

DOI:10.11973/jxgecl240221

渗氮 X210CrW12 钢挺柱的微粒子喷丸工艺

姚亚俊^{1,2},罗长增^{1,2,3},吴心波^{1,2},徐得石^{1,2},陈月春^{1,2},姜传海⁴

(1. 潍柴动力股份有限公司, 潍坊 261061; 2. 内燃机与动力系统全国重点实验室, 潍坊 261061;
 3. 南京航空航天大学材料科学与技术学院, 南京 211106; 4. 上海交通大学材料科学与
 工程学院, 上海 200240)

摘要:以直径0.3 mm钢丸、直径0.1 mm陶瓷丸、直径0.1 mm玻璃丸为弹丸,对整体渗氮的X210CrW12钢挺柱分别进行玻璃丸(喷丸强度0.07 mm,由A试片测得,下同)、陶瓷丸(喷丸强度0.15 mm)+玻璃丸(喷丸强度0.07 mm)、钢丸(喷丸强度0.30 mm)+陶瓷丸(喷丸强度0.15 mm)+玻璃丸(喷丸强度0.07 mm)等3种工艺的微粒子喷丸处理,研究了不同工艺喷丸后挺柱的表面形貌、表面粗糙度、残余应力、残余奥氏体含量和显微硬度。结果表明:喷丸处理对渗氮X210CrW12钢挺柱的表面粗糙度影响不大,但可以提高表层的残余压应力大小和层深以及硬度,降低残余奥氏体含量。经单一玻璃丸喷丸强化后,挺柱表层残余压应力较低且分布较浅,奥氏体含量较高,硬度较低;相比于单一玻璃丸的喷丸工艺,经陶瓷丸+玻璃丸喷丸强化后,残余压应力及其层深增大,显微硬度升高,残余奥氏体含量降低;经钢丸+陶瓷丸+玻璃丸喷丸强化后,表面残余压应力最大,外圆面和端面的残余压应力分别为1180, 1238 MPa,残余压应力层深超过200 μm,残余奥氏体含量最低,外圆面和端面的奥氏体体积分数分别为1.34%, 2.65%,显微硬度最高,外圆面和端面的硬度分别为1036, 1009 HV,该喷丸工艺对挺柱表层的强化作用最佳。

关键词:渗氮 X210CrW12 钢挺柱;微粒子喷丸;残余应力;奥氏体含量;硬度

中图分类号: TG146.1

文献标志码: A

文章编号: 1000-3738(2025)03-0055-06

0 引言

船用柴油机凸轮轴-挺柱配副的摩擦磨损是发动机故障中的棘手问题,而挺柱端面的接触疲劳剥落是发动机台架试验常见的失效形式之一,约占失效总数的50%以上^[1]。船用柴油机的耐久性要求极高,这就要求挺柱具有更高的接触疲劳性能。表面强化可以提升挺柱的接触疲劳和耐磨性能,目前挺柱的表面强化方法多为盐浴渗氮或气体渗氮。渗氮处理后挺柱表面具有良好的抗黏着磨损性能,并且在交变载荷作用下具有更高的疲劳抗力。但是,渗氮处理后表面残余压应力较小,影响范围有限,因此需要进一步探索表面强化方法以继续提升挺柱的服役寿命。

