

钢纤维对莫来石质浇注料抗热震性的影响

冯海霞¹, 焦云杰², 曹喜营¹, 柳 军¹, 韩艺辉¹

(1. 中钢集团洛阳耐火材料研究院有限公司, 先进耐火材料国家重点实验室, 河南 洛阳 471039; 2. 中国建筑材料科学研究总院有限公司, 北京 100024)

摘 要: 采用楔入劈裂法和抗热应力损伤因子评价了不同钢纤维加入量时[0~2.5% (质量分数)]莫来石质浇注料的抗热震性能, 并进一步通过 1 100 °C 急热-空气急冷试验法以及 3 种不同抗热震表征方法(抗折强度保持率、弹性模量保持率和超声波波速保持率)综合分析了浇注料抗热震性的变化趋势。结果表明: 当钢纤维加入量在 1.0%~2.0%, 断裂韧性和抗裂纹扩展能力(R''')随其加入量增加而增加, 进而提高了浇注料的抗热震性能。当超过 2.0%后, 裂纹的快速生成和扩展会导致 R''' 和抗热震性的降低。

关键词: 抗热震性; 钢纤维; 楔入劈裂法; 莫来石质浇注料

中图分类号: TQ175 文献标志码: A 文章编号: 0454-5648(2023)06-1565-07

网络出版时间: 2023-05-18



Effect of Steel Fiber on Thermal Shock Resistance of Mullite Castable

FENG Haixia¹, JIAO Yunjie², CAO Xiyang¹, LIU Jun¹, HAN Yihui¹

(1. Sinosteel Luoyang Institute of Refractory Research Co., Ltd., State Key Laboratory of Advanced Refractory Materials, Luoyang 471039, Henan, China; 2. China Building Materials Academy Co., Ltd., Beijing 100024, China)

Abstract: The thermal shock resistance of mullite castable with different steel fiber contents (*i.e.*, 0~2.5% (mass fraction)) was evaluated by a wedge splitting method and a thermal stress factor. The thermal shock resistance of the castable was also analyzed by three different thermal shock resistance characterization methods (*i.e.*, the residual ratio of modulus of rupture, modulus of elasticity and ultrasonic wave velocity in air at 1 100 °C). The results show that the fracture energy (R''') and fracture toughness increase with the increase of steel fiber content from 1.0% to 2.0%, thus improving the thermal shock resistance of castable. The rapid generation and propagation of cracks can lead to a decrease of R''' and thermal shock resistance when the addition of steel fiber exceeds 2.0%.

Keywords: thermal shock resistance; steel fiber; wedge splitting test; mullite castable

耐火浇注料是一种多相非均质体, 其在热冲击下的损毁形式较为复杂, 内部裂纹在扩展过程中会在气孔、物相相界、晶界等位置发生偏转产生能量损耗而受阻。根据 Hasselman^[1]提出的断裂力学理论, 以弹性应变能和断裂能间的平衡条件作为判断材料热震破坏依据, 推断出适用于耐火材料领域的抗热震参数 R''' [式(1)]和 R'''' [式(2)]。

$$R''' = \frac{E}{\sigma_f^2 (1-\nu)} \quad (1)$$

$$R''' = \frac{E\gamma}{\sigma_f^2 (1-\nu)} \quad (2)$$

式中: σ_f 为材料的断裂强度; ν 为 Poisson's 比; E 为弹性模量; γ 为断裂能。

在耐火浇注料抗热震性测试的相关标准中, 通过分析受热端面破损率、出现可见裂纹的热震次数、承受恒定载荷而不发生破坏的热震次数、抗折强度保持率、耐压强度保持率、弹性模量保持率等指标评价材料的抗热震性^[2]。然而, 单一评价方法往往

收稿日期: 2022-09-29。 修订日期: 2022-10-16。

基金项目: 国家重点研发计划(2021YFB3701400)。

第一作者: 冯海霞(1980—), 女, 硕士, 正高级工程师。

Received date: 2022-09-29. Revised date: 2022-10-16.

First author: FENG Haixia (1980—), female, Master, Senior Engineer.

E-mail: fenghx2010@126.com

存在一定的使用局限性或受操作人员影响存在较大波动。除上述方法外,在热震过程中,亦可采用弹性模量、抗折强度和超声波波速的衰减来表征材料内部缺陷的变化特点。弹性模量的衰减主要是因为材料内部微裂纹的形成,材料内部微裂纹数量的增加会导致弹性模量值的减小^[3-4]。抗折强度的减小与材料内部最大缺陷的尺寸相关,如果材料内部最大裂纹尺寸在热震过程中有所发展,其抗折强度将出现明显下降^[4]。耐火材料超声波无损检测技术能够对材料内部裂纹、气孔等缺陷进行相关分析。超声波波速的减小说明材料内部连贯性下降,如更多的裂纹、气孔等缺陷的生成。耐火浇注料在热震过程中内部会生成大量的缺陷,利用单一评价方法评价材料的抗热震性无法得到准确的结果。

