



活性粉末混凝土钢纤维增强 增韧的细观机理

鞠 杨* 贾玉丹 刘红彬 陈 健

(中国矿业大学煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 北京 100083)

摘要 活性粉末混凝土(RPC)是一种新型超高强度水泥基复合材料, 掺入钢纤维可改善RPC韧性, 弥补脆性大的不足. 通过8字型RPC200试件的轴向拉伸试验, 应用带扫描电镜的实时加载和CCD技术详细地观测了钢纤维黏结-滑移拔出过程、RPC基体细观结构变化和物理力学特征, 分析了基体钢纤维掺量对单根钢纤维拔出时表面黏结物的形态、初裂荷载、极限荷载、界面黏结强度以及拔出功的影响, 给出了各物理量随基体纤维含量变化关系的统一表达形式. 分析了界面黏结力的构成以及钢纤维对RPC的增强增韧作用. 指出基体纤维对单根纤维黏结性能的影响存在最优掺量 $\rho_{v,opt}=1.5\%$.

关键词 活性粉末混凝土(RPC) 钢纤维 界面黏结强度 增强增韧 细观机理

活性粉末混凝土(reactive powder concrete, 简称RPC)是一种新型超高强度和高性能水泥基复合材料, 1993 年由法国BOUYGUES公司研发成功. 自问世以来, 由于其优越的物理力学性能, RPC在土木建筑、水利、矿山、桥梁以及军事工程等领域得到了迅速发展和应用^[1~16]. RPC通过剔除粗骨料、降低水灰比、加压加热等措施改善了水泥基体界面性质, 增加了水泥基的反应活性, 使材料达到超高强、高韧性和低渗透率, 可以满足建设大跨、超高、重载和恶劣环境下工作的工程结构的需要. RPC目前主要有RPC200 和RPC800 两个等级, 抗压强度为200~800 MPa, 断裂能 20 000~40 000 J/m².

RPC的实验室和工程应用研究目前主要集中在: ①制备原理与工艺^[4~7,10,13~15], 包括堆积理论、原材料的选取和配合比设计; ②物理力学性能^[1~4,8,9,11,16], 包括强度、变形性质、弹性模量、收缩和渗透性能等; ③与工程应用有关的新材料开发、构件基本性能等, 包括无机系微增强混凝土和约束RPC混凝土^[3,4,7].

以往研究表明: 混凝土强度等级越高, 脆性越大, 掺入适量的钢纤维可以显著提高混凝土

收稿日期: 2006-09-13; 接受日期: 2007-04-06

教育部“新世纪优秀人才支持计划”(批准号: NCET-05-0215)、北京市教委科委重点实验室项目(批准号: JD102900663)和国家重点基础研究计划(批准号: 2002CB412705)资助项目

* E-mail: juy@cumt.edu.cn

变形性能,特别是延性或韧性性质,十分有利于提高混凝土的抗震抗爆性能^[17,18]。早期研究发现:RPC的超高强度和优异的抗断裂性能与RPC基体中掺入乱向分布的微细钢纤维有关,但由于不易分散、结团等原因,高含量微细钢纤维的应用受到限制^[13~16]。因此,探明RPC钢纤维的增强增韧机理对于合理地确定基体纤维的有效掺量、充分发挥钢纤维的使用效应、提高RPC性能和降低成本均至关重要。但是,目前关于RPC钢纤维增强增韧机理的研究还很少见,特别是缺乏钢纤维-混凝土界面黏结性质的试验观测数据和分析,这在很大程度上限制了人们对RPC高强度高韧性的认识和理解以及RPC的推广应用。

普通钢纤维混凝土的试验和理论分析表明^[17,18],钢纤维对混凝土的增强增韧作用取决于单根纤维与基体的黏结性质,即“单根纤维效应”以及纤维-纤维之间的相互作用即“混合纤维效应”。“单根纤维效应”表现为混凝土基体开裂时钢纤维为阻止开裂或裂纹扩展而被逐渐拔出的过程。这一过程与被拔出纤维的界面黏结性质、基体性质以及相邻纤维之间的相互作用密切相关。“混合纤维效应”则体现了纤维群体效应对混凝土基体性能的影响。RPC是一种全新的纤维增强混凝土基复合材料,目前缺乏直接的实验证据和理论分析来说明钢纤维对提高RPC强度和韧性的作用以及纤维拔出过程中纤维-混凝土基体之间发生的物理变化,因此,从最基本的“单根纤维效应”入手,探查纤维拔出时钢纤维与基体之间的黏结性质与作用机理十分关键,它是进一步分析RPC钢纤维增强增韧“混合纤维效应”的前提和基础。

为此,本文设计了RPC基体中单根钢纤维的拔出试验研究。通过20组60个RPC“8”字形试件的实时直接拉伸试验,应用实时CCD和SEM技术详细地观测了钢纤维拔出破坏的全过程和细观特征;测试了不同基体纤维率对单根钢纤维的拔出力-滑移变形性质的影响;分析了钢纤维与基体间的界面黏结机理和增强增韧机制。该研究结果为认识RPC高强度高韧性的物理学本质,以及进行材料改性和制定工程设计与应用规范提供了参考。

1 黏结-拔出试验

目前RPC研究尚处于起步阶段,缺乏钢纤维拔出试验的标准试验方法,本文参照我国《钢纤维混凝土试验方法》^[17,19],采取图1所示“8”型试件的直接拉伸方案。被拔出的钢纤维平均直径0.2 mm,平均长26 mm,钢纤维为切削型纤维,表面做镀铜防锈蚀处理。由于钢纤维十分细小,很难在基体中固定,为实现轴向拉伸和获得单根纤维拔出的实验数据,本文采取了3根钢纤维并排平行拉伸的方法。为消除并排纤维之间的相互影响,并排纤维间距取大于10倍的拉伸纤维直径。被测试的钢纤维锚固段(图1中“8”字形试件右侧)埋入长度较长,且端部做弯钩来增加钢纤维的锚固,拔出段(图1中“8”字形试件左侧)自由,以确保钢纤维沿拔出段被拔出。试件中间设带孔的塑料隔板以固定被拔出钢纤维的位置和将试件分隔成左右两部分(图1所示)。加载采用带扫描电镜的实时加载系统,加载方法如图2所示。应用CCD和SEM观测并记录了被测试钢纤维从RPC基体(“8”字形试件左侧)中拔出的全过程。

RPC基体性质是影响纤维拔出过程的重要因素,为了考察单根纤维拔出时基体对于纤维界面黏结性质的影响,本文分别设置了不含纤维基体和含纤维基体的钢纤维拔出对比试验,即分别测试了 $\rho_v=0\%$ 、1%、2%和3%四种不同基体纤维含量对钢纤维拔出过程的影响,目的在于考察素基体和基体纤维效应对单根纤维拔出时界面黏结性质的不同影响。基体纤维直径为0.2~0.22 mm,平均长度为13 mm,长径比约65。

试验用材料为作者自行研制的RPC200^[20],原材料及配合比见表1,实测的力学性能指标

如表 2 所示.

