

基于修正LP理论的航空齿轮钢滚动接触疲劳寿命研究

赵新浩^{1,2} 吴吉展^{2,3} 刘国亮^{1,2} 李嘉玮³ 卢泽华^{2,3}

(1. 中国航发中传机械有限公司, 长沙 410200)

(2. 中国航空发动机集团有限公司航空齿轮制造技术创新中心, 长沙 410200)

(3. 重庆大学 高端装备机械传动全国重点实验室, 重庆 400044)

摘要:【目的】接触疲劳是高速、重载服役工况下齿轮的主要失效形式, 已成为限制航空装备朝着高可靠、长寿命、高功率密度方向发展的主要技术瓶颈。为探究齿轮接触疲劳寿命的定量预测, 开展了相关工作。【方法】首先, 制备了400余件9310航空齿轮钢滚动接触疲劳试件并进行了5 000余小时的接触疲劳试验, 探究了接触应力、滑差率等服役工况及渗碳磨削、喷丸强化、微粒喷丸、滚磨光整等工艺创成的表面完整性状态对滚动接触疲劳寿命的影响; 其次, 采用多元线性回归方法对伦德伯格-帕尔姆格伦(Lundberg-Palmgren, LP)理论进行修正, 形成了基于服役工况和表面完整性参数的LP滚动接触疲劳寿命预测公式。【结果】研究发现, 当滑差率从10%提升至30%时, 在接触应力为3 000 MPa的条件下, 接触疲劳寿命从 2.28×10^6 r下降52.6%至 1.08×10^6 r; 当二次喷丸工艺的强化效果较好时, 接触应力为3 000 MPa、滑差率为20%时的寿命从渗碳磨削状态的 1.52×10^6 r提升113.8%至 3.25×10^6 r; 考虑服役工况和表面完整性的LP接触疲劳寿命预测公式的预测结果误差控制在2倍分散带以内, 能够满足工程应用的要求。

关键词: 航空齿轮; 滚动接触疲劳; 服役工况; 表面完整性; LP理论

中图分类号: TH114 **DOI:** 10.16578/j.issn.1004.2539.2026.01.018

0 引言

齿轮是航空发动机的重要基础件, 被广泛应用于中央传动、附件传动等关键部位^[1]。航空齿轮在宽温域、大载荷、高转速等极端服役工况下面临着多种失效风险^{[2][3][9][4]}, 从而可能出现整机故障, 造成重大经济损失, 甚至可能威胁到人身安全。接触疲劳失效是其中最主要的失效类型之一, 不仅失效形式多样、机制复杂, 还同时受到多种因素的影响, 严重制约了航空传动的轻量化、高可靠设计。

齿轮的接触疲劳性能是一个复杂的工程问题, 受外部工况要素、材料要素、结构要素以及表面完整性参数等多方面的综合影响。外部工况要素包括载荷的大小和分布^{[5][9]}、转速的高低^[6]、润滑剂的类型和质量^[7]、工作温度^[8]等, 这些要素直接影响齿轮的应力状态和润滑条件, 从而对接触疲劳寿命产生影

响。ZHANG等^[9]基于Jiang-Sehitoglu疲劳-棘轮耦合损伤准则进行接触疲劳仿真分析, 发现随着载荷增大, 产生棘轮损伤的区域数量增加, 从而导致接触疲劳寿命呈现出指数级下降的变化趋势。

在材料要素方面, 齿轮材料的屈服强度、抗拉强度、韧性等力学性能, 以及非金属夹杂物、铸造气孔等材料内部缺陷, 都会对齿轮的接触疲劳性能产生直接影响^[10]。张文博等^[11]研究发现, 齿轮服役过程中, 次表面夹杂物的存在将使应力集中更显著; 且夹杂物尺寸越大, 应力集中越严重; 当夹杂物位于约0.49倍接触半宽深度时危害最大。ZHANG等^{[12][107203]}获取了渗碳淬火处理后的18CrNiMo7-6齿轮接触疲劳强度极限(1 570 MPa); 而李永祥等^[13]发现, 35CrNiMo感应淬火齿轮接触疲劳极限为1 000.5 MPa。这说明, 初始材料对齿轮接触疲劳的影响差距较大。

收稿日期: 2024-09-07

基金项目: 航空科学基金项目(2024M0700Q9001); 中国航空发动机集团航空齿轮制造技术创新中心开放基金项目(AGMTIC-KFKT-202406)

作者简介: 赵新浩,男,1989年生,河南汤阴人,博士,高级工程师; 主要研究方向为高性能精密航空齿轮传动制造; zhaoh729@qq.com。

卢泽华(通信作者),男,1993年生,四川宜宾人,博士,助理研究员; 主要研究方向为航空齿轮传动系统高功率密度设计;

zehualu@cqu.edu.cn。

引用格式: 赵新浩,吴吉展,刘国亮,等. 基于修正LP理论的航空齿轮钢滚动接触疲劳寿命研究[J]. 机械传动,2026,50(1): 142-154.

ZHAO Xinhao, WU Jizhan, LIU Guoliang, et al. Study on rolling contact fatigue life of aviation gear steel based on modified LP theory [J]. Journal of Mechanical Transmission, 2026, 50(1): 142-154.



免费获取

在结构要素方面, 齿轮的几何设计和制造精度也是影响接触疲劳寿命的重要因素。齿轮的齿形、齿数、模数、压力角、齿面修形等设计参数, 以及齿轮的加工精度、安装误差等, 都会影响齿轮的接触状态和应力分布, 从而影响齿轮的接触疲劳性能^[14]。刘怀举等^[13]发现, 齿轮的宏微观结构共同决定齿面上的载荷分布及齿面摩擦力, 啮合原理、装配空间等齿轮宏观集合参数直接决定齿轮副的接触曲率半径、滑滚速度等, 多种因素共同改变齿轮的接触条件, 同时也显著改变齿轮的接触状态和应力分布, 进而影响齿轮的接触疲劳寿命。

表面完整性参数有表面形貌、残余应力、表面硬度等, 它们是齿轮经过各种表面处理和加工工艺后形成的, 对齿轮的接触疲劳性能有着至关重要的影响。美国国家航空航天局的KRANTZ等^[15]对比了渗碳磨削(粗糙度为 $0.6\ \mu\text{m}$)和超精加工(粗糙度为 $0.1\ \mu\text{m}$)齿轮的接触疲劳寿命, 发现经超精加工处理后, 齿面粗糙度得到明显改善, 齿轮的接触疲劳寿命提升约10倍。WU等^[16]系统研究了类金刚石(Diamond-Like Carbon, DLC)涂层对渗碳钢齿轮综合承载能力的影响, 发现经过涂层后齿轮的表面硬度达到2 000 HV以上, 表面残余压应力幅值较初始态提升了200 MPa, 而表面形貌几乎没有变化; 同时, 齿轮接触疲劳极限提升12.74%。SONG等^[17]对AISI 9310齿轮钢开展了激光冲击强化工艺试验, 并进行了滚动接触疲劳寿命测试, 发现经过激光冲击强化后, 试件的表面硬度由237 HV提升到298 HV, 残余压应力幅值由21 MPa提升到600 MPa, 表面硬度和残余压应力的提升使得强化试件在3 200 MPa接触应力下的接触疲劳寿命较未强化试件提升了68.3%。

齿轮的接触疲劳性能对航空齿轮的可靠性至关重要, 但开展相关试验需要消耗大量人力物力。为了提高效率并降低成本, 亟须开展相应的滚动接触疲劳寿命预测公式研究。吴吉展等^[18]使用随机森林(Random Forest, RF)和支持向量机(Support Vector Machine, SVM)算法研究了表面粗糙度、残余应力和硬度等表面完整性参数与齿轮钢滚动接触疲劳性能之间的关系, 得到了滚动接触疲劳寿命的预测公式, 预测结果与试验值的相对误差小于24%; ZHANG等^[19]基于伦德伯格-帕尔姆格伦(Lundberg-Palmgren, LP)理论模型, 推导了考虑残余应力、粗糙度的滚动接触疲劳寿命预测公式, 渗碳磨削、喷丸强化、微粒喷丸等处理后的疲劳寿命预测误差可以控制在1.5倍的分散带以内。

