

基于修正压力场理论的活性粉末混凝土梁抗剪分析

王 强^{1,2}, 金凌志^{*1,2}, 蒋春松^{1,2}

(1. 桂林理工大学 土木与建筑工程学院, 广西 桂林 541004;

2. 桂林理工大学 广西岩土力学与工程重点实验室, 广西 桂林 541004)

摘要:在 Vecchio 和 Collins 所提出的修正压力场理论(MCFT)基础上,叠加弯矩作用,并考虑活性粉末混凝土(RPC)材料的特点,修正开裂 RPC 材料的本构关系以及模型的平衡条件,建立了弯剪复合作用下配筋 RPC 梁截面分析模型.对 12 根具有不同剪跨比、配箍率、钢纤维体积率、配筋率以及纵筋强度的高强纵筋 RPC 试验梁进行了模型分析,并与试验结果进行对比.结果表明:该模型能很好地模拟整个试验加载过程,抗剪极限承载力的计算结果以及变化趋势与实测值吻合较好,计算所得的箍筋平均应变在加载后期能表现出弹塑性变化的趋势,RPC 受拉本构关系对模型预测的精准性起主要影响,该模型对以剪压破坏形态为主的构件最为适用.

关键词:修正压力场理论;活性粉末混凝土;高强纵筋;梁;抗剪分析

中图分类号:TU375.3 **文献标识码:**A **doi:**10.7511/dllgxb201806010

0 引言

普通的钢筋混凝土梁的抗剪问题十分复杂,国内外规范中的抗剪承载力计算方法大多为半理论半经验公式,力学模型不明确,基本以试验数据回归得到.且出于对工程安全的考虑,其计算结果一般都比较保守.20 世纪初 Ritter 与 Morsch 提出了经典 45°桁架模型,以力学为基础的计算方法逐渐得到认可,并不断发展完善,其中以 20 世纪 80 年代加拿大学者 Vecchio 和 Collins^[1-2]提出的修正压力场理论(MCFT)较为经典,并成为《加拿大桥梁结构设计规范》^[3]、《加拿大混凝土结构设计规范》^[4]和《美国桥梁结构设计规范》^[5]中抗剪计算方法的理论基础.该理论忽略纵筋的消栓作用,将裂后混凝土仍看成连续性材料,应力和应变都取平均值,同时满足莫尔圆定理.依据混凝土和钢筋微元体单元在整个受荷过程都需满足假定的本构关系、相容方程和应力平衡条件,考虑裂缝间混凝土骨料的咬合力和摩擦力,给出钢筋混凝土构件在纯剪作用下的模型公式,若叠加弯矩作用,则可得到其在弯剪共同作用下的计算模型^[6-7].该模型未忽略开裂后混凝土的拉应力,故

钢筋混凝土构件的非线性性能即全阶段荷载-变形特征能被准确描述.

活性粉末混凝土(reactive powder concrete, RPC)是法国 Bouygues 试验室在 20 世纪 90 年代研制出的一种具有超高强度、高韧性、高耐久性的新型水泥基复合材料^[8],且在材料特性方面已有较多研究^[9-11].2015 年《活性粉末混凝土》(GB/T 31387—2015)^[12]颁布,对 RPC 各组分的配合比、制备技术、养护条件、强度等级的划分与测试方法等进行了统一规定,标志着 RPC 工程应用时代的到来,所以相关结构设计规范也理应被提上日程. RPC 的强度较高,若受力纵筋仍采用现行工程中主推的 HRB400 级钢筋,对于非预应力构件则会出现配筋率过高的情况,对施工造成不便,故用高强度钢筋与 RPC 组成的结构构件近年来受到更多的关注^[13-14].鉴于此,本文采用的主受力筋为 HRB500 级钢筋.

文献表明^[15-17],配筋 RPC 构件的研究主要以试验为主,而相应深入的理论模型分析较少.本文在 Vecchio 和 Collins 提出的 MCFT(混凝土板受纯剪)基础上,叠加弯矩效应,结合 RPC 材料特点,建立在弯剪复合作用下配筋 RPC 梁截面受荷全过

程分析模型,并将分析结果与试验结果进行对比.

1 模型的建立

1.1 平衡方程和相容条件

(1)基本假定

如图 1 所示,平面钢筋单元和 RPC 单元共同承担开裂钢筋 RPC 单元的外力,假定钢筋只能承担拉力和压力,忽略其抗剪作用,则

$$f_x = f_{cx} + \rho_{sx} f_{sx} \tag{1}$$

$$f_y = f_{cy} + \rho_{sy} f_{sy} \tag{2}$$

$$v_{sxy} = 0 \tag{3}$$

$$v_{xy} = v_{cxy} + v_{sxy} = v_{cxy} = v \tag{4}$$

式中: ρ_{sx} 和 ρ_{sy} 分别为钢筋单元 x 向和 y 向配筋率; f_{cx} 和 f_{cy} 分别为 RPC 单元 x 向和 y 向正应力; f_{sx} 和 f_{sy} 分别为钢筋单元 x 向和 y 向正应力; f_x 和 f_y 分别为钢筋 RPC 单元 x 向和 y 向正应力; v_{xy} 、 v_{cxy} 和 v_{sxy} 分别为钢筋 RPC 单元、RPC 单元和钢筋单元的剪应力.