表面强化工艺中的喷丸处理采用高速运动的弹丸流反复击打材料表面,使材料表层发生明显

塑性变形而引入残余压应力场、细小组织及粗糙表面^[2-4]。研究^[5]表明,用直径0.6 mm钢丸对渗氮18Cr2Ni4WA钢进行喷丸强化后,表面最大残余压应力较直接喷丸强化提高151%。高玉魁^[6]用直径0.4 mm钢丸对渗氮后的40Cr钢和30CrMo钢进行喷丸强化,疲劳强度相比未喷丸钢分别提高了20%和11%。可见,渗氮+喷丸的复合强化工艺能够明显优化金属材料表面性能。但是,渗氮工艺形成的渗氮层薄且硬脆,对喷丸工艺要求非常苛刻。传统喷丸强化技术因弹丸直径较大易使表面形成微裂纹,无法在渗氮钢上实现工程化应用。微粒子喷丸强化工艺使用直径更小的弹丸,可有效消除原始加工痕迹,减少应力集中位置,并在表层引入更大的残余压应力,但是目前未见有关渗氮钢微粒子喷丸工艺方面的研究。因此,作者以渗氮后的X210CrW12钢挺柱为研究对象,采用玻璃丸、陶瓷丸+玻璃丸、钢丸+陶瓷丸+玻璃丸等不同弹丸在不同喷丸强度下对挺柱外圆面和端面进行微粒子喷丸强化处理,研究了微粒子喷丸处理后挺柱表面微观形貌、残余压应力、残余奥氏体含量和显微硬度分布,以期为挺柱复合

收稿日期: 2024-05-05; 修订日期: 2025-02-14

基金项目: 山东省重点研发计划资助项目(2024CXPT067)

作者简介: 姚亚俊(1984—),女,山西浮山人,工程师,硕士

通信作者: 罗长增高级工程师

喷丸工艺的产业化开发提供理论依据。

1 试样制备与试验方法

试验对象为整体渗氮处理的X210CrW12钢挺柱,由山东高强紧固件有限公司提供。挺柱结构如图1(a)所示,内圆直径为25 mm,厚度为5 mm,长度为60 mm。挺柱截面显微组织如图1(b)所示,表层为厚度约10 μm的Fe-N化合物层,次表层为扩散层,心部组织为块状碳化物+马氏体基体。

采用气动数控喷丸设备对挺柱外圆面和端面

进行微粒子喷丸处理,所用弹丸包括直径0.3 mm的钢丸、直径0.1 mm的陶瓷丸和直径0.1 mm的玻璃丸,采用3种喷丸工艺:仅用玻璃丸进行喷丸,喷丸强度为0.07 mm(由A试片测得,下同),将该工艺记作工艺1;先用陶瓷丸进行喷丸,喷丸强度为0.15 mm,再用玻璃丸进行喷丸,喷丸强度为0.07 mm,将该工艺记作工艺2;先用钢丸进行喷丸,喷丸强度为0.30 mm,再用陶瓷丸进行喷丸,喷丸强度为0.15 mm,最后用玻璃丸进行喷丸,喷丸强度为0.07 mm,将该工艺记作工艺3。3种工艺的喷丸覆盖率均为150%。