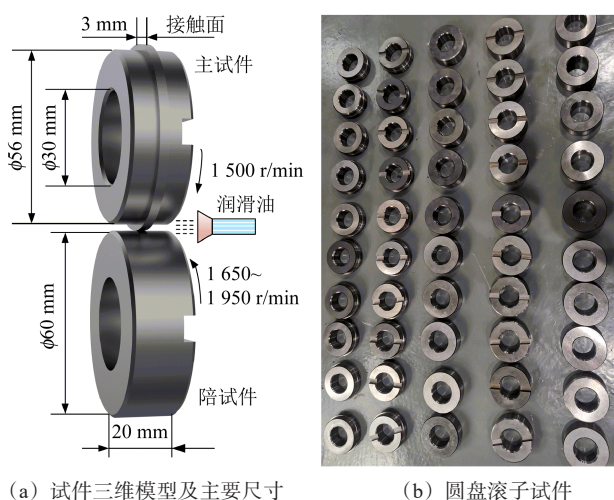
然而, 齿轮的工作环境复杂, 其服役性能受载

荷、滑差率等多种外部因素的影响; 此外, 经表面强化处理后的齿轮表面形貌、残余应力、硬度等表面完整性参数的改变也会显著影响其接触疲劳性能。目前, 齿轮在不同工况和工艺下的接触疲劳性能尚未有明确的定量结论, 表面完整性参数的选取严重依赖工程经验, 极大限制了现代高端航空装备的研发进程。因此, 探索服役工况和表面完整性参数对滚动接触疲劳性能的影响规律、获取齿轮滚动接触疲劳性能的寿命预测公式, 对于提高齿轮的可靠性和耐久性、推动机械传动领域的科技进步具有重要意义。

1 试验方法及表征

1.1 试件制备

本研究采用AISI 9310航空齿轮钢。为模拟航空齿轮进行接触疲劳性能试验, 采用滚动接触疲劳试件模拟齿面接触^[20]。如图1(a)所示, 滚动接触疲劳试验分为主试件及陪试件。主试件主体部分直径为56 mm, 中间区域为高2 mm、宽3 mm的接触台阶面, 即滚动接触疲劳的试验区域; 陪试件直径为60 mm; 主、陪试件内孔直径均为30 mm。主、陪试件之间的接触方式为线接触, 接触宽度即为主试件的台阶面宽度3 mm。通过渗碳淬火、磨削等加工处理后, 齿面硬度达到58 HRC, 表面粗糙度 S_a (算术平均偏差)在 $0.6\ \mu\text{m}$ 左右^[21]。加工用于不同工艺进行表面完整性表征及滚动接触疲劳试验的主、陪试件共424件, 部分加工后的圆盘实物如图1(b)所示。



(a) 试件三维模型及主要尺寸

(b) 圆盘滚子试件

图1 试件的三维模型与实物

Fig. 1 Three dimensional model and physical object of the specimens

1.2 表面强化处理

为探究不同表面强化工艺对航空齿轮钢滚动接触疲劳性能的影响, 对渗碳磨削后的试件进行喷丸、微粒喷丸、二次喷丸、滚磨光整等不同表面强化工艺处理。表1所示为进行的不同表面强化处理的工艺及其

工艺参数。渗碳淬火后进行磨削处理,采用外圆磨,设定砂轮线速度为30 m/s、磨削深度为50 μm 、进给速度为20 $\mu\text{m}/\text{s}$,该状态为基准状态;进行渗碳磨削后再进行不同的表面强化工艺处理。

表1 表面强化处理工艺参数

Tab. 1 Process parameters for the surface strengthening treatment

工艺	工艺代号	主要工艺参数
渗碳磨削	GR	
常规喷丸	SP-I	0.20 mmA, 200%, 0.6 mm
	SP-II	0.35 mmA, 200%, 0.6 mm
	SP-III	0.50 mmA, 200%, 0.6 mm
二次喷丸	DSP	0.35 mmA, 200%, 0.6 mm; 0.20 mmA, 200%, 0.4 mm
微粒喷丸	FPP-I	0.05 mmN, 200%, 0.05 mm
	FPP-II	0.10 mmN, 200%, 0.05 mm
	FPP-III	0.15 mmN, 200%, 0.05 mm
磨削光整	GR+BF	初始状态为渗碳磨削, 150 r/min, 30 min, TP3 \times 3白刚玉
喷丸光整	SP+BF	初始状态为SP-II喷丸强化, 150 r/min, 30 min, TP3 \times 3白刚玉
二次喷丸光整	DSP+BF	初始状态为DSP二次喷丸, 150 r/min, 30 min, TP3 \times 3白刚玉

使用MT25-G80IIE/1/R型气动式喷丸机对渗碳磨削态的试件进行常规喷丸强化和二次喷丸处理。对常规喷丸强化进行了3组不同的工艺参数处理,工艺代号分别为SP-I、SP-II、SP-III,对应的喷丸强度分别为0.20、0.35、0.50 mmA;3种常规喷丸所采用的喷丸覆盖率均控制在200%,弹丸均采用0.6 mm大小的钢丝切丸。二次喷丸分两步进行,先使用直径0.6 mm的钢丝切丸进行强度为0.35 mmA的第一道喷丸,随后使用直径0.4 mm的钢丝切丸进行强度为0.20 mmA的第二道喷丸,两次喷丸的覆盖率均为200%。

使用PT 2000-G80/1型气动式微粒喷丸机对渗碳磨削态的试件开展3种不同喷丸强度的微粒喷丸处理,工艺代号分别为FPP-I、FPP-II和FPP-III,对应的喷丸强度分别为0.05、0.10、0.15 mmN;3种微粒喷丸所采用的喷丸覆盖率均控制在200%,弹丸均采用0.05 mm大小的铸钢丸。

基于XL 400立式旋流式滚磨光整机进行超精加工,对初始状态为渗碳磨削、SP-II喷丸强化处理及DSP二次喷丸处理的试件进行滚磨光整处理,所有试件滚磨光整工艺参数均一致。其中,主轴转速为150 r/min,滚筒转速为50 r/min,试件在光整机中的埋入深度为150 mm,光整时间为30 min,主轴正转、反转各15 min;磨料使用TP3 \times 3白刚玉,磨剂使用浓度为3%的HA-PC。

1.3 表面完整性检测

ZHANG等^{[12][107203]}研究发现,表面形貌、残余应力及显微硬度等表面完整性参数是影响滚动接触疲劳性能的主要参数。因此,基于白光干涉仪、X射线衍射仪、显微硬度计对表面形貌、残余应力及显微硬度进行表征。采用Rtec MFT-5000白光干涉模块进行表面形貌测试,测试选用放大倍数为10倍的白光镜头,光斑大小为1.11 mm \times 0.89 mm;测量完成后能够获得试件的表面形貌数据,进一步计算可获得表面粗糙度 S_a ^{[22][105785]}、表面粗糙度 S_q (均方根偏差)^{[23][83]}、表面性状宽高比 S_{kr} ^{[24][128133]}等参数;为尽可能减少偶然因素对测试结果的影响,测量时随机取12次测量的均值作为该状态试件表面形貌测试的最终结果。

残余应力的测试使用基于X射线衍射测试方法的PULSTEC μ -360s型残余应力仪。检测仪的X射线靶材为Cr靶,工作电压为30 kV,工作电流为15 mA,对于铁质材料的入射角度为35 $^\circ$;检测仪通过二维面探测器获得完整的德拜环,再通过德拜环上各点的畸变计算得到试件测量位置处的残余应力值。为测量残余应力沿深度方向的分布,使用Proto-8818型电解抛光机,采用电化学腐蚀法去除试件的表面材料;饱和NaCl溶液为电解液,工作电压为60 V,电流为2 A,每次腐蚀时间为30 s;腐蚀后,使用精度为0.001 mm的数显千分尺对腐蚀深度进行测量,再进一步测量试件不同深度的残余应力值。为减小测量误差,每个测试点的腐蚀深度和残余应力都需要重复进行3次测试,并取其平均值作为最终的测量结果。

基于MHVS-1000AT显微硬度计进行显微硬度测试。显微硬度测试前需要对试件进行线切割、镶嵌、打磨等制样过程,具体过程可参考前期研究工作^{[21][157]}。制样完成后,对样品进行显微硬度的测量,试验力为4.903 N,试验力保持时间为12 s,单个测量点的宽度在40 μm 左右,测量深度为2 mm。

1.4 滚动接触疲劳性能测试

基于CQHH-RCF-A型滚动接触疲劳试验机进行疲劳试验。采用电动液压缸加载,最大加载力可达20 kN;主轴、陪轴均通过联轴器与无级电动机相连,试验台的最大转速可达3 000 r/min。图2所示为滚动接触疲劳试验机的基本结构及试件安装情况。试验安装时,将带有台阶面的主试件安装于主轴上,不带有台阶面的陪试件安装于陪轴上;试验过程中,主试件和陪试件的旋转方向相反,主轴转速设置为1 500 r/min;润滑油为Mobil 600 XP100,润滑方式为喷油润滑,润滑油量为1.5 L/min。