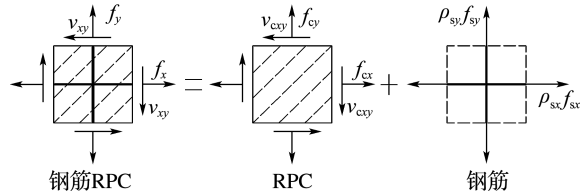


图 1 钢筋 RPC 平面应力单元

Fig. 1 Plane stress element of reinforced RPC

(2)相容方程(开裂钢筋 RPC 单元)

如图 2(a)所示, ϵ_1 和 ϵ_2 分别为穿越几条斜裂缝的平均主拉应变和主压应变,裂缝倾角为 θ ,假定 RPC 和钢筋之间无滑移,即如图 2(b)所示,单元整体应变符合莫尔圆理论,则

$$\epsilon_1(\epsilon_2) = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)^2} \tag{5}$$

由三角形 2Ax 和 2By 的几何关系可得:

$$\gamma_{xy} = 2(\epsilon_x - \epsilon_2) \cot \theta \tag{6}$$

$$\gamma_{xy} = 2(\epsilon_y - \epsilon_1) \tan \theta \tag{7}$$

由式(5)~(7)可得:

$$\epsilon_x = \frac{\epsilon_1 \tan^2 \theta + \epsilon_2}{1 + \tan^2 \theta} \tag{8}$$

$$\epsilon_y = \frac{\epsilon_2 \tan^2 \theta + \epsilon_1}{1 + \tan^2 \theta} \tag{9}$$

式中: ϵ_x 和 ϵ_y 分别为钢筋 RPC 单元 x 向和 y 向应变, γ_{xy} 为其剪应变.

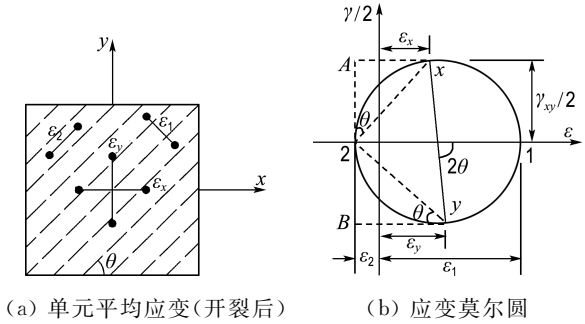


图 2 相容方程(开裂单元)

Fig. 2 Compatible equation (cracking unit)

(3)开裂 RPC 单元应力平衡条件

假定开裂后 RPC 单元主应变与主应力的倾角方向相同,大小均为 θ ,见图 3,则

$$f_{c2} = -f_{c1} + v(\tan \theta + \cot \theta) \tag{10}$$

其中 f_{c1} 和 f_{c2} 分别为开裂后 RPC 单元的主拉应力和主压应力.

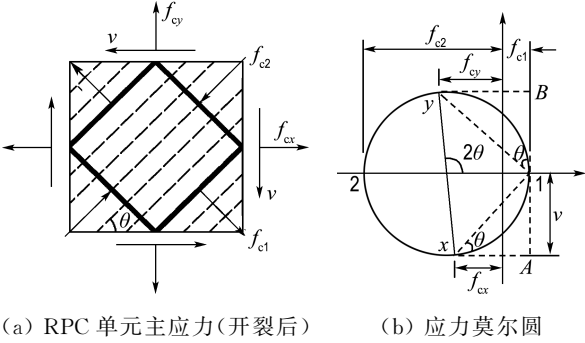


图 3 RPC 单元平均应力(开裂后)

Fig. 3 Average stress of RPC element (after cracking)

1.2 材料的应力应变关系

(1)钢筋

钢筋的本构关系采用双直线模型,即

当 $\epsilon_s \leq \epsilon_{yv}$ 时(上升段),有

$$f_{sy} = \epsilon_s E_s \tag{11}$$

当 $\epsilon_{yv} < \epsilon_s \leq \epsilon_{su}$ 时(水平段),有

$$f_{sy} = f_{yv} \tag{12}$$

式中: ϵ_{yv} 为箍筋的屈服应变, E_s 为钢筋的弹性模量, ϵ_{su} 为钢筋的极限拉应变, f_{yv} 为箍筋的屈服强度.

(2)RPC

①RPC 受拉应力应变关系. 文献[18]给出了 RPC 轴拉 σ - ϵ 曲线,但未给出具体模型,其形状与文献[19-20]中钢纤维混凝土材料的受拉本构模型(见图 4(a))相似,故可近似采用,其公式为

当 $\epsilon_1 \leq \epsilon_{cr}$ 时(上升段),有

$$f_{c1} = \epsilon_1 E'_c \tag{13}$$

当 $\epsilon_1 > \epsilon_{cr}$ 时(下降段),有

$$f_{c1} = \frac{f_{cr} + \beta f_{tu}}{1 + \beta} \tag{14}$$

$$\beta = \sqrt{\frac{\epsilon_1 - \epsilon_{cr}}{0.005}} \tag{15}$$

式中: ϵ_{cr} 为 RPC 开裂应变, $\epsilon_{cr} = f_{cr}/E'_c$; f_{cr} 为 RPC 的极限抗拉强度; E'_c 为 RPC 的受拉弹性模量; f_{tu} 为 RPC 开裂后抗拉强度,即钢纤维的抗拔阻力, $f_{tu} = k f_{cr}$, k 取 0.75.