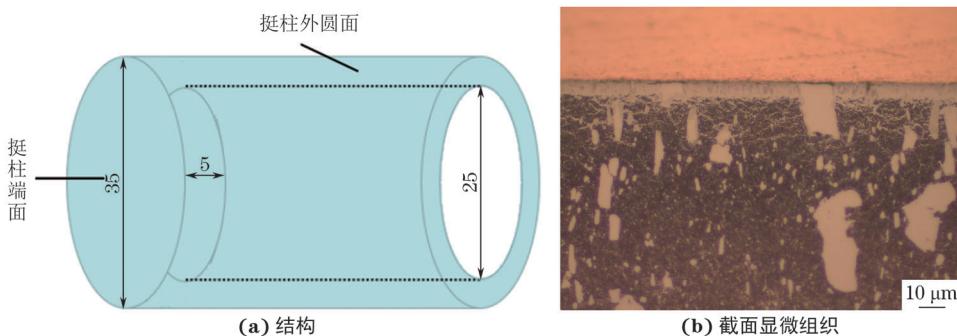


图1 挺柱的结构以及截面显微组织
Fig. 1 Structure (a) and section microstructure (b) of tappet

采用ZEISS EVO18型扫描电子显微镜(SEM)观察不同工艺喷丸前后挺柱端面的微观形貌。采用TR240型表面粗糙度及轮廓仪测表面粗糙度 R_a ,取样长度为0.4 mm,测5次取平均值。采用Proto-8818型电解抛光机和专用电解液对喷丸表面进行腐蚀剥层,工作电压为15 V,电流为2 A,使用数显千分尺测剥层深度。采用Proto-LXRD型X射线应力分析仪测不同剥层深度(距表面不同距离)处残余压应力,管电压为30 kV,管电流为20 mA,采用铬靶, K_{α} 射线,钒滤波片,采用同倾衍射几何方式;采用XL-640型X射线衍射分析仪测不同剥层深度的残余奥氏体含量,管电压为25 kV,管电流为5 mA,采用铬靶, K_{α} 射线,钒滤波片,选择奥氏体(220)及马氏体(211)衍射晶面,测试范围分别为 $132^{\circ}\sim125^{\circ}$ 及 $168^{\circ}\sim144^{\circ}$,测试间隔为0.04°,时间常数为3 s及20 s;采用DHV-1000型显微硬度计测不同深度处的显微硬度,试验载荷为0.5 N,保载时间为10 s,相同深度处测3次取平均值。

2 试验结果与讨论

2.1 表面形貌

挺柱端面与凸轮轴接触,是发动机运转时的主要工作面,且喷丸前后其表面形貌与外圆面相似,

因此仅对端面的表面形貌进行观察。由图2可以看出:喷丸前挺柱表面存在轻微的磨削加工划痕;经过工艺1和工艺2喷丸处理后,表面未见明显的裂纹、材料剥落等缺陷,且原始加工划痕得到消除,经过工艺3喷丸处理后表面材料发生塑性流动,机加工痕迹完全消除,表面出现了微弹坑,同时还存在少量碎屑以及材料黏结现象^[7-8]。由表面形貌的差异性分析,工艺3下挺柱表层的强化程度大于工艺1和工艺2。

2.2 表面粗糙度

由图3可以看出:不同工艺喷丸前后挺柱外圆面和端面的表面粗糙度相近,喷丸后表面粗糙度高于喷丸前;工艺1、工艺2、工艺3喷丸后挺柱的表面粗糙度依次增大,但都处于较低水平(R_a 小于1 μm),喷丸后表面总体质量较高。工艺3经历3次喷丸处理,喷丸强度最高,尤其是钢丸的硬度高,密度大,携带动能高,对试样表面产生强大冲击^[9],喷丸后表面变形最严重,表面粗糙度也应较大,但由于后续所用陶瓷丸和玻璃丸的粒径小,硬度低,对表面冲击作用较弱,起到平整表面作用,降低了由钢丸喷丸造成的较大粗糙度。可知,不同工艺喷丸对挺柱表面粗糙度影响不大,基本可避免表面粗糙度对性能的不利影响。