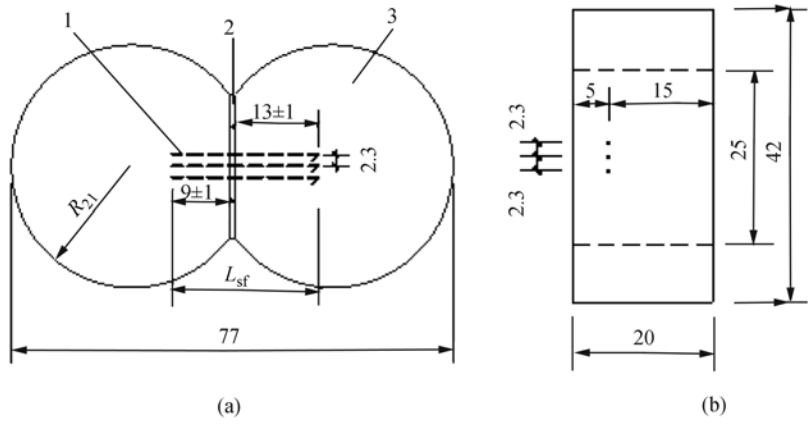


图 1 “8”字模试件形状及尺寸(mm)
(a) 俯视图; (b) 侧视图. 1 为钢纤维; 2 为塑料隔板; 3 为 RPC 基体

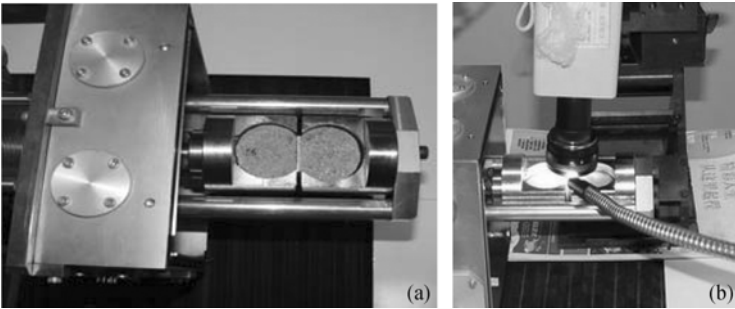


图 2 加载装置与观测装置照片
(a) “8”型试件加载装置; (b) CCD 观测装置

水胶比 (W/B)	胶凝组成 (B)		中砂 (S/C)	细砂 (S/C)	石英粉 (Qu/C)	增塑剂/%	养护方式
	水泥 (C)	硅灰 (SF/C)					
0.19	1.0	0.28	0.75	0.37	0.39	3.0	90℃热水养护 72 h

表 2 RPC200 基本力学性能参数 ^{a)}					
纤维掺量 ρ_v /%	100 mm 立方体抗压 强度/MPa	ϕ 100 圆柱体 抗压强度/MPa	100 mm 立方体劈裂 抗拉强度/MPa	40 mm×40 mm×160 mm 梁弯折抗拉强度/MPa	弹性模量/GPa
0.0	157.53	155.97	7.63	16.63	48.13
1.0	168.83	166.27	14.67	16.65	49.30
1.5	178.60	173.73	18.63	22.71	49.83
2.0	190.67	176.30	21.90	28.05	50.23
3.0	205.23	179.17	22.53	34.51	52.37

a) 各纤维掺量下的实验结果为至少 6 个试件实测值的平均值

2 结果与分析

通过 20 组试件的反复试验, 我们得到 4 种基体纤维含量下单根钢纤维拔出时的拉伸荷载一位移曲线, 以及相关时刻(瞬间)钢纤维拔出过程的细观照片, 如图 3 所示, 这 4 种纤维体积

率分别为 $\rho_v=0\%$, 1% , 2% 和 3% . 本文称基体纤维率 0% 的RPC为素RPC. 图3中纵坐标为单根钢纤维的拔出力, 由“8”字形试件的总拉力 T 除以承受拉伸荷载的被拔出钢纤维的根数计算, 图4~5和表3分别给出了单根钢纤维的拔出荷载随基体纤维率 ρ_v 变化的试验结果, 其中存在明显系统误差或制造误差的试验结果没有计入.

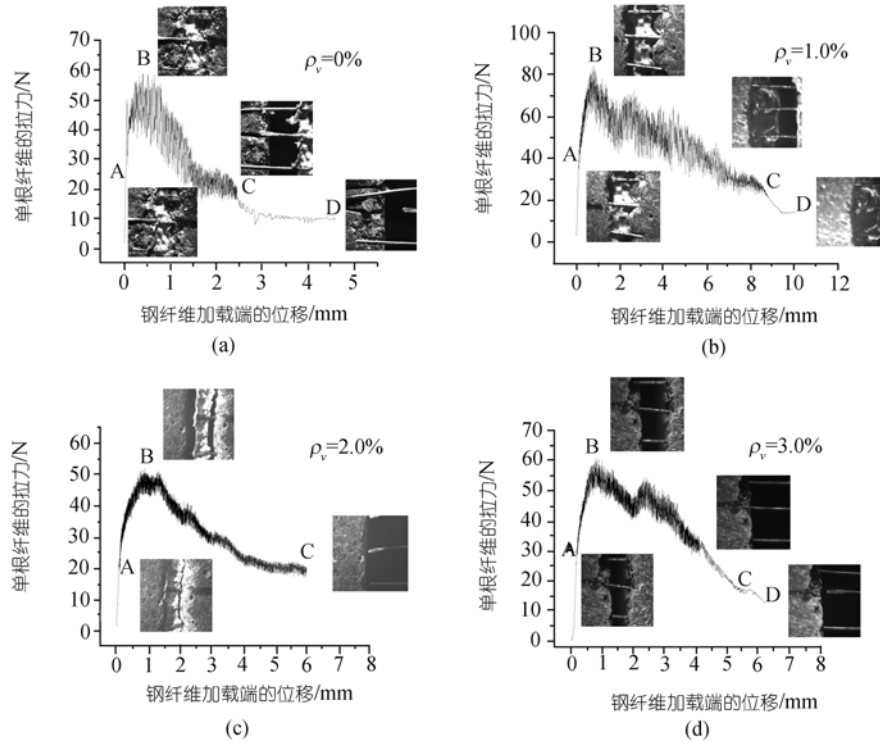


图3 钢纤维拔出过程的荷载-位移曲线及细观结构变化的图像

(a) 基体纤维率 $\rho_v=0\%$; (b) 基体纤维率 $\rho_v=1.0\%$; (c) 基体纤维率 $\rho_v=2.0\%$; (d) 基体纤维率 $\rho_v=3.0\%$