楔入劈拉试验法在混凝土行业中应用较为广泛。由于耐火浇注料与混凝土在成型工艺和组织结构上均十分相似,亦可通过楔入劈裂法进行耐火浇注料断裂能的测试,此方法的优势是保障了材料断裂过程中裂纹的稳定扩展。耐火浇注料中的微观结构、结合剂的水化过程、骨料粒度等都会对材料断裂能产生一定影响^[5-8],结合数字图像跟踪、有限元模拟分析以及扫描电子显微镜结构分析等技术手段可综合阐述材料中的裂纹扩展过程^[9-10]。楔入劈裂法测试耐火浇注料断裂能还可以评价分析材料的抗热震性能。通过对样品进行循环加载,采用楔入劈裂法、超声波测试、声发射等手段来测试分析材料

热震损伤中的断裂力学^[11-12],均有助于增加对耐火材料在临界条件下渐进损伤行为的深入理解。

鉴于此,本研究拟以水合氧化铝(ρ - Al_2O_3)结合莫来石质浇注料为研究对象,通过在浇注料内引入第二相钢纤维,利用不同材料热膨胀系数的差异性在内部形成微裂纹以达到改善抗热震性能的目的。通过采用楔入劈裂法表征参数(表观拉伸强度、断裂能和断裂韧性)和第四、第五抗热应力损伤因子对浇注料的热震损伤问题进行探讨;对比了3种不同抗热震性评价参数(弹性模量保持率、抗折强度保持率和超声波波速保持率)的数据差异,并结合电子显微镜分析综合说明浇注料的抗热震性变化趋势。

1 实验

1.1 样品制备

主要原料有:电熔莫来石(3~5 mm、1~3 mm、0.074~1.000 mm、 $d_{90} \leq 0.044$ mm),活性 α - Al_2O_3 微粉($d_{50}=1.198$ μm),活性 SiO_2 微粉(无定形态, $d_{50}=0.268$ μm),水合氧化铝(ρ - Al_2O_3 , $d_{90} \leq 0.074$ mm)以及外加446#钢纤维(规格0.2 mm×1.0 mm×25.0 mm)。其化学组成见表1。骨料和基质以质量比65:35进行制备,添加不同钢纤维加入量的样品配比方案详见表2。

制备工艺:将所需实验原料按照试验配方称量,在水泥砂浆搅拌机中预混2 min,加水(控制振动流动值在180~200 mm之间)湿混3 min,振动浇注成型

表1 主要原料的化学组成

Table 1 Chemical composition of main raw materials

w/%

Raw material	Al_2O_3	SiO_2	Fe_2O_3	CaO	MgO	Na_2O	K_2O
Fused mullite	75.30	24.08	0.050	0.15	0.15	0.28	0.28
α - Al_2O_3 micro-powder	99.51	0.07	0.030	0.03	0.02	0.04	
SiO_2 micro-powder		96.82	0.023			0.21	0.50
Hydrated alumina	90.32	0.02	0.020			0.40	

w—Mass fraction.

表2 不同添加量钢纤维样品的配比方案

Table 2 Proportioning scheme of samples with different steel fiber addition

Raw materials	Grain size	w/%					
		SF0	SF0.5	SF1.0	SF1.5	SF2.0	SF2.5
Fused mullite	5~3 mm	25	25	25	25	25	25
Fused mullite	3~1 mm	20	20	20	20	20	20
Fused mullite	1.000~0.074 mm	20	20	20	20	20	20
Fused mullite	$d_{90} \leq 0.044$ mm	15	15	15	15	15	15
α - Al_2O_3 micro-powder		10	10	10	10	10	10
SiO_2 micro-powder		5	5	5	5	5	5
Hydrated alumina	$d_{90} \leq 0.074$ mm	5	5	5	5	5	5
Total amount		100	100	100	100	100	100
446 steel fiber (+)		+0	+0.5	+1.0	+1.5	+2.0	+2.5

Plus sign (+) here represents the additional amount added.

为 40 mm×40 mm×160 mm 若干长条样和 100 mm×100 mm×75 mm 带有预制裂缝的断裂能样品, 自然养护 24 h 后脱模, 于 110 ℃ 烘箱中干燥 24 h, 最后

