中国科学: 技术科学 2010 年 第 40 卷 第 12 期:1437 ~ 1451
www.scichina.com tech.scichina.com
《中国科学》杂志社
SCIENCE CHINA PRESS

高应变率下 RPC 动态力学性能的试验研究

鞠杨[①*], 盛国华[①②], 刘红彬[①], 王会杰[①]

① 中国矿业大学煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 岩石混凝土破坏力学北京市重点实验室, 北京 100083;
② 东北大学资源与土木工程学院, 沈阳 110004
* E-mail: juy@cumtb.edu.cn

收稿日期: 2010-01-02; 接受日期: 2010-06-17
国家自然科学基金(批准号: 50974125)、国家重点基础研究发展计划(“973” 计划)(批准号: 2010CB226804, 2002CB412705)和北京市教委资助项目

摘要 利用 5 种钢纤维掺量活性粉末混凝土(RPC)圆柱形试件的 SHPB 冲击压缩实验研究了 10×10^0~$1.1\times10^2\,s^{-1}$ 应变率范围内 RPC 的动态力学性能, 分析了不同应变率和钢纤维掺量下 RPC 的应力波动特征、破坏模式、强度及耗能能力的变化规律以及应变率和钢纤维掺量的影响. 提出了不同应变率和钢纤维掺量条件下 RPC 动态应力-应变响应的基本模式与本构模型. 研究表明: 应力波作用下素 RPC 的应力响应高于应变响应, 脆性特征显著. 掺入适量钢纤维后, RPC 碎裂时的应变率和变形能力较素 RPC 有明显提高. 相同钢纤维掺量下, 应变率增加时, RPC 的峰值抗压强度、峰值应变和残余应变均有不同程度的提高, 其中残余应变提高的幅度最大. 相同应变率条件下, 提高钢纤维掺量对于改善 RPC 碎裂后的残余变形能力作用不大. 钢纤维对 RPC 峰值抗压强度和峰值变形能力的影响不同, 相同应变率下, 钢纤维率不超过 1.75%时, 峰值抗压强度随纤维率增加而增加; 纤维率超过 1.75%后, 峰值抗压强度开始逐步下降; 峰值应变随钢纤维掺量增加而持续增大. 相同应变率下, 从冲击开始至残余变形阶段 RPC 的总耗能 E_{disp} 随钢纤维掺量增加而逐步提高, 但纤维率超过 2%后总耗能 E_{disp} 则开始逐步下降. 不同变形阶段钢纤维对 RPC 耗能所起的作用不同. 钢纤维率不超过 2%时, 钢纤维对提高峰值变形前耗能的作用大于对提高峰值变形后耗能的作用. 应变率对总耗能和各阶段耗能均有显著影响, 应变率越高, 各阶段的耗能越大, 动态冲击时的韧性越好. 给出了 RPC 峰值抗压强度、峰值变形、残余变形, 以及各阶段耗能随应变率和钢纤维率变化的经验模型. 采用标准化的应力和应变作为广义应力与广义应变, 以应变率和钢纤维率为界, 将 RPC 的动态应力-应变响应模式简化为 4 类基本模型, 并给出了每类模型的数学表达式.

关键词
冲击
活性粉末混凝土(RPC)
高应变率
动态强度
耗能
动态应力-应变响应

1 引 言

随着世界经济的不断发展与高新技术的推广应用, 资源开采、道路交通、水利水电、土木建筑、能源开发以及地下储置库等工程建设的规模、强度和复杂性日益提高, 工程建设对混凝土材料提出了越来

引用格式: Ju Y, Liu H B, Sheng G H, et al. Experimental study of dynamic mechanical properties of reactive powder concrete under high-strain-rate impacts. Sci China Tech Sci, 2010, 53: 2435–2449, doi: 10.1007/s11431-010-4061-x

越高的要求. 发展强度高、韧性好、抗冲击、抗疲劳和耐久性好的高强高性能混凝土已成为满足工程建设需要的基础和关键. 活性粉末混凝土(reactive powder concrete, 简称 RPC)便是这种背景下于 20 世纪 90 年代研发的一种新型水泥基复合材料. RPC 不同于普通高强高性能混凝土, 由于采取了剔出粗骨料、添加钢纤维和硅灰等活性物质以及高温加压养护等特殊措施, 其水化反应充分, 结构密实, 钢纤维与基体粘结牢固. 一定工艺条件下 RPC 静抗压强度可达 200~800 MPa, 弯曲强度可达 140 MPa, 弯曲断裂能达 40 kJ/m^2, 500°C 温度持续 2 h 后 RPC 仍可以保持 50%峰值抗压强度[1~17]. 由于强度高、韧性好、抗疲劳、耐高温和低渗透等性质, RPC 在道路、桥梁、超高超大建筑、核能设施以及军事工程等领域得到了迅速推广和应用. 活性粉末混凝土物理力学性能的研究也因此受到学术界和工程界的高度关注.

目前, RPC 基本性能与应用的研究主要集中在静态性能方面, 动态力学性能的试验和理论研究并不多见, 对高应变率载荷, 尤其是冲击或爆炸产生的应变率 10^0~10^4 s^{-1} 范围内的动载荷作用下 RPC 强度、变形、应力-应变响应及其与静载力学性能的差别以及产生这种差别的内在机理缺乏深入研究和理解, 因而难以准确地开展高应变率载荷作用下 RPC 结构的安全设计与可靠性分析, 这很大程度地制约了 RPC 在相关工程领域的推广应用. 为此, 近年来国内外学者相继开展了高应变率载荷下 RPC 动态力学性能的研究. 例如, Tai[18,19]利用 SHPB 压缩试验和平靶板侵彻试验分别研究了应变率 78.5~1.23×10^3 s^{-1} 的冲击载荷和速度 27.0~1.04×10^2 m/s 的侵彻载荷作用下 RPC200 的动态强度、应力-应变响应特征以及破坏模式, 探讨了应变率和钢纤维含量对 RPC 动态性能和破坏方式的影响; Tian 等人[20]利用 SHPB 冲击试验和数值模拟方法分析了 RPC 填充的钢管混凝土柱的动力响应与承载能力; Wang 等人[21]基于不同钢纤维含量 RPC 的 SHPB 冲击压缩试验, 利用数值分析方法研究了静水应力和应变率对提高 RPC 动态强度的不同影响, 得到了应变率对 RPC 动态强度的贡献, 并分析了钢纤维含量对 RPC 动态抗压强度和破坏模式的影响; 赖建中等人[22]利用 SHPB 冲击压缩试验研究了 RPC 的抗多次冲击性能, 分析了冲击次数、冲击方式和纤维掺量对 RPC 抗多次冲击性能的影响; 王勇华等人[23]通过Hopkinson压杆冲击压缩实验研究了不同钢纤维含量的 RPC 在不同应变率下的应力-应变全曲线, 指出 RPC 具有应变率敏感性, 钢纤维的掺入部分提高了材料的冲击压缩性能; Bagheri 等人[24]研究了静载荷和冲击动载荷作用下 RPC 的吸能能力, 发现冲击载荷作用下 RPC 的吸能能力显著高于普通高强钢纤维混凝土的吸能能力; 葛涛等人[25]利用多组侵彻与接触爆炸试验研究了纤维率 5%的 RPC 抗冲击与抗侵彻性能, 并检验了侵彻深度的相关计算公式; Fujikake 等人[26,27]利用落锤冲击试验和受拉试验分析了不同落锤高度和不同应变率对 RPC 的弯曲强度、受拉破坏模式、拉应力-应变响应和拉应力-裂纹张开位移响应特征的影响, 建立了考虑应变率影响的 RPC 强度模型; Kuznetsov 等人[28]利用平板爆炸试验分析对比了 RPC 和普通钢筋混凝土的抗爆裂性能, 指出相同爆炸当量下 RPC 的抗爆裂性能显著优于普通钢筋混凝土; 王德荣等人[29]研究了 RPC 侵彻破坏性质及影响因素, 提出了一个简化的侵彻计算公式, 指出 RPC 抗侵彻能力是普通混凝土的 3 倍左右; Toutlemonde 等人[30]利用数值模拟方法分析了高应变率载荷作用下 RPC 放射性储集罐的抗冲击性能与设计方法. 毫无疑问, 这些研究为理解高应变率条件下 RPC 动态力学性能及破坏机制提供了重要参考.

然而, 值得注意的是, 由于研究目的、原材料和测试方法的差别以及实验方面的困难, 高应变率下 RPC 动态力学性能的研究存在一些明显不足, 例如: ①试验不够充分, 缺乏对各种影响因素及影响规律的系统研究, 特别是应变率对材料动态应力-应变响应规律的影响; ②试验数据分散, 各研究结果之间差异很大, 难以形成有规律性的共识; ③缺乏对 RPC 动态响应规律及内在物理力学机理的深入分析, 计算模型复杂且经验性和局限性较强, 工程应用不便. 因此, 目前的研究距离掌握和科学地描述高应变率下 RPC 的动态力学性能及内在机理、满足工程应用需要仍有相当长的路途.

本文通过 5 种钢纤维掺量 RPC 圆柱形试件的 SHPB 冲击压缩实验, 着重研究 10×10^0~1.1×10^2 s^{-1} 应变率范围内不同冲击速度和钢纤维掺量下 RPC 的应力波传播特征、破坏模式、强度及耗能能力的变化规律. 重点探讨应变率和钢纤维含量对 RPC 动态应力-应变响应及耗能能力的影响, 构建考虑应变率和钢纤维含量影响的 RPC 动态本构关系模型. 本文意在为认识和掌握高应变率载荷作用下 RPC 的动态响应

性能与本质规律以及满足工程需要提供基础和参考.