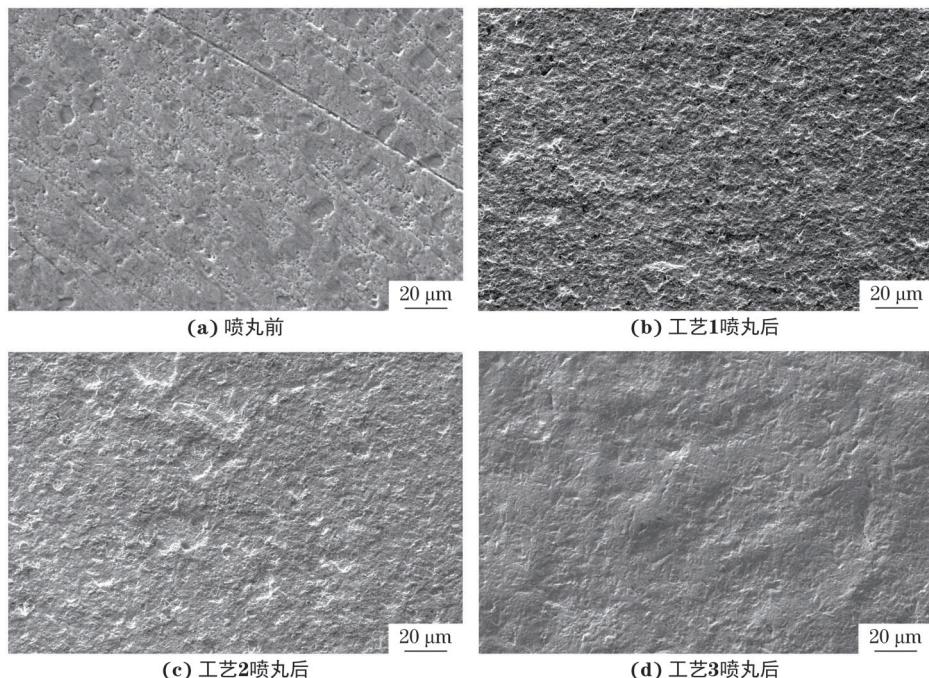


图2 不同工艺喷丸前后挺柱端面的微观形貌

Fig. 2 Surface micromorphology of end face of tappet before (a) and after (b-d) shot peening with different processes:
(b) process 1; (c) process 2 and (c) process 3

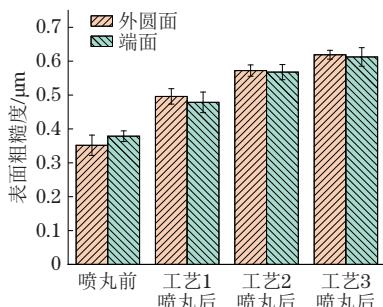


图3 不同工艺喷丸前后挺柱外圆面和端面的表面粗糙度

Fig. 3 Surface roughness in outer surface and end face of tappet
before and after shot peening with different processes

2.3 残余应力

由图4可以看出:与喷丸前相比,喷丸后挺柱表层残余压应力增大,其中工艺3喷丸后的表层残余

压应力最大,工艺2喷丸后的次之,工艺1喷丸后的残余压应力最小。喷丸前挺柱外圆面和端面表面残余压应力仅分别为403, 596 MPa,残余压应力层深度分别约为25, 50 μm,这种残余压应力场对表面性能不会产生明显影响。工艺1喷丸后外圆面和端面表面残余压应力分别为825, 895 MPa,相比于喷丸前大幅提升;玻璃丸的喷丸强度较低,导致残余压应力分布较浅,外圆面和端面的残余压应力层深分别为110, 150 μm。工艺2喷丸后外圆面和端面表面残余压应力分别为1 032, 1 123 MPa,残余压应力得到进一步提升;由于采用玻璃丸和陶瓷丸复合喷丸强化工艺,残余压应力层深得到较大提升,均超过200 μm。工艺3的喷丸强度最高,外圆面和端面表

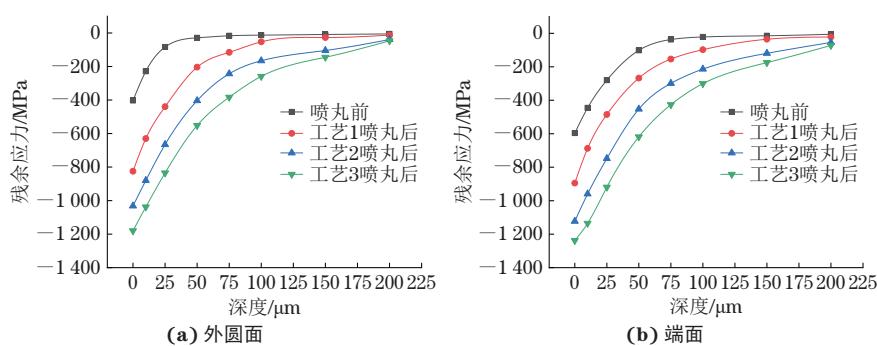


图4 不同工艺喷丸前后挺柱外圆面和端面表层残余应力分布曲线

Fig. 4 Residual stress distribution curves in surface layer on outer surface (a) and end face (b) of tappet before and
after shot peening with different processes