将样品放入高温炉(1 200 ℃ 保温 3 h)烧成。

楔入劈裂法测试断裂能样品需带有预制裂缝, 其测样品尺寸见图 1。

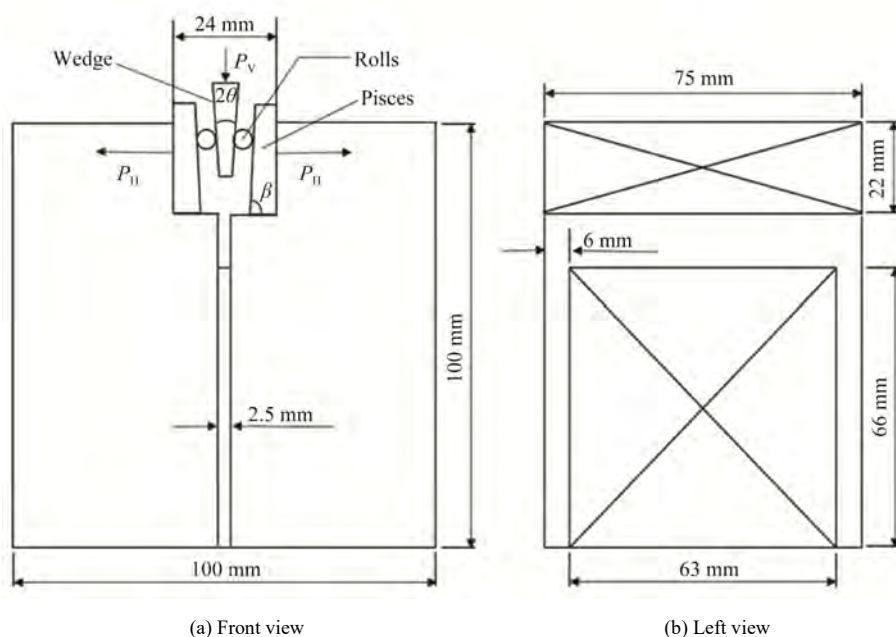


图 1 楔入劈裂法测试用样品尺寸示意图^[9]

Fig. 1 Sample dimensions for wedge splitting test^[9]

1.2 样品表征

依据 GB/T 4513.6—2017《不定形耐火材料第 6 部分: 物理性能的测定》进行浇注料线变化率、体积密度、显气孔率和常温抗折强度的测试。依据 GB/T 30758—2014《耐火材料动态杨氏模量试验方法(脉冲激振法)》测定热处理后的浇注料样品的常温弹性模量。依据 GB/T 30873—2014《耐火材料抗热震性试验方法》对浇注料进行 1 100 ℃ 热处理—空气急冷下的抗热震性测试试验: 将样品在 1 100 ℃ 条件下保温 30 min 后取出, 风冷至室温, 循环 3 次, 测定样品的弹性模量、抗折强度和超声波波速, 并分别计算其弹性模量保持率、抗折强度保持率和超声波波速保持率。

1.3 断裂能测试

图 1 为楔入劈裂法测试的加载过程。楔入角为 $2\theta=15^\circ$, 压块导角为 $\beta=7.5^\circ$ 。断裂能测量仪器为顶杆式位移传感器(测量范围为 0~5 mm), S 型压力传感器(测量范围为 0~5 kN)。采用加载速率为 $0.3 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的恒位移加荷。通过式(3)和式(4)可对楔入劈裂法实验所得载荷—位移曲线进行积分可获得材料断裂过程中的单位面积断裂能(断裂能 G_F)^[13-16]。

$$P_H = \frac{P_V}{2 \tan \theta} \quad (3)$$

$$G_F = \frac{1}{A} \cdot \int_0^{\delta_{\max}} P_H \cdot d\delta_H \quad (4)$$

式中: P_V 为样品断裂的垂直载荷; A 为断裂面的投影面积; δ_H 为样品断裂的水平位移; $\delta_{\max}$ 为载荷下降至最大载荷 10% ($0.1F_{H,\max}$) 时所对应的位移。

根据文献[17], 通过所测得载荷—位移曲线, 借助线弹性理论可以计算表观拉伸强度 σ_{NT} , 如式(5)所示。

$$\sigma_{NT} = \frac{F_{H,\max}}{b \cdot h} \left(1 + \frac{6y}{h} \right) \quad (5)$$

式中: $F_{H,\max}$ 为楔入劈裂法测试中最大载荷、 b 、 h 分别为断裂面的宽度(63 mm)和高度(68 mm)、 y 为水平方向与断裂面中心间的垂直距离(66 mm)。式(4)和式(5)中的 G_F 和 σ_{NT} 对应前面式(1)和式(2)中的 γ (断裂能)和 σ_f (断裂强度)。

本工作利用断裂能和表观拉伸强度的比值 (G_F/σ_{NT}) 可对材料的断裂韧性进行评价。

2 结果与讨论

2.1 常规物理性能

图 2 为 1 200 ℃ 热处理后不同钢纤维加入量对

莫来石质浇注料常规物理性能的影响。由图 2 可见, 随着钢纤维加入量的增加, 浇注料线收缩率逐渐变小(见图 2a)。这是因为钢纤维的热膨胀系数较大 [$\alpha(\text{steel})$ 约为 $(12\sim14)\times10^{-6}/^{\circ}\text{C}$], 远高于莫来石浇注料基体 [$\alpha(\text{mullite})$ 约为 $(4\sim6)\times10^{-6}/^{\circ}\text{C}$], 造成添加钢