当试验过程中的振动有效值超过阈值 30 m/s^2 时, 试验机会自动停机。试验机停机后, 需要开箱对滚子试件表面进行观察。若滚子表面深层的剥落面积不小于 3 mm^2 或在 10 mm^2 的面积内出现的麻点率不

小于 15% 的损伤, 则判定滚子已发生接触疲劳失效。若试验中试件的循环次数超过越出基数 10^7 r 还未发生失效, 则停止试验, 认为该试验点已经超出试验范围, 记录该点为越出点^{[20]287}。

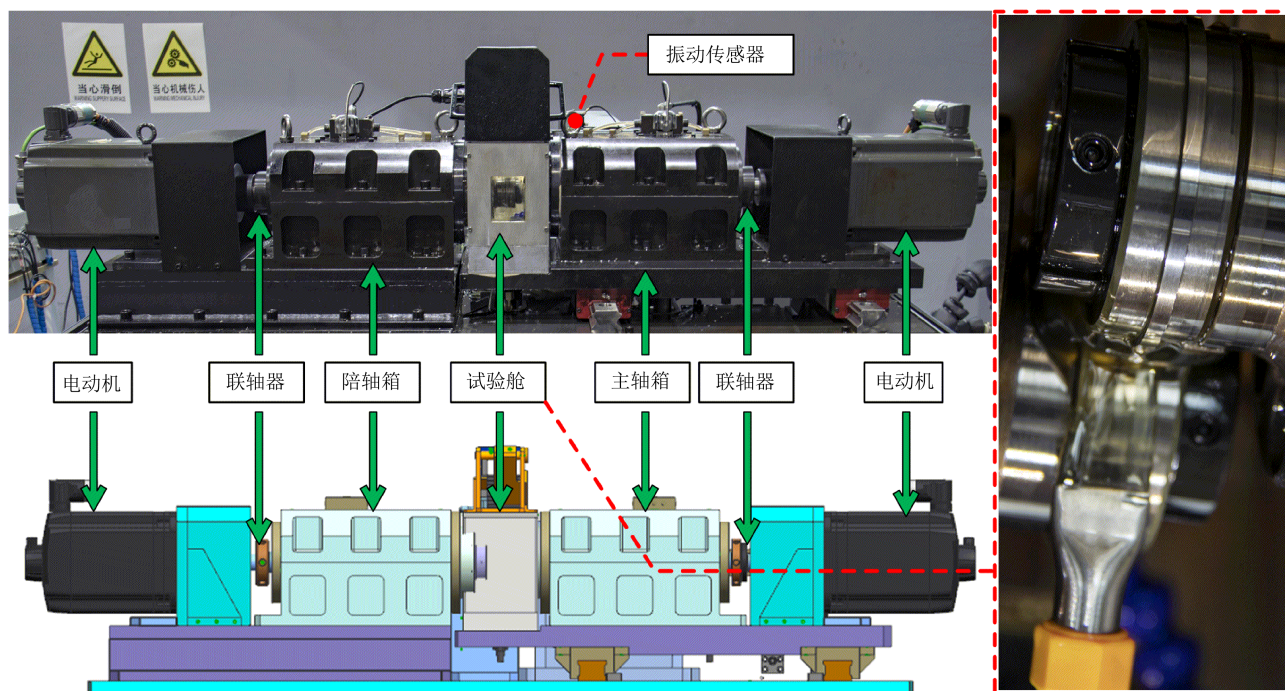


图2 滚动接触疲劳试验机

Fig. 2 Rolling contact fatigue testing machine

试验过程中, 载荷来自试验机电缸的径向加载力, 可以通过赫兹接触公式计算径向加载力和试件间的最大接触应力, 具体计算过程可参考前期工作^{[21]161}。径向加载力分别设置为 $7\ 806$ 、 $9\ 445$ 、 $11\ 241 \text{ N}$, 从而获得 $2\ 500$ 、 $2\ 750$ 、 $3\ 000 \text{ MPa}$ 的赫兹接触应力。由于齿轮在节线附近的区域较易发生接触疲劳失效, 本文选取的滑差率分别为 10%、20% 和 30%^{[5]21}。为尽量减少其他因素的影响, 各接触应力和滑差率下的主轴转速固定为 $1\ 500 \text{ r/min}$, 探究以接触应力、滑差率为代表的服役工况及不同表面强化工艺对滚动接触疲劳性能的影响。

表2所示为不同表面强化处理工艺在不同服役工况下的滚动接触疲劳试验。一共进行 19 组滚动接触疲劳试验, 每组试验需要测试 3~5 个完整有效的试验点, 进而采用数理统计方法获得不同可靠度下的滚动接触疲劳寿命。由于试验过程中可能出现试验机故障、试验异常等突发情况, 因此, 需要预留 3~5 个试验件备用; 而对于不同表面强化工艺处理的试件, 还需预留 2 对左右的试验件进行表面完整性检测, 因此, 本文共准备 212 对试验件进行试验。本文基于双参数韦伯分布函数对疲劳试验点进行数据分析, 计算不同可靠度下的疲劳寿命, 并绘制相应的失效概率-

寿命($P-N$)曲线^{[20]288}。为更好地进行寿命结构分析与统计, 本文均采用 50% 可靠度下的寿命进行分析。

2 表面完整性及滚动接触疲劳寿命

2.1 表面完整性

表面形貌及表面粗糙度对滚动接触疲劳性能的影响显著, 其通过影响齿面服役过程中的润滑性能和受力状态, 使得服役过程中的应力集中系数发生改变, 从而对齿面接触疲劳性能产生影响^{[22]105785}。

图3所示为经不同表面强化处理后的试件表面粗糙度的分布情况。可以发现, 经渗碳磨削后, 表面粗糙度 $S_a=0.58 \mu\text{m}$, $S_q=0.80 \mu\text{m}$ 。经不同强度的喷丸强化处理后, 表面粗糙度 S_a 和 S_q 都出现了明显的上升, 且与喷丸强度呈显著的正相关关系^{[23]83}。当喷丸强度为 0.50 mmA 时, 表面粗糙度的增大幅度最大, $S_a=0.97 \mu\text{m}$, 增大了 67.2%; $S_q=1.17 \mu\text{m}$, 增大了 46.2%。当进行二次喷丸后, 试件的表面粗糙度 S_a 和 S_q 较单次喷丸均有所下降, S_a 降低至 $0.78 \mu\text{m}$, 体现出二次喷丸在降低粗糙度方面的效果^{[24]128133}。

当进行微粒喷丸处理后, 表面粗糙度明显降低。这是因为在微粒喷丸过程中弹丸冲击速度大、丸粒较小, 进而产生微犁削的作用, 能降低磨削刀痕

“峰”与“谷”的高度差，从而使得表面粗糙度产生一定程度的下降^[25]。在0.05、0.10、0.15 mmN强度的微粒喷丸后，试件的表面粗糙度 S_a 分别为0.33、0.50、0.53 μm ，较渗碳磨削态分别降低了43.1%、13.8%和8.6%，表面粗糙度有一定程度的改善^{[26]1523-1534}。

表2 不同表面强化处理后的滚动接触疲劳试验工况

Tab. 2 Rolling contact fatigue test conditions after different surface strengthening treatments

试验组	接触应力/MPa	滑差率/%	处理工艺	试件数量/对
I	2 500	10	GR	12
II	2 750	10	GR	10
III	3 000	10	GR	10
IV	3 000	20	GR	10
V	3 000	30	GR	10
VI	2 500	10	SP-I	12
VII	2 500	10	SP-II	12
VIII	3 000	20	SP-II	10
IX	2 500	10	SP-III	12
X	2 500	10	FPP-I	12
XI	2 500	10	FPP-II	12
XII	2 500	10	FPP-III	12
XIII	2 500	10	DSP	12
XIV	3 000	20	DSP	10
XV	2 500	10	GR+BF	12
XVI	3 000	10	GR+BF	10
XVII	2 500	10	SP+BF	12
XVIII	3 000	10	SP+BF	10
XIX	3 000	20	DSP+BF	12

