

5 结论

(1) 将复合材料力学引入UHPC受弯承载力计算模型中,简化了截面受拉区复杂应力计算方法,从理论角度解决了截面受拉区UHPC拉应力等效问题。

(2) 基于已有的UHPC材料性能试验数据,确定了UHPC受压性能指标,为UHPC受压本构相关参数的确定提供依据。

(3) 建立了等效矩形应力图形参数 α_1 、 β_1 的计算公式,结合不同适用强度对应的UHPC受压本构关系,计算得到相应的 α_1 、 β_1 建议取值,其值符合一般规律,可用于计算UHPC梁受弯承载力。

(4) 基于平截面假定,建立了UHPC梁受弯承载力计算模型,提出了相对界限受压区高度、最大配筋率的计算方法。

(5) 通过28根UHPC试验梁极限弯矩试验值与理论计算值的对比分析可知,本文提出的UHPC梁受弯承载力计算方法能有效、安全地计算其受弯承载力,且计算结果具有良好的精度。

参考文献:

- [1] Rossi P. Ultra high performance fiber reinforced concretes [J]. Concrete International, 2001, 23(6): 1216—1221.

- [2] Voo Y L, Foster S J. Characteristics of ultra high performance “ductile” concrete and its impact on sustainable construction [J]. *Ies Journal Part A Civil & Structural Engineering*, 2010, 3(3): 168—187.
- [3] Makita T, Brühwiler E. Tensile fatigue behaviour of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) [J]. *Materials & Structures*, 2014, 47(3): 475—491.
- [4] Yi N H, Kim J H J, Han T S, et al. Blast-resistant characteristics of ultra-high strength concrete and reactive powder concrete [J]. *Construction & Building Materials*, 2012, 28(1): 694—707.
- [5] 邓明科, 卜新星, 潘姣姣, 等. 型钢高延性混凝土短柱抗震性能试验研究[J]. *工程力学*, 2017, 34(1): 163—170.
Deng Mingke, Bu Xinxing, Pan Jiaojiao, et al. Experimental study on seismic behavior of steel reinforced high ductile concrete short columns [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(1): 163—170. (in Chinese)
- [6] 赖建中, 朱耀勇, 谭剑敏. 超高性能混凝土在埋置炸药下的抗爆试验及数值模拟[J]. *工程力学*, 2016, 33(5): 193—199.
Lai Jianzhong, Zhu Yaoyong, Tan Jianmin. Experimental and simulation of ultra-high performance concrete subjected to blast by embedded explosive [J]. *Engineering Mechanics*, 2016, 33(5): 193—199. (in Chinese)
- [7] 郑文忠, 卢姗姗, 李莉. GFRP 筋活性粉末混凝土梁受力性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(6): 115—124.
Zheng Wenzhong, Lu Shanshan, Li Li. Experimental research on mechanical performance of reactive powder concrete beams reinforced with GFRP bars [J]. *Journal of Building Structures*, 2011, 32(6): 115—124. (in Chinese)
- [8] 李莉. 活性粉末混凝土梁受力性能及设计方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
Li Li. Mechanical behavior and design method for reactive powder concrete beams [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010. (in Chinese)
- [9] 王文雷. RPC 预应力梁相关设计参数研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2006.
Wang Wenlei. Investigation on design parameters of RPC prestressed beam [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2006. (in Chinese)
- [10] 金凌志, 何来, 吴欣珂. HRB500 级钢筋活性粉末混凝土梁受弯性能试验研究[J]. *建筑结构*, 2015, 45(15): 87—92.
Jin Lingzhi, He Lai, Wu Xinke. Experimental study on flexural property of reactive powder concrete beams with HRB500 steel [J]. *Building Structure*, 2015, 45(15): 87—92. (in Chinese)
- [11] Singh M, Sheikh A H, Ali M S M, et al. Experimental and numerical study of the flexural behaviour of ultra-high performance fibre reinforced concrete beams [J]. *Construction & Building Materials*, 2017, 138(Complete): 12—25.
- [12] 杨志慧. 不同钢纤维掺量活性粉末混凝土的抗拉力学特性研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2006.
Yang Zhihui. Investigation on tensile properties of reactive powder concrete with different content of steel fiber [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2006. (in Chinese)
- [13] 金凌志, 李月霞, 付强. 不同掺合料掺量的活性粉末混凝土抗压强度试验[J]. *河南科技大学学报(自然科学版)*, 2014(5): 55—62.
Jin Lingzhi, Li Yuexia, Fu Qiang. Experimental study on compressive strength of Reactive Powder Concrete with different additives [J]. *Journal of Henan University of Science and Technology (Natural Science)*, 2014(5): 55—62. (in Chinese)
- [14] 曾建仙, 吴炎海, 林清. 掺钢纤维活性粉末混凝土的受压力学性能研究[J]. *福州大学学报(自然科学版)*, 2005, 33(增刊 1): 132—137.
Zeng Jianxian, Wu Yanhai, Lin Qing. Researches on the compressive mechanics properties of steel fiber RPC [J]. *Journal of Fuzhou University (Natural Science)*, 2005, 33(suppl 1): 132—137. (in Chinese)
- [15] 焦楚杰, 孙伟, 秦鸿根, 等. 钢纤维高强混凝土单轴受压本构方程[J]. *东南大学学报(自然科学版)*, 2004, 34(3): 366—369.
Jiao Chujie, Sun Wei, Qin Honggen, et al. Constitutive equation of SFRHSC under uniaxial compression [J]. *Journal of Southeast University (Natural Science Edition)*, 2004, 34(3): 366—369. (in Chinese)
- [16] 吴炎海, 何雁斌, 杨幼华. 活性粉末混凝土(RPC200)的力学性能[J]. *福州大学学报(自然科学版)*, 2003, 31(5): 598—602.
Wu Yanhai, He Yanbin, Yang Youhua. Investigation on RPC200 mechanical performance [J]. *Journal of Fuzhou University (Natural Science)*, 2003, 31(5): 598—602. (in Chinese)
- [17] 徐朦. 多种钢纤维对超高性能混凝土力学性能影响的比较研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2014.
Xu Meng. Comparative study on influences of various steel fibers on mechanical properties of ultra-high performance concrete(UHPC) [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2014. (in Chinese)
- [18] GB 50010—2010, 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
GB 50010—2010, Code for design of concrete structures [S]. Beijing: China Architecture Industry Press, 2010. (in Chinese)
- [19] Hognestad E. Concrete stress distribution in ultimate strength design [J]. *Journal of the American Concrete Institute*, 1955, 52(6): 455—479.