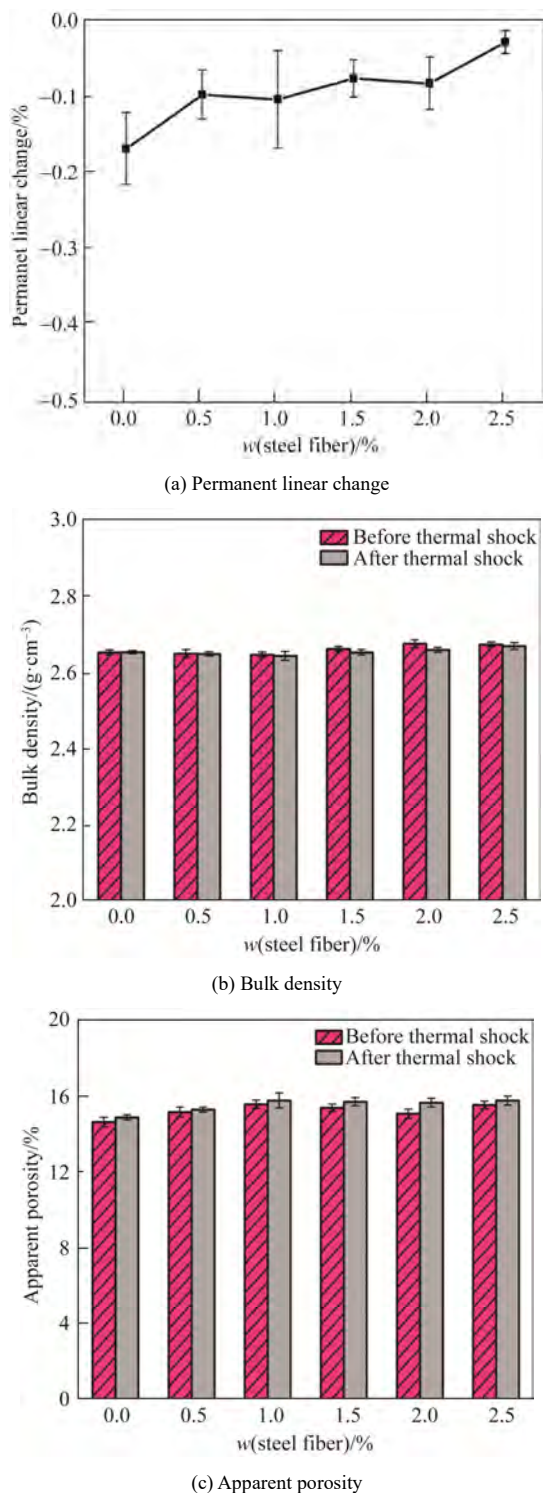


图2 不同钢纤维加入量对莫来石浇注料常规物理性能的影响
Fig. 2 Effect of different amounts of steel fibers on conventional performance of mullite castables

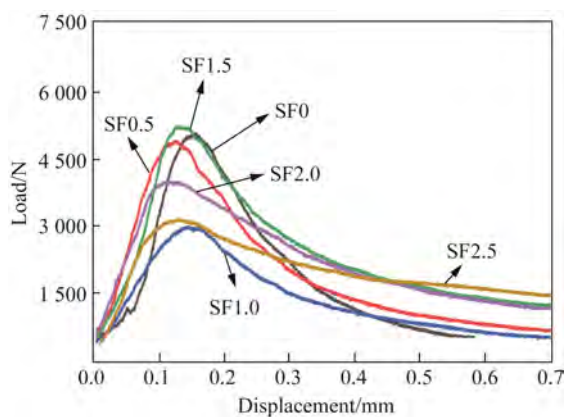
纤维后的线变化率趋向于膨胀。同时, 随着钢纤维加入量的增加, 成型时所需加水量增加, 虽然钢纤维密度大于莫来石基体材料, 但因钢纤维加入量不大(最大量为 2.5%), 导致浇注料的体积密度随钢纤维添加变化较小, 即体积密度在 $2.65\sim2.68\text{ g}/\text{cm}^3$, 显气孔率在 $14.6\%\sim15.5\%$ 波动变化。热震后因材料内部裂纹的出现, 结构变得疏松, 表现为浇注料的体积密度下降(见图 2b), 显气孔率增加(见图 2c)。

2.2 断裂能

图 3 为莫来石质浇注料楔入劈裂法的测试结果。表 3 为楔入劈裂法得到的载荷-位移曲线对应不同钢纤维加入量时浇注料所能承受的最大载荷值。由图 3a 可见, 随着钢纤维加入量的增加(0~2.5%), 最大载荷值($F_{H,\max}$)先降低后增加。由图 3b 可见: 当钢纤维加入量为 1.0% 时, 对应的断裂能和表观拉伸强度(见图 3b)均最小, 之后逐渐变大; 当加入量超过 1.5% 时, 断裂能增加趋势变缓。由图 3c 可见, 断裂韧性随钢纤维加入量的增加(0~2.5%)持续增大, 当钢纤维超过 1.5% 后, 其增韧效果愈发明显。这表明, 当引入少量钢纤维时(不大于 1.0%), 钢纤维因自身热膨胀系数大于莫来石基体材料, 会阻碍浇注料的高温烧结, 导致材料结合强度(即最大载荷值 $F_{H,\max}$)下降和断裂能降低, 当钢纤维加入量为 1.0% 时, 材料结合强度(即最大载荷值 $F_{H,\max}$)和断裂能达到最低(见表 3 和图 3b)。之后, 随着钢纤维加入量的持续增加(大于 1.0%), 钢纤维对裂纹的钉扎、拔出效应会使裂纹偏转、弯曲等而消耗额外的能量^[18], 从而提高了材料的断裂韧性和抗热震性能, 表现为(材料结合强度)最大载荷值 $F_{H,\max}$ 和断裂能的增加(见表 3 和图 3b)。但钢纤维加入量超过 1.5% 后, 裂纹的生成和过度扩展会造成(材料结合强度)最大载荷值的再次下降(见表 3); 此时, 在钢纤维第二相增韧效应和裂纹过度发展造成强度下降的协同作用下, 断裂能增长趋势变缓, 表观拉伸强度下降(见图 3b); 断裂韧性则因钢纤维的第二相增韧效应随其加入量的增加而持续增强(见图 3c)。断裂韧性与断裂能并非保持同步增长, 仅当钢纤维加入量超过一定量后(大于 1.0%), 断裂韧性与断裂能才会保持同步变化。