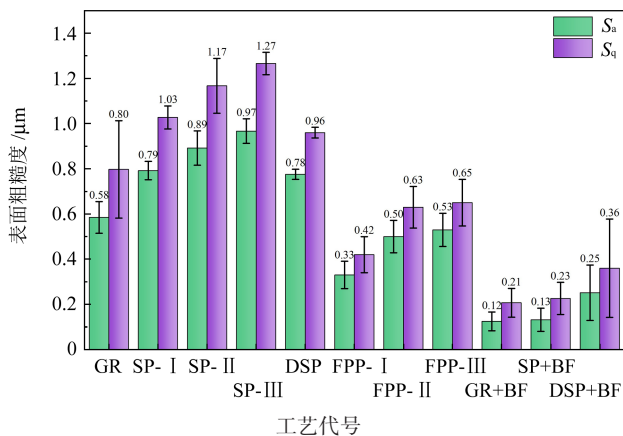


图3 不同表面处理后的表面粗糙度

Fig. 3 Surface roughness after different surface treatments

进行滚磨光整工艺处理后发现，该工艺能显著提升试件的表面质量，在保持各向同性的同时降低试件的表面粗糙度，不仅有利于试件的润滑，还能避免因过大粗糙度产生的应力集中，这些都有利于

材料接触疲劳性能的提升^[27]。同时发现，滚磨光整工艺显著降低了渗碳磨削和常规喷丸试件的表面粗糙度。其中， S_a 下降到0.13 μm 左右，较其初始状态分别降低了79.3%和85.4%，渗碳磨削和常规喷丸试件在滚磨光整后的表面粗糙度趋于一致。二次喷丸试件在进行滚磨光整后表面粗糙度也有所降低， S_a 降低至0.25 μm ，较光整前降低了67.9%。

残余压应力对齿轮服役过程中的抑制疲劳裂纹萌生、扩展有着显著效果^[28]，从而可提升齿轮的抗疲劳性能。图4所示为经渗碳磨削、喷丸、二次喷丸、微粒喷丸、滚磨光整等不同表面处理后的残余压应力分布。由图4可知，渗碳磨削试件的表面残余应力为-516 MPa，在距表面0.05 mm的位置处降低至-250 MPa，随后在-250 MPa上下波动。进行喷丸强化及二次喷丸强化后，残余应力呈典型的“勺子形”，0.20、0.35、0.50 mmA强度的常规喷丸的表面残余应力分别为-1 024、-940、-870 MPa，可见增大喷丸强度将降低表面残余压应力幅值^[29]。

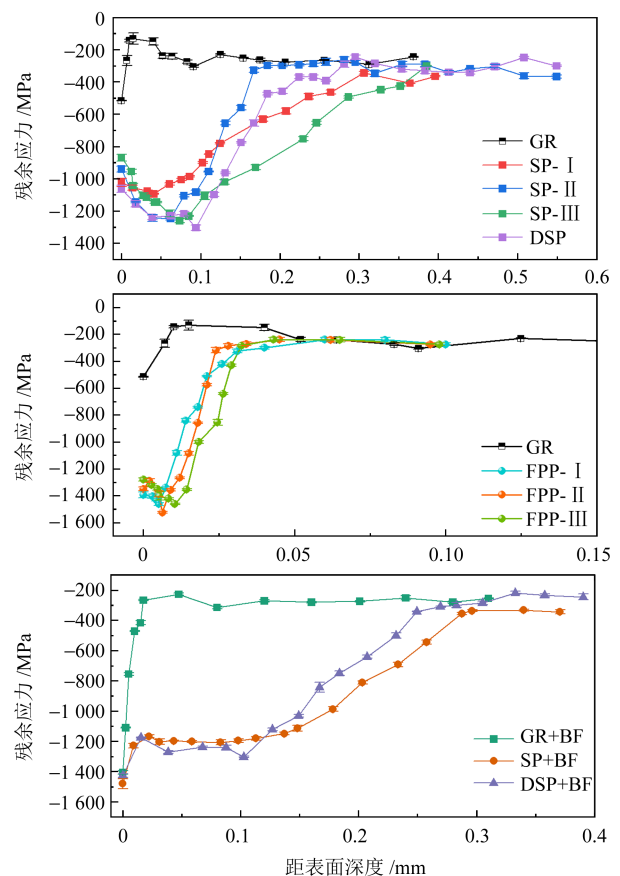


图4 不同表面处理后的残余压应力分布

Fig. 4 Distribution of the residual compressive stress after different surface treatments

二次喷丸处理后的表面残余应力达到-1 056 MPa，较单次喷丸有一定程度的提升；不同强度常规喷丸后的最大残余压应力分别为-1 094、-1 247、-1 260 MPa，

出现深度分别为0.04、0.06、0.07 mm, 可见最大残余压应力和出现深度与喷丸强度成正相关。二次喷丸后残余压应力峰值为-1 304 MPa, 出现在距表面0.09 mm处。这说明二次喷丸一方面增大了表面及次表面残余压应力峰值, 另一方面使得残余压应力峰值向更深处移动。

微粒喷丸处理后, 残余压应力的影响范围较浅, 在距表面不到0.05 mm处就降低至-250 MPa左右。但微粒喷丸工艺引入的表面残余压应力值比常规喷丸显著提升, 经0.05、0.10、0.15 mmN的喷丸强度处理后, 表面残余压应力分别达到-1 395、-1 350、-1 280 MPa。而进行滚磨光整处理后, 在近表层产生类似应力强化效果, 表面残余压应力显著提升。以渗碳磨削为例, 进行滚磨光整处理后, 表面残余压应力达到-1 400 MPa, 在距表面0.02 mm处降低至与渗碳磨削状态相当的水平^{[21]59}。

表面硬度直接决定了材料的强度和耐磨性, 对接触疲劳中的点蚀和微点蚀具有显著影响^[30]。测试了不同工艺状态下的硬度梯度, 分析了工艺状态对硬度的影响。图5所示为不同表面处理后的表面硬度分布。渗碳磨削试件的表面硬度为644 HV, 硬度沿深度递减, 有效硬化层(硬度大于550 HV)深度约为0.8 mm; 3种不同喷丸强度处理后的表面硬度分别为675、709、714 HV, 随喷丸强度逐步增大; 经二次喷丸处理后, 表面硬度进一步提升到726 HV。

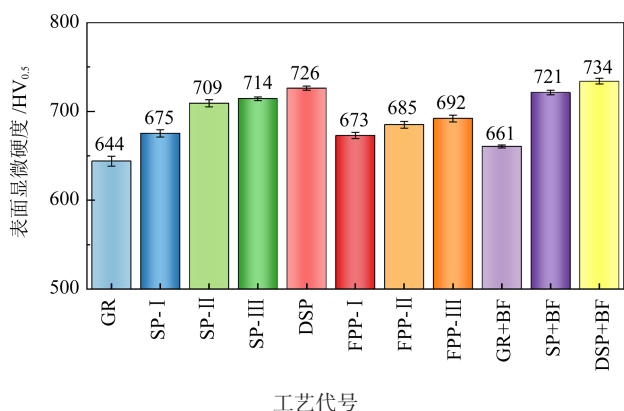


图5 不同表面处理后的表面硬度

Fig. 5 Surface hardness after different surface treatments

与喷丸强化类似, 微粒喷丸同样显著提升了试件的表面显微硬度, 且表面显微硬度与微粒喷丸强度成正相关。0.05、0.10、0.15 mmN强度微粒喷丸后, 试件的表面硬度分别为673、685、692 HV。滚磨光整工艺能够进一步提升试件表面的显微硬度。对于渗碳磨削试件, 滚磨光整使其硬度由644 HV提升到661 HV; 喷丸试件在滚磨光整处理后, 表面硬度从709 HV提升到721 HV, 二次喷丸试件则从

726 HV提升到734 HV。

2.2 滚动接触疲劳寿命

接触应力直接决定了齿轮的接触疲劳寿命, 特别是在航空齿轮的应用中, 由于其齿轮传动系统要求的长寿命、高功率密度和高可靠性的特殊工作环境, 航空齿轮的接触疲劳寿命显得尤为关键^{[31]3}。因此, 明确接触应力对航空齿轮滚动接触疲劳寿命的定量影响具有重要意义。为了量化接触应力对滚动接触疲劳寿命的具体影响, 对试验组 I、II、III 在 2 500、2 750、3 000 MPa 3 种不同的接触应力水平、滑差率均控制在 10% 下进行了滚动接触疲劳试验。

图6所示为各接触应力下的滚动接触疲劳寿命分布。在 2 500 MPa 接触应力下进行了 7 组试验。其中 1 个试验点的循环次数超过越出基数 10^7 r 而没有失效, 该试验点为越出点, 其寿命记录为 10^7 r; 其他各试验点寿命均值为 5.56×10^6 r; 在 2 750 MPa 接触应力下进行了 5 组试验, 寿命均值为 2.94×10^6 r; 在 3 000 MPa 接触应力下同样进行了 5 组试验, 寿命均值为 2.28×10^6 r。