2　试验概况

2.1　样品制备

根据材料组分和制备工艺不同, 目前国内外将活性粉末混凝土大致分成 RPC200 和 RPC800 两类, 一般将准静态立方体抗压强度或圆柱体抗压强度为 140~230 MPa 的活性粉末混凝土称作 200 MPa 级 RPC 或 RPC200, 将 500~800 MPa 的活性粉末混凝土称为 800 MPa 级 RPC 或 RPC800[1~17,31,32]. 由于制备工艺、试件形式与尺寸、钢纤维掺量和测试方法的差异, 目前 RPC 抗压强度和强度等级缺乏统一的试验与衡量标准. 本文参照 200 MPa 级 RPC 的材料组分与制备工艺, 加工制作了用于 SHPB 冲击压缩试验的 RPC 试件. 表 1 为制备冲击样品的原材料与配合比, 其中, 水泥为 P.O42.5 普通硅酸盐水泥, 28 天静抗压强度为 56.4 MPa; 石英砂粒径 0.15~0.63 mm, SiO_2 含量大于 90%; 石英粉粒径 45 μm; 硅灰粒径 0.1~0.2 μm, SiO_2 含量大于 98%; Sika 减水剂, 减水率>30%, 含固量 37.2%. 添加超细剪切型高强钢纤维, 直径 0.2~0.22 mm, 长度 13 mm, 抗拉强度为 2900 MPa. 按文献[7, 33]方法测试了 5 种钢纤维率 RPC 的立方体抗压强度(表 2 所示), 表明本文所配制 RPC 达到 200 MPa 级的要求.

制备冲击试件时, 首先将水泥、石英砂、石英粉和硅灰倒入搅拌机中搅拌, 然后均匀撒入钢纤维(素 RPC 省略该步骤). 搅拌均匀后, 加入溶有减水剂的一半用水量, 搅拌 3 min, 并倒入另一半用水量, 再搅拌 3 min 至均匀. 将拌合物浇注于 Φ56 mm 的圆柱体模具中, 并置于振动台上振动成型. 室温养护 24 h 后拆模并放入热水养护箱中养护 72 h 后将试件取出, 室温自然养护 7 天后开始冲击压缩试验. 根据 SHPB 冲击试验的要求[34~36], 将养护成型后的 RPC 试件切割制成 Φ56 mm × 26 mm 的圆柱体样品, 并将样品上下两端面磨平, 以保证冲击样品与压缩杆两端面的平滑接触.

2.2　冲击试验与量测方法

冲击压缩实验采用北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室的变截面 SHPB 装置进行, 试验方法与量测装置如图 1 所示. 其中入射杆为变截面杆, 杆长 3200 mm (包括变截面过渡杆 400 mm), 直径由 37 mm 逐渐增加到 74 mm; 透射杆为等截面直杆, 直

表 1　RPC 材料组成与配合比

Water-cement (W/B)	Gel composition (B)		Intergrades sand (S/C)	Fine sand (S/C)	Quartz powder (Qu/C)	Plasticizer (%)	Curing
	Cement (C)	Silica fly ash (SF/C)					
0.19	1.0	0.28	0.75	0.37	0.39	2.0	90°C hot water 72 h

表 2　100 mm×100 mm×100 mm 立方体试件抗压强度实测值

Fiber volumetric fraction ρ_v (%)	0	1.0	1.5	2.0	3.0
Compressive strength (MPa)	126	160	162	165	167

Note: The result listed for every fiber volume is an average of the compressive strengths of three specimens. The curing and test method refers to refs. [7, 33, 36]

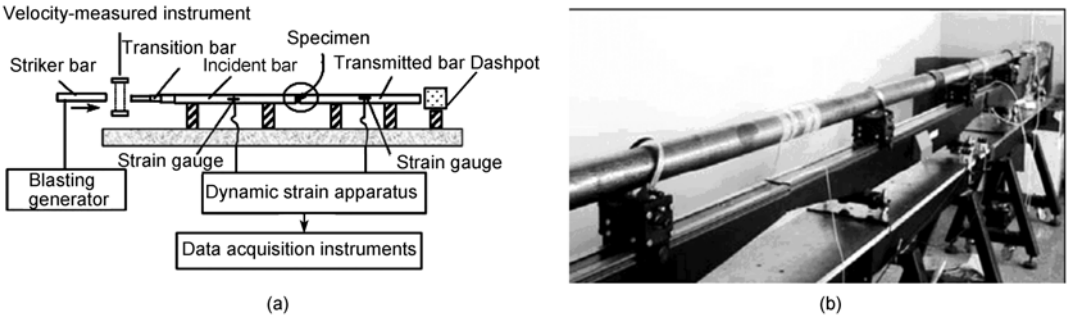

图 1　SHPB 实验装置

(a) 工作原理图; (b) 装置实物照片

径 74 mm, 杆长 1800 mm. 为了反映钢纤维对 RPC 动态应力-应变响应的影响, 本文采用直径 56 mm 的大试件, 以使钢纤维均匀地分布在试件中. 为此, 本文选用变截面杆来提高大尺寸试件冲击时的加载速度.

考虑到应力波在压杆中传播时由于质点的横向惯性运动会引发二维弥散效应, 导致入射波产生高频振荡, 显著地影响脆性和混凝土类准弹塑性材料应力-应变响应的均匀性和试验结果的精度与可靠性[37~41], 根据 RPC 静态物理力学性质[3,7], 本文在入射杆端头增设了直径 20 mm、厚度 2.5 mm 的紫铜片作为波形整形器来延长脉冲的上升时间, 降低入射波的弥散效应和试件的惯性效应. 试验表明这种方法可以消除入射波中的高频率成分, 获得较光滑波形[36]. 同时, 应力波在试件中的传播时间远小于应力波作用周期, 应力波在试件内实现多次来回反射, 据此认为样品破坏前应力满足均匀性假设. 为了降低杆件系统准直度和试件缺陷所造成的压杆与试件非平面接触的影响, 提高试件应力的均匀程度, 减小实验结果离散, 还在 SHPB 系统中增加了万向头, 通过万向头微调来改善冲击加载过程中压杆与试件的对中平面接触.

为探明并比较冲击加载时 RPC 变形直至破裂过程中的动态应力-应变响应、耗能能力以及应变率的影响, 本文采取了控制冲击速度或应变率使不同纤维率 RPC 试件碎裂而不出现齑粉状破坏的方法. 通过对不同钢纤维率试件的多次冲击对比试验, 最终确定冲击速度为 14.5~22.5 m/s, 应变率范围为 10×10^0~1.1×10^2 s^{-1}[36]. 实验中测试了 5 种钢纤维掺量(ρ_v)RPC 的动态性能, 即ρ_v=0%, 1.0%, 1.5%, 2.0%和 3.0%, 其中ρ_v=0%表示无钢纤维掺入的情况, 本文以下将无钢纤维的 RPC 称为素 RPC, 将掺入不同含量钢纤维的 RPC 称为钢纤维 RPC. 为获得稳定的试验结果, 同一种冲击速度下每种钢纤维率重复试验 3~4 个试件.

3 结果与分析

图 2~6 给出了不同应变率的入射波作用下 5 种钢

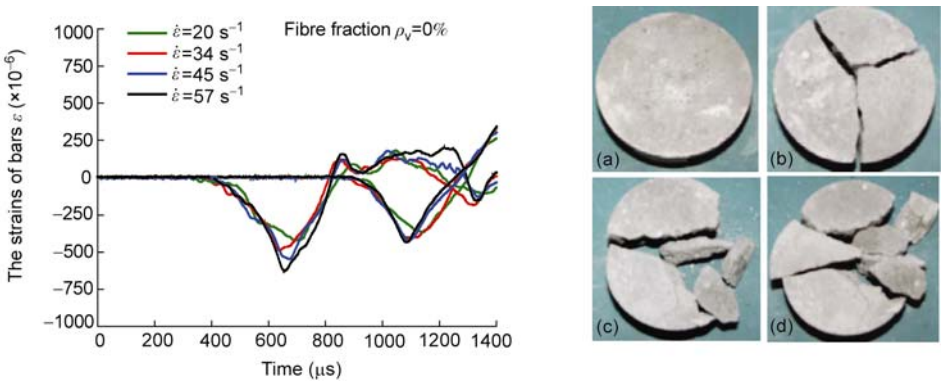

图 2 不同应变率下素 RPC 试件的应力波传播规律与破坏状况

(a) 应变率 20 s^{-1} 的破坏形态; (b) 应变率 34 s^{-1} 的破坏形态; (c) 应变率 45 s^{-1} 的破坏形态; (d) 应变率 57 s^{-1} 的破坏形态

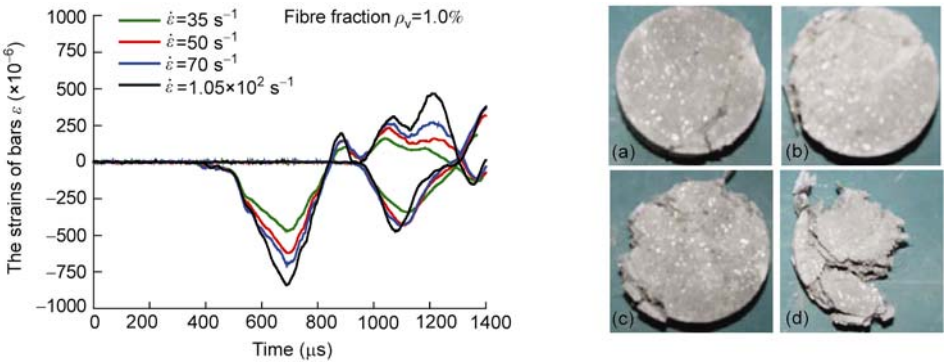

图 3 不同应变率下钢纤维含量 1%RPC 试件的应力波传播规律与破坏状况

(a) 应变率 35 s^{-1} 的破坏形态; (b) 应变率 50 s^{-1} 的破坏形态; (c) 应变率 70 s^{-1} 的破坏形态; (d) 应变率 1.05×10^2 s^{-1} 的破坏形态