2.3 抗热应力损毁因子

图 4 为钢纤维对莫来石质浇注料第四抗热应力损伤因子(R'')和第五抗热应力损伤因子(R''')的影响。由图 4 可以看出, 随着钢纤维加入量增加, 浇注料的 R'' 总体呈下降趋势, R''' 则呈现出先下降后



(a) Load-displacement curves

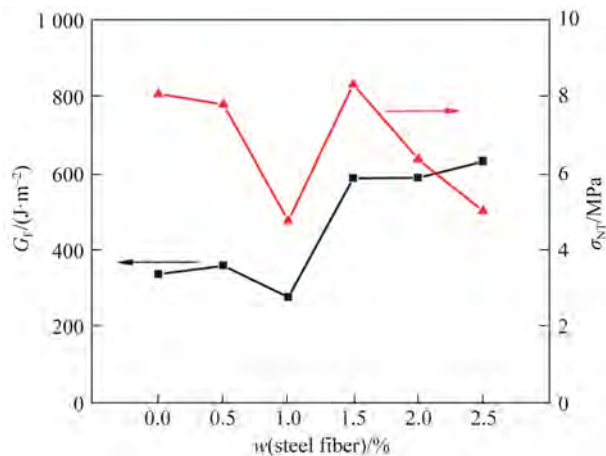
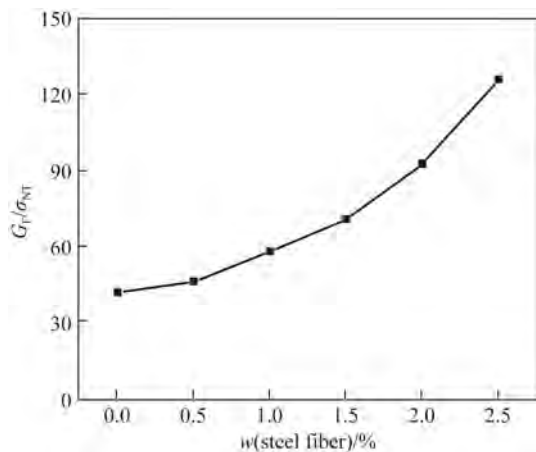
(b) Fracture energy (G_F) and nominal notch tensile (σ_{NT})(c) Fracture toughness (G_F/σ_{NT})

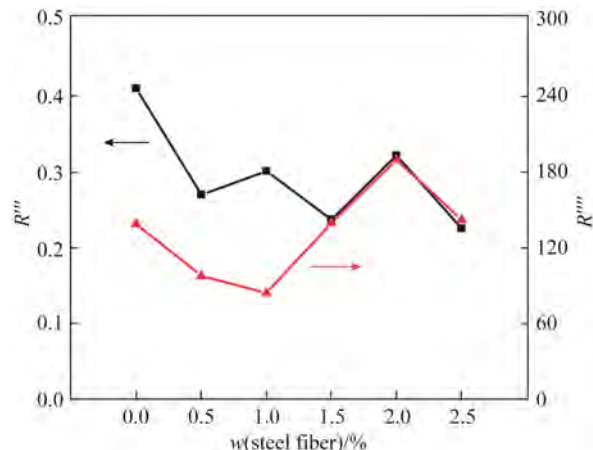
图 3 莫来石质浇注料楔入劈裂法测试结果

Fig. 3 Results of mullite castables by wedge splitting test

表 3 浇注料楔入劈裂法所得到的最大载荷值

Table 3 Maximum load of mullite castables by wedge splitting method

w(steel fiber)/%	0	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5
Maximum load/N	5 075.48	4 902.68	2 991.97	5 233.48	4 004.10	3 154.90

图 4 钢纤维对莫来石质浇注抗热应力损伤因子(R''' 和 R'''')的影响Fig. 4 Effect of steel fiber on thermal shock damage resistance parameters (R''' and R'''') of mullite castables

上升的变化特点,表明钢纤维的加入提高了热震过程中浇注料内部新裂纹生成的能力,原因为钢纤维与莫来石基体的热膨胀系数不同,温度变化时形成了大量的微裂纹,致使浇注料抵抗弹性应变的能力(R''')降低。少量钢纤维的加入(不大于 1.0%)可促进浇注料初始裂纹的萌生和扩展,抗裂纹扩展能力(R'''')下降;随着钢纤维加入量的继续增大(大于 1.0%),微裂纹增韧导致浇注料的断裂韧性显著提高,抵抗裂纹扩展的能力(R'''')大幅增加(由 1.0%的 82 增至 2.0%的 187);但当钢纤维加入量过多时(大于 2.0%),裂纹的生成和扩展过程会由于过度发展造成材料的结合强度下降,导致 R'''' 再度下降(由 2.0%的 187 降至 2.5%的 140)。