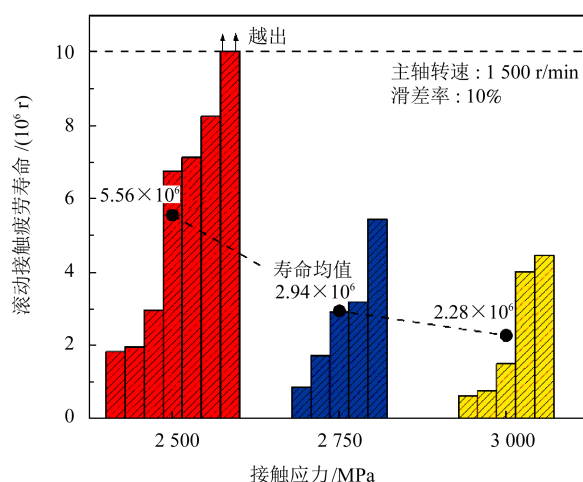


图6 9310航空齿轮钢在不同接触应力下的滚动接触疲劳寿命分布

Fig. 6 Rolling contact fatigue life distribution of the 9310 aviation gear steel under different contact stresses

鉴于疲劳寿命具有非常显著的分散性特征, 为更严谨地分析不同接触应力下的滚动接触疲劳寿命, 使用双参数韦伯分布对各接触应力下的寿命数据进行处理。图7所示为 AISI 9310 钢滚子在不同接触应力下的 $P-N$ 曲线。可发现, 在 2 500、2 750、3 000 MPa 接触应力下, 试件的滚动接触疲劳 $P-N$ 曲线依次从左到右排列; 随着接触应力的增加, $P-N$ 曲线依次向左偏移, 说明在更小的接触应力下有更长的接触疲劳寿命; 同时, 在 2 500、2 750、3 000 MPa 接触应力下试件的 $P-N$ 曲线斜率均较小, 说明在 10% 滑差率下 AISI 9310 钢滚子试件的寿命分布呈现明显

的离散性特征，2 500~3 000 MPa的接触应力对该滑差率下 AISI 9310 钢滚子接触疲劳寿命分散性的影响相对有限。

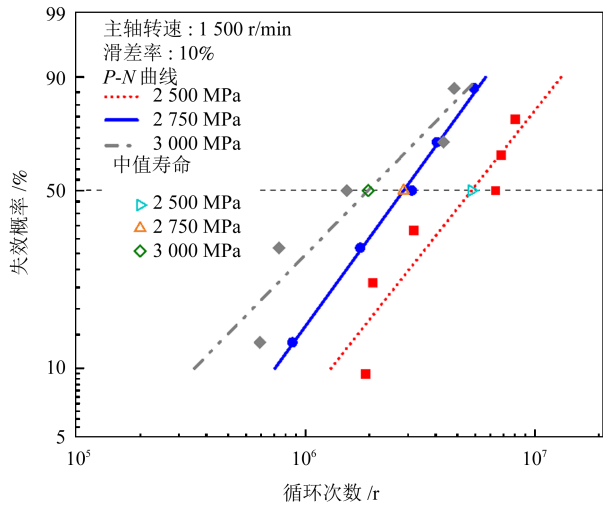


图7 不同接触应力下的P-N曲线

Fig. 7 P-N curves under different contact stresses

为进一步揭示滑差率对 AISI 9310 航空齿轮钢滚动接触疲劳性能的具体影响，对试验组 III、IV、V 分别在 10%、20% 和 30% 滑差率条件下进行了滚动接触疲劳寿命试验。图 8 所示为 3 种不同滑差率的疲劳寿命试验结果。研究发现，10% 滑差率下，各试验点的寿命均值为 2.28×10^6 r；20% 滑差率下的寿命均值为 1.52×10^6 r；30% 滑差率下的寿命均值为 1.08×10^6 r。在 10% 滑差率下，试件的寿命分散性很大，说明在较低的滑差率下，齿轮钢的失效机制可能更加复杂，受多重因素的复合影响；而在 20% 和 30% 的滑差率下，寿命的分散性相对较小，这可能意味着在 20% 和 30% 滑差率下，滑差率对滚动接触疲劳寿命的影响更为显著，其他失效因素的作用相对减弱。MA 等^{[31]16}通过对车轮-轮轨的研究发现，滑差率和摩擦因数之间存在正相关关系，但当滑差率增大到一定程度时，摩擦因数不再随滑差率的增大而显著增加。较大的摩擦因数会带来更严重的表面磨损，同时加剧试件的塑性变形，促进裂纹的萌生，并为裂纹的扩展提供动力^{[32][33]168}。因此，在 3 000 MPa 接触应力下，滑差率增加导致材料寿命分散性降低，可能使摩擦因数的影响相较于接触应力而言变得更加显著。

为探究渗碳磨削、喷丸强化、二次喷丸、微粒喷丸、滚磨光整、喷丸光整等工艺对航空齿轮钢疲劳寿命的影响，基于试验组 I、VI、VII、IX、X、XI、XII、XIII、XIV、XVII 进行 2 500 MPa 接触应力、10% 滑差率的滚动接触疲劳寿命试验。图 9 所示为不同表面强化工艺下的滚动接触疲劳寿命。当喷丸强度为

0.20 mmA 时，寿命均值为 4.83×10^6 r；喷丸强度达到 0.35 mmA 时，寿命均值为 5.82×10^6 r；喷丸强度进一步增加到 0.50 mmA 时，寿命均值为 5.51×10^6 r。试验结果表明，滚动接触疲劳寿命并不会随喷丸强度的增大而线性增大，而是呈现先增后减的趋势；0.35 mmA 的中等强度喷丸的滚动接触疲劳寿命提升效果最为明显。而在进行二次喷丸处理后，寿命均值为 8.09×10^6 r，二次喷丸寿命相较于单次喷丸有显著的提高，其中 1 个寿命点越出基数 10^7 r。

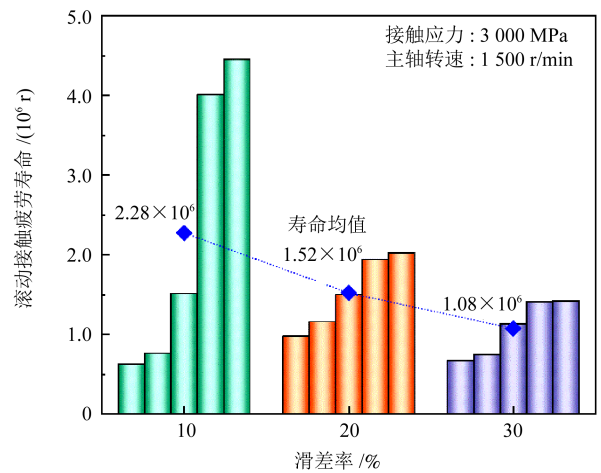


图8 不同滑差率下的滚动接触疲劳寿命

Fig. 8 Rolling contact fatigue life under different slip rates

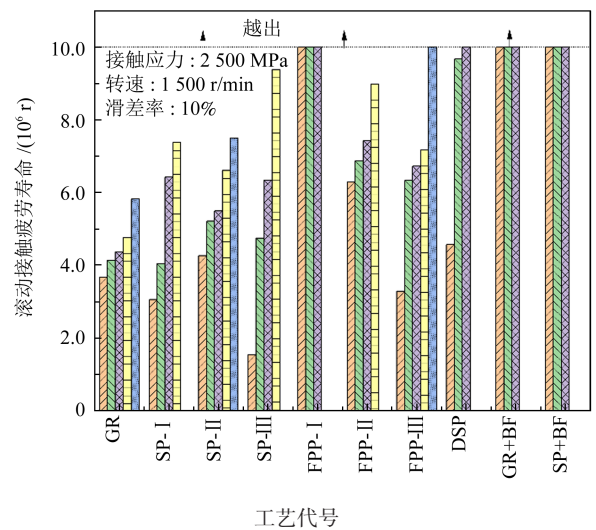


图9 不同表面强化工艺下的滚动接触疲劳寿命

Fig. 9 Rolling contact fatigue life under different surface strengthening processes

进行不同强度的微粒喷丸处理后，其寿命均值分别为 10^7 、 7.40×10^6 、 6.71×10^6 r；0.05 mmN 微粒喷丸强度下 3 个试件的循环次数均超过了越出基数，未发生失效；0.15 mmN 强度下也有 1 个试验点越出，但其疲劳寿命的分布相对离散，均值略低于 0.10 mmN 强度微粒喷丸。而进行滚磨光整处理后，

磨削和喷丸态滚子的表面粗糙度显著降低, 表面残余压应力和表面硬度得到提高, 从而使得在 2 500 MPa 接触应力、10%滑差率条件下的疲劳寿命均超过 10^7 r, 疲劳寿命相对于其他工艺状态显著提升。