面残余压应力分别达到 1 180, 1 238 MPa, 残余压应力层深也超过 200 μm, 此时的喷丸强化效果最明显。喷丸强度增加, 弹丸冲击材料的能量增大^[10], 导致材料表层变形程度增大, 从而产生更大的残余压应力以及更深的残余压应力分布。单一玻璃丸喷丸后表层残余压应力提升明显, 但压应力分布较浅; 陶瓷丸和玻璃丸复合喷丸强化后残余压应力强度和层深均得到有效提升; 采用钢丸+陶瓷丸+玻璃丸的复合喷丸方式(即工艺 3), 可以进一步增加表面残余压应力, 缓解表层残余应力分布梯度, 从而优化喷丸残余应力场^[11]。在喷丸过程中, 材料表层发生塑性变形, 而其内部则始终为弹性变形, 导致表层呈现残余压应力的状态。残余压应力能够抵消摩擦拉应力, 阻碍疲劳裂纹产生, 减少摩擦表面疲劳剥落^[12], 从而延长挺柱的使用寿命。

2.4 残余奥氏体含量

由图 5 可以看出: 与喷丸前相比, 喷丸处理后挺柱表面残余奥氏体含量降低; 喷丸处理后, 工艺 1 下的表面残余奥氏体含量最高, 工艺 2 下的次之, 工艺 3 下残余奥氏体含量最低, 外圆面和端面的表层残余奥氏体体积分数分别低至 1.34%, 2.65%。喷丸过程

中的塑性变形和应变诱导降低了奥氏体的稳定性, 导致残余奥氏体转变为马氏体, 同时引入的残余压应力和应力集中效应进一步促进奥氏体向马氏体的转变。喷丸工艺 1 采用微粒子玻璃丸, 喷丸强度为 0.07 mm, 较低, 残余奥氏体体积分数较高; 喷丸工艺 2 采用陶瓷丸和玻璃丸, 两种弹丸喷丸强度分别为 0.15, 0.07 mm, 复合喷丸强化程度提升, 残余奥氏体体积分数相比于工艺 1 明显下降; 喷丸工艺 3 采用喷丸强度较高的钢丸, 表层材料变形程度大, 奥氏体向马氏体转变更加充分, 从而获得最低的表面残余奥氏体体积分数^[13]。可知, 采用工艺 3 的复合喷丸方式, 可以促进表层奥氏体向马氏体更充分转变, 对表层产生更好的强化效果。

2.5 显微硬度

由图 6 可以看出, 与喷丸前相比, 喷丸处理后挺柱表层硬度明显提升, 其中工艺 3 喷丸后的硬度最高, 工艺 2 喷丸后的次之, 工艺 1 喷丸后的硬度最低。工艺 1 喷丸后挺柱外圆面和端面的表面显微硬度分别为 926, 891 HV, 相比于喷丸前的提升幅度较小, 这是由于单一玻璃丸喷丸强度低导致的; 工艺 2 喷丸后挺柱外圆面和端面的表面显微硬度分别为 986,

