

低碳镁碳砖的高温力学性能比较

郑州大学材料科学与工程学院 任 楨 葛铁柱

[摘要] 镁碳砖用在炼钢包渣线已很多年了,其添加剂的种类繁多。本文测试了4种不同配方的低碳镁碳砖的高温力学性能,并对其物相组成和显微结构分析进行比较,可以得到性能较优越的低碳镁碳砖与物相和结构关系。

[关键词] 低碳镁碳砖 高温抗折强度 抗热震性

1. 引言

镁碳砖由于其优良的抗热震稳定性、抗渣侵蚀性,生产工艺简单以及生产能耗低而被广泛应用于钢包渣线,但随着对冶炼钢种的质量的提高,在冶炼洁净钢和特殊钢时,就要求降低镁碳砖中碳的含量^[1-3]。就此,研究者在降碳的同时展开了添加不同种类添加剂的试验,本论文对来自国内外的四家4种低碳镁碳砖研究其常温、高温性能及显微结构对于指导实践具有重要意义。

2. 试验

本试验根据提供的4种不同类型镁碳砖,检测其常温物理性能、高温抗折强度、热震稳定性并对其物相和显微结构分析进行对比,从而得到性能优异的低碳镁碳砖的类型,并总结和研究如何进一步改善其低碳镁碳砖的性能。

2.1 检测项目

(1) 常温物理性能:按国家标准 GB/T2997-2000 检测试样的显气孔率、体积密度、常温抗折强度和耐压强度;试样尺寸为 25mm×25mm×125mm。

(2) 高温抗折强度:根据三点弯曲法测试试样的高温抗折强度,试样在热处理时进行了埋碳(石墨)保护;试样尺寸为 25mm×25mm×125mm。

(3) 抗热震性:采用风冷法,在 1100℃ 的热震温差下将试样取出并在高压空气吹动下风冷 1 次,检测试样的抗热震性。

(4) 物相和显微结构分析:用型号为 PHILIPS X'Pert Pro 的 X 射线衍射仪检测材料的物相组成;用 JEOL JSM-5160LV 型扫描电子显微镜观察试样的显微结构;采用 Oxford INCA2000 型能谱分析仪对试样进行微区元素分析。

2.2 试验结果

2.2.1 常温物理性能

试样的常温物理性能如表 1 所示。钢包渣线常用低碳镁碳砖的体积密度约为 $3.00\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$,而碳含量高(C 约 4~7%)的镁碳砖体积密度略低,约 $2.95\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ 。四种来自不同厂家的镁碳砖的体积密度均与常用低碳镁碳砖的体积密度相当;四种试样的显气孔率值均较低;抗折强度和耐压强度也都满足生产的要求。

表 1 四种不同试样的常温物理性能

试样编号	体积密度 $/\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	显气孔率 /%	抗折强度 /MPa	耐压强度 /MPa
1	3.03	4.1	16.0	83.9
2	3.00	2.9	19.4	61.8
3	3.03	3.8	24.1	98.7
4	3.06	4.1	29.3	90.1

2.2.2 高温抗折强度

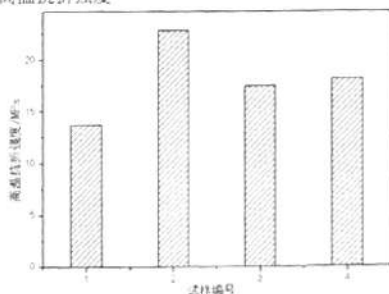


图 1 四种低碳镁碳砖试样的高温抗折强度比较

四种试样在 1400℃、埋碳(石墨)条件下的高温抗折强度数据如图 1 所示。钢包渣线常用低碳镁碳砖的高温抗折强度 $\geq 6\text{MPa}$ 即能满足冶炼钢生产要求,低碳镁碳砖试样 1、2、3 和 4 的高温抗折强度依次为 13.7MPa、22.8MPa、17.4MPa 和 18.1MPa,均满足生产要求。但试样 1 的高温抗折强度则稍低于其他三种试样。