2.4 抗热震性

图 5 为莫来石质浇注料热震前后的性能变化。由图 5a 可见,热震后浇注料的抗折强度保持率呈现先增加后降低的变化规律,当钢纤维加入量为 1.5% 时,热震后抗折强度保持率达到最大,这表明钢纤维的引入有助于提高材料的断裂韧性,减缓热震过程中内部缺陷的生成扩展,提升浇注料的抗热震性,但过量钢纤维可能会导致浇注料内部缺陷数量和尺寸增加,反而降低材料的抗热震性。

在热震过程中,随着钢纤维的增加,浇注料内部缺陷的数量会增多,也将导致材料弹性模量保持率的降低(见图 5b);缺陷数量增多提高了彼此间桥接互联的概率,增加了浇注料基体结构的不连贯性,引起材料超声波波速保持率的下降(见图 5c)。

图 6 为不同钢纤维加入量莫来石浇注料热震后 SEM 照片。钢纤维加入量为 0、1.5%、2.5% (质量分数)的浇注料样品依次标记为样品 SF0、样品

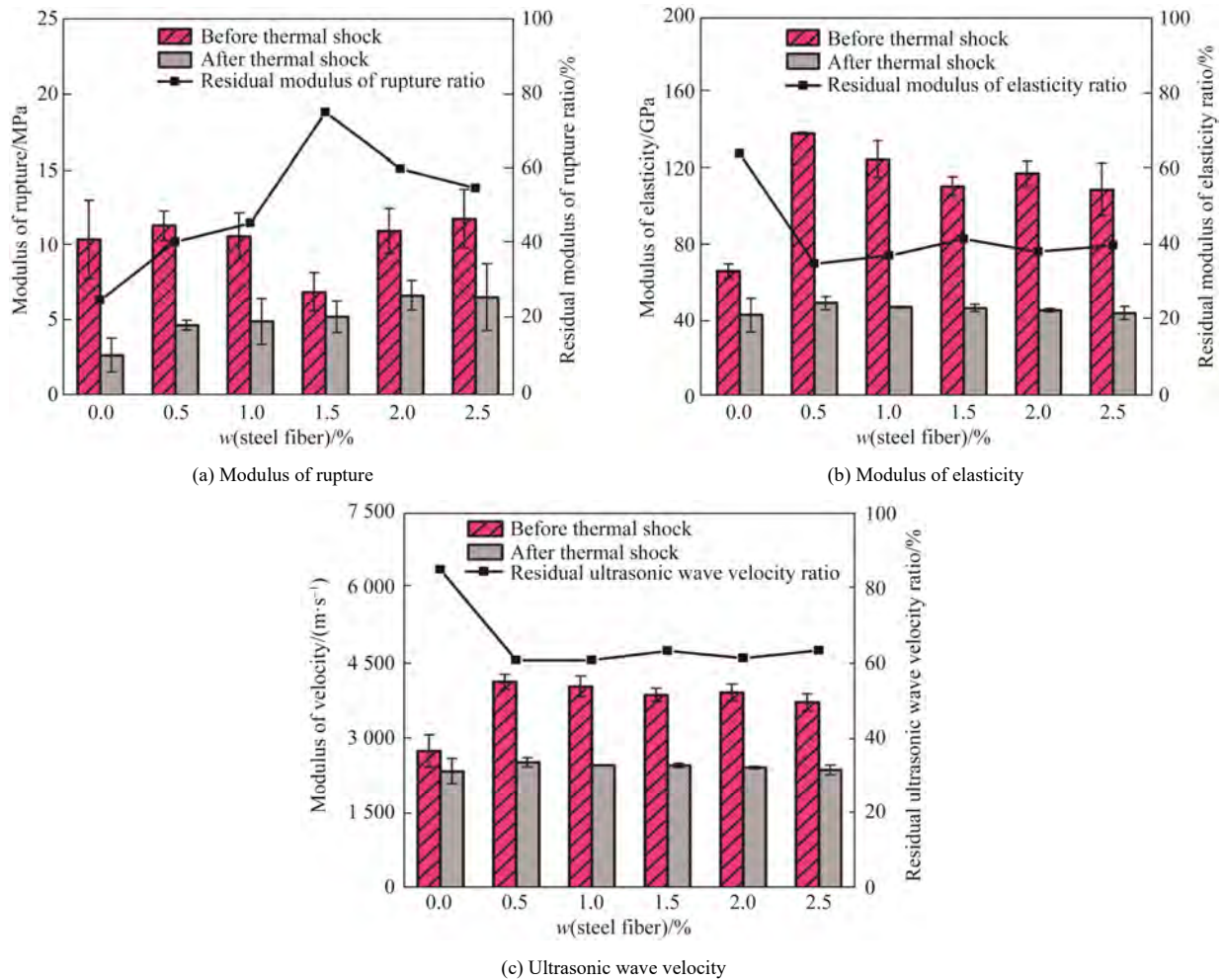


图5 莫来石质浇注料热震前后的性能变化

Fig. 5 Performance change of mullite castables before and after thermal shock

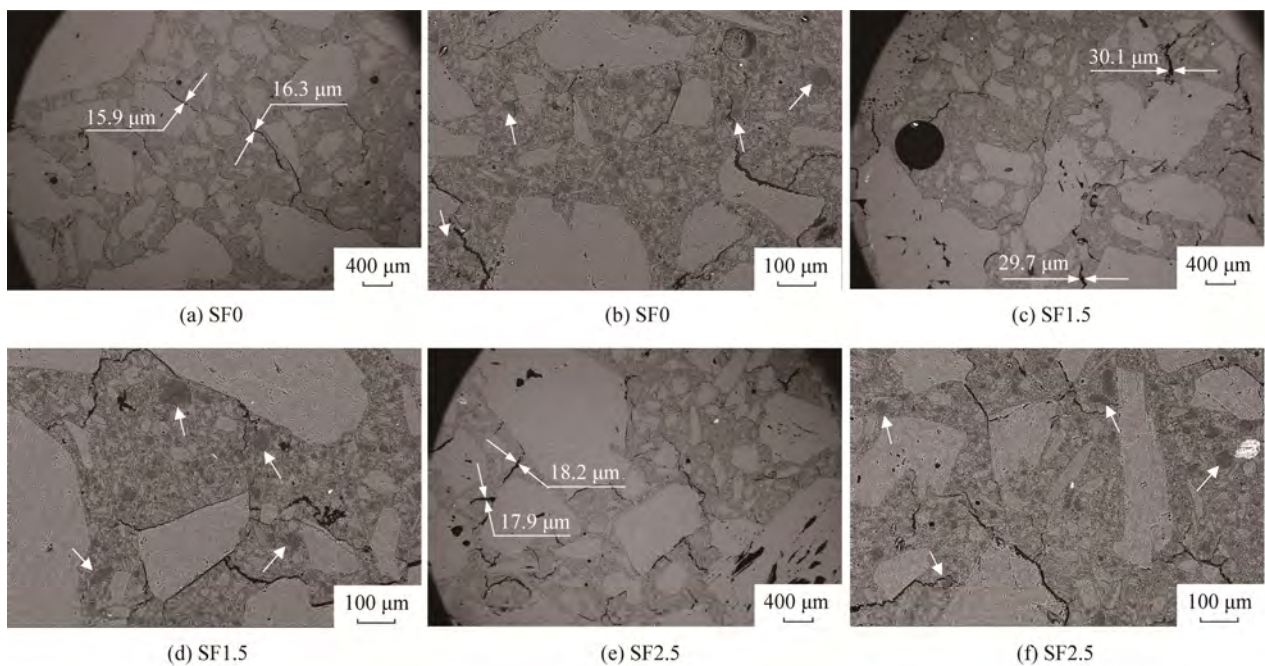


图6 不同钢纤维加入量的莫来石质浇注料3次循环热震后的SEM照片

Fig. 6 SEM images of mullite castables after three cycles of thermal shock