表3 RPC钢纤维拔出试验数据^{a)}

纤维率 $\rho_v/\%$	单根纤维初裂荷载/N	A点位移 D_A/mm	单根纤维极限荷载/N	B点位移 D_B/mm
0.0	21.43	0.09	51.76	0.724
1.0	40.10	0.32	71.91	1.095
2.0	35.90	0.28	61.85	1.505
3.0	26.51	0.16	51.41	0.821

a) 单根纤维的初裂荷载和极限荷载是根据每种纤维率下3~5个试件A点初裂荷载和B点峰值荷载的实测值对3根纤维取平均获得

通过受力分析可以知道, 拉伸过程中作用在钢纤维上的力有钢纤维的拉应力 $\sigma_{s(x)}$ 、基体与纤维之间的黏结应力 $\tau_{(x)}$ 以及拔出力 T , 如图6所示. 假设钢纤维埋长为 L , 直径为 d , 施加的拉力为 T , 根据平衡条件, 钢纤维中的拉应力 $\sigma_{s(x)}$ 、黏结应力 $\tau_{(x)}$ 和拔出力 T 满足:

$$\int_0^L \left(\pi \cdot d \cdot \tau_{(x)} \cdot dx + \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot d\sigma_{s(x)} \right) = T. \quad (1)$$

当纤维与基体的黏结被完全破坏时, 即黏结应力 $\tau_{(x)}$ 超过了界面黏结强度后, 拔出力 T 由钢纤维承担, 界面黏结应力丧失, $\tau_{(x)}=0$. 纤维拔出过程中, 钢纤维拉应力 $\sigma_{s(x)}$ 和黏结应力 $\tau_{(x)}$ 从纤维

加载端到自由端呈非线性变化, 拉应力 $\sigma_{s(x)}$ 峰值沿加载端向自由端逐渐减小, 而黏结应力 $\tau_{(x)}$ 峰值由加载端逐渐向自由端移动. 当接近自由端的黏结应力 $\tau_{(x)}$ 峰值也达到界面黏结强度时, 钢纤维完全被拔出.

图 3 荷载—位移变化直观地显示出上述黏接应力的变化规律. 荷载—位移曲线和细观结构照片表明, 钢纤维拔出过程和黏结破坏可以分为 3 个不同阶段:

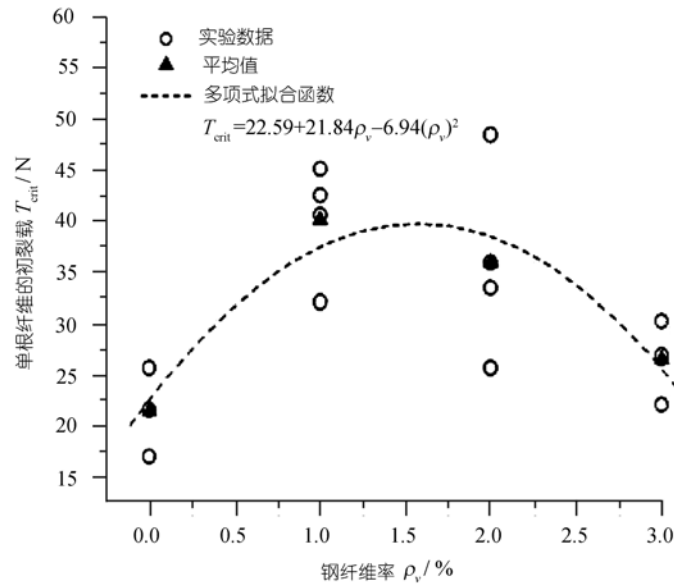


图 4 单根纤维的初裂荷载 T_{crit} 随基体纤维率变化的关系

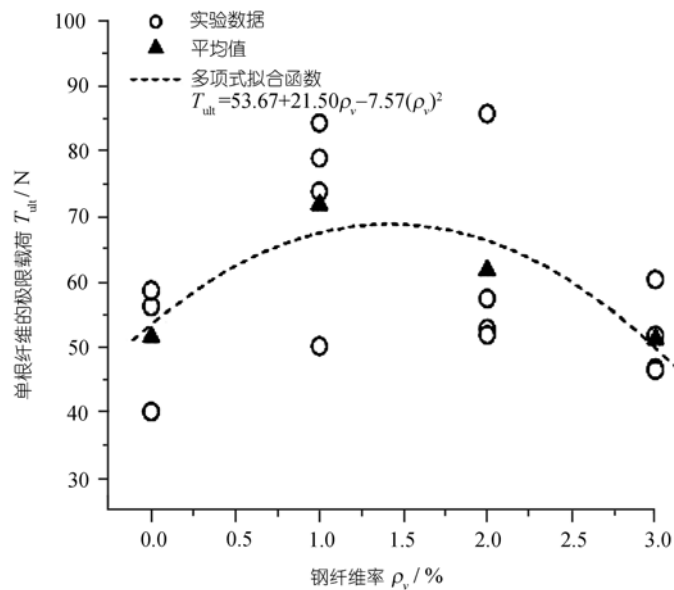


图 5 单根纤维的极限拉伸荷载 T_{ult} 随基体纤维率变化的关系

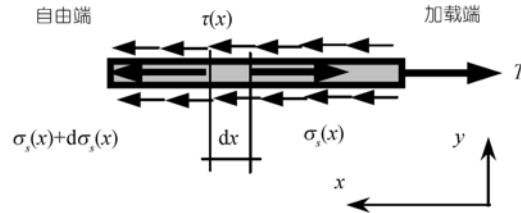


图 6 单根纤维受力分析

①线性阶段(OA), 当试件开始受力时, 钢纤维加载端与基体之间的黏结很快发生破坏, 纤维与基体之间发生相对滑移. 随外部荷载持续增加, 纤维与基体的黏结破坏区域逐步向钢纤维自由端移动, 加载端的位移持续增加, 拔出力 T 与加载端位移成线性关系. 不同纤维率试件均具有类似的现象.

②非线性阶段(AB), 当拔出力 T 接近A点时, 拔出力 T 开始出现“跳跃”(荷载陡降—增加), 每一次荷载“跳跃”时加载端的位移增加并不大, 但伴有清晰的、频率固定的“噼啪”响声. 本文称A点荷载 T_{crit} 为初裂荷载. 连接“跳跃”阶段各个波峰、波谷荷载点的包络线表现出十分明显的非线性. B点对应的峰值荷载 T_{ult} 为钢纤维拔出的极限荷载.

图 4~5 和表 3 实测数据表明: 含钢纤维RPC的初裂荷载 T_{crit} 和极限荷载 T_{ult} 高于不含钢纤维素RPC的相应值, 纤维率 1% 时增加幅度最大, 初裂荷载平均提高 87%, 极限荷载提高 39%; 纤维率 3% 时的初裂荷载略高于素RPC, 而极限荷载与素RPC相当, 纤维率越高荷载增加的幅度越小. 就拔出位移而言, 相比素RPC, 纤维率 1% 时的初裂位移 D_A 最大, 提高约 255%; 随纤维率增加, 位移增加幅度减小. 纤维率 2% 时的极限位移 D_B 最大, 而纤维率 3% 的极限位移与素RPC值相当. 这表明基体纤维含量显著影响单根纤维拔出的初裂荷载、极限荷载以及对应变形, 但存在一个最优纤维含量 $\rho_{v,\text{opt}}$. 图 4~5 实验数据拟合分析表明, 临界最优纤维含量 $\rho_{v,\text{opt}}$ 接近 1.5%, 即基体纤维率超过 1.5% 后, 它对纤维黏结强度和变形影响开始减弱, 达到 3% 时与素RPC相当. 若基体纤维含量继续增加, 钢纤维的黏结强度有可能变差, 基体纤维有可能呈负面影响.