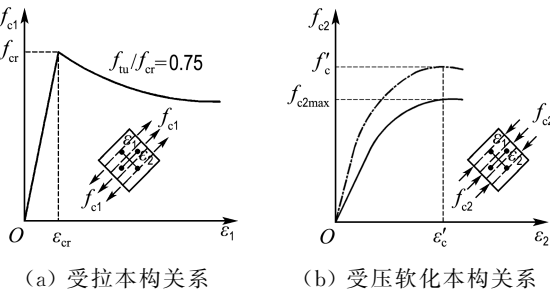


图 4 RPC 的本构关系
Fig. 4 Constitutive relation of RPC

②RPC 受压应力应变关系. 普通混凝土材料在受到拉压二维应力共同作用时,其极限抗压强度比只受一维压应力时的极限抗压强度低的现象被称为软化现象,RPC 也存在该现象. 弯剪复合应力下的 RPC 单元也是处在拉压二维应力的共同作用下,故单元的主压应力不仅与主压应变有关,与主拉应变也有很大关系. 为考虑 RPC 材料的软化现象,也可用文献[20]中钢纤维混凝土的受压本构模型来代替,如图 4(b)所示,其公式为

$$f_{c2} = f_{c2max} \left[2 \left(\frac{\epsilon_2}{\epsilon'_c} \right) - \left(\frac{\epsilon_2}{\epsilon'_c} \right)^2 \right] \tag{16}$$

$$\frac{f_{c2max}}{f'_c} = \frac{1}{0.8 - 0.34 \epsilon_1 / \epsilon'_c} \leq 1.0 \tag{17}$$

式中: f_{c2max} 为修正后的 RPC 极限抗压强度(考虑了软化作用), ϵ'_c 为 RPC 单轴受压应变峰值, f'_c 为 RPC 单轴极限抗压强度. 计算模型在 RPC 达到极限抗压强度(即 $f_{c2} = f_{c2max}$)时运算结束,故曲线下降段无须给出.

1.3 梁在纯剪下的应力分析

(1)应力平衡(裂缝之间)

图 5 中 b 为梁截面宽度; d_v 为上下纵筋中心点间的距离, $d_v = h_0 - a'_s = h - a_s - a'_s$; a'_s 、 a_s 分别为上下纵筋中点到各自外边缘的距离, h 为梁截面高度; h_0 为梁截面有效高度; s 为箍筋间距. 忽

略纵筋外 RPC 的抗剪作用,假定剪应力在梁内均匀分布,则

$$v = \frac{V}{bd_v} \tag{18}$$

其中 V 为截面受到的剪力. 由图 5(c)箍筋方向力的平衡可得

$$f_{sy} A_{sy} = (f_{c2} \sin^2 \theta - f_{c1} \cos^2 \theta) bs \tag{19}$$

由式(10)、(18)、(19)可得

$$V = f_{c1} bd_v \cot \theta + f_{sy} \frac{A_{sy}}{s} d_v \cot \theta \tag{20}$$

当 RPC 达到极限抗拉强度($f_{c1} = f_c$)以及箍筋屈服($f_{sy} = f_{yv}$)时,式(20)即为梁在纯剪下的承载力表达式. 同时可求出梁在纯剪作用下所受剪力的水平分量 N_v 的表达式为

$$N_v = bd_v (f_{c2} \cos^2 \theta - f_{c1} \sin^2 \theta) = V \cot \theta - f_{c1} bd_v \tag{21}$$

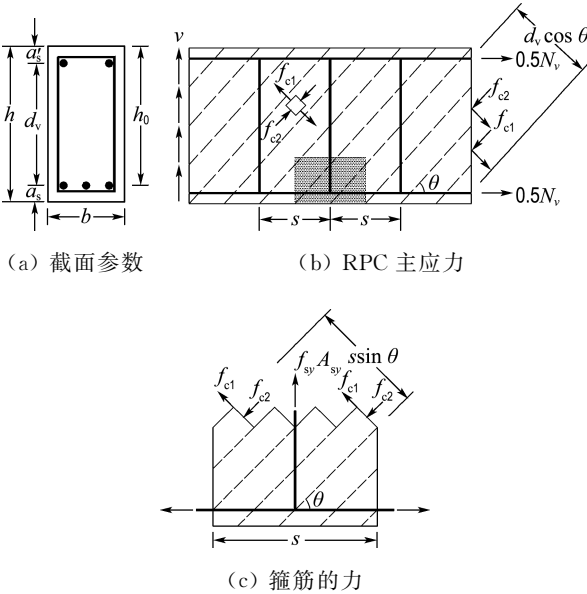


图 5 纯剪下梁的应力
Fig. 5 Stress of beams under pure shear

(2)跨越裂缝的力的平衡

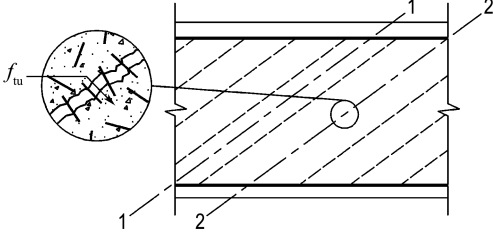
MCFT 的基本假定将斜裂缝处混凝土面理想化为光滑平面,但实际情况是会存在裂缝处界面上的骨料咬合作用. RPC 中虽无粗骨料,但含有钢纤维,所以开裂后界面上虽不存在骨料咬合力,但会出现钢纤维的抗拔阻力. 且当外荷载较大,箍筋屈服后应力保持稳定时,RPC 在裂缝处的拉应力已基本只剩余钢纤维的抗拔阻力,1-1 截面(裂缝间)和 2-2 截面(裂缝处)两处的应力应相等,如图 6 所示,由竖向力的平衡可得

$$f_{sy}A_{sy}\left(\frac{d_v}{\tan\theta}\right)+f_{cl}\frac{bd_v}{\sin\theta}\cos\theta=$$

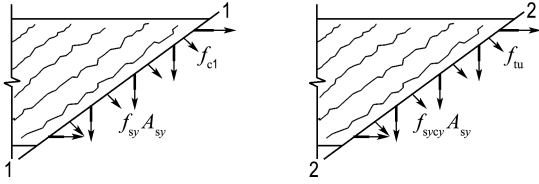
$$f_{sycy}A_{sy}\left(\frac{d_v}{\tan\theta}\right)+f_{tu}\frac{bd_v}{\sin\theta}\cos\theta \quad (22)$$