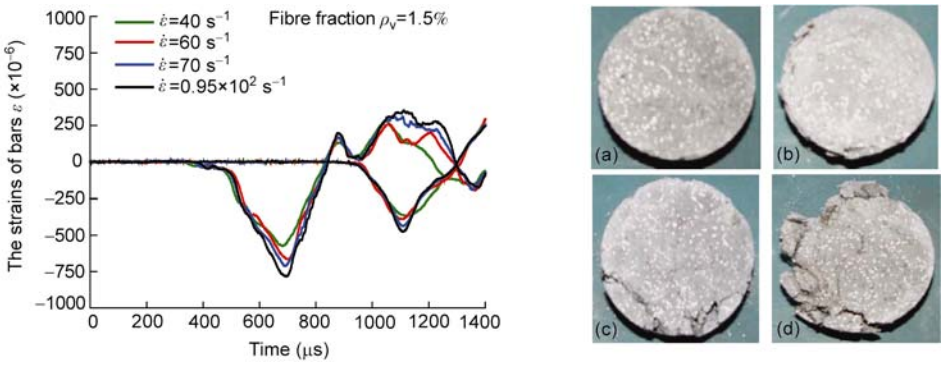

图 4　不同应变率下钢纤维含量 1.5%RPC 试件的应力波传播规律与破坏状况

(a) 应变率 40 s^{-1} 的破坏形态; (b) 应变率 60 s^{-1} 的破坏形态; (c) 应变率 70 s^{-1} 的破坏形态; (d) 应变率 0.95×10^2 s^{-1} 的破坏形态

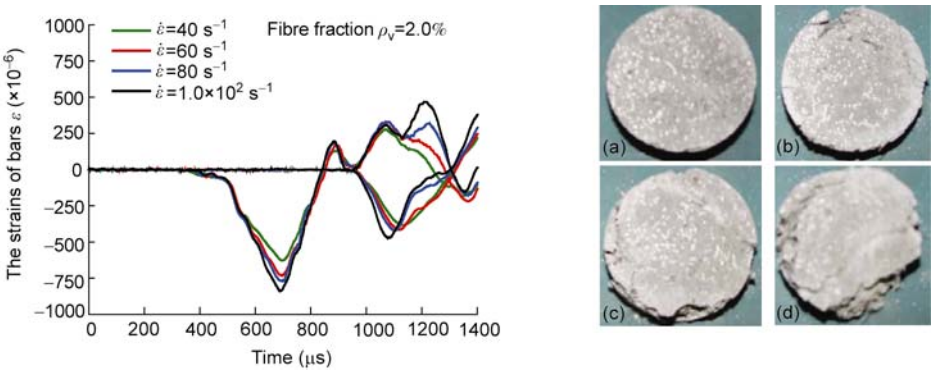

图 5　不同应变率下钢纤维含量 2.0%RPC 试件的应力波传播规律与破坏状况

(a) 应变率 40 s^{-1} 的破坏形态; (b) 应变率 60 s^{-1} 的破坏形态; (c) 应变率 80 s^{-1} 的破坏形态; (d) 应变率 1.0×10^2 s^{-1} 的破坏形态

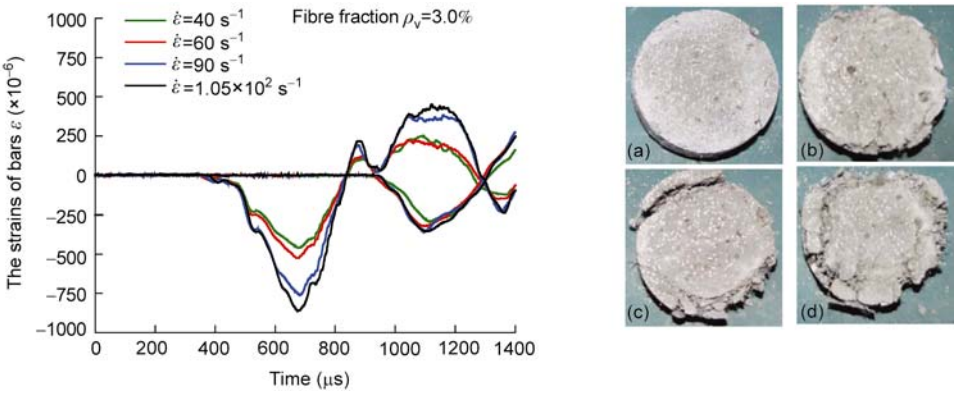

图 6　不同应变率下钢纤维含量 3.0%RPC 试件的应力波传播规律与破坏状况

(a) 应变率 40 s^{-1} 的破坏形态; (b) 应变率 60 s^{-1} 的破坏形态; (c) 应变率 90 s^{-1} 的破坏形态; (d) 应变率 1.05×10^2 s^{-1} 的破坏形态

纤维含量 RPC 试件的透射和反射波形以及冲击破坏情况. 图 7 绘出了不同冲击应变率下钢纤维 RPC 试件的应力波形随钢纤维率ρ_v变化的规律. 图 8 显示了不同钢纤维含量 RPC 的动态应力-应变响应及其随冲击应变率$\dot{\varepsilon}$变化的规律. 图 9 为各种冲击应变率下钢纤维 RPC 的动态应力-应变曲线及其随钢纤维率ρ_v变化的情况.

分析上述实验我们发现:

① 冲击应力作用下素 RPC 试件的碎裂现象突出, 应变率越高, 试件碎裂程度越严重. 不同应变率

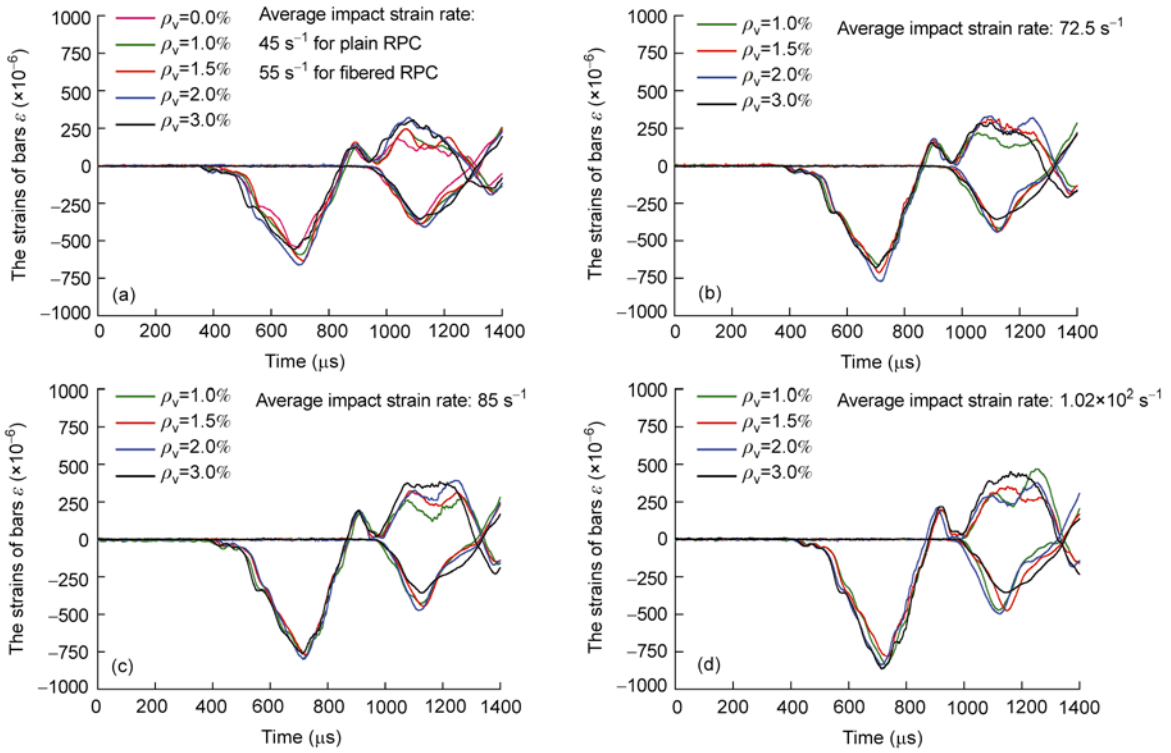

图 7　不同冲击应变率下钢纤维 RPC 试件应力波形随钢纤维率ρ_v变化的情况

(a) 平均应变率 55 s^{-1}, 其中钢纤维率 0%的 RPC 的平均应变率 45 s^{-1}; (b) 平均应变率 72.5 s^{-1}; (c) 平均应变率 85 s^{-1}; (d) 平均应变率 1.02×10^2 s^{-1}

下素 RPC 试件的透射波和反射波变化不大, 但透射波幅明显高于反射波幅(见图 2). 表明冲击载荷作用下素 RPC 的应力响应高于应变响应, 材料呈现脆性特征. 随应变率增加, 素 RPC 的峰值抗压强度和峰值应变略有增加, 而峰值应力后的残余应变增加显著(见图 8(a), 图 9(a)和(b)). 应变率越高, 素 RPC 残余变形(即微塑性和开裂)越大, 消耗的能量越多, 试件的碎裂程度越明显.

② 钢纤维率增加到 1%时, RPC 试件碎裂时的应变率较素 RPC 有明显提高. 应变率低于 70 s^{-1}, 除边缘区域外, RPC 试件基本保持完整(见图 3). 随着应变率增大, 试件的透射波幅和反射波幅均逐步增加, 其中透射波幅增加不明显, 而反射波幅增加较显著. 当应变率达到并超过 70 s^{-1}时, 反射波幅出现多峰现象; 应变率增至 1.05×10^2 s^{-1} 时, 反射波幅的第二峰值明显高于透射波的相应幅值. 这表明增加钢纤维后, RPC 碎裂时的峰值抗压强度与峰值变形能力有不同程度的提高, 应力峰后的变形能力增加较显著. 纤维率 1%的钢纤维 RPC 试件的动态应力-应变曲线也说明了这一点(见图 8(a)~(d)).