对图 4~5 实验数据进行回归, 单根纤维拔出的初裂荷载 T_{crit} 和极限荷载 T_{ult} 与RPC基体纤维率 ρ_v 的关系可以近似表达为

$$T_{\text{crit}} = 22.59 + 21.84\rho_v - 6.94(\rho_v)^2, \quad (2)$$

$$T_{\text{ult}} = 53.67 + 21.50\rho_v - 7.57(\rho_v)^2, \quad (3)$$

其中初裂荷载 T_{crit} 和极限荷载 T_{ult} 单位N, 基体纤维率 $0 \leq \rho_v \leq 3.0$.

③下降段(BCD), 当拔出力越过峰值荷载 T_{ult} 后, 荷载—位移曲线出现“软化”现象, 拔出力开始下降, 而加载端位移持续增加, 该阶段仍伴有明显的荷载“跳跃”现象和清晰的“噼啪”响声, 直到钢纤维被完全拔出. 同时, 实验结果显示, 含钢纤维RPC的拉伸曲线峰后下降段出现了“第二峰值”现象, 基体纤维率越高, “第二峰值”现象越明显, 表明基体中掺入钢纤维显著地影响基体与纤维界面的黏结—滑动性质.

3 纤维-基体黏结破坏机理

为了揭示上述试验现象的内在物理机制, 认识含纤维 RPC 的黏结破坏机理, 本文利用扫

描电镜(SEM)观察了不同基体纤维率条件下钢纤维拔出前后的细观表面形貌,发现了十分有趣的现象,这些现象为阐述RPC黏结破坏的机理提供了证据。图7为一组钢纤维细观表面形貌的典型照片,它清楚地显示:

① 纤维拔出后表面黏结了大量的“球状”和“棱柱状”碎屑(图7(l)~(m)),加载端邻近区域以“球状”碎屑为主,基本覆盖纤维表面;而“棱柱状”碎屑主要分布自由端邻近区域,且具有明显的被摩擦后残留的痕迹(图7(d)~(k))。实验前钢纤维表面较光洁(图7(b)~(c))。

② 基体纤维率不同,拔出纤维表面黏结物质的数量和分布不同。含纤维RPC中被拔出纤维表面黏结的“球状”和“棱柱状”碎屑多于素RPC(图7(d)~(k)),基体纤维率1%时加载端和自由端黏结的碎屑数量最多,分布基本覆盖纤维表面(图7(f)~(g))。纤维率2%时的碎屑数量明显减少,当达到3%时,被拔出钢纤维无论是加载端还是自由端,表面碎屑的数量和分布基本上与素RPC情形相当(图7(h)~(k))。

③ 被拔出纤维的表面黏结的“球状”和“棱柱状”碎屑,在尺寸和形状上,与RPC基体成网状结构分布的“孔穴”较吻合(图7(a)所示)。

基于宏观拉伸试验和SEM观测结果,作者认为钢纤维与RPC基体的黏结力由以下4部分组成:

① C-S-H凝胶体与纤维表面的化学黏着力。呈球形的硅粉(主要成分为 SiO_2)与水泥水化作用产生的 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 发生二次水化反应,生成了具有网状结构且致密的C-S-H凝胶,C-S-H凝胶体与钢纤维表面具有较强的化学黏着力,它构成了界面第1部分黏结强度 $\tau_{u, \text{chem}}$ 。当拔出钢纤维与基体发生局部相对滑动时,这部分化学黏结力丧失。

② C-S-H凝胶体与纤维之间的静摩擦力。由于钢纤维表面的粗糙性质、水泥石的干缩作用以及基体中散布纤维的约束作用,被拔出的钢纤维与基体之间具有较强的静摩擦力,静摩擦力提供了界面第2部分黏结强度 $\tau_{u, \text{stf}}$ 。当界面剪应力超过最大静摩擦力 $\tau_{u, \text{stf}}$ 时,钢纤维与基体发生相对滑动,这一部分黏结力丧失。

③ 纤维与基体之间的机械咬合力。图7(b)和(c)显示纤维表面并非完全光滑,由于机械加工原因,表面残留有“切削”的痕迹,因而表面具有一定的粗糙性。同时,由于凝胶体水化颗粒较小,部分基体嵌入纤维表面凹凸部分。当钢纤维受拉时,表面局部凸起将挤压周围基体,形成机械咬合力,这构成了界面第3部分黏结强度 $\tau_{u, \text{mech}}$ 。当基体在纤维凸起提供的斜向压力作用下发生开裂破坏后,基体碎屑附着在纤维表面随钢纤维一起拔出,第3部分黏结强度 $\tau_{u, \text{mech}}$ 丧失。

④ 纤维与基体碎屑之间的滑动摩擦力。当拔出钢纤维与基体之间相互咬合部分的混凝土被完全“剪断”时,拔出的钢纤维将沿纤维凸起外缘的“剪断面”发生滑动,“剪断面”碎屑与完整基体之间的滑动摩擦阻力提供了界面第4部分的黏结强度 $\tau_{u, \text{dnf}}$ 。该部分黏结强度一直保持到纤维被完全拔出破坏。

事实上,从拔出钢纤维开始受力到最终完全被拔出,在滑移变形的不同阶段,上述各部分黏结力发生着不同的变化,这具体体现在荷载一位移曲线的变化上面。

在荷载一位移曲线线性段(OA),钢纤维开始受力后加载端应力差较大,界面剪应力很快超过化学黏结力 $\tau_{u, \text{chem}}$ 和最大静摩擦力 $\tau_{u, \text{stf}}$,黏结力被破坏,加载端开始滑移。随荷载继续增加,黏结破坏逐步向自由端扩展。由于化学黏结力 $\tau_{u, \text{chem}}$ 与界面细观结构有关,静摩擦力 $\tau_{u, \text{stf}}$ 与界面摩擦系数、基体收缩压力成正比,而静摩擦系数又与界面细观结构有关,因此,纤维黏