式中: f_{sycy} 为箍筋的拉应力, 当 $f_{sycy} = f_{yv}$, 即箍筋屈服时, f_{cl} 达到极限值 f_{clmax} , 则

$$f_{clmax} = \frac{A_{sy}(f_{yv}-f_{sy})}{bs} + f_{tu} \quad (23)$$



(a) 裂缝处钢纤维的抗拔阻力



(b) 裂缝间平均应力 (c) 裂缝处局部应力

图 6 RPC 的应力分布

Fig. 6 Stress distribution of RPC

1.4 梁在纯弯矩作用下的受力分析

图 7 为纯弯矩作用下构件截面应变与应力简化图形, 符合平截面假定. 由于截面开裂后 RPC 中存在钢纤维的抗拔阻力, 故不能忽略 RPC 的拉应力, 参考文献[19]的分析方法, 用集中力的方式将截面应力全部简化, 见图 7(e).

将梁截面压应力的曲线图形转化为等效矩形, 再转化为集中力 N_c , 则

$$N_c = \alpha_1 \beta_1 f'_c b x_c \quad (24)$$

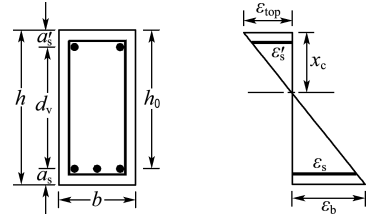
式中: f'_c 为截面受压边缘 RPC 压应力; x_c 为受压区高度; α_1, β_1 为等效矩形应力图的图形系数, 参考文献[19], 按下式计算:

$$\alpha_1 \beta_1 = \frac{\epsilon_{top}}{\epsilon_c} - \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_{top}}{\epsilon_c} \right)^2 \quad (25)$$

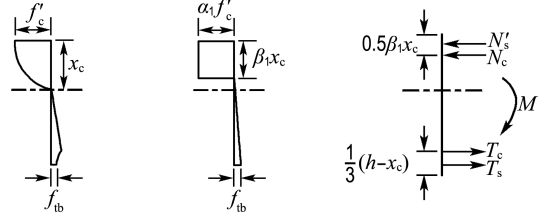
$$\beta_1 = \frac{4 - \epsilon_{top}/\epsilon'_c}{6 - 2\epsilon_{top}/\epsilon'_c} \quad (26)$$

式中: ϵ_{top} 为梁顶受压边缘最大压应变. 将中和轴下 RPC 拉应力曲线图形转化为等效三角形, 再转化为拉力 T_c , 则

$$T_c = 0.5 f_{tb} b (h - x_c) \quad (27)$$



(a) 截面尺寸 (b) 截面应变



(c) RPC 真实应力 (d) 简化应力 (e) 简化为集中力

图 7 纯弯矩下的应力应变

Fig. 7 Stress and strain under pure bending moment

式中: f_{tb} 为梁底受拉边缘残余拉应力, $f_{tb} = E'_c \epsilon_b$, ϵ_b 为梁底受拉边缘最大拉应变. 梁底纵筋拉力 T_s 和梁顶纵筋压力 N'_s 分别为

$$T_s = E_s \epsilon_s A_s \quad (28)$$

$$N'_s = E_s \epsilon'_s A'_s \quad (29)$$

式中: A_s 和 A'_s 分别为受拉和受压钢筋的面积; ϵ_s 和 ϵ'_s 分别为受拉和受压钢筋的应变, 且 $E_s \epsilon_s \leq f_y$. 计算 ϵ_s 时考虑了弯矩和剪力的共同作用, 但在考虑只由弯矩引起的应变时, 为使计算简化, 则保守地忽略了 RPC 的贡献, ϵ'_s 可利用图 7(b) 三角形相似求得, 同时也求得 x_c 和 ϵ_b , 表达式分别为

$$\epsilon_s = \frac{M_0}{d_v E_s A_s} + \epsilon_x \quad (30)$$

$$\epsilon'_s = \frac{\epsilon_{top}(x_c - a'_s)}{x_c} \quad (31)$$

$$x_c = \frac{h_0 \epsilon_{top}}{\epsilon_s + \epsilon_{top}} \quad (32)$$

$$\epsilon_b = \frac{\epsilon_s (h - x_c)}{h_0 - x_c} \quad (33)$$

式中: ϵ_x 为截面横向平均应变 (纯剪下); a'_s 为受压钢筋合力点到截面受压边缘的距离; M_0 为计算截面的弯矩, 对受集中荷载的梁取 $M_0 = Va$, a 为弯剪段距离. 由图 7(e), 截面弯矩需平衡, 对受拉钢筋取矩得

$$M = N_c (h_0 - \beta_1 x_c / 2) + N'_s (h_0 - a'_s) - T_c \left[\frac{1}{3} (h - x_c) - a_s \right] \quad (34)$$

截面合力 N_p 为

$$N_p = T_s + T_c - N_c - N'_s \quad (35)$$

1.5 弯剪共同作用下的截面分析

1.5.1 分析假定

(1)将弯剪共同作用下梁截面的剪应力图形的抛物线型简化为均布力,则 ϵ_x 沿截面也为均匀分布.

(2)弯剪共同作用下梁截面仍符合平截面假定.如图 7(b)所示,在确定 x_c 时叠加了剪切变形的影响,由于在纯剪作用下 ϵ_x 的存在, x_c 减小,且随着 ϵ_x 的增大而减小,若材料为均质弹性体,梁截面中点的应变值就是弯剪组合作用下的 ϵ_x .