此外, 为进一步探究微粒喷丸、二次喷丸、滚磨光整、二次喷丸+光整在高接触应力条件下的疲劳性能, 开展了 3 000 MPa、20%滑差率下的滚动接触疲劳试验; 并基于双参数韦伯分布函数计算出各种服役工况和表面强化状态下 50%可靠度下的疲劳寿命, 如图 10 所示。在 2 500 MPa 接触应力、10%滑差率的工况下, 0.05 mmN 强度微粒喷丸、磨削光整和喷丸光整工艺都具有极好的强化效果, 经这些工艺处理后试件的中值寿命都达到 10^7 r 以上; 二次喷丸、0.10 mmN 强度和 0.15 mmN 强度微粒喷丸在该工况下也同样有着良好的强化效果, 中值寿命有较显著的提高; 单次常规喷丸在该工况下的强化效果则相对有限, 寿命未发生显著变化。在 3 000 MPa 接触应力、10%滑差率的工况下, 磨削光整和喷丸光整工艺都有着良好的提升效果, 这些工艺处理后试件的寿命提升了 30% 以上, 喷丸光整的提升效果最好, 提升幅度达到 70.7%。在 3 000 MPa 接触应力、20%滑差率的工况下, 0.35 mm 强度喷丸强化、二次喷丸和二次喷丸+滚磨光整均显著提高了试件的接触疲劳寿命, 提升幅度在 80% 以上; 其中, 二次喷丸+滚磨光整的强化效果最好, 使得试件的寿命提升了 121.7%, 喷丸试件在高滑差率下具有更好的强化效果。

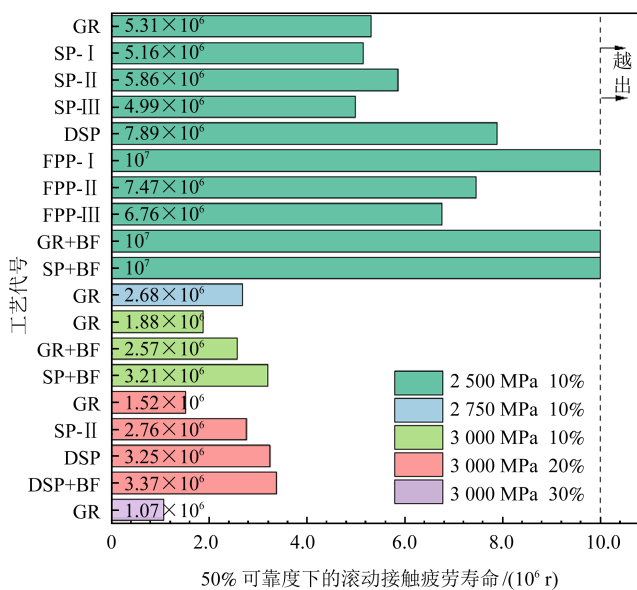


图 10 不同强化工艺、服役工况下的滚动接触疲劳寿命

Fig. 10 Rolling contact fatigue life under different strengthening processes and service conditions

3 基于修正LP理论的滚动接触疲劳寿命预测

3.1 基于LP理论的滚动接触疲劳寿命预测方法

LUNDBERG 等^{[33][71]}通过大量的轴承疲劳试验, 结合赫兹接触理论以及韦伯关于材料强度统计特性的研究, 提出轴承滚动接触疲劳寿命的LP理论。该理论以指数函数形式描述了轴承滚动接触疲劳寿命中次表面裂纹萌生的存活概率, 即

$$\ln \frac{1}{S} \propto \frac{\tau_0^c N^e V}{z_0^h} \quad (1)$$

式中, S 为次表面裂纹萌生的存活概率, 即可靠度; τ_0 为最大初始正交剪应力, Pa; c 为应力指数; h 为深度指数; N 为应力循环次数, 即滚动接触疲劳寿命; e 为试验寿命数据的韦伯斜率; V 为高应力影响区域的体积, m^3 ; z_0 为最大正交剪应力发生的深度, m 。其中, 指数 c 与 h 均需要通过试验进行确定。

LP理论的另一形式是将零件的滚动接触疲劳寿命 N 表达为零件的动态承载能力与当量工作载荷之比的指数函数, 即

$$N = (C_D/P_d)^p \quad (2)$$

式中, C_D 为零件的动态承载能力, MPa; P_d 为当量工作载荷, MPa; p 为载荷-寿命指数。 p 是韦伯斜率 e 、应力指数 c 和深度指数 h 的函数, 同样需要通过试验进行确定^[34]。

本研究主要关注的是齿轮钢在 50%可靠度下的滚动接触疲劳寿命 $N_{50\%}$, 即中值寿命。确定了可靠度后, 式(1)的左半部分为常量, 中值寿命可以表示成与最大正交剪应力 τ_0 、最大正交剪应力发生深度 z_0 和高应力影响区域体积 V 相关的函数。因此, 可以将式(1)进行变换, 得到

$$N_{50\%} = A \times [(\ln \frac{1}{50\%} \times z_0^h)/(\tau_0^c \times V)]^{1/e} \quad (3)$$

式中, A 为与材料性能有关的比例系数, 受材料特性、热处理等因素影响, 同样需要通过试验进行确定。本研究使用的圆盘滚子试件为线接触, 根据赫兹理论, 最大正交剪应力 τ_0 、最大正交剪应力所在深度 z_0 和高应力影响区域体积 V 的计算式^{[35][70]}分别为

$$\tau_0 = \frac{1}{4} \sigma_{\max} \quad (4)$$

$$z_0 = \frac{1}{2} b_H \quad (5)$$

$$V = lLz_0 \quad (6)$$

式中, σ_{\max} 为根据赫兹接触公式计算得到的最大接触应力, Pa; b_H 为赫兹接触半宽, 同样由赫兹接触公式进行计算, m ; l 为接触线的长度, 即圆盘滚子试件的周长, m ; L 为接触线的宽度, 即主试件台阶面的宽度, m 。

3.2 基于服役工况及表面完整性的LP公式修正

COY等^{[35]273}基于AISI 9310齿轮钢在3种不同接触应力下开展了接触疲劳试验,研究发现,韦伯斜率 e 随着载荷的增加而增加,其平均值为2.5。因此,将预测公式中的韦伯斜率 e 取值修正为2.5。

根据前人的研究结果^[36],本研究选取深度指数 $h = 2.33$ 和韦伯斜率 $e = 2.5$ 来研究AISI 9310齿轮钢圆盘滚子试件的滚动接触疲劳寿命,此时,模型中还有比例系数 A 和应力指数 c 的取值尚待确定。表3所示为本研究使用的AISI 9310齿轮钢圆盘滚子试件在不同接触应力下进行滚动接触疲劳试验的数据及最大正交剪应力等参数。可通过多元函数拟合确定比例系数 A 和应力系数 c 的取值,获得LP滚动接触疲劳寿命预测公式。

表3 AISI 9310 齿轮钢滚子试件在不同接触应力下的试验数据
Tab. 3 Test data of AISI 9310 gear steel roller specimens under different contact stresses

接触应力/MPa	最大正交剪应力 τ_0 /MPa	最大正交剪应力所在深度 z_0 /m	高应力影响区体积 V/m^3	50%可靠度下的接触疲劳寿命 $N_{50\%}/\text{r}$
2 500	625	3.313×10^{-4}	1.873×10^{-7}	5 309 380
2 750	688	3.644×10^{-4}	2.061×10^{-7}	2 683 420
3 000	750	3.976×10^{-4}	2.248×10^{-7}	1 879 675

本研究的服役工况主要涉及接触应力和滑差率

表4 各工艺状态试件的表面完整性参数

Tab. 4 Surface integrity parameters of specimens in various process states

工艺	$S_a/\mu\text{m}$	$S_q/\mu\text{m}$	S_{tr}	$F_{\text{srs}}/\text{MPa}$	$F_{\text{MCrs}}/\text{MPa}$	$Z/\mu\text{m}$	$S_H/\text{HV}_{0.5}$
GR	0.58	0.80	0.044 9	-516	-516	0	644
SP-I	0.79	1.03	0.818 5	-1 024	-1 094	124	675
SP-II	0.89	1.17	0.931 0	-940	-1 247	131	709
SP-III	0.97	1.27	0.952 7	-870	-1 260	229	714
DSP	0.78	0.96	0.993 7	-1 056	-1 304	151	726
FPP-I	0.33	0.42	0.307 2	-1 395	-1 463	18	673
FPP-II	0.50	0.63	0.381 5	-1 350	-1 524	20	685
FPP-III	0.53	0.65	0.421 3	-1 280	-1 463	25	692
GR+BF	0.12	0.21	0.293 6	-1 405	-1 406	5	661
SP+BF	0.13	0.23	0.732 0	-1 480	-1 480	233	721
DSP+BF	0.25	0.36	0.796 5	-1 426	-1 426	183	734