③ 钢纤维率达到 1.5%和 2%时, 与素 RPC 和纤维掺量 1%的 RPC 试件相比, 即使应变率提高至 1.0×10^2 s^{-1}, 试件也仅在边缘区域出现破裂, 未发生整体碎裂, 表明冲击载荷作用下 RPC 抗碎裂的变形能力进一步提高. 此时, 试件的透射波幅与反射波幅相当, 反射波幅同样存在多峰现象. 对纤维率 2%的试件而言, 当应变率增至 1.0×10^2 s^{-1} 时, 反射波幅的第二峰值也明显高于透射波幅. 表明越过峰值应力后, 钢纤维 RPC 仍具有较大的变形能力. 纤维率 1.5%和 2%RPC 试件的动态应力-应变响应也体现出该性质(见图 8(a)~(d)).

④ 当钢纤维率增至 3%时, 各种应变率下, RPC 试件除边缘处破裂外, 其余部分保持完整, 未发生整体碎裂. 与其他纤维率试件不同的是, 纤维率 3%试件的透射波变化不大, 反射波变化与应变率有关. 当应变率低于 70 s^{-1}时, 反射波幅小于透射波, 表明此时应变幅值小于应力幅值; 当应变率高于 70 s^{-1} 时, 反射波幅高于透射波幅, 表明此时应变幅值大于应

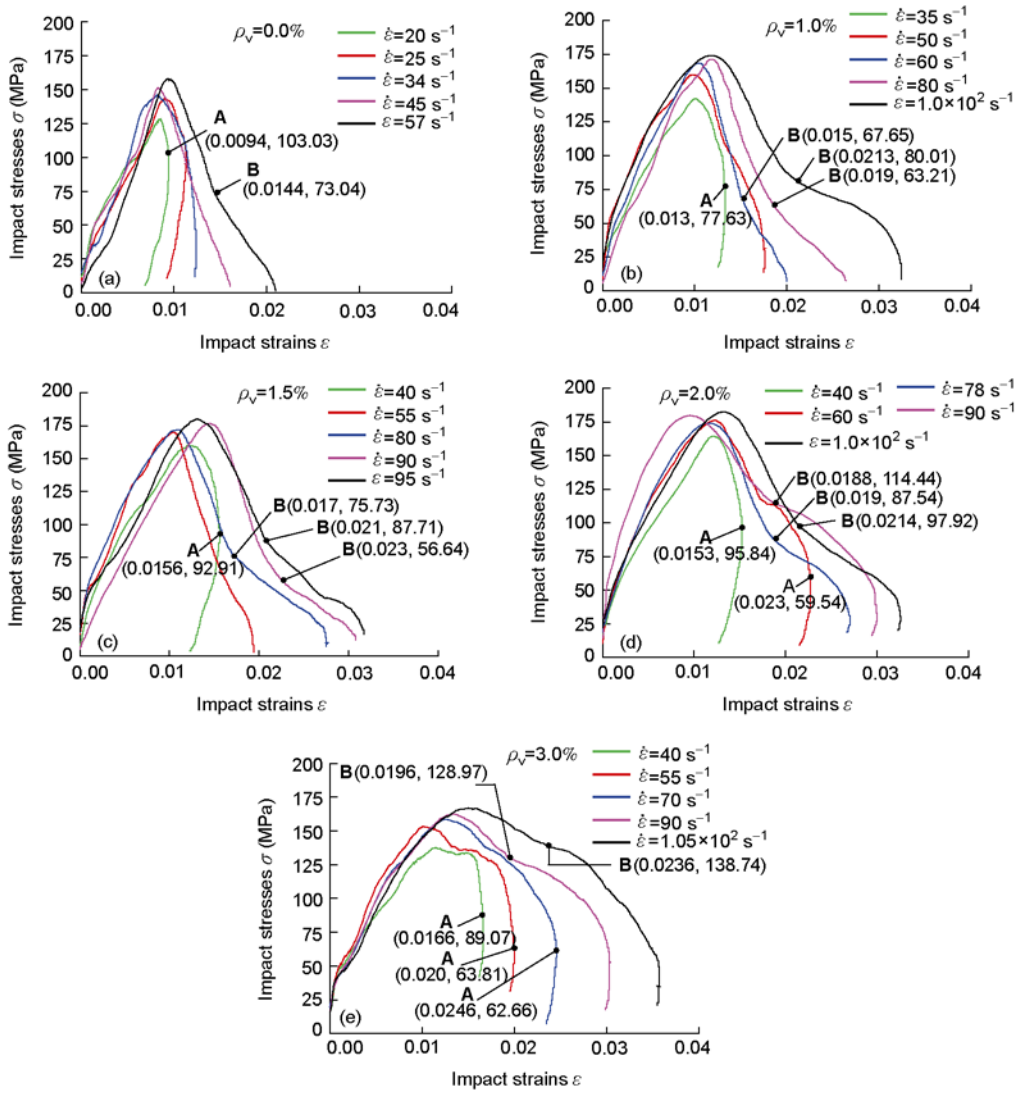

图 8　不同钢纤维含量的 RPC 应力-应变曲线及其随应变率变化的规律

(a) 钢纤维含量ρ_v=0%; (b) 钢纤维含量ρ_v=1.0%; (c) 钢纤维含量ρ_v=1.5%; (d) 钢纤维含量ρ_v=2.0%; (e) 钢纤维含量ρ_v=3.0%

力幅值, 试件发生较大的变形破坏.

⑤ 各种应变率条件下, 当钢纤维率超过 2%后, 透射波幅均出现不同程度的降低, 而反射波幅则随着纤维率增加而增大(见图 7). 表明当纤维率超过 2%后, 冲击荷载作用下 RPC 的峰值抗压强度下降, 而抗冲击变形能力增加. 钢纤维 RPC 试件的动态应力-应变响应曲线也证实了这一点(见图 9(a)~(d)).

为直观地显示钢纤维掺量ρ_v和应变率$\dot{\varepsilon}$对 RPC200 抗冲击性能的影响, 分别绘出了峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$、峰值应变$\varepsilon_{d,p}$以及碎裂后的残余应变ε_{res}随钢纤维率ρ_v和应变率$\dot{\varepsilon}$变化的规律, 如图 10 所示, 其中: 峰值应变$\varepsilon_{d,p}$表示 RPC 峰值抗压强度所对应的应变值, 残余应变ε_{res}表示压应力下降到 20%峰值应力时所对应的应变值. 图 10 中黑点表示每个 RPC 试件的实测值, 曲面为实测峰值强度、峰值应变和极限应变值的拟合曲面.

结果表明:

1) 应变率$\dot{\varepsilon}$显著地影响 RPC 的抗冲击强度与变形能力. 相同钢纤维掺量下, 应变率增加时, RPC 的峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$、峰值应变$\varepsilon_{d,p}$以及残余应变ε_{res}均有不同程度的提高, 其中残余应变ε_{res}提高的幅度最大.

2) 钢纤维掺量ρ_v对 RPC 峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$和峰

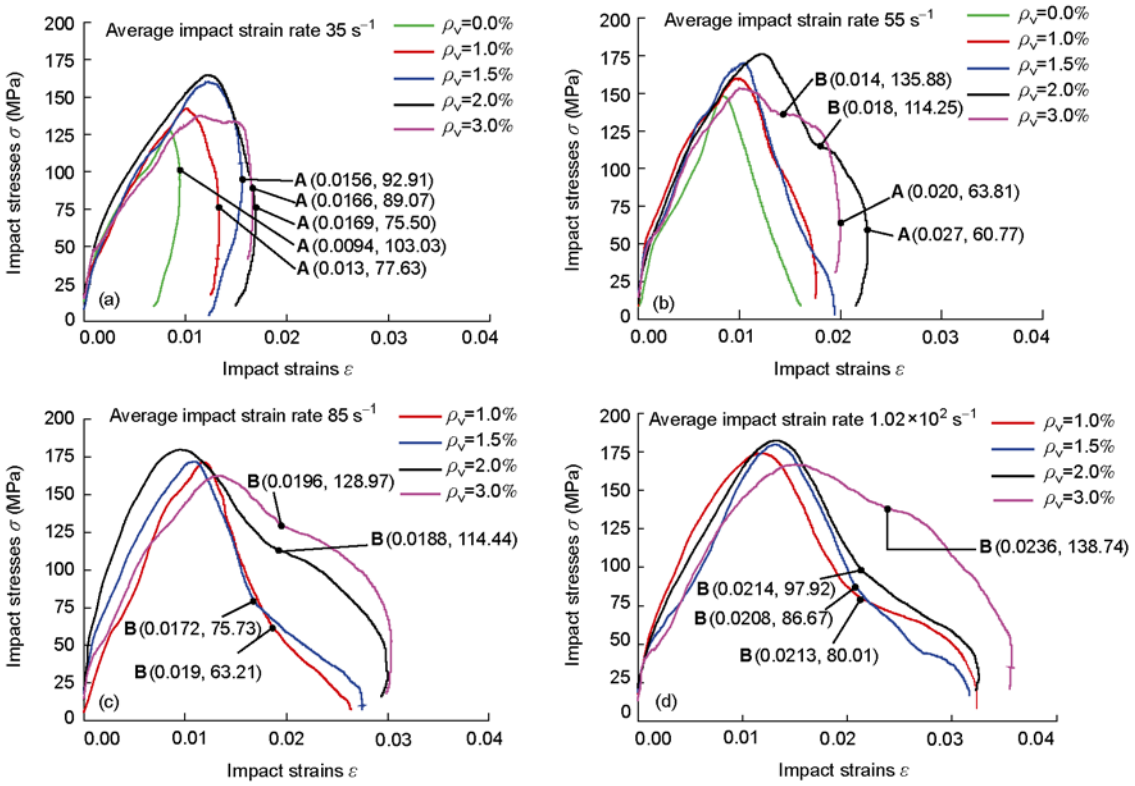

图 9　不同冲击应变率下钢纤维 RPC 的动态应力-应变曲线及其随纤维率ρ_v变化的情况

(a) 平均应变率 35 s^{-1}; (b) 平均应变率 55 s^{-1}; (c) 平均应变率 85 s^{-1}; (d) 平均应变率 1.02×10^2 s^{-1}

值变形能力$\varepsilon_{d,p}$具有不同的影响. 相同应变率下, 钢纤维率不超过 1.75%时, RPC 的峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$随纤维率增加而增加; 钢纤维率超过 1.75%后, RPC 峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$开始逐步下降. 钢纤维率 1.75%左右时, RPC 动态峰值抗压强度达到最大. 但与峰值抗压强度变化规律不同的是, 相同应变率下, 峰值应变$\varepsilon_{d,p}$随钢纤维掺量增加而持续增大.