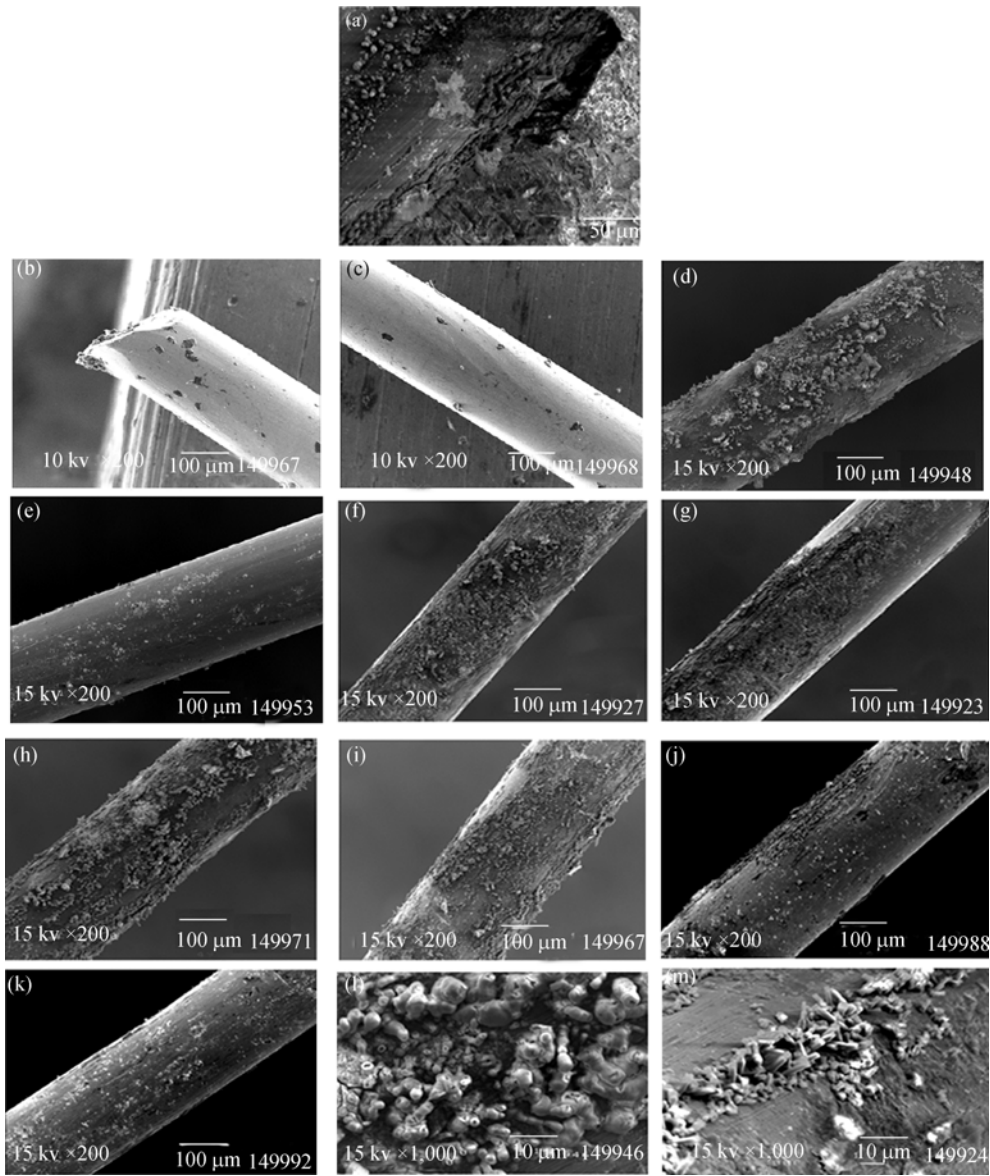


图 7 拔出试验前后钢纤维表面形貌照片

(a) 纤维与 RPC 基体交界面细观形貌放大($\times 500$); (b) 埋入前钢纤维自由端表面形貌; (c) 埋入前钢纤维“柱身”表面形貌; (d) 基体纤维率为 0% 时钢纤维加载端表面形貌; (e) 基体纤维率为 0% 时钢纤维自由端表面形貌; (f) 基体纤维率为 1% 时钢纤维加载端表面形貌; (g) 基体纤维率为 1% 时钢纤维自由端表面形貌; (h) 基体纤维率为 2% 时钢纤维加载端表面形貌; (i) 基体纤维率为 2% 时钢纤维自由端表面形貌; (j) 基体纤维率为 3% 时钢纤维加载端表面形貌; (k) 基体纤维率为 3% 时钢纤维自由端表面形貌; (l) 加载端纤维表面黏结物形貌放大($\times 1000$ 倍); (m) 自由端纤维表面残留物形貌放大($\times 1000$ 倍)

结破坏的早期阶段表现为与界面细观结构有关的“界面脱黏”，因而纤维加载端残留有部分从网状结构中脱离出来的“球形”基体碎屑。这种细观机制体现在荷载—位移曲线上表现为，从加载开始，加载端就有滑移，滑移与荷载成线性关系。图 8(a)形象地描绘了这种细观“脱黏”的力学机制。

在荷载—位移曲线非线性段(AB), 当加载端“脱黏”滑移一定距离后, 随荷载继续增加, 界面机械咬合力 $\tau_{u, \text{mech}}$ 开始发挥作用, 钢纤维必须克服 $\tau_{u, \text{mech}}$ 才能继续滑移变形. 由于钢纤维表面微凸起挤压周围基体, 从而使周围混凝土沿斜向产生开裂①, 如图8(b)所示; 与此同时, 挤压力的径向分力在基体内产生环向拉力, 当该拉应力超过RPC基体抗拉强度时, 试件内部形成径向劈裂②, A点反映了基体内部发生第 1 次径向劈裂时的荷载和滑移变形. 除了沿径向扩展外, 劈裂裂纹②随着荷载增加逐渐地由加载端向自由端扩展. 由于每次沿纤维埋长方向的扩展均引起周围基体的开裂, 每次开裂混凝土产生局部应力释放, 因而荷载—位移曲线AB段开始出现荷载“跳跃”, 并发出清晰固定的“噼啪”响声. 此后, 随荷载增加, 内部斜裂纹①和径向劈裂裂纹②逐步扩展形成一个“圆柱状”破裂区③, 荷载-位移曲线达到峰值B点.