采用皮尔逊积差相关系数法进行相关性分析,其能够衡量两个连续变量之间的线性相关程度,取值范围为[-1, 1]。相关系数接近1时,表示两参数之间存在强烈的正相关关系;相关系数接近-1时,表示两参数之间存在强烈的负相关关系;而相关系数接近0时,则说明两参数之间几乎没有线性关

两个参数。其中,接触应力的影响在原始的LP寿命预测公式中已经通过最大正交剪应力 τ_0 及其出现深度 z_0 有所体现。HE等^[37]研究发现,滑差率增大所带来的切向摩擦力增大会使最大正交剪应力的位置向表面移动。因此,针对滑差率的修正将围绕最大正交剪应力的出现深度 z_0 进行。假设滑差率对 z_0 的影响是线性的^{[5]21},且10%的滑差率不改变最大正交剪应力的出现深度 z_0 ,同时忽略滑差率增大对高应力影响区域 V 的影响,则考虑滑差率的最大正交剪应力的出现深度 $z_{0,\text{SR}}$ 可以表达为

$$z_{0,\text{SR}} = z_0 + a_1 \times (S_r - 10\%) \quad (7)$$

式中, S_r 为滑差率,%; a_1 为待定系数。

针对表面完整性参数对LP寿命预测公式进行修正时,需要综合考虑各表面完整性参数的重要性,筛选出那些对接触疲劳寿命影响最显著的参数,避免公式过度复杂化。本试验选取表面粗糙度 S_a 和 S_q 、表面性状宽高比 S_{tr} 、表面残余应力 F_{srs} 、最大残余压应力 F_{MCrs} 、残余应力影响层深度 Z (定义为-700 MPa残余压应力所在深度)、表面硬度 S_H 。表4所示为各工艺状态试件的表面完整性参数。初步选定这些参数后,还需通过相关性分析的方法考察各参数之间的潜在联系,剔除其中部分关联性较强的表面完整性参数,避免多重共线性问题的出现^{[18]87}。

系^{[12]107203}。皮尔逊积差相关系数的计算方法^[38]为

$$\rho_{X,Y} = \frac{\sum(X - \bar{X})(Y - \bar{Y})}{\sqrt{\sum(X - \bar{X})^2 \sum(Y - \bar{Y})^2}} \quad (8)$$

式中, $\rho_{X,Y}$ 为参数 X 和 Y 的相关系数; X 和 Y 为所分析的变量; \bar{X} 和 \bar{Y} 分别为 X 和 Y 的样本均值。

图11所示为各表面完整性参数的相关性分析结

果。通常情况下, 当2个表面完整性参数间相关系数的绝对值大于0.8, 可认为这2个参数之间存在强相关性, 通常要剔除其中1个参数。由图11可知, 表面粗糙度 S_a 和 S_q 之间存在强烈的相关性, 相关系数达到0.99; 表面性状宽高比 S_r 和残余应力影响层深度 Z 之间的相关性也较强, 相关系数达到0.86; 表面残余应力 F_{SRS} 和残余压应力峰值 F_{MCRS} 之间同样存在较强的相关性, 相关系数达0.85; 其余表面完整性参数之间的相关系数绝对值均小于0.8。根据皮尔逊积差相关系数的计算结果, 可以剔除表面粗糙度 S_q 、残余应力影响层深度 Z 和表面残余应力 F_{SRS} 这3个参数。同时, 由于表面粗糙度 S_a 和表面性状宽高比 S_r 都是用于描述试件表面形貌的表面完整性参数, 为避免表面形貌对公式的影响过大, 仅保留其中的一个。综合考虑各参数的实用性, 选择保留表面粗糙度 S_a 这一参数^{[26][53]}。最终, 选择表面粗糙度 S_a 、残余压应力峰值 F_{MCRS} 和表面硬度 S_H 这3个参数作为修正LP寿命预测公式的表面完整性参数。

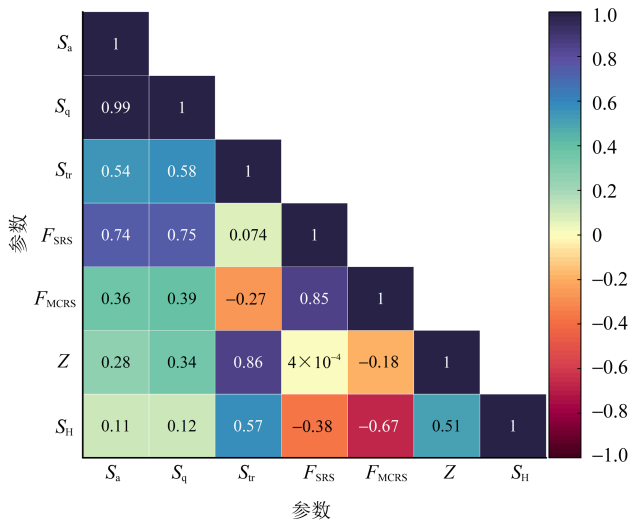


图11 表面完整性参数的相关性分析结果

Fig. 11 Correlation analysis results of surface integrity parameters

表面粗糙度主要通过改变试件的润滑状态和应力分布影响接触疲劳性能^{[21][61]}。通常情况下, 接触疲劳性能随粗糙度的降低而提高, 这是因为较低的表面粗糙度能够减少粗糙峰之间的局部应力集中, 同时有利于形成较厚的润滑油膜, 优化润滑状态。ZHOU^[39]建立宏微观接触模型并对实际轴承展开测量, 发现增大表面粗糙度会引起最大正交剪应力的增大, 但对最大正交剪应力的出现深度几乎没有影响。本研究对表面粗糙度 S_a 的修正将针对最大正交剪应力 τ_0 进行。考虑表面粗糙度 S_a 的最大正交剪应力 τ_{0, S_a} 可以表示为

$$\tau_{0, S_a} = \tau_0 \times (a_2 \times S_a + a_3) \quad (9)$$

式中, a_2 、 a_3 均为与表面粗糙度参数相关的待定参数。

CERULLO^[40]在其研究中指出, 材料内部残余压应力的存在能够在一定程度上抵消由外部载荷引起的剪应力, 从而降低材料疲劳失效的风险。基于此, 本研究将最大残余压应力值对接触疲劳性能的影响放到最大正交剪应力中, 即最大正交剪应力同时受到表面粗糙度 S_a 和残余压应力峰值 F_{MCRS} 的影响。将同时受到表面粗糙度 S_a 和残余压应力峰值 F_{MCRS} 影响的最大正交剪应力 $\tau_{0, S_a, F_{MCRS}}$ 表示为

$$\tau_{0, S_a, F_{MCRS}} = \tau_{0, S_a} + a_4 \times F_{MCRS} \quad (10)$$

式中, a_4 为与残余应力相关的待定系数。

ZARETSKY^[41]通过大量滚动接触疲劳试验数据, 提出材料硬度对寿命影响的经验公式, 将不同硬度轴承的寿命之比描述为其硬度之差的指数函数, 即

$$\frac{L_2}{L_1} = e^{m(H_{RC2} - H_{RC1})} \quad (11)$$

式中, L_1 、 L_2 分别为不同洛氏硬度 H_{RC1} 和 H_{RC2} 轴承的额定寿命; m 为常数, 可取值为0.1。ZARETSKY 提出的公式为本研究修正LP疲劳寿命预测公式提供了理论依据, 但本研究所使用的表面硬度 S_H 为维氏硬度而非洛氏硬度, 无法直接采用其公式中的常数项, 因此, 将考虑表面硬度时试件的中值寿命 $N_{50\%, S_H}$ 描述为

$$N_{50\%, S_H} = N_{50\%, G_n} \times e^{a_5(S_H - S_{HCR})} \quad (12)$$

式中, $N_{50\%, G_n}$ 为磨削态试件的滚动接触疲劳中值寿命; S_H 为不同表面强化工艺试件的表面硬度, $HV_{0.5}$; S_{HGR} 为磨削态试件的表面硬度, 其值为 $644 HV_{0.5}$; a_5 为与表面硬度相关的待定系数。

由此, 考虑了服役工况和表面完整性参数的LP寿命预测公式可以表示为

$$N_{50\%} = 1.25 \times 10^{63} \left\{ \ln \frac{1}{50\%} [z_0 + a_1(S_R - 10\%)]^{2.33} \right\} / \left\{ [\tau_0(a_2 \times S_a + a_3) + a_4 \times F_{MCRS}]^{15.85} \cdot V \right\}^{2.5} \times e^{a_5(S_H - 644)} \quad (13)$$