3) 各种应变率下钢纤维掺量对 RPC 碎裂后的残余应变ε_{res}影响不大. 由于残余变形ε_{res}衡量的是作用应力下降到 20%峰值应力时 RPC 的残余变形能力, 因而该结果表明, 各种应变率条件下, 提高钢纤维掺量对于改善 RPC 冲击碎裂后的残余变形能力作用不大, 但应变率对残余变形的影响较大.

需要指出的是, 上述结果是在控制冲击速度或应变率使得 RPC 试件碎裂而不发生齑粉状破坏的前提下获得的, 当应变率超出 10×10^0~1.1×10^2 s^{-1} 范围时, RPC 抗冲击强度与变形能力是否具有相同的规律有待验证.

考虑到 RPC 峰值变形$\varepsilon_{d,p}$与残余变形ε_{res}随纤维率ρ_v呈现不同的变化规律, 为了客观地评价钢纤维对 RPC 的增韧(即耗能水平)作用, 基于实测的动态应力-应变曲线计算了 RPC 从冲击开始至峰值变形阶段所消耗的能量 E_{peak}、峰值变形至残余变形阶段所消耗的能量 E_{res} 以及从冲击开始至残余变形阶段消耗的总能量 E_{disp}, 每部分能量为从起始时刻到结束时刻动态应力-应变曲线所包围的面积. 图 11 给出了每部分能量随钢纤维含量和冲击应变率变化的规律.

由图 11 计算结果表明如下.

1) 各种应变率条件下, RPC 从冲击开始至残余变形时总耗能能力 E_{disp} 随着钢纤维掺量ρ_v增加而逐步提高(图 11(c)), 但当钢纤维率超过 2%后总耗能能力 E_{disp} 则开始逐步下降, 反映出钢纤维掺量对改善 RPC 抗冲击变形能力与韧性的不同作用和贡献.

2) 不同变形阶段钢纤维对 RPC 耗能能力所起的作用不同. 峰值变形前, 随着钢纤维掺量的增加, RPC 消耗的能量 E_{peak} 显著增加(图 11(a)), 但钢纤维

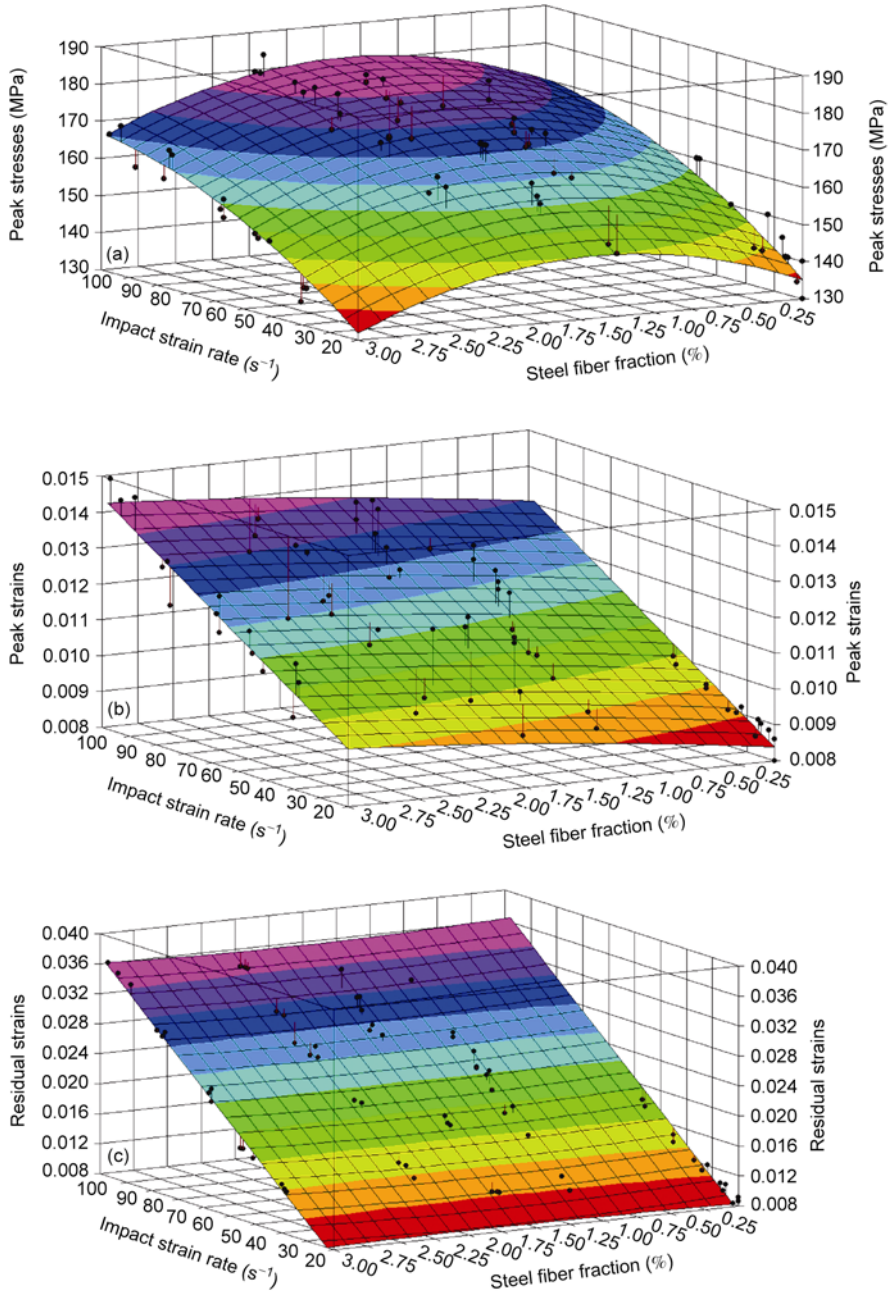

图 10　RPC 的峰值抗压强度、峰值应变和残余应变随钢纤维率和冲击应变率变化的规律, 图中黑点代表各试件的峰值抗压强度、峰值应变和残余应变的试验值, 空间曲面表示各试件物理量试验值的拟合曲面

(a) 峰值强度; (b) 峰值应变; (c) 残余应变

率超过 2%后耗能 E_{peak} 逐步开始下降; 峰值变形后, 随钢纤维含量增大, RPC 消耗的能量 E_{res} 略有增加, 但增幅非常小(图11(b)). 这表明, 钢纤维率不超过2%时, 钢纤维对提高峰值变形前耗能能力的作用大于对提高峰值变形后耗能能力的作用, 钢纤维率超过 2%后其作用微乎其微. 应变率越高, 这种现象越明显.

3) 冲击应变率 $\dot{\varepsilon}$ 对 RPC 总耗能能力以及各阶段耗能能力均有显著影响, 应变率越高, RPC 各阶段的耗能能力越大, 动态冲击时的韧性越好.