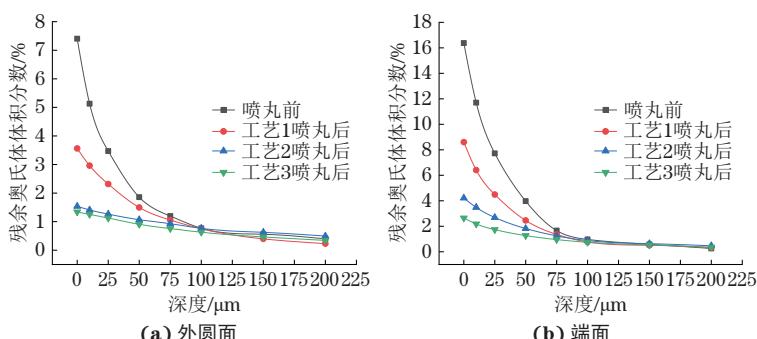


图 5 不同工艺喷丸前后挺柱外圆面和端面表层残余奥氏体体积分数分布曲线

Fig. 5 Residual austenite volume fraction distribution curves of surface layer on outer surface (a) and end face (b) of tappet before and after shot peening with different processes

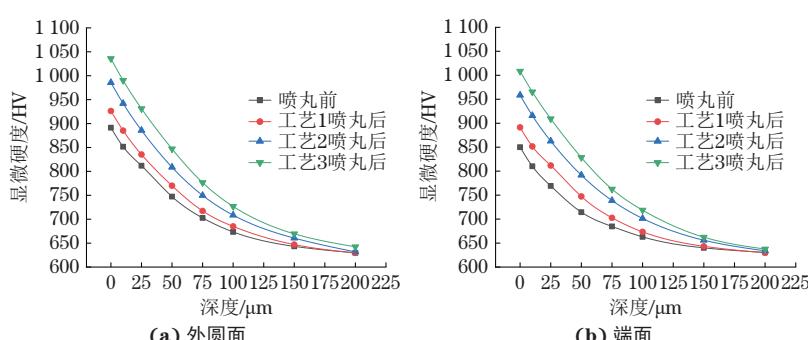


图 6 不同工艺喷丸前后挺柱外圆面和端面表层显微硬度分布曲线

Fig. 6 Microhardness distribution curves of surface layer on outer surface (a) and end face (b) of tappet before and after shot peening with different processes

959 HV, 由于采用了陶瓷丸+玻璃丸复合喷丸工艺, 喷丸强化程度提升, 显微硬度相比工艺1进一步提升; 工艺3的喷丸强度最高, 材料表层变形程度最大, 因此挺柱外圆面和端面的表面显微硬度最高, 分别达到1 036, 1 009 HV, 外圆面硬化层深度最大, 约为175 μm, 加工硬化最明显。表层喷丸残余应力越大, 喷丸诱发马氏体相变越充分, 则喷丸表层的显微硬度越高^[13], 因此工艺3喷丸后挺柱表层的硬度最高。喷丸处理大幅提高了材料表面硬度, 改善了材料表面抵抗黏着磨损和磨粒磨损的能力^[14], 从而有助于降低挺柱服役过程中的材料磨损率。综上可知, 在3种微粒子喷丸强化工艺中, 优选钢丸+陶瓷丸+玻璃丸复合喷丸工艺。

3 结 论

(1) 3种微粒子喷丸工艺对氮化X210CrW12钢挺柱表面粗糙度影响不大, 但是可以提高表层的残余应力大小和层深以及硬度, 降低残余奥氏体含量。

(2) 经喷丸强度0.07 mm的单一玻璃丸喷丸强化后, 挺柱表层残余应力较低且分布较浅, 奥氏体含量较高, 硬度较低; 相比于单一玻璃丸喷丸工艺, 经喷丸强度0.15 mm陶瓷丸+喷丸强度0.07 mm玻璃丸复合喷丸强化后, 残余应力及其层深增大, 显微硬度升高, 残余奥氏体含量降低; 经喷丸强度0.30 mm钢丸+喷丸强度0.15 mm陶瓷丸+喷丸强度0.07 mm玻璃丸复合喷丸强化后, 表面残余应力最大(外圆面和端面的残余应力分别为1 180, 1 238 MPa), 残余应力层深超过200 μm, 残余奥氏体含量最低(外圆面和端面的残余奥氏体体积分数分别为1.34%, 2.65%), 显微硬度最高(外圆面和端面的硬度分别为1 036, 1 009 HV), 该喷丸工艺对挺柱表层的强化作用最佳。