2.2.3 抗热震性

试样在热震温差为 1100℃,风冷 1 次后的残余强度保持率数据如图 2 所示。低碳镁碳砖试样 1、2、3 和 4 的残余强度保持率依次为 96.2%、81.4%、86.4% 和 87.5%,均超过了 80%,显示出非常优越的抗热震能力,其中试样 1 的残余强度保持率达到 96.2%,抗热震性最好。

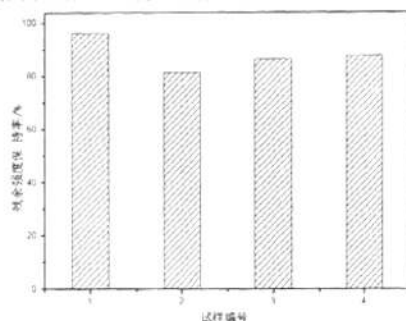


图 2 四种低碳镁碳砖的抗热震性能比较

2.2.4 物相和显微结构分析

根据高温力学性能测试所得结果,选取试样 1 进行物相和显微结构分析。试样 1 的原砖、热震试验(1100℃,保温 30 分钟)后和高温抗折试验(1400℃,保温 30 分钟)后的 XRD 分析如图 3 所示。从 XRD 分析结果可知:该低碳镁碳砖采用的原料大致为方镁石、镁铝尖晶石、石墨、金属 Al 和少量 Al_2O_3 。经过热震试验后,该砖的物相发生变化,生成了少量 AlN 和极少量 MA;经过高温抗折试验后,该砖的 AlN 和 MA 量继续增多。

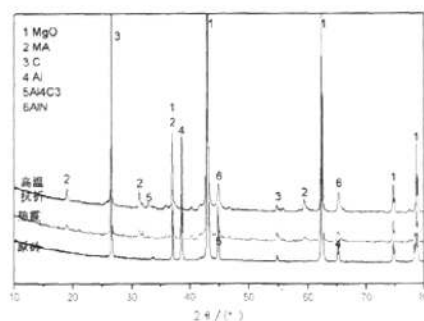


图 3 试样 1 的原砖、热震试验后和高温抗折强度试验后的 XRD 分析

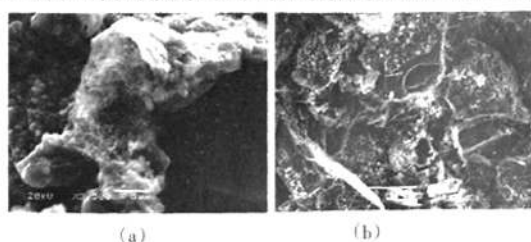


图 4

(下转第 93 页)

粗粒土强夯地基处理点夯间距计算

江西理工大学建筑与测绘工程学院 张荣锋 吕玉勇

[摘要]目前很少文献论及强夯夯点间距的计算问题,作者从两个方面对夯点间距提出理论计算,做出初步探讨。

[关键词]夯点间距 孔隙比 挡土墙 土压力

在强夯地基处理设计方案中,夯点布置是一个重要参数,而夯点布置中夯点间距又是一个重要指标,它关系到强夯处理的效果。夯击点过密,相邻夯点的加固效果将在浅层叠加形成硬层,影响波的传播和造成能量损失;若夯点间距较大,容易形成扩柱与柱间的复合地基均一性较差,容易产生不均匀沉降,同时夯点会形成承载力较弱的区域,产生邮票穿孔效应地基容易发生“撕裂”破坏。因此夯点间距必须选取合理,可到目前为止很少文献是通过理论计算来确定夯点间距的,大多数都是凭借经验和现场试夯来确定夯点间距的。