为便于比较和应用, 基于本文试验结果, 给出冲

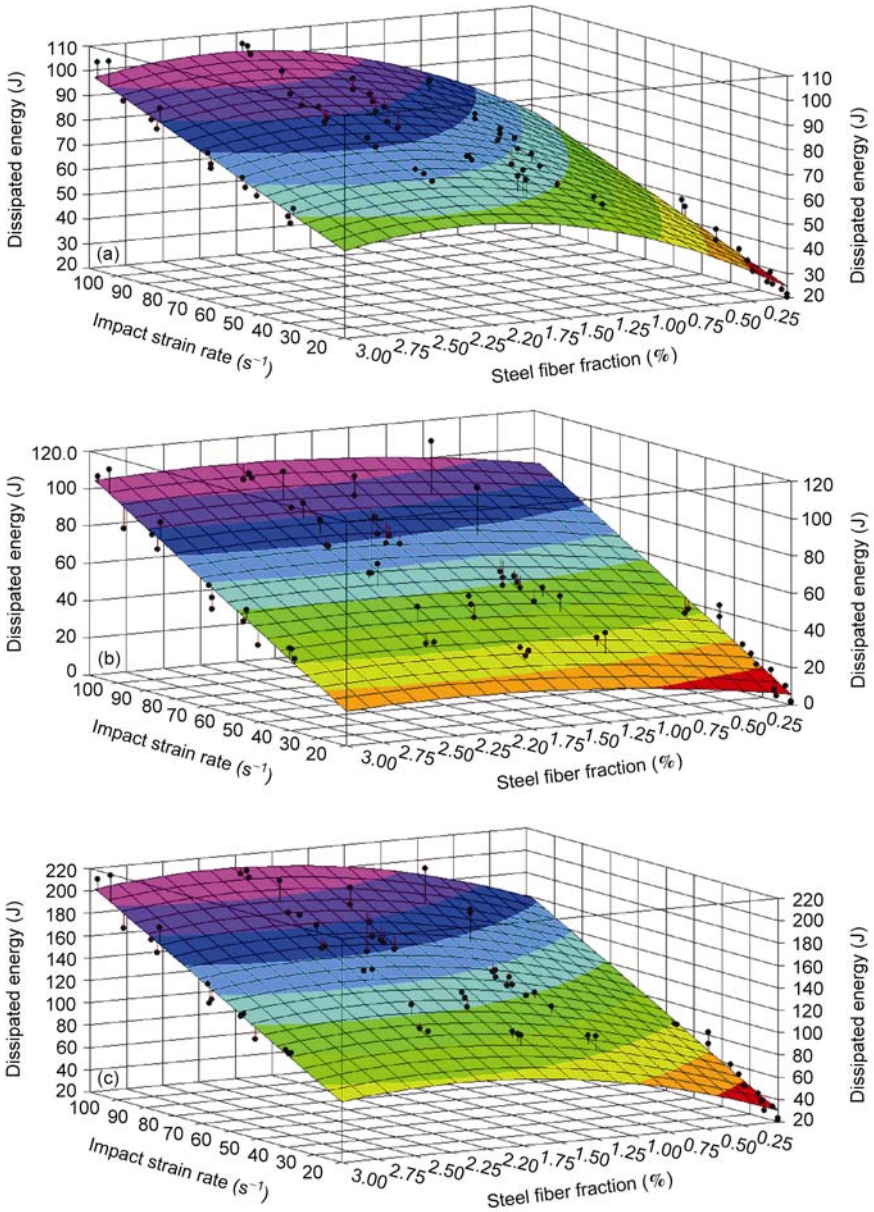

图 11　RPC 各阶段消耗的能量随钢纤维率和冲击应变率变化的规律，
图中黑点代表每个试件的实测能量值，空间曲面表示试件实测能量值的拟合曲面

(a) 冲击开始至峰值变形前所消耗的能量 E_{peak}; (b) 峰值变形至残余变形阶段所消耗的能量 E_{res};
(c) 冲击开始至残余变形阶段消耗的总能量 E_{disp}

击压缩时 RPC 的峰值抗压强度$\sigma_{d,p}$、峰值变形量$\varepsilon_{d,p}$、残余变形量ε_{res}，以及残余变形前总耗能 E_{disp}、峰值变形前耗能 E_{peak} 和峰后变形阶段耗能 E_{res} 随冲击应变率 $\dot{\varepsilon}$ 和钢纤维率ρ_v 变化的经验关系:

$$\sigma_{d,p} = 1.31\times10^2 + 0.38\dot{\varepsilon} + 1.86\times10^3\rho_v - 6.42\times10^4\rho_v^2 \text{ (MPa)}, \quad (1)$$

$$\varepsilon_{d,p} = 7.32 + 5.32\dot{\varepsilon} + 5.80\rho_v - 0.57\rho_v^2, \quad (2)$$

$$\varepsilon_{res} = 6.81 + 3.32\dot{\varepsilon} - 9.02\rho_v + 2.76\rho_v^2, \quad (3)$$

$$E_{disp} = 1.11 + 1.47\dot{\varepsilon} + 4.71\times10^3\rho_v - 1.09\times10^5\rho_v^2 \text{ (J)}, \quad (4)$$

$$E_{peak} = 14.90 + 0.48\dot{\varepsilon} + 3.38\times10^3\rho_v - 7.81\times10^4\rho_v^2 \text{ (J)}, \quad (5)$$

$$E_{\mathrm{res}} = -13.79 + 0.99\dot{\varepsilon} + 1.33\times10^{3}\rho_{\mathrm{v}} - 3.05\times10^{4}\rho_{\mathrm{v}}^{2}\ \mathrm{(J)}, \tag{6}$$

其中, $0 \leqslant \rho_{\mathrm{v}} \leqslant 3.0\%$, $10 \leqslant \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times10^{2}\ \mathrm{s}^{-1}$. 上述经验公式表明, 当钢纤维掺量$\rho_{\mathrm{v}}$ 为给定范围的确定值时, 动态冲击下 RPC 的峰值抗压强度、峰值变形、残余变形、总耗能、峰值变形前的耗能、峰后变形阶段耗能等物理量近似与应变率 $\dot{\varepsilon}$ 成线性关系; 而当应变率为给定范围的确定值时, 上述物理量则与钢纤维掺量ρ_{v}近似为二次非线性关系.

4　应力-应变响应特征与模型

应力-应变关系是评价RPC动态力学性能的主要指标之一, 也是进行结构动力响应分析与数值计算的基础. 合理的应力-应变关系模型依赖于对其响应特征的认知和描述. 对照试件的破坏形态与应力-应变响应发现, RPC 的应力-应变响应特征与冲击应变率和钢纤维掺量密切相关.

① 当冲击应变率较小、试件未发生明显碎裂破坏时($\dot{\varepsilon} \leqslant 40\ \mathrm{s}^{-1}$), RPC 应力-应变曲线上升段凸向应力轴, 下降段外凸向应变轴. 下降段有明显的弹性回缩, 弹性回缩的起始变形(图 8, 图 9 中 A 点)与钢纤维掺量有关. 钢纤维掺量越低, 弹性回缩时的起始变形越小(见图 9(a)). 例如, 素 RPC 的弹性回缩起始变形明显小于钢纤维 RPC 的弹性回缩起始变形. 该特征表明: 冲击应力作用下 RPC 基体首先发生微开裂和粘性流动, 由于冲击应变率较小以及钢纤维的止裂作用, 微裂纹很难有效扩展, RPC 变形主要为冲击应力作用下基体微开裂的逐步增多和粘性流动的加剧. 钢纤维含量越高, 这种作用机制越明显. 当应力波卸载时, 部分不可恢复的微开裂和粘性流动形成残余塑性变形; 而另一部分变形恢复, 形成弹性回缩. 钢纤维掺量越高, 内部微开裂和粘性流动发展得越充分, 弹性回缩发生得越晚.

② 当冲击应变率较大、试件发生显著碎裂破坏时($60 < \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times10^{2}\ \mathrm{s}^{-1}$), RPC 应力-应变曲线上升段仍凸向应力轴, 但下降段内凸向应变轴, 且出现反弯点(图 8, 图 9 中 B 点). 相同应变率下, 钢纤维含量越高, 出现反弯点时的应力值越大. 此时弹性回缩不明显, 主要发生在应力下降到20%~25%峰值应力以下(见图 9(c)和(d), 考虑到弹性回缩发生较晚, 且回缩量较小, 故未在图中标记). 该特征表明: 当应变率较大时, 随应力波幅增加, RPC 基体微开裂增多, 并逐步扩展连通, 形成肉眼可见的碎裂裂纹, RPC 变形主要体现为应力波作用下基体微裂纹的扩展、连通和钢纤维的逐步拔出. 由于钢纤维对微裂纹扩展的抑制作用, 基体微裂纹相互贯通所需要的应力随钢纤维含量增加而增大. 微裂纹的相互连通和钢纤维的逐步拔出导致不可恢复的残余变形增加, RPC 基体刚度逐步下降, 应力-应变曲线下降段出现反弯点, 很小部分变形出现弹性回缩.

③ 当冲击应变率介于①和②之间时($40< \dot{\varepsilon} \leqslant 60\ \mathrm{s}^{-1}$), 试件未出现明显的碎裂裂纹, RPC 应力-应变曲线上升段凸向应力轴,下降段趋近于直线, 既没有像第①种模式出现明显的弹性回缩, 也没有像第②种模式出现明显的反弯变形(见图 8(a)~(c), 图 9(b)), 表明 RPC 内部变形介于①和②两种变形机制之间.

④ 需要指出的是, 上述 3 种应力应变模式主要出现在钢纤维率掺量 $\rho_{\mathrm{v}} \leqslant 2.0\%$时, 当钢纤维掺量超过2%后, 应力-应变曲线下降段表现出变异性(见图8(e), 图 9). 例如, 第③种情况中, 纤维率 2%和 3%的曲线下降段出现了一定程度的反弯变形和弹性回缩(图9(b)), 但反弯变形阶段很短, 曲线很快转为外凸向应变轴, 变形特征类似于第①种模式. 弹性回缩出现较晚, 弹性回缩起始变形大于第①种模式, 接近于第②种模式. 表明下降段曲线虽然偏离直线, 但仍介于①和②两种变形模式之间. 再如, 第②种情况中, 纤维率 2%和 3%曲线的下降段也出现了第①种模式的外凸向应变轴的特征(见图 9(c)和(d)).

应力-应变曲线下降段出现上述变异现象的原因, 作者认为, 可能是由于钢纤维用量较多时, 钢纤维难以发挥对微裂纹的止裂作用, 但对于微裂纹形成后的扩展和相互贯通具有明显的抑制作用. 钢纤维含量较多时容易聚团, 基体会出现应力不均匀和应力集中, 导致RPC基体较早地出现微裂纹, RPC 的峰值抗压强度下降, 应力-应变曲线较早地进入下降段. 随着外部应力的持续作用, 试件变形增大, 由于钢纤维较多, 基体微裂纹的扩展和相互连通受到有效抑制, 同时钢纤维拔出也需要较高的应力和消耗较多的能量, 因而应力-应变曲线下降段的反弯变形较短, 应力水平较高. 此时若应力波卸载, RPC 会出现明显的弹性回缩, 应力-应变曲线转变为外凸向应变轴的

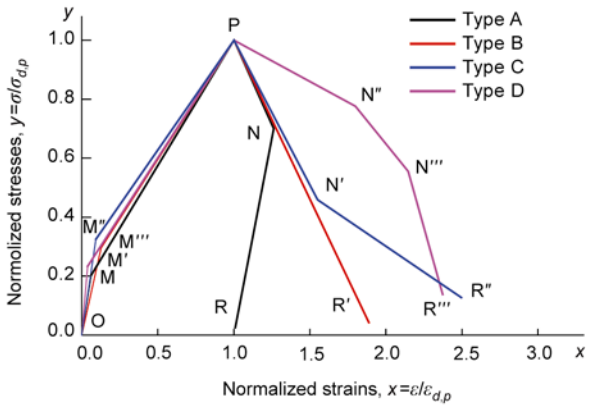

图 12　RPC 应力-应变关系的四类基本模型. A 类: 四折线模型, $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $\dot{\varepsilon} \leqslant 40\ \mathrm{s}^{-1}$; B 类: 三折线模型, $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $40 < \dot{\varepsilon} \leqslant 60\ \mathrm{s}^{-1}$; C 类: 四折线模型, $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $60 < \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times 10^2\ \mathrm{s}^{-1}$; D 类: 五折线模型, $\rho_v > 2.0\%$, $40 \leqslant \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times 10^2\ \mathrm{s}^{-1}$

变形模式. 这种内部变形机制可以解释为什么钢纤维率超过 2%后 RPC 应力-应变曲线下降段出现上述变异现象.