- [20] Jones R M, Bert C W. Mechanics of composite materials [M]. Blacksburg: Scripta Book Co, 1975.
- [21] 李志武, 许金余, 张国喜, 等. 利用纤维增强机理对纤维临界体积率的理论推导[C]// 海峡两岸三地混凝土技术研讨会. 南京: 东南大学出版社, 2010.
Li Zhiwu, Xu Jinyu, Zhang Guoxi, et al. The theoretical deduction of critical fiber volume quantity using the mechanism of fiber reinforced concrete [C]// Seminar on Concrete Technology in Three Places Across the Taiwan Straits. NanJing: Southeast University Press, 2010. (in Chinese)
- [22] Abrishambaf A, Pimentel M, Nunes S. Influence of fibre orientation on the tensile behaviour of ultra-high performance fibre reinforced cementitious composites [J]. Cement & Concrete Research, 2017, 97: 28—40.
- [23] Ali H M, Hamad L N T. First diagonal cracking and ultimate shear of reactive powder concrete T-beams without stirrups [J]. Journal of Engineering and Development, 2014, 18(5): 149—164.
- [24] Al-Hassani H M, Khalil W I, Danha L S. Prediction of the nominal bending moment capacity for plain and singly reinforced rectangular RPC beam sections [J]. Engineering and Technology Journal, 2015, 33(5): 1113—1130.
- [25] 邓宗才, 王义超, 肖锐, 等. 高强钢筋 UHPC 梁抗弯性能试验研究与理论分析[J]. 应用基础与工程科学学报, 2015, 23(1): 68—78.
Deng Zongcai, Wang Yichao, Xiao Rui, et al. Flexural test and theoretical analysis of UHPC beams with high strength rebars [J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2015, 23(1): 68—78. (in Chinese)
- [26] 曹霞, 常婧, 王艳俊. 高强钢筋 RPC 梁受弯构件正截面承载力试验研究[J]. 河南理工大学学报(自然科学版), 2015, 34(1): 109—115.
Cao Xia, Chang Jing, Wang Yanjun. Experimental study on flexural capacity of normal section of high strength reinforced reactive powder concrete beam [J]. Journal of Henan Polytechnic University (Natural Science), 2015, 34(1): 109—115. (in Chinese)

(上接第 69 页)

- [23] 金浏, 杜修力. 加载速率对混凝土拉伸破坏行为影响的细观数值分析[J]. 工程力学, 2015, 32(8): 42—49.
Jin L, Du X. Meso-scale numerical analysis of the effect of loading rate on the tensile failure behavior of concrete [J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(8): 42—49. (in Chinese)
- [24] 杜敏, 金浏, 李冬, 等. 骨料粒径对混凝土劈拉性能及尺寸效应影响的细观数值研究[J]. 工程力学, 2017, 34(9): 54—63.
Du M, Jin L, Li Dong, et al. Mesoscopic simulation study of the influence of aggregate size on mechanical properties and specimen size effect of concrete subjected to splitting tensile loading [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(9): 54—63. (in Chinese)
- [25] Man H K, Mier J G M V. Size effect on strength and fracture energy for numerical concrete with realistic aggregate shapes [J]. International Journal of Fracture, 2008, 154(1-2): 61—72.
- [26] Grassl P, Grégoire D, Solano L R, et al. Meso-scale modelling of the size effect on the fracture process zone of concrete [J]. International Journal of Solids & Structures, 2012, 49(13): 1818—1827.
- [27] Wang X, Yang Z, Jivkov A P. Monte Carlo simulations of mesoscale fracture of concrete with random aggregates and pores: a size effect study [J]. Construction & Building Materials, 2015, 80: 262—272.
- [28] Lee J, Fenves G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1998, 124(8): 892—900.
- [29] Lubliner J, Oliver J, Oller S, et al. A plastic-damage model for concrete [J]. International Journal of Solids & Structures, 1989, 25(3): 299—326.
- [30] Dilger W H, Koch R, Kowalczyk R. Ductility of plain and confined concrete under different strain rates [J]. Journal of the American Concrete Institute, 1984, 81(1): 73—81.
- [31] Bischoff P H, Perry S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. Materials & Structures, 1991, 24(6): 425—450.
- [32] Cusatis G. Strain-rate effects on concrete behavior [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(4): 162—170.
- [33] Comité Euro-International D B. CEB-FIP model code 1990 [S]. Trowbridge, Wiltshire, UK: Redwood Books, 1993.
- [34] Malvar L J, Ross C A. A review of strain rate effects for concrete in tension [J]. ACI Materials Journal, 1998, 95(6): 735—739.
- [35] Yan D, Lin G. Dynamic properties of concrete in direct tension [J]. Cement & Concrete Research, 2006, 36(7): 1371—1378.