1. 利用泊松比计算夯点间距

考虑到粗粒土在强夯后其周边隆起范围比较小,在地表只有1.5m左右,而随着深度的增加,其周围隆起的范围将更小,为此进行如下假设:

a. 由于粗粒土体在夯击时水平方向的影响有限,据此假设夯锤、加固作用下的土体为一个土柱体;

b. 由于假设路基在夯实过程中,夯坑周边土体的隆起量可以忽略不计,夯坑的体积等于土体夯后孔隙减小的体积。

对于夯锤下的被夯土柱设强夯前土柱高度为 h_1 底面半径为 R ,在强夯作用下土柱体的压缩量为 h_0 底面增加量为 R_0 ,夯后坑的直径为 D 。则 R_0 土体的侧向位移。由泊松比定义得:

$$v = (R_0/R)/(h_0/h_1),$$

$$\text{则有 } R_0 = h_0 v / h_1.$$

假设强夯对土体水平方向影响的距离半径为 r 的同心圆,夯前孔隙比为 e_1 ,夯后夯坑边缘土的孔隙比 e_2 则

$$2e_1/(e_1+e_2) = (r-R)^2 / (r-R-R_0)^2$$

则 $r = \frac{(R+R_0)\sqrt{\frac{2e_1}{e_1+e_2}}}{\sqrt{\frac{2e_1}{e_1+e_2}} - 1}$ 为了使强夯效果更好必须覆盖一部分,故夯点间距取 $1.5r$ 即:

$$s = \frac{1.5(R+R_0)\sqrt{\frac{2e_1}{e_1+e_2}}}{\sqrt{\frac{2e_1}{e_1+e_2}} - 1}$$

2. 利用土压力原理计算夯点间距

由文献[4]根据强夯冲击荷载作用下挡土墙的实际受力状态,从静力学的观点出发,按照碰撞理论得出的接触应力,结合布辛尼斯克解,推导并给出了冲击荷载作用时挡土墙上受土压力的使用计算公式。假设冲击荷载作用下影响的距离为 S 此时挡土墙的压力为零求出此距离就能得出夯点间的距离。

夯锤冲击力大小的确定可利用文献[5]计算结果如下:

$$F_m = 1.944R^{1/2}M^{3/2} \left[\frac{E_0}{1-\mu^2} \right]^{1/25} (gH)^{3/25}$$

式中: F_m 为冲击力, R 为夯锤半径, g 为重力加速度, M 为夯锤重量, H 为落距, E_0 为地基土的变形模量, μ 为土的泊松比。则冲击应力为:

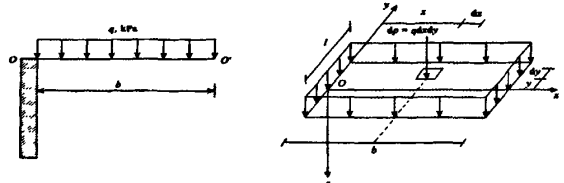
$$q = \frac{F_m}{A} = \frac{F_m}{\pi R^2} = 0.619R^{-3/2}(MgH)^{3/2} \left[\frac{E_0}{1-\mu^2} \right]^{1/25}$$

由文献[2]可得出土压力的值:

$$\sigma_x = \frac{2}{\pi} \left[\arcsin \left(\frac{\sin(\arctg \frac{1}{2n})}{\sqrt{1 + (\frac{n}{m})^2}} \right) - \frac{mn}{(m^2+n^2)\sqrt{1+4m^2+4n^2}} \right] q = \alpha_n q$$

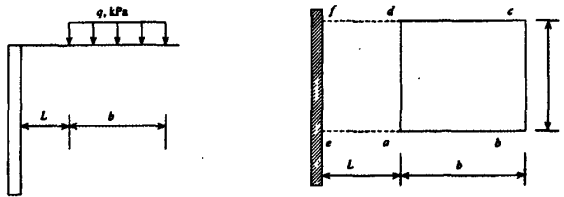
$$\text{式中: } \alpha_n = \frac{2}{\pi} \left[\arcsin \left(\frac{\sin(\arctg \frac{1}{2n})}{\sqrt{1 + (\frac{n}{m})^2}} \right) - \frac{mn}{(m^2+n^2)\sqrt{1+4m^2+4n^2}} \right]$$