根据应力-应变曲线的上述特征, 以应变率 $\dot{\varepsilon}$ 和钢纤维率 ρ_v 为界, 将 RPC 的动态应力-应变响应近似地划分为 A, B, C, D 四类基本模式, 如图 12 所示, 其中, 折线 OMPNR 代表 A 类响应模式, OM′PR′表示 B 类响应模式, OM″PN′R″代表 C 类响应模式, OM‴PN″N‴R‴表示 D 类响应模式. 横坐标 $\varepsilon/\varepsilon_{d,p}$ 代表冲击应力作用下 RPC 的实际应变 ε 与峰值应变 $\varepsilon_{d,p}$ 之比, 本文称之为广义应变; 纵坐标表示实际应力 σ 与峰值强度 $\sigma_{d,p}$ 之比, 称之为广义应力. 为了消除实验离散性对应力应变结果的影响, 更好地反映 RPC 动态应力-应变关系的本质属性, 采用这种标准化的广义应力和广义应变来构建 RPC 应力-应变响应的基本模型. 考虑到简化应力-应变模型和方便应用的需要, 本文采用分段线性模型来刻画 RPC 应力-应变关系的 4 种基本模式, 模型的标准化方程如下:

(I) A 类模式 OMPNR ($\rho_v \leqslant 2.0\%$, $\dot{\varepsilon} \leqslant 40\ \mathrm{s}^{-1}$), 为四折线线性模型.

上升段为双折线, 原点为 O (0,0), 拐点为 $\mathrm{M}\left(\dfrac{\varepsilon_m}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_m}{\sigma_{d,p}}\right)$, 峰值点为 P (1,1). 线段 OM 和 MP 的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{OM}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = a_1 + k_1^a\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{MP}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = a_2 + k_2^a\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (a_1 = 0;\ k_1^a > k_2^a > 0). \tag{7a}$$

下降段为双折线, 峰值点为 P (1,1), 拐点为 $\mathrm{N}\left(\dfrac{\varepsilon_n}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_n}{\sigma_{d,p}}\right)$, 终点为 $\mathrm{R}\left(\dfrac{\varepsilon_r}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_r}{\sigma_{d,p}}\right)$, 其中残余应力 $\sigma_r \leqslant 0.25\sigma_{d,p}$. 线段 PN 和 NR 的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{PN}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = a_3 + k_3^a\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{NR}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = a_4 + k_4^a\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (k_3^a < 0, k_4^a > 0). \tag{7b}$$

(II) B 类模式 OM′PR′ ($\rho_v \leqslant 2.0\%$, $40 < \dot{\varepsilon} \leqslant 60\ \mathrm{s}^{-1}$), 为三折线线性模型.

上升段为双折线, 原点为 O (0,0), 峰值点为 P (1,1), 拐点为 $\mathrm{M}'\left(\dfrac{\varepsilon_{m'}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{m'}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 线段 OM′和 M′P 的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{OM}': \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = b_1 + k_1^b\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{M'P}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = b_2 + k_2^b\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (b_1 = 0;\ k_1^b > k_2^b > 0). \tag{8a}$$

下降段为单直线, 峰值点为 P (1,1), 终点为 $\mathrm{R}'\left(\dfrac{\varepsilon_{r'}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{r'}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 残余应力 $\sigma_{r'} \leqslant 0.25\sigma_{d,p}$. 线段 PR′的直线方程分别为

$$\mathrm{PR}': \frac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = b_3 + k_3^b\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \quad (k_3^b < 0). \tag{8b}$$

(III) C 类模式 OM″PN′R″ ($\rho_v \leqslant 2.0\%$, $60 < \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times 10^2\ \mathrm{s}^{-1}$), 为四折线线性模型.

上升段为双折线, 原点为 O (0,0), 拐点为 $\mathrm{M}''\left(\dfrac{\varepsilon_{m''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{m''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 峰值点为 P (1,1), 线段 OM″和 M″P 的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{OM''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = c_1 + k_1^c\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{M''P}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = c_2 + k_2^c\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (c_1 = 0;\quad k_1^c > k_2^c > 0). \tag{9a}$$

下降段为双折线, 峰值点为 P (1,1), 反弯点为 $\mathrm{N'}\left(\dfrac{\varepsilon_{n'}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{n'}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 终点为 $\mathrm{R''}\left(\dfrac{\varepsilon_{m''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{m''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 残余应力 $\sigma_{r''} \leqslant 0.25\sigma_{d,p}$. 线段 PN′和 N′R″的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{PN'}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = c_3 + k_3^c\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{N'R''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = c_4 + k_4^c\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (k_3^c < k_4^c < 0). \tag{9b}$$

(IV) D 类模式 OM‴PN″N‴R‴ ($\rho_v > 2.0\%$, $40 \leqslant \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times10^2\,\mathrm{s}^{-1}$), 为五折线线性模型.

上升段为双折线, 原点为 O (0,0), 拐点为 $\mathrm{M'''}\left(\dfrac{\varepsilon_{m'''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{m'''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 峰值点为 P (1,1), 线段 OM‴和 M‴P 的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{OM'''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = d_1 + k_1^d\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{M'''P}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = d_2 + k_2^d\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (d_1 = 0;\ k_1^d > k_2^d > 0). \tag{10a}$$

下降段为三折线, 峰值点为 P (1,1), 第一拐点为 $\mathrm{N''}\left(\dfrac{\varepsilon_{n''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{n''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 第二拐点为 $\mathrm{N'''}\left(\dfrac{\varepsilon_{n'''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{n'''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 终点为 $R'''\left(\dfrac{\varepsilon_{r'''}}{\varepsilon_{d,p}}, \dfrac{\sigma_{r'''}}{\sigma_{d,p}}\right)$, 残余应力 $\sigma_{r'''} \leqslant 0.25\sigma_{d,p}$. 线段 PN″, N″N‴和 N‴ R‴的直线方程分别为

$$\begin{cases} \mathrm{PN''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = d_3 + k_3^d\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{N''N'''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = d_4 + k_4^d\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \\ \mathrm{N'''R'''}: \dfrac{\sigma}{\sigma_{d,p}} = d_5 + k_5^d\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_{d,p}}\right), \end{cases} \quad (0 > k_3^d > k_4^d > k_5^d). \tag{10b}$$

回归分析显示四类基本模型中各阶段线性方程与实测数据的相关性均在 90%以上.

需要指出的是, 每类模型都有待定的参数, 其中: A 和 C 类模型各有 7 个待定参数, B 类模型 5 个待定参数, D 类模型 9 个待定参数. 在实验条件和材料组成不变的前提下, 每类模型的参数与 RPC 的钢纤维掺量ρ_v和冲击应变率 $\dot{\varepsilon}$ 有关. 由于 A, B, C, D 均分段线性模型, 且上升段和下降段的凸凹方向已知, 即已知直线斜率的正负号, 因此上述参数不难根据各类模型的冲击实验数据确定. 限于篇幅, 作者另文介绍各类参数的确定方法.

5　结语

针对本文制备的活性粉末混凝土和冲击压缩实验条件, 得到 RPC 的动态力学性能如下:

(i) 应力波作用下素 RPC 的碎裂现象突出, 冲击应变率越高, RPC 消耗的能量越多, 碎裂程度越严重. 素 RPC 的波动应力响应高于应变响应, 脆性特征显著. 掺入适量钢纤维后, RPC 碎裂时的应变率和变形能力较素 RPC 有明显提高. RPC 试件的透射波和反射波特征随钢纤维率ρ_v和应变率 $\dot{\varepsilon}$ 的变化而变化. 当钢纤维率 $\rho_v \leqslant 2.0\%$时, 随应变率增加, 透射波幅和反射波幅均逐步增加, 其中反射波幅增加显著, 且存在多峰现象; 当钢纤维率超过 2%后, 透射波趋于平稳并逐步缓慢下降, 反射波幅则随着纤维率和应变率的增加而增大.

(ii) 应变率显著地影响 RPC 的抗冲击强度与变形能力. 相同钢纤维掺量下, 应变率增加时, RPC 的峰值抗压强度、峰值应变以及残余应变均有不同程度的提高, 其中残余应变提高的幅度最大. 相同应变率条件下, 提高钢纤维掺量对于改善 RPC 冲击碎裂后的残余变形能力作用不大. 冲击应变率对残余变形的影响较大.

(iii) 钢纤维掺量对 RPC 峰值抗压强度和峰值变形能力具有不同的影响. 相同应变率条件下, 钢纤维率不超过 1.75%时, RPC 的峰值抗压强度随纤维率增加而增加; 钢纤维率超过 1.75%后, 峰值抗压强度开始逐步下降. 钢纤维率 1.75%左右时, RPC 动态峰值抗压强度达到最大. 但与峰值抗压强度变化规律不同的是, 相同应变率下, 峰值应变随钢纤维掺量增加而持续增大.