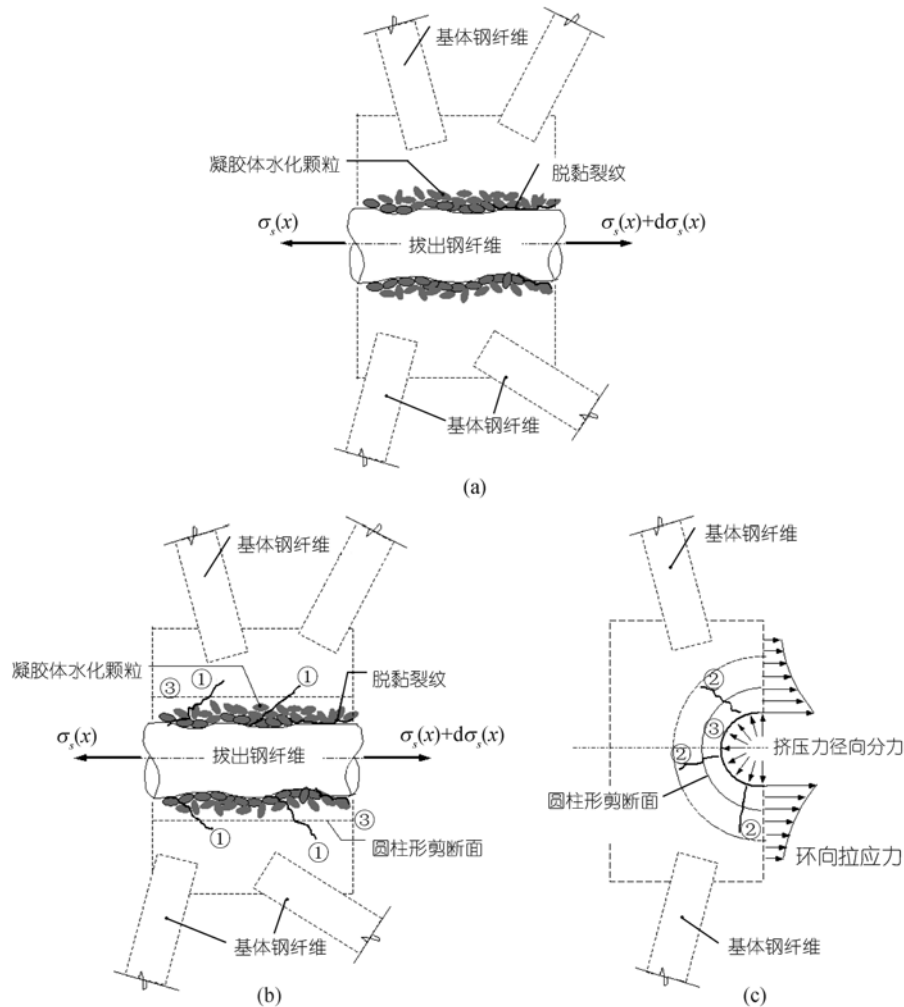


图 8 基体—纤维黏结破坏过程示意图

(a) 拔出纤维与基体脱黏; (b) 基体内部径向劈裂, 并形成圆柱形剪断面; (c) 内部拉应力与径向劈裂(侧视图)

值得注意的是, 表 2 数据显示基体中的散布钢纤维可以提高RPC的抗压强度、劈裂抗拉强度和弯折抗拉强度, 纤维率越高, 劈裂抗拉强度和弯折强度越大. 因此, 对应内部劈裂机制,

含纤维RPC的拔出初裂荷载 T_{crit} 和极限荷载 T_{ult} 高于不含钢纤维RPC的相应值,但提高的幅度并不与基体纤维率成正比,纤维率超过 1.5%后拔出荷载增加的幅度反而减小. 究其原因,作者认为,内部劈裂裂纹的起裂和扩展固然与基体抗拉强度有关,但由于被拔出的单根钢纤维对周围基体的影响范围有限,仅局限于“圆柱状”破裂区以内. 当基体纤维含量过高时,由于纤维分布不均、结团等原因,基体纤维对于提高“圆柱状”破裂区以内混凝土抗拉强度的贡献并未增加,反而可能降低,表现为基体纤维率 1%时单根纤维的拔出初裂荷载 T_{crit} 和峰值极限荷载 T_{ult} 最大,纤维率 3%时的峰值荷载与素RPC值基本相当. 表 2 和 3 中试验结果反映出了单根纤维黏结锚固机制与混合纤维黏结锚固机制的区别,该阶段体现出了钢纤维对RPC的增强效应.

在荷载一位移曲线下降段(BCD),当围绕纤维的“圆柱状”破裂区形成后,破裂区内RPC基体抗剪强度降低,继续施加荷载,基体与纤维之间相互咬合部分的混凝土陆续被“剪断”,荷载越过峰值 T_{ult} 转入下降段. 钢纤维裹挟着混凝土碎屑沿纤维凸起外侧“剪断面”滑动,图8(c)所示. 由于粗糙剪断面上碎屑与基体之间的摩擦力,以及剪断面附近基体钢纤维的影响,每次滑动都需要克服较大的滑动阻力 $\tau_{u, \text{dnf}}$,消耗大量的能量,因而荷载一位移曲线下降段出现荷载“跳跃”现象. 另一方面,当剪断面碎屑堆积或遇到较多基体纤维阻滞时,滑动受阻,拔出力增加才能克服阻力继续变形,下降段会出现“第 2 峰值”或更多.

需要指出的是,滑动摩擦力 $\tau_{u, \text{dnf}}$ 与剪断面基体纤维含量有关,基体纤维增加了剪断面的压力和滑动阻力;但过多的纤维,由于破坏区的局限以及纤维结团等原因,对于提高剪断面混凝土的抗剪强度贡献并未随纤维含量增加而增大,反而可能降低. 图 7 中拔出纤维的表面细观形貌特征证实了这一点,即含纤维RPC中出纤维表面黏结的“球状”和“棱柱状”碎屑明显多于素RPC;但当纤维率超过 2%,特别是达到 3%时,拔出纤维无论是加载端还是自由端,表面碎屑的数量和分布与素RPC相当.

随基体纤维率不同,被拔出钢纤维的表面呈现不同的黏结形态,这体现出了基体纤维对阻滞被拔出钢纤维周围混凝土的破坏所作的贡献.

下降段荷载“跳跃”以及“第 2 峰值”现象体现了掺入钢纤维对提高 RPC 后期变形能力,即提高韧性的作用,它是区别于普通高强混凝土的显著标志.

4 基体—纤维黏结强度和耗散能

4.1 黏结强度

黏结强度指纤维与基体之间发生黏结拔出破坏时的最大黏结应力. 本文试验表明,黏结强度与界面细观结构、基体强度以及界面压力有关,具体体现为纤维表面形状、长径比、基体颗粒形状、尺寸、劈拉强度、抗剪强度、基体纤维率以及界面压力等一系列因素的影响. 由于黏结应力在黏结破坏各级段发生着不同的变化,很难从理论上给出黏结强度与各变量之间的解析关系. 考虑到本次实验除基体纤维率以及由此引发的基体抗拉强度和抗剪强度变化外,其余各因素不变,因此,可以从宏观上刻画黏结强度随基体纤维率变化的关系.

定义黏结强度 τ_u 为峰值极限荷载 T_{ult} 所对应的最大黏结应力,假设黏结应力沿纤维黏接长度均匀分布,忽略公式(1)中钢纤维拉应力项 $\sigma_{s(x)}$,根据式(1),黏结强度 τ_u 可写为

$$\tau_u = \frac{T_{\text{ult}}}{n \cdot \pi \cdot d \cdot L}, \quad (4)$$

式中 n 为埋入纤维的数量, L 为纤维黏结长度(mm), d 为纤维平均直径(mm). 事实上,黏结强度 τ_u

代表最大荷载时黏结应力在纤维黏结长度上的平均效应。

表 4 列出了根据试验值计算得到的不同基体纤维率 ρ_v 下单根钢纤维拔出的黏结强度 τ_u 和标准化黏结强度 τ_u/f'_c , 这里 f'_c 表示RPC200的 $\phi 100$ 圆柱体抗压强度(见表2), 为了合理地刻画RPC基体纤维含量的影响, 采用无量纲量 τ_u/f'_c 表示拔出的单根钢纤维的黏结强度. 图 9 绘出了标准化黏结强度 τ_u/f'_c 随 ρ_v 变化的关系曲线。