$$\text{其中: } m = \frac{l}{b}, n = \frac{z}{b}.$$



当矩形荷载距挡土墙一定距离时土压力的计算如下图所示,其侧压力的计算可采用叠加原理,过 a 、 b 两点分别作 bc 、 cd 的延长线交挡土墙于 e 、 d 。将荷载面积 $abcd$ 看作 $I(febc)$ 与 $II(fead)$ 之差,则:

$$\sigma_x = (\alpha_n - \alpha_n') \cdot q$$



只要通过计算得出挡土墙的土压力为零就确定了强夯作用下水平挤压的作用距离,此距离即为两夯点的距离。

3. 结语

(1)本文中应用了很多假设,因此只是粗略地计算夯点间距,笔者有待进一步研究。

(2)对于夯锤底面圆形的情况,可变换成 $l=b=\sqrt{A}$ 的等效方形面积之后进行计算(A 为圆形面积)。

(3)本文的夯点间距计算公式仅从理论上加以推导,尚需由实际工程做进一步验证。

参考文献

- [1]郭乃正,邹金锋,李亮,杨小礼,赵炼恒,但汉成.大颗粒红砂岩高填方路基强夯加固理论与试验研究.中南大学学报,2008年2月
- [2]地基处理手册编写委员会.地基处理手册[M].北京:中国建筑工业出版社,1994
- [3]王铁宏.全国重大工程项目地基处理工程实录[M].北京:中国建筑工业出版社,2005
- [4]王广月,王登杰.冲击荷载作用下挡土墙上的附加土压力.应用基础与工程科学学报,2002年6月
- [5]自冰.关于夯锤冲击力大小的研究[J].地下空间,2000,(2):92-95

(上接第92页)

试样1的热震试验(1100℃,保温30分钟)后和高温抗折试验(1400℃,保温30分钟)后的显微结构如图4所示。图4(a)所示为热震试验后在试样内部生成的纤维状AlN,图4(b)所示为高温抗折试验后在试样内部生成的长针状AlN,这种AlN穿插在骨架结构中,起到了增强增韧的作用,对试样的抗热震性和高温抗折强度有一定贡献^[4]。

3. 结论

本试验根据工厂提供的4种不同类型镁碳砖,检测其常温物理性能、高温抗折强度、热震稳定性并对其物相和显微结构分析进行对比,得到性能较优异的低碳镁碳砖的类型为高温抗折强度不太高但抗热震性能较突出的低碳镁碳砖,它的性能优越的原因在于能在高温使用时生成非氧化物AlN,它与骨架结构结合良好,有益于提高材料高温力学

性能。

参考文献

- [1]钟春崇.展望新一代优质高效耐火材料[J].耐火材料,2003,37(1):1-10.
- [2]陈肇友.钢铁工业用耐火材料的发展动向[J].耐火材料,1994,28(6):309-314,349.
- [3]陈肇友,田守信.耐火材料与洁净钢的关系[J].耐火材料,2004,38(4):219-225.
- [4]田守信,陈肇友.Al和Si添加物使含碳材料增强机理的研究[J].无机材料学报,1989,4(3):238-242.

低碳镁碳砖的高温力学性能比较

作者: [任楨](#), [葛铁柱](#)
作者单位: [郑州大学材料科学与工程学院](#)
刊名: [科技信息](#)
英文刊名: [SCIENCE & TECHNOLOGY INFORMATION](#)
年, 卷(期): 2011 (26)

参考文献(4条)

1. 钟香崇 [展望新一代优质高效耐火材料](#)[期刊论文]-[耐火材料](#) 2003 (01)
2. 陈肇友 [钢铁工业用耐火材料的发展动向](#) 1994 (06)
3. 陈肇友;田守信 [耐火材料与洁净钢的关系](#)[期刊论文]-[耐火材料](#) 2004 (04)
4. 田守信;陈肇友 [Al和Si添加物使含破材料增强机理的研究](#) 1989 (03)

本文链接: http://d.g.wanfangdata.com.cn/Periodical_kjxx201126076.aspx