1.5.2 计算步骤

- (1)确定截面几何尺寸及材料强度.
- (2)给定初始的 ϵ_1 值.
- (3)给定初始的 θ 值.
- (4)给定初始的 f_{sy} 值.
- (5)由式(23)计算 f_{clmax} ,再结合式(13)~(15)计算 f_{cl} .当 $\epsilon_1 \leq \epsilon_{cr}$ 时, f_{cl} 取式(13)的计算结果;当 $\epsilon_1 > \epsilon_{cr}$ 时, f_{cl} 取式(14)和(23)结果的较小值.
- (6)由式(20)计算 V .
- (7)由式(10)和(18)计算 f_{c2} .
- (8)由式(17)计算 f_{c2max} ,判断 f_{c2} 是否小于等于 f_{c2max} ,是则继续下一步,否则说明 RPC 达到极限抗压强度,退出计算.
- (9)由式(16)、(8)和(9)分别求 ϵ_2 、 ϵ_x 和 ϵ_y .
- (10)由式(11)、(12)求 f_{sy} ,并与第 4 步中给定的 f_{sy} 值比较,若相等则继续下一步,否则重回第 4 步,调整所给 f_{sy} 的值,直至相等.
- (11)由第 6 步计算的 V 以及公式 $M_0 = Va$ 计算 M_0 .
- (12)给定一个初始的 ϵ_{top} ,由式(25)和(26)求 $\alpha_1\beta_1$ 和 β_1 .
- (13)由式(30)、(31)、(32)和(33)分别求 ϵ_s 、 ϵ'_s 、 x_c 和 ϵ_b .
- (14)由式(34)以及式(24)、(27)和(29)联合求解 M ,并验算 M 与 M_0 是否相等,是则继续下一步,否则回到第 12 步,调整 ϵ_{top} 直到满足为止.
- (15)由式(21)计算 N_v ,由式(35)以及式(24)、(27)、(28)和(29)联合求解 N_p ,验算 N_p 是否等于 N_v ,相等则输出此时所需的变量,否则返回第 3 步调整 θ 直至满足.
- (16)记录下此时数值然后返回第 2 步,增大 ϵ_1 ,进入下一个循环.

2 试验概况

RPC 配合比见表 1, ρ_m 为质量密度,小组分

为聚酯纤维、膨胀剂和乳胶蛋白. RPC 力学性能见表 2,其中 ρ_f 为钢纤维体积率, f_{cu} 为立方体抗压强度, f_c 为棱柱体抗压强度, f_{cf} 为抗折强度, f_{ts} 为劈裂强度, E_c 为 RPC 弹性模量. 钢筋力学性能见表 3,其中 f_y 为屈服强度, f_{st} 为极限抗拉强度, E_s 为钢筋弹性模量. 试验梁截面尺寸为 150 mm(宽) $\times$ 250 mm(高),长度为 2 200 mm,跨度为 1 800 mm,无腹筋梁的弯剪段在支座与加载点处配有 2 根 HRB400 级直径为 8 mm 的架立筋,编号及参数见表 4,其中 a 为加载点到支座距离, λ 为剪跨比, ρ_{sv} 为配箍率, ρ 为配筋率, Φ 为 HRB400 级钢筋, Φ 为 HRB500 级钢筋. RPC 试块与试验梁均采用高温养护,试验方案及加载方式见图 8.

表 1 RPC 配合比

Tab. 1 Mix proportion of RPC

成分	$\rho_m / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	成分	$\rho_m / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
水泥	948	钢纤维	—
石英砂	853	小组分	96
硅灰	332	减水剂	15
石英粉	189	水	237
硅微粉	332	—	—

表 2 RPC 力学性能

Tab. 2 Mechanical properties of RPC

$\rho_f / \%$	f_{cu} / MPa	f_c / MPa	f_{cf} / MPa	f_{ts} / MPa	E_c / MPa
2	127.1	117.20	24.1	9.2	4.1×10^4
3	131.1	101.23	23.9	9.2	4.2×10^4

表 3 钢筋力学性能

Tab. 3 Mechanical properties of reinforcement

钢筋型号	f_y / MPa	f_{st} / MPa	E_s / MPa
HRB400	441	635.85	2.0×10^5
HRB500	522	676.80	2.1×10^5

表 4 试件参数

Tab. 4 Parameters of specimens

编号	a / mm	λ	箍筋	$\rho_{sv} / \%$	$\rho_f / \%$	纵筋	$\rho / \%$
L-0	450	2.26	无	—	2	4 Φ 25	6.58
LA-1	300	1.51	无	—	2	4 Φ 25	6.58
LA-2	350	1.75	无	—	2	4 Φ 25	6.58
LA-3	600	3.02	无	—	2	4 Φ 25	6.58
LB-1	450	2.26	Φ 6@225	0.17	2	4 Φ 25	6.58
LB-2	450	2.26	Φ 6@150	0.25	2	4 Φ 25	6.58
LB-3	450	2.26	Φ 8@150	0.45	2	4 Φ 25	6.58
LB-4	450	2.26	Φ 8@90	0.75	2	4 Φ 25	6.58
LC-3	450	2.26	无	—	3	4 Φ 25	6.58
LD-1	450	2.26	无	—	2	3 Φ 25	4.43
LD-2	450	2.26	无	—	2	5 Φ 25	8.04
LE-1	450	2.26	无	—	2	4 Φ 25	6.58