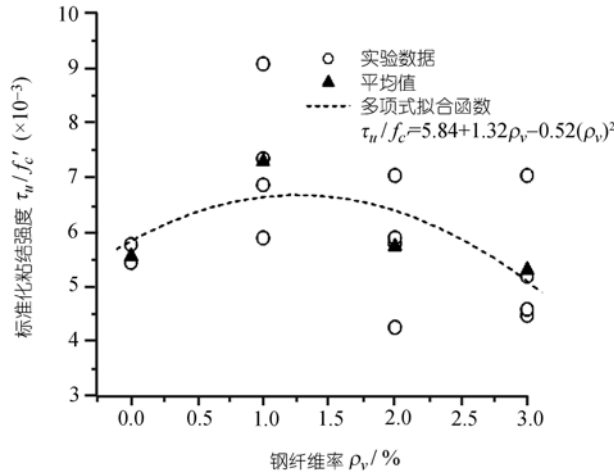


图 9 标准化黏结强度 τ_u/f'_c 随基体纤维率 ρ_v 变化的关系

结果表明: 与素RPC相比, 基体纤维率 1%时单根钢纤维的标准化黏结强度 τ_u/f'_c 提高了 30%; 当纤维率为 2%时, τ_u/f'_c 增加的幅度开始下降; 纤维率达到 3%时, τ_u/f'_c 与素RPC的相当. 这表明基体纤维对单根钢纤维黏结强度的影响存在一个最优临界含量 $\rho_{v,opt}$, 图 9 显示该值接近 1.5%. 这与前述对初裂荷载 T_{crit} 、极限荷载 T_{ult} 以及表面细观形貌的观测结论是一致的。

对实测数据进行回归分析, 单根钢纤维拔出的标准化黏结强度 τ_u/f'_c 与基体纤维掺量 ρ_v 之间的关系可近似用抛物线方程表示为

$$\frac{\tau_u}{f'_c} = 5.84 + 1.32\rho_v - 0.52(\rho_v)^2 \quad (\times 10^{-3}), \quad (5)$$

其中基体纤维率 $0 \leq \rho_v \leq 3.0$, f'_c 为 RPC $\phi 100$ 圆柱体抗压强度。

4.2 纤维拔出功或耗散功

从基体中拔出纤维所消耗的能量即拔出功是衡量RPC韧性的指标. 参考我国《钢纤维混凝土试验方法》^[17,19], 本文采用荷载—位移曲线包络线所包围的面积来计算拔出功(见图 10). 考虑到RPC具有较高的强度和良好的后期变形性能, 为了合理地反映RPC的韧性, 取荷载—位移曲线上拔出位移 $D_{res}=4$ mm作为变形控制量来计算拔出功。

表 4 列出了根据试验值计算出来的不同纤维率下RPC试件的拔出功 W . 图 11 为试件拔出功 W 随基体纤维率 ρ_v 变化的规律。

表 4 纤维—基体界面黏结强度实验数据统计表

维率 ρ_v /%	试件编号	单根纤维 峰值荷载 T_{ult} /N	$D_{res}=4\text{ mm}$ 时单根纤维的 残余荷载/N	τ_u /MPa	τ_u/f_c^{γ} / $\times 10^{-3}$	拔出功 W /J
0.0	A02	40.23	18.83	0.85	5.45	119.61
	A03	56.33	26.17	0.90	5.77	146.22
	A04	58.71	38.55	0.85	5.45	161.67
	平均值	51.76	27.85	0.87	5.56	142.50
1.0	B01	73.90	52.57	0.98	5.89	236.02
	B02	84.40	61.10	1.22	7.34	232.63
	B04	79.03	54.03	1.51	9.08	196.58
	B05	50.30	25.53	1.14	6.86	112.14
	平均值	71.91	48.31	1.21	7.29	194.34
2.0	D01	57.53	47.70	1.02	5.79	152.27
	D05	85.83	23.17	1.24	7.03	172.36
	D11	52.03	22.77	1.04	5.90	115.61
	D13	52.00	24.80	0.75	4.25	143.25
	平均值	61.85	29.61	1.01	5.74	145.87
3.0	E01	60.43	33.87	1.26	7.03	175.84
	E03	51.93	43.60	0.80	4.47	173.02
	E06	46.67	25.87	0.93	5.19	129.47
	E10	46.60	28.53	0.82	4.58	130.26
	平均值	51.41	32.97	0.95	5.31	152.15

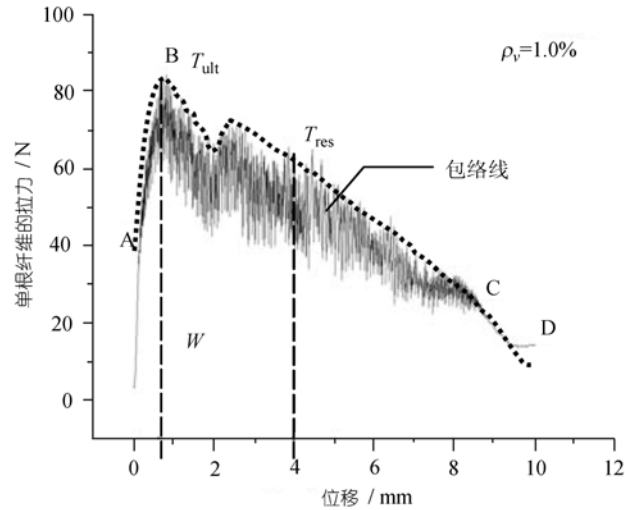
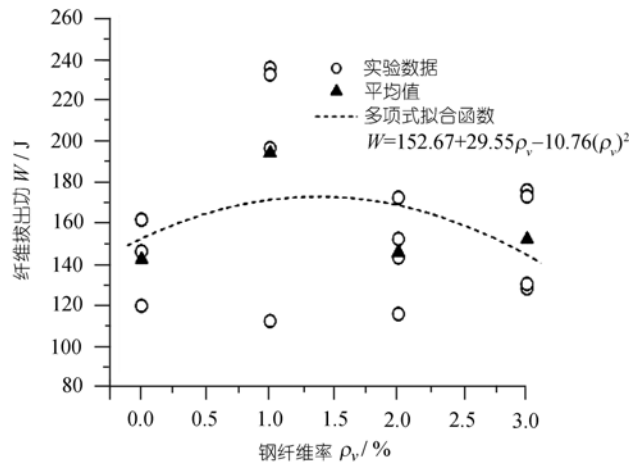


图 10 荷载—位移曲线包络线与纤维拔出功计算示意图

从表 4 不难看出，单根钢纤维从掺有纤维RPC基体中拔出的总耗散功高于从素RPC中拔出时的总耗散功，基体纤维对于提高RPC黏结韧性具有明显的作用。与拔出荷载和黏结强度的变化规律相似，拔出纤维耗散功 W 的变化也存在一个最优基体纤维掺量 $\rho_{v,opt}=1.5\%$ ，纤维掺量大于 1.5%时，基体纤维对提高单根纤维拔出韧性的作用开始下降，纤维率 3%时拔出纤维的耗散功与素RPC的基本相当。