参考文献:

- [1] 马梦阳, 李小强, 赖福强, 等. 表面超声滚压加工对配气机构凸轮轴材料滚动接触疲劳性能的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(9): 2430-2441.
MA M Y, LI X Q, LAI F Q, et al. Effect of surface ultrasonic rolling processing on rolling contact fatigue performance of camshaft material of valve train[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020, 51(9): 2430-2441.
- [2] WANG Z, JIANG C H, GAN X Y, et al. Influence of shot peening on the fatigue life of laser hardened 17-4PH steel[J]. International Journal of Fatigue, 2011, 33(4): 549-556.
- [3] 赵志强, 王根全, 张利敏, 等. 42CrMoA钢的单次喷丸和复合喷丸强化[J]. 机械工程材料, 2020, 44(6): 59-61.
ZHAO Z Q, WANG G Q, ZHANG L M, et al. Single shot peening and composite shot peening for 42CrMoA steel[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2020, 44(6): 59-61.
- [4] 陈艳华, 须庆, 姜传海, 等. DD3镍基单晶高温合金喷丸层残余应力的X射线衍射分析[J]. 机械工程材料, 2012, 36(3): 76-78.
CHEN Y H, XU Q, JIANG C H, et al. X-ray diffraction analysis for residual stress in shot peened layer of DD3 nickel-based single crystal high temperature alloy[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2012, 36(3): 76-78.
- [5] 刘焕秀. 18Cr2Ni4WA钢氮化和喷丸强化处理的残余应力及性能[J]. 理化检验(物理分册), 2013, 49(10): 661-663.
LIU H X. Residual stress and performance of 18Cr2Ni4WA steel after nitriding and shot peening treatment[J]. Physical Testing and Chemical Analysis (Part A Physical Testing), 2013, 49(10): 661-663.
- [6] 高玉魁. 喷丸强化对渗氮40Cr和30CrMo钢疲劳性能的影响[J]. 金属热处理, 2008, 33(8): 156-159.
GAO Y K. Effect of shot peening on fatigue performance of nitrided 40Cr and 30CrMo steels[J]. Heat Treatment of Metals, 2008, 33(8): 156-159.
- [7] 牛童, 王昕宇, 吴晓春. 喷丸工艺对4Cr5Mo2V钢表面性能与磨损行为的影响[J]. 金属热处理, 2023, 48(12): 153-159.
NIU T, WANG X Y, WU X C. Effect of shot peening process on surface properties and wear behavior of 4Cr5Mo2V steel[J]. Heat Treatment of Metals, 2023, 48(12): 153-159.
- [8] 蔡雨晴, 胡雄风, 屈盛官, 等. 喷丸强化对CF53钢摩擦磨损性能的影响[J]. 机械工程材料, 2021, 45(5): 27-33.
CAI Y Q, HU X F, QU S G, et al. Effect of shot peening on friction and wear properties of CF53 steel[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2021, 45(5): 27-33.
- [9] HAWRYLUK M, GRONOSTAJSKI Z, ZWIERZCHOWSKI M, et al. Application of a prototype thermoplastic treatment line in order to design a thermal treatment process of forgings with the use of the heat from the forging process[J]. Materials, 2020, 13(11): 2441.