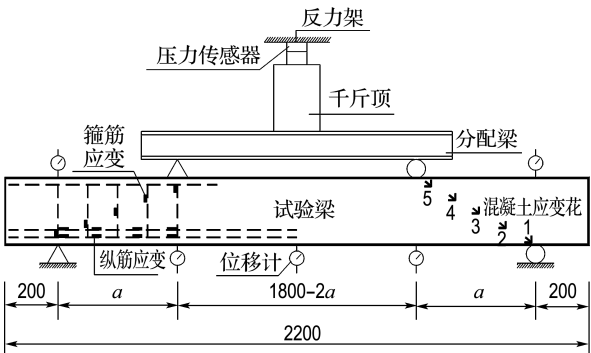


图 8 试验方案及加载方式

Fig. 8 Test scheme and loading mode

3 结果分析

3.1 梁端剪力-箍筋平均应变关系

箍筋应变取加权平均值,其目的是消除加载点与支座处箍筋应变的影响,输出计算模型中各级梁端剪力对应的箍筋应变,试验梁在整个加载过程中箍筋应变实测值与理论计算值的对比见图 9。

由图可得,计算值与实测值吻合较好,均能体现出随着荷载的增加,箍筋应变随梁端剪力的非线性增长趋势,并且还能体现随着配箍率的增加,箍筋应变随梁端剪力增长放缓的趋势。

3.2 梁端剪力-RPC 主拉应力关系

基于 B 组试验梁数据,输出各级梁端剪力所对应的 RPC 主拉应力数值,其变化规律见图 10。

将图 10 与 RPC 受拉本构关系以及文献[16]中的试验现象描述进行对比分析可得出以下结论:

(1)试验梁的开裂机理为 RPC 主拉应力达到材料的极限抗拉强度,开裂荷载主要与 RPC 的极限抗拉强度有关,且随着材料抗拉强度的增大而增大。

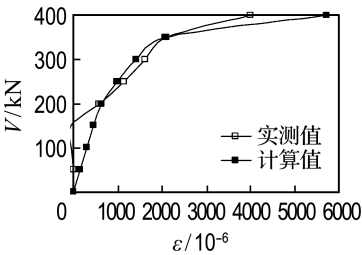
(2)截面出现斜裂缝后,由于 RPC 中存在钢纤维的抗拔阻力,开裂截面的拉应力仍能保持较高的强度,从而使得构件具有较好的延性与韧性。

(3)箍筋可以起到延缓裂缝开展的作用,随着配箍率的提高,RPC 的残余主拉应力,即钢纤维的抗拔阻力下降速度变慢,直到构件快破坏时,其下降速度才变快。

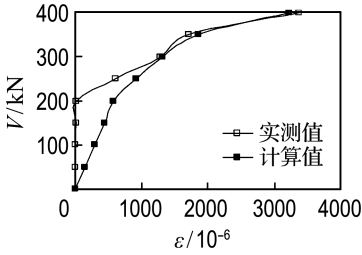
3.3 极限承载力分析

将 MCFT 的计算结果与实测值进行比较,见表 5。其中, V_{cu} 为 MCFT 的计算结果, V_{ex} 为抗剪承载力实测值,公式中材料强度均取实测值。

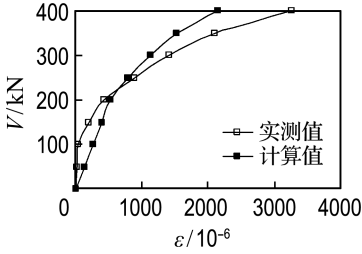
由表 5 可以看出,MCFT 计算值与实测值吻合良好,但也存在如下问题:



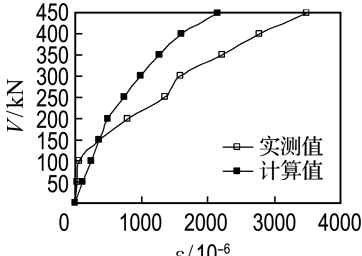
(a) LB-1



(b) LB-2



(c) LB-3



(d) LB-4

图 9 箍筋应变随剪力的变化

Fig. 9 Variation of stirrup strain with shear force

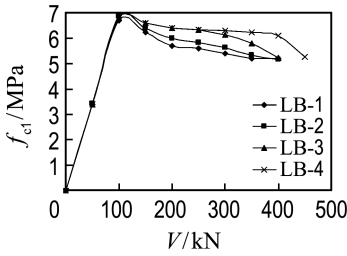


图 10 剪力-RPC 主拉应力 (B 组)

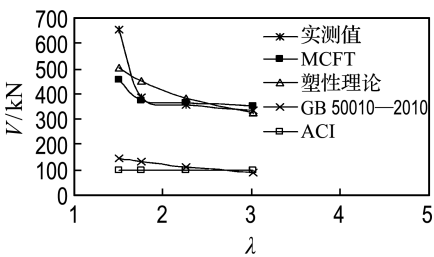
Fig. 10 Shear-RPC principal tensile stress (B test beams)

(1)该模型更适用于以剪压破坏形态为主的试验梁,对于剪跨比较小、破坏形态接近于斜压破

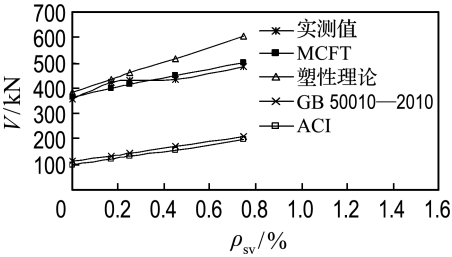
表 5 基于 MCFT 的计算值与实测值比较
Tab. 5 Comparison between calculated values by MCFT and test values

编号	V_{ex}/kN	V_{cu}/kN	V_{ex}/V_{cu}	
			无腹筋	配箍筋
L-0	356	365	0. 975	—
LA-1	651	455	1. 431	—
LA-2	385	372	1. 035	—
LA-3	335	352	0. 952	—
LB-1	422	400	—	1. 055
LB-2	431	415	—	1. 039
LB-3	435	450	—	0. 967
LB-4	485	500	—	0. 970
LC-3	416	363	1. 146	—
LD-1	301	360	0. 836	—
LD-2	425	371	1. 146	—
LE-1	325	365	0. 890	—

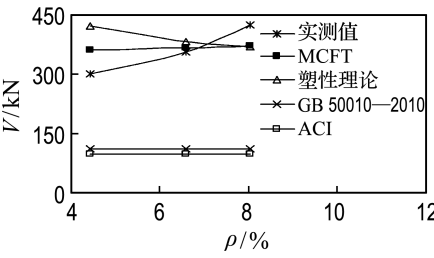
坏的试验梁,没有充分考虑到加载点与支座之间 RPC 斜压柱的有利影响,造成极限承载力的低估.