图 11 纤维拔出功 W 随基体纤维率 ρ_v 变化的关系

通过回归分析, 单根纤维拔出功 W 与基体纤维含量 ρ_v 的关系可以近似表示为

$$W = 152.67 + 29.55\rho_v - 10.76(\rho_v)^2, \quad (6)$$

式中拔出功 W 单位为 J, 基体纤维率 $0 \leq \rho_v \leq 3.0$ 。

5 结论

(i) 单根纤维的黏结-滑移破坏分为线性段、非线性段和下降段。超过初裂荷载 T_{crit} 后, 非线性段荷载-位移曲线开始出现荷载“跳跃”, 并伴有“噼啪”响声。越过极限荷载 T_{ult} 后, 荷载-位移曲线出现“第 2 峰值”, 同时伴有荷载“跳跃”和“噼啪”响声, 基体纤维掺量 (ρ_v) 越高, “第 2 峰值”现象越明显。

(ii) 基体纤维掺量 (ρ_v) 对单根纤维黏结-滑移破坏的初裂荷载 T_{crit} 、极限荷载 T_{ult} 、界面黏结强度 τ_u 以及拔出功 W 具有显著影响, 但基体纤维并非越多越好。相比不含钢纤维的素 RPC, $0 < \rho_v \leq 1.5\%$ 时, 初裂荷载 T_{crit} 、极限荷载 T_{ult} 、黏结强度 τ_u/f'_c 和拔出功 W 随基体纤维掺量增加而增大; $1.5\% \leq \rho_v < 3.0\%$ 时, 上述各物理量增加的幅度开始下降, 达到 $\rho_v = 3.0\%$ 时各项指标与素 RPC 的基本相当。基体纤维对单根钢纤维黏结性能的影响存在一个最优掺量 $\rho_{v,\text{opt}} = 1.5\%$ 。该结果同时反映出单根纤维黏结机制与混合纤维黏结机制的区别。在最优基体纤维掺量范围内, 初裂荷载、极限荷载、界面黏结强度随基体纤维掺量增加而增大体现了基体钢纤维的增强作用; 总拔出功 W 随基体纤维掺量增加而增大以及“第 2 峰值”现象体现了基体钢纤维的增韧作用。

(iii) 细观 SEM 实验证实, 纤维从 RPC 基体中拔出时, 表面黏结的“球状”和“棱柱状”碎屑的数量、分布随 RPC 基体纤维率的变化规律与纤维的宏观黏结-滑移过程各特征物理量的变化规律完全吻合。

(iv) 单根纤维与基体的黏结力可以分成 4 部分: 表面化学黏着力 $\tau_{u,\text{chem}}$ 、凝胶体与纤维之间的静摩擦力 $\tau_{u,\text{str}}$ 、纤维与基体之间的机械咬合力 $\tau_{u,\text{mech}}$ 以及纤维与基体碎屑之间的滑动摩擦力 $\tau_{u,\text{dnf}}$ 。从纤维开始受力到最终完全拔出, 在滑移变形的不同阶段, 上述各部分黏结力发生着不同的变化, 所起的作用也不同。

(v) 单根钢纤维黏结拔出破坏的初裂荷载 T_{crit} 、极限荷载 T_{ult} 、标准化黏结强度 τ_u/f'_c 和拔出功 W 随基体纤维率 ρ_v 变化的关系可统一采用抛物线形式表达为

$$V = a + b\rho_v + c(\rho_v)^2,$$

其中 V 代表各物理量, 基体纤维率 $0 \leq \rho_v \leq 3.0$, a, b, c 为材料参数. 本文给出了它们各自的经验表达式.

参 考 文 献

- 1 姚志雄, 周健. 纤维增强活性粉末混凝土(RPC)断裂能的研究. 建筑材料学报, 2005, 8(4): 356—360
- 2 肖燕妮, 王耀华, 毕亚军, 等. 增强活性粉末混凝土抗侵蚀试验. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2005, 6(3): 262—264
- 3 林震宇, 吴炎海, 沈祖炎. 圆钢管活性粉末混凝土轴压力学性能研究. 建筑结构学报, 2005, 26(4): 52—57
- 4 陈健, 刘红彬, 贾玉丹, 等. 活性粉末混凝土的研究与应用. 工业建筑, 2005, 35: 663—667
- 5 Chan Y W, Chu S H. Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete. Cement & Concrete Research, 2004, 34(7): 1167—1172[DOI]
- 6 闫光杰, 阎贵平, 安明品, 等. 200MPa级活性粉末混凝土试验研究. 铁道学报, 2004, 26(2): 116—119
- 7 刘斯风, 孙伟, 林玮, 等. 掺天然超细混合材料高性能混凝土的制备及其耐久性研究. 硅酸盐学报, 2003, 31(11): 1080—1085
- 8 白泓, 高日. 活性粉末混凝土(RPC)在工程结构中的应用. 建筑科学, 2003, 19(4): 51—54
- 9 Bayard O, Plé O. Fracture mechanics of reactive powder concrete: Material modelling and experimental investigations. Eng Fract Mech, 2003, 70(7-8): 839—851[DOI]
- 10 Morin V, Cohen-Tenoudji F, Feylessoufi A, et al. Evolution of the capillary network in a reactive powder concrete during hydration process. Cement & Concrete Research, 2002, 32 (12): 1907—1914[DOI]
- 11 覃维祖. 结构工程材料. 北京: 清华大学出版社, 2000
- 12 Dowd W M, Dauriac C E, Adeline R. Reactive powder concrete for bridge construction. In: Proc 5th ASCE Materials Engineering Congress, Cincinnati, 1999, 5: 359—366
- 13 Zanni H, Cheyrezy M, Maret V, et al. Investigation of hydration and pozzolanic reaction in reactive powder concrete (RPC) using ^{29}Si NMR. Cement & Concrete Research, 1996, 26(1): 93—100[DOI]
- 14 Richard P, Cheyrezy M. Composition of reactive powder concretes. Cement & Concrete Research, 1995, 25(7): 1501—1511[DOI]
- 15 Cheyrezy M, Maret V, Frouin L. Microstructure analysis of RPC (reactive powder concrete). Cement & Concrete Research, 1995, 25(7): 1491—1500[DOI]
- 16 Richard P, Cheyrezy M. Reactive powder concrete with high ductility and 200-800 MPa compressive strength. ACI SP 144, 1994, 507—518
- 17 赵国藩, 彭少民, 黄承逵, 等. 钢纤维混凝土结构. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999. 11
- 18 林小松, 杨果林. 钢纤维高强与超高强混凝土. 北京: 科学出版社, 2002
- 19 哈尔滨建筑工程学院, 大连理工大学编. 钢纤维混凝土试验方法(CECS 13:89). 北京: 中国工程建设标准化协会, 1989
- 20 贾玉丹. 活性粉末混凝土钢纤维黏结及增韧机理的试验研究. 硕士学位论文. 北京: 中国矿业大学, 2006