(iv) 相同应变率下, RPC 从冲击开始至残余变形时总耗能能力 E_{disp} 随着钢纤维掺量增加而逐步提高,

但当钢纤维率超过 2%后总耗能能力 E_{disp} 则开始逐步下降. 不同变形阶段钢纤维对 RPC 耗能能力所起的作用不同. 峰值变形前, 随着钢纤维掺量的增加, RPC 消耗的能量 E_{peak} 显著增加, 但钢纤维率超过 2%后耗能 E_{peak} 逐步开始下降; 峰值变形后, 随钢纤维含量增大, RPC 消耗的能量 E_{res} 略有增加, 但增幅非常小. 表明钢纤维率不超过 2%时, 钢纤维对提高峰值变形前耗能能力的作用大于对提高峰值变形后耗能能力的作用. 应变率越高, 这种现象越明显. 冲击应变率对 RPC 总耗能能力以及各阶段耗能能力均有显著影响, 应变率越高, RPC 各阶段的耗能能力越大, 动态冲击时的韧性越好.

(v) 给出了 RPC 的峰值抗压强度、峰值变形、残余变形, 以及残余变形前总耗能 E_{disp}、峰值变形前耗能 E_{peak} 和峰后变形阶段耗能 E_{res} 随冲击应变率和钢纤维率变化的经验模型. 结果显示, 钢纤维掺量为给定范围的确定值时, 上述各物理量与应变率近似为线性关系; 而当应变率为给定范围的确定值时, 上述物理量与钢纤维掺量近似为二次非线性关系.

(vi) RPC 动态应力-应变的响应模式与应变率和钢纤维掺量密切相关, 采用无量纲应力和应变作为广义应力与广义应变, 以应变率 $\dot{\varepsilon}$ 和钢纤维率 ρ_v 为界, 可以将 RPC 动态应力-应变响应模式简化为四类分段线性模型. 其中: A 类为四折线线性模型, 适用于 $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $\dot{\varepsilon} \leqslant 40\ s^{-1}$; B 类为三折线线性模型, 适用于 $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $40 < \dot{\varepsilon} \leqslant 60\ s^{-1}$; C 类为四折线线性模型, 适用于 $\rho_v \leqslant 2.0\%$, $60 < \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times10^2\ s^{-1}$; D 类为五折线线性模型, 适用于 $\rho_v > 2.0\%$, $40 \leqslant \dot{\varepsilon} \leqslant 1.1\times10^2\ s^{-1}$. 各类分段线性模型中的参数与钢纤维掺量和应变率有关, 可以通过实验测得.

正如文中指出的那样, 上述结论是在本文试验条件与测试方法下获得的, 对于不同组分和材性的 RPC 以及应变率超出 10×10^0~$1.1\times10^2\ s^{-1}$ 范围时, 这些结论是否仍然适用有待进一步的试验验证.

参考文献

1 Yazici H, Yardimci M Y, Aydin S, et al. Mechanical properties of reactive powder concrete containing mineral admixtures under different curing regimes. Construc Building Mater, 2009, 23: 1223—1231

2 Liu C T, Huang J S. Fire performance of highly flowable reactive powder concrete. Construc Building Mater, 2009, 23: 2072—2079

3 鞠杨, 刘红彬, 陈健, 等. 超高强度活性粉末混凝土的韧性与表征方法. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2009, 39: 793—808

4 Zhang Y S, Sun W, Liu S F, et al. Preparation of C200 green reactive powder concrete and its static-dynamic behaviors. Cem Concrete Comp, 2008, 30: 831—838

5 Lee M G, Wang Y C, Chiu C T. A preliminary study of reactive powder concrete as a new repair material. Construc Building Mater, 2007, 21: 182—189

6 Shaheen E, Shrive N G. Cyclic loading and fracture mechanics of Ductal concrete. Int J Fracture, 2007, 148: 251—260

7 鞠杨, 贾玉丹, 刘红彬, 等. 活性粉末混凝土钢纤维增强增韧的细观机理. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2007, 37: 1403—1416

8 Shaheen E, Shrive N G. Optimization of mechanical properties and durability of reactive powder concrete. ACI Mater J, 2006, 103: 444—451

9 Washer G, Fuchs P, Graybeal B A, et al. Ultrasonic testing of reactive powder concrete. IEEE Trans Ultras Ferroelec Freq Control, 2004, 51: 193—201

10 Bayard O, Plé O. Fracture mechanics of reactive powder concrete: Material modelling and experimental investigations. Engng Fract Mech, 2003, 70: 839—851

11 Blais P Y, Couture M. Precast, prestressed pedestrian bridge-world's first reactive powder concrete structure. PCI J, 1999, 44: 60—71

12 Bonneau O, Lachemi M, Dallaire E, et al. Mechanical properties and durability of two industrial reactive powder concretes. ACI Mater J, 1997, 94: 286—290

13 Dugat J, Roux N, Bernier G. Mechanical properties of reactive powder concretes. Mater Struct, 1996, 29: 233—240

14 Roux N, Anreade C, Sanjuan M A. Experimental study of durability of reactive powder concretes. J Mater Civil Engng, 1996, 8: 1—6

15 Dowd W, Dauriac C E. Reactive powder concrete. Construc Specifier, 1996, 49: 47—52

16 Richard P, Cheyrezy M. Composition of reactive powder concretes. Cem Concrete Res, 1995, 25: 1501—1511

17 Richard P, Cheyrezy M. Reactive powder concrete with high ductility and 200-800 MPa compressive strength. ACI SP144, 1994. 507—518

18 Tai Y S. Uniaxial compression tests at various loading rates for reactive powder concrete. Theore Appl Fract Mech, 2009, 52: 14—21

19 Tai Y S. Flat ended projectile penetrating ultra-high strength concrete plate target. Theore Appl Fract Mech, 2009, 51: 117—128
20 Tian Z M, Wu P A, Jia J W. Dynamic response of RPC-filled steel tubular columns with high load carrying capacity under axial impact loading. Trans Tianjin Univer, 2008, 14: 441—449
21 Wang Y H, Wang Z D, Liang X Y, et al. Experimental and numerical studies on dynamic compressive behavior of reactive powder concretes. Acta Mech Solida Sinica, 2008, 21: 420—430
22 赖建中, 孙伟, 戎志丹. 活性粉末混凝土在多次冲击荷载下的力学行为. 爆炸与冲击, 2008, 28: 532—538
23 王勇华, 梁小燕, 王正道, 等. 活性粉末混凝土冲击压缩性能实验研究. 工程力学, 2008, 25: 167—172
24 Bagheri A R, Zanghane H. Energy absorption of reactive powder concrete (RPC) in static and impact loadings. Proc Annual Conf Canadian Soc Civil Engng: Where the Road Ends, Ingenuity Begins, 2007, 1: 503—510
25 葛涛, 潘越峰, 谭可可, 等. 活性粉末混凝土抗冲击性能研究. 岩石力学与工程学报, 2007, 26: 3553—3557
26 Fujikake K, Senga T, Ueda N, et al. Study on impact response of reactive powder concrete beam and its analytical model. J Advan Concr Tech, 2006, 4: 99—108
27 Fujikake K, Senga T, Ueda N, et al. Effects of strain rate on tensile behavior of reactive powder concrete. J Advan Concr Tech, 2006, 4: 79—84
28 Kuznetsov V, Rebentrost M, Waschl J. Strength and toughness of steel fiber reinforced reactive powder concrete under blast loading. Trans Tianjin Univ, 2006, 12: 70—74
29 王德荣, 葛涛, 周泽平, 等. 钢纤维超高强活性混凝土(RPC)抗侵彻计算方法研究. 爆炸与冲击, 2006, 4: 46—52
30 Toutlemonde F, Sercombe J. FRC containers design to ensure impact performance. Proc the 1999 Struct Congress Struct Engng in the 21st Century, ASCE Structures Congress-Proceedings, 1999. 183—186
31 闫光杰, 阎贵平, 安明喆, 等. 200 MPa 级活性粉末混凝土试验研究. 铁道学报, 2004, 26: 116—119
32 吴炎海, 何雁斌, 杨幼华. 活性粉末混凝土(RPC200)的力学性能. 福州大学学报(自然科学版), 2003, 31: 598—602
33 刘红彬. 活性粉末混凝土的制配技术及基本力学性能试验研究. 硕士学位论文. 北京: 中国矿业大学, 2006
34 Lindholm U S. Some experiments with split Hopkinson pressure bar. J Mech Phys Solids, 1964, 12: 317—335
35 Davies E D H, Hunter S C. Dynamic compression testing of solids by method of split Hopkinson pressure bar. J Mech Phys Solids, 1963, 11: 155—179
36 盛国华. 活性粉末混凝土(RPC)冲击性能的试验研究. 硕士学位论文. 北京: 中国矿业大学, 2009
37 Frew D J, Forrestal M J, Chen W. Pulse shaping techniques for testing elastic-plastic materials with a split Hopkinson pressure bar. Exper Mech, 2005, 45: 186—195
38 Frew D J, Forrestal M J, Chen W. Pulse shaping techniques for testing brittle materials with a split Hopkinson pres- sure bar. Exper Mech, 2002, 42: 93—106
39 Lambert D E, Ross C A. Strain rate effects on dynamic fracture and strength. Int J Impact Engng, 2000, 24: 985—998
40 Zhao H. A study on testing techniques for concrete-like materials under compressive impact loading. Cem Concrete Comp, 1998, 20: 293—299
41 Franz C E, Follansbee P S, Wright W J. New experimental techniques with the split Hopkinson pressure bar. Proc the 8th Int Conf High Energy Rate Fabrication, Pressure Vessel and Piping Division, San Antonio, TX, 1984