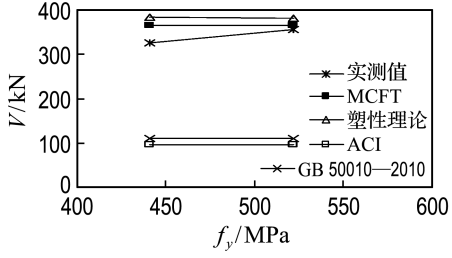
(a) 剪跨比



(b) 配箍率



(c) 配筋率



(d) 纵筋强度

图 11 各影响因素下不同模型预测的抗剪承载力

Fig. 11 Prediction of shear capacity under different influencing factors by different models

4 结 论

(1)基于 MCFT 的弯剪复合作用下截面分析模型能很好地模拟计算配筋 RPC 梁弯剪段的整个受荷过程,模型预估的箍筋平均应变随荷载的变化规律与实测情况较为符合,能表现出受荷后期弹塑性变化的趋势.

(2)在计算跨越裂缝的力的平衡时,由于

(2)模型没有考虑纵筋消栓作用的影响.表中抗剪承载力随配筋率的增加而微弱增加的原因是因为纵筋参与了弯剪承载力中的抗弯,且由文献[19]可知,弯矩对剪力的影响十分有限,故在本模型中,配筋率与纵筋强度对极限承载力的影响也十分有限.

对比文献[21]中的塑性理论、《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)[22]以及《美国 ACI 规范》[23]的计算结果,并结合剪跨比、配箍率、配筋率以及纵筋强度(A、B、D、E 组试验梁)的影响,分析各方法对抗剪承载力计算结果以及对结果趋势预估的情况,见图 11.

对比各影响因素下不同计算方法的结果,文献[22]和[23]的计算结果偏保守,但能较好地估算出箍筋增强抗剪承载力的趋势.塑性理论与 MCFT 的计算方法对抗剪承载力的预估较精准,但在计算结果的趋势上,MCFT 与试验结果更加吻合.

RPC 去粗骨料而含有钢纤维的材料特性,原本普通混凝土粗骨料的咬合力则被 RPC 中钢纤维的抗拔阻力所代替.模型预测的精准性受 RPC 的受拉本构关系的影响较大,不仅直接影响计算构件的开裂荷载,还可根据该关系估算出破坏时截面上残留的平均拉应力,从而为评估构件延性性能创造条件.

(3)基于 MCFT 预测的配筋 RPC 梁抗剪极

限承载力与实测值的误差较小,优于现行规范,且从对 4 种影响因素(剪跨比、配箍率、配筋率和纵筋强度)所得结果的走势上看,还略优于塑性理论的计算结果。

(4)该模型更适用于以剪压破坏形态为主的构件,由于未充分考虑到加载点与支座之间 RPC 斜压柱的有利影响以及纵筋消栓作用的影响,会低估剪跨比较小、破坏形态接近于斜压破坏构件的极限承载力,同时也未体现纵筋对极限承载力的影响。

参考文献:

- [1] VECCHIO F J, COLLINS M P. The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear [J]. **ACI Journal**, 1986, **83**(2):219-231.
- [2] VECCHIO F J, COLLINS M P. Predicting the response of reinforced concrete beams subjected to shear using the modified compression field theory [J]. **ACI Structural Journal**, 1988, **85**(3): 258-268.
- [3] CSA International. Canadian Highway Bridge Design Code: CAN/CSA-S6-00 [S]. Toronto: CSA International, 2000.
- [4] CSA. Design of Concrete Structures: CSA A23.3-04 [S]. Mississauga: Canadian Standards Association, 2004.
- [5] AASHTO. Bridge Design Specifications and Commentary [S]. Washington D C: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2007.
- [6] 魏巍巍,贡金鑫,车 轶. 无腹筋钢筋混凝土受弯构件基于修正压力场理论的受剪计算[J]. 建筑结构学报, 2010, **31**(8):79-85.
WEI Weiwei, GONG Jinxin, CHE Yi. Shear strength of reinforced concrete members without stirrups based on modified compression field theory [J]. **Journal of Building Structures**, 2010, **31**(8):79-85. (in Chinese)
- [7] 魏巍巍,贡金鑫. 基于修正压力场理论的有腹筋钢筋混凝土受弯构件受剪计算[J]. 建筑结构学报, 2011, **32**(5):135-141.
WEI Weiwei, GONG Jinxin. Shear strength prediction of reinforced concrete flexural members with stirrups based on modified compression field theory [J]. **Journal of Building Structures**, 2011, **32**(5):135-141. (in Chinese)
- [8] RICHARD P, CHEYREZY M. Composition of reactive powder concretes [J]. **Cement and Concrete Research**, 1995, **25**(7):1501-1511.
- [9] DUGAT J, ROUX N, BERNIER G. Mechanical properties of reactive powder concretes [J]. **Materials and Structures**, 1996, **29**(4):233-240.
- [10] 鞠彦忠,王德弘,康孟新. 不同钢纤维掺量活性粉末混凝土力学性能的试验研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2013, **21**(2):299-306.
JU Yanzhong, WANG Dehong, KANG Mengxin. Mechanical properties of RPC with different steel fiber contents [J]. **Journal of Basic Science and Engineering**, 2013, **21**(2):299-306. (in Chinese)
- [11] 王晓飞,王阳平. 钢纤维活性粉末混凝土力学特性[J]. 建筑材料学报, 2015, **18**(6):941-945.
WANG Xiaofei, WANG Yangping. Mechanical properties of RPC with different steel fiber volume contents [J]. **Journal of Building Materials**, 2015, **18**(6):941-945. (in Chinese)
- [12] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 活性粉末混凝土: GB/T 31387—2015 [S]. 北京:中国标准出版社, 2015.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Reactive Powder Concrete: GB/T 31387-2015 [S]. Beijing: China Standard Press, 2015. (in Chinese)
- [13] 邓宗才,袁常兴. 高强钢筋与活性粉末混凝土黏结性能的试验研究[J]. 土木工程学报, 2014(3):69-78.
DENG Zongcai, YUAN Changxing. Experimental study on bond capability between high strength rebar and reactive powder concrete [J]. **China Civil Engineering Journal**, 2014(3):69-78. (in Chinese)
- [14] 徐海宾. HRB500 钢筋预应力超高性能混凝土梁受弯性能研究[D]. 北京:北京工业大学, 2015.
XU Haibin. Research on the performance of HRB500 bars reinforcement prestressed ultra-high performance concrete beams [D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2015. (in Chinese)
- [15] 季文玉,丁 波,安明喆. 活性粉末混凝土 T 形梁抗剪试验研究[J]. 中国铁道科学, 2011, **32**(5):38-42.
JI Wenyu, DING Bo, AN Mingzhe. Experimental study on the shear capacity of reactive powder concrete T-beams [J]. **China Railway Science**, 2011, **32**(5):38-42. (in Chinese)
- [16] 王 强,金凌志,曹 霞,等. 活性粉末混凝土梁抗剪性能试验研究[J]. 浙江大学学报(工学版), 2017, **51**(5):922-930.
WANG Qiang, JIN Lingzhi, CAO Xia, et al. Experimental study on shear performance of reactive powder concrete beam [J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2017, **51**(5):922-930. (in Chinese)
- [17] 季文玉,李旺旺,王 珏. 预应力 RPC-NC 叠合梁抗

- 弯延性试验分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, **49**(6):21-27.
- JI Wenyu, LI Wangwang, WANG Jue. Experimental analysis on flexural ductility of prestressed RPC-NC composite beam [J]. **Journal of Harbin Institute of Technology**, 2017, **49**(6):21-27. (in Chinese)
- [18] 原海燕,安明喆,贾方方,等. 活性粉末混凝土轴拉性能试验研究[J]. 工程力学, 2011(s1):141-144. YUAN Haiyan, AN Mingzhe, JIA Fangfang, *et al.* Experimental research on uniaxial tensile performance of reactive powder concrete [J]. **Engineering Mechanics**, 2011(s1): 141-144. (in Chinese)
- [19] 张宏战,张瑞瑾,黄承逵. 基于 MCFT 理论的钢纤维混凝土梁的截面分析[J]. 工程力学, 2008, **25**(3):144-150. ZHANG Hongzhan, ZHANG Ruijin, HUANG Chengkui. Sectional analysis of steel fiber reinforced concrete beams using modified compression field theory [J]. **Engineering Mechanics**, 2008, **25**(3): 144-150. (in Chinese)
- [20] DINH H H, PARRA-MONTESINOS G J, WIGHT J K. Shear behavior of steel fiber reinforced concrete beams without stirrup reinforcement [J]. **ACI Structural Journal**, 2010, **107**(5):597-606.
- [21] 王 强,金凌志,曹 霞,等. 基于塑性理论的活性粉末混凝土梁抗剪承载力[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2017, **45**(1):16-22. WANG Qiang, JIN Lingzhi, CAO Xia, *et al.* Shear capacity of reactive powder concrete beam based on plastic theory [J]. **Journal of Tongji University (Natural Science)**, 2017, **45**(1): 16-22. (in Chinese)
- [22] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2010. Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for Design of Concrete Structures: GB 50010-2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010. (in Chinese)
- [23] ACI Committee 318. Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05) and Commentary (ACI 318R-05) [S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2005.

Shear analysis of reactive powder concrete beam based on modified compression field theory

WANG Qiang^{1,2}, JIN Lingzhi^{*1,2}, JIANG Chunsong^{1,2}

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Guilin University of Technology, Guilin 541004, China;
2. Guangxi Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Guilin University of Technology, Guilin 541004, China)

Abstract: Based on the modified compression field theory (MCFT) proposed by Vecchio and Collins, a new sectional analytical model for reinforced reactive powder concrete (RPC) beams under the combined action of bending moment and shear is established. Because the characteristics of RPC are considered in the model, the constitutive relation of RPC after cracking and equilibrium condition of model are corrected. Twelve high strength reinforced RPC beams are analyzed by this model. The influences of shear span ratio, stirrup ratio, steel fiber content, reinforcement ratio and reinforcement strength are considered. The results of the model are compared with the experimental results. The results show that the model can simulate the whole test loading process very well. The calculation results and the change tendency of the ultimate shear capacity are in good agreement with the measured values. The calculated average strain of stirrups shows a trend of elastic-plastic change at the later stage of loading. RPC tension constitutive relation plays a major impact on the accuracy of the model prediction. The model is more suitable for the component which occurs shear compression failure.

Key words: modified compression field theory; reactive powder concrete; high strength reinforcement; beam; shear analysis