- [10] 栾卫志, 姜传海, 鲍宁. 喷丸处理对 TiB₂/Al 复合材料表面基体力学性能的影响[J]. 材料研究学报, 2009, 23(3): 237-241.
- LUAN W Z, JIANG C H, JI N. Influence of shot blasting on matrix mechanical properties of the surface on TiB₂/Al composite[J]. Chinese Journal of Materials Research, 2009, 23(3): 237-241.
- [11] LIU H B, ZHU W L, JIANG C H, et al. Microstructure evolution and residual stress distribution of nanostructured Mg-8Gd-3Y alloy induced by severe shot peening[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 404: 126465.
- [12] 李国宾, 关德林, 张明星. 表面纳米化中碳钢在干摩擦条件下的摩擦磨损性能研究[J]. 摩擦学学报, 2008, 28(1): 39-43.
- LI G B, GUAN D L, ZHANG M X. Friction and wear properties of medium carbon steel by means of surface
- nanocrystallization in dry sliding[J]. Tribology, 2008, 28(1): 39-43.
- [13] 李克, 朱文龙, 宋逸思, 等. 复合喷丸对 0Cr16Ni5Mo1 马氏体不锈钢表面组织和性能的影响[J]. 理化检验(物理分册), 2021, 57(12): 32-37.
- LI K, ZHU W L, SONG Y S, et al. Effects of composite shot peening on surface microstructure and properties of 0Cr16Ni5Mo1 martensitic stainless steel[J]. Physical Testing and Chemical Analysis(Part A Physical Testing), 2021, 57(12): 32-37.
- [14] 牛童, 王昕宇, 彭睿智, 等. 喷丸对 4Cr5Mo2V 钢高温摩擦磨损性能的影响[J]. 机械工程材料, 2024, 48(3): 50-56.
- NIU T, WANG X Y, PENG R Z, et al. Effect of shot peening on high temperature friction and wear properties of 4Cr5Mo2V steel[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2024, 48(3): 50-56.

Microparticle Shot Peening Process of Nitrided X210CrW12 Steel Tappet

YAO Yajun^{1,2}, LUO Changzeng^{1,2,3}, WU Xinbo^{1,2}, XU Deshi^{1,2}, CHEN Yuechun^{1,2}, JIANG Chuanhai⁴

(1. Weichai Power Co., Ltd., Weifang 261061, China; 2. State Key Laboratory of Engine and Powertrain System, Weifang 261061, China; 3. College of Materials Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China; 4. School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: Taking steel shot with diameter of 0.3 mm, ceramic shot with diameter of 0.1 mm and glass shot with diameter of 0.1 mm as shots, X210CrW12 steel tappet with overall nitriding was subjected to microparticle shot peening by using glass shot (shot peening intensity of 0.07 mm, measured by A test piece, the same as below), ceramic shot (shot peening intensity of 0.15 mm)+glass shot (shot peening intensity of 0.07 mm), and steel shot (shot peening intensity of 0.30 mm)+ceramic shot (shot peening intensity of 0.15 mm)+glass shot (shot peening intensity of 0.07 mm). The surface morphology, surface roughness, residual stress, residual austenite content and microhardness of the tappet after different process shot peening were studied. The results show that the shot peening had little effect on the surface roughness of nitrided X210CrW12 steel tappet, but could increase the value and depth of residual compressive stress and hardness of the surface and reduce the residual austenite content. After shot peening with a single type of glass shot, the tappet surface layer had relatively low and shallow-distributed residual compressive stress, the relatively high austenite content and the relatively low hardness. Compared with those after shot-peening with a single type of glass shot, after shot peening with ceramic shot+glass shot, the residual compressive stress and its layer depth and hardness increased, and the residual austenite content decreased. After shot peening with steel shot+ceramic shot+glass shot, the surface residual compressive stress was the largest, with the residual compressive stress on the outer circular surface and the end face of 1 180, 1 238 MPa, respectively, and the residual compressive stress layer depth was more than 200 μm; the residual austenite content was the lowest, with the austenite volume fraction on the outer circular surface and the end face of 1.34%, 2.65%, respectively; the microhardness was the highest, with the hardness on the outer circular surface and the end face of 1 036, 1 009 HV, respectively; this shot-peening process had the best strengthening effect on the tappet surface layer.

Key words: nitrided X210CrW12 steel tappet; microparticle shot peening; residual stress; austenite content; hardness