SF1.5、样品 SF2.5。与空白样品 SF0 相比, 加入钢纤维样品 3 次热震后的裂纹数量增多, 并出现连通裂纹, 局部裂纹尺寸变得更大(样品 SF0、样品 SF1.5、样品 SF2.5 中的最大裂纹尺寸分别约有 16、30、18 μm), 且裂纹多沿骨料与基质间的界面扩展, 未发现穿晶断裂, 这是因为第二相颗粒的钢纤维热膨胀系数大于莫来石基体材料, 即 $\Delta\alpha=\alpha_p-\alpha_m>0$ (α 为热膨胀系数, 下标 p、m 分别表示颗粒和基体)。当温度变化时, 第二相颗粒即钢纤维处于拉应力状态, 而基体径向处于拉伸、切向处于压缩状态, 此时裂纹倾向于绕过颗粒继续扩展, 增加裂纹扩展的路径, 消耗裂纹扩展的动能。可见, 钢纤维的增加会导致体系内微裂纹数量的适当增多和大裂纹尺寸的适当增加, 有助于提高材料的抗热震性能, 但裂纹数量过多和尺寸过大会降低材料间的结合性能, 反而降低抗热震性能。

由于 SEM 分析样品来自 1 200 $^{\circ}\text{C}$ 处理后的 1 100 $^{\circ}\text{C}$ 3 次热震循环后样品, 钢纤维经过 4 次热处理后多数已熔化至基体材料中, 甚至局部可能形成含 Fe 玻璃相, 因此 SEM 观察中并未看到残留钢纤维。由于热处理温度不高且保温时间不长(1 200 $^{\circ}\text{C}$ 保温 3 h), 局部还可看到未反应的仍保持原来絮状团聚形貌的活性 $\rho\text{-Al}_2\text{O}_3$ (见图 6 中箭头所指的呈深灰色团状相)。

3 结论

少量钢纤维(不大于 1.0%)加入时, 浇注料的断裂能、抗热应力损伤因子会随钢纤维量增加呈下降趋势: 当其加入量介于 1.0%~2.0%之间时, 浇注料的抗裂纹扩展能力(R''')随钢纤维加入量增加而增加, 进而提高了抗热震性能; 但过量钢纤维(大于 2.0%)会导致抵抗微裂纹扩展能力(R''')的再次下降。抗热震性试验过程中, 浇注料内部缺陷的数量和尺寸会随钢纤维加入量增大而增加, 导致弹性模量保持率和超声波波速保持率的持续下降, 而抗折强度保持率则呈现先增加后降低的变化规律。

采用不同表征参数对耐火材料抗热震性进行评价, 其测试结果和变化趋势是不同的, 应结合具体工况选择更加合理或综合性的测试方法对抗热震性能进行评价和研究, 会更有利于改善耐火材料的高温使用性能。

参考文献:

[1] HASSELMAN D P H. Elastic energy at fracture and surface energy as

design criteria for thermal shock[J]. J Am Ceram Soc, 1963, 46(11): 535–540.

[2] 赵维平. 耐火材料抗热震性试验方法探讨[J]. 耐火材料, 2013, 47(6): 476–480.

ZHAO Weiping. Refractories (in Chinese), 2013, 47(6): 476–480.

[3] AKSEL C, RILEY F L. Young's modulus measurements of magnesia-spinel composites using load-deflection curves, sonic modulus, strain gauges and Rayleigh waves[J]. J Eur Ceram Soc, 2003, 23(16): 3089–3096.

[4] MIYAJI D Y, TONNESEN T, RODRIGUES J A. Fracture energy and thermal shock damage resistance of refractory castables containing eutectic aggregates[J]. Ceram Int, 2014, 40(9): 15227–15239.

[5] HOLČAPEK O, REITERMAN P, KONVALINKA P. Binder for refractory cement composites-hydration, changing due to high temperatures and fracture Energy[J]. Mater Sci Forum, 2015, 824: 185–190.

[6] 于仁红, 周喜文, 刘鹏程, 等. 结合系统对刚玉基浇注料常温断裂行为的影响[J]. 耐火材料, 2017, 51(6): 408–413.

YU Renhong, ZHOU Xiwen, LIU Pengcheng, et al. Refractories (in Chinese), 2017, 51(6): 408–413.

[7] VARGAS R, NEGGERS J, CANTO R B, et al. Analysis of wedge splitting test on refractory castable via integrated DIC[J]. J Eur Ceram Soc, 2016, 36(16): 4309–4317.

[8] VARGAS R, NEGGERS J, CANTO R B, et al. Comparison of two full-field identification methods for the wedge splitting test on a refractory[J]. J Eur Ceram Soc, 2018, 38(16): 5569–5579.

[9] 刘国齐, 杨金松, 李红霞, 等. 耐火材料断裂能的测试[J]. 耐火材料, 2011, 45(3): 223–224, 226.

LIU Guoqi, YANG Jinsong, LI Hongxia, et al. Refractories (in Chinese), 2011, 45(3): 223–224, 226.

[10] RIBEIRO S, RODRIGUES J A. The influence of microstructure on the maximum load and fracture energy of refractory castables[J]. Ceram Int, 2010, 36(1): 263–274.

[11] CUENCA E, FERRARA L. Fracture toughness parameters to assess crack healing capacity of fiber reinforced concrete under repeated cracking-healing cycles[J]. Theor Appl Fract Mech, 2020, 106: 1–12.

[12] DAI Y J, LI Y W, JIN S L, et al. Fracture behavior of magnesia refractory materials under combined cyclic thermal shock and mechanical loading conditions[J]. J Am Ceram Soc, 2019, 103(3): 1956–1969.

[13] LEE W E, VIEIRA W, ZHANG S, et al. Castable refractory concretes[J]. Int Mater Rev, 2001, 46(3): 145–167.

[14] BELRHITI Y, POP O, GERMANEAU A, et al. Investigation of the impact of micro-cracks on fracture behavior of magnesia products using wedge splitting test and digital image correlation[J]. J Eur Ceram Soc, 2015, 35(2): 823–829.

[15] ZHU T B, LI Y W, SANG S B, et al. Fracture behavior of low carbon MgO-C refractories using the wedge splitting test[J]. J Eur Ceram Soc, 2017, 37(4): 1789–1797.

[16] HARMUTH H, RIEDER K, KROBATH M, et al. Investigation of the nonlinear fracture behaviour of ordinary ceramic refractory materials[J]. Mater Sci Eng, A, 1996, 214: 53–61.

[17] HARMUTH H. Stability of crack propagation associated with fracture energy determined by wedge splitting specimen[J]. Theor Appl Fract Mech, 1995, 23: 103–108.

[18] 李代兵. 刚玉-尖晶石质钢包透气砖热震稳定性的研究[D]. 洛阳: 洛阳耐火材料研究院, 2008.

LI Daibing. Investigation on the thermal shock resistance of the corundum-spinel porous plug for ladle (in Chinese dissertation). Luoyang: Luoyang Insitute of Refractory Research, 2008.