式中的待定参数 a_1 、 a_2 、 a_3 、 a_4 和 a_5 可使用多元非线性回归的方法求解。基于图10所示的疲劳寿命试验结果和表4所示表面完整性参数, 采用Matlab软件的曲线拟合工具包对各待定系数进行了求解, 求解的结果为 $a_1 = -8.047 \times 10^{-4}$ 、 $a_2 = 0.09717$ 、 $a_3 = 0.9891$ 、 $a_4 = 0.03342$ 和 $a_5 = 2.764 \times 10^{-4}$, 则基于服役工况和表面完整性修正的LP寿命预测公式为

$$N_{50\%} = 1.25 \times 10^{63} \left\{ \ln \frac{1}{50\%} [z_0 - 8.047 \times 10^{-4} (S_R - 10\%)]^{2.33} \right\} / \left\{ [\tau_0 (0.097 17 \times S_a + 0.989 1) + 0.033 42 \times F_{MCRS}]^{15.85} \times V \right\}^{\frac{1}{2.5}} \times e^{2.764 \times 10^{-4} \times (S_H - 644)} \quad (14)$$

图12所示为修正的LP寿命预测公式对各工艺状态试件在不同服役工况下的50%可靠度的滚动接触疲劳寿命预测值与试验值的对比结果。由图12可知,修正的LP寿命预测公式展现了较高的预测精度,85%以上的滚动接触疲劳寿命预测值分布在1.5倍分散带内;即使是预测误差较大的2个试验点,仍然位于2倍分散带之内,满足工程实际对疲劳寿命预测精度的要求,为高端航空装备的齿轮寿命精益设计提供了评价方法^[42]。

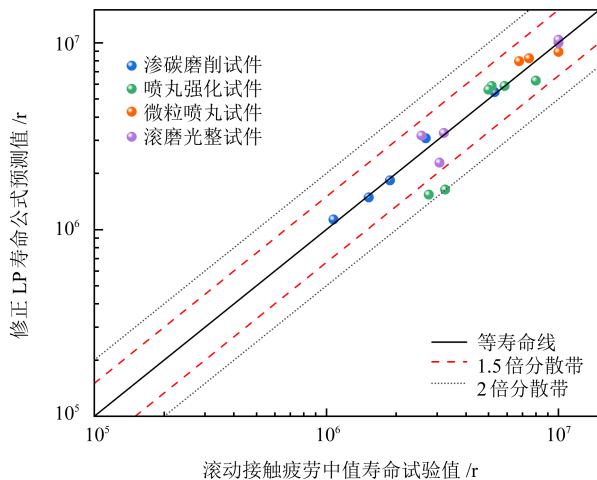


图12 修正LP寿命预测公式预测值与试验值的对比结果

Fig. 12 Comparison results between the predicted and test values of the modified LP life prediction formula

4 结论

针对齿轮滚动接触疲劳寿命难以精确预测的问题,对不同表面强化工艺处理、不同服役工况下的AISI 9310 齿轮钢进行滚动接触疲劳试验,基于服役工况和表面完整性修正了LP疲劳寿命理论,提出滚动接触疲劳寿命预测公式。得到以下主要结论:

1) 增大接触应力和滑差率不仅可提高疲劳裂纹的萌生概率,同时会加速裂纹的扩展速率,由此降低了AISI 9310 齿轮钢滚动接触疲劳寿命;当接触应力由2 500 MPa提升至2 750、3 000 MPa时,滚动接触疲劳寿命分别降低了49.5%和64.7%;当滑差率由10%提升至20%和30%时,寿命则分别降低了约18.9%和42.8%。

2) 喷丸强化、微粒喷丸和滚磨光整工艺均能够

在试件表层引入残余压应力层并提高表面硬度,同时改变试件的表面形貌,使其趋于各向同性;在2 500 MPa接触应力下,滚磨光整和微粒喷丸工艺均表现出良好的强化效果,滚动接触疲劳寿命较渗碳磨削态提升了88.7%以上;在高接触应力、高滑差率的条件下(3 000 MPa、20%)下,二次喷丸工艺的强化效果较好,寿命相比渗碳磨削提升了113.8%。

3) 针对LP疲劳寿命理论,考虑服役工况和表面完整性因素,纳入滑差率 S_R 、表面粗糙度 S_a 、最大残余压应力 F_{MCRS} 和表面硬度 S_H ,形成了修正的LP寿命预测公式。修正的LP寿命预测公式具有较高的预测精度,19种渗碳磨削、喷丸强化、微粒喷丸、滚磨光整等工艺状态的疲劳寿命预测结果均位于2倍分散带以内,满足工程应用的要求。

参 考 文 献

- [1] WU J Z, WEI P T, ZHU C C, et al. Development and application of high strength gears[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2024, 132(7): 3123-3148.
- [2] 刘怀举, 陈地发, 朱才朝, 等. 齿轮弯曲疲劳的研究进展与发展趋势[J]. 机械工程学报, 2024, 60(3): 83-108.
LIU Huaiju, CHEN Difa, ZHU Caichao, et al. State-of-art and trend of gear bending fatigue studies[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2024, 60(3): 83-108.
- [3] 刘怀举, 张博宇, 朱才朝, 等. 齿轮接触疲劳理论研究进展[J]. 机械工程学报, 2022, 58(3): 95-120.
LIU Huaiju, ZHANG Boyu, ZHU Caichao, et al. State of art of gear contact fatigue theories[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(3): 95-120.
- [4] CHEN T M, ZHU C C, CHEN J X, et al. A review on gear scuffing studies: theories, experiments and design[J]. Tribology International, 2024, 196: 109741.
- [5] 李嘉玮, 赵新浩, 李炎军, 等. 服役工况及喷丸强化对航空齿轮钢接触疲劳性能的影响[J]. 表面技术, 2023, 52(2): 14-24.
LI Jiawei, ZHAO Xinhao, LI Yanjun, et al. Effect of service condition and shot peening on rolling contact fatigue performance of aviation gear steel[J]. Surface Technology, 2023, 52(2): 14-24.
- [6] GUO F, WU S C, LIU J X, et al. Fatigue life assessment of bogie frames in high-speed railway vehicles considering gear meshing[J]. International Journal of Fatigue, 2020, 132: 105353.
- [7] KAHRAMAN A, WINK C, MOSS J. An experimental study of influence of lubrication methods on efficiency and contact fatigue life of spur gears[J]. Journal of Tribology, 2018, 140(5): 051103.
- [8] CHEN T M, ZHU C C, LIU H J, et al. Simulation and experiment of carburized gear scuffing under oil jet lubrication[J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 139: 106406.
- [9] ZHANG B Y, LIU H J, BAI H Y, et al. Ratchetting-multiaxial fatigue damage analysis in gear rolling contact considering tooth sur-

- face roughness[J]. *Wear*,2019,428:137-146.
- [10] OHUE Y, MATSUMOTO K. Sliding-rolling contact fatigue and wear of maraging steel roller with ion-nitriding and fine particle shot-peening[J]. *Wear*,2007,263(1/2/3/4/5/6):782-789.
- [11] 张文博,刘怀举,朱才朝,等. 夹杂物对齿轮接触疲劳性能影响的仿真分析[J]. *机械传动*,2020,44(11):14-20.
ZHANG Wenbo, LIU Huaiju, ZHU Caichao, et al. Simulation analysis of the influence of inclusion on contact fatigue performance of gear[J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2020, 44(11):14-20.
- [12] ZHANG X H, WEI P T, PARKER R G, et al. Study on the relation between surface integrity and contact fatigue of carburized gears [J]. *International Journal of Fatigue*, 2022, 165: 107203.
- [13] 李永祥,王明旭,宋斌斌. 35CrNiMo感应淬火齿轮接触疲劳强度试验[J]. *机械设计与研究*,2018,34(3):124-126.
LI Yongxiang, WANG Mingxu, SONG Binbin. Experimental study on contact fatigue strength of induction hardened gears of 35CrNiMo [J]. *Machine Design & Research*, 2018, 34(3): 124-126.
- [14] 高玉魁. 表面完整性理论与应用[M]. 北京:化学工业出版社, 2014:75-79.
GAO Yukui. *Theory and application of surface integrity*[M]. Beijing:Chemical Industry Press,2014:75-79.
- [15] KRANTZ T L, ALANOU M P, EVANS H P, et al. Surface fatigue lives of case-carburized gears with an improved surface finish[J]. *Journal of Tribology*, 2001, 123(4):709-716.
- [16] WU J Z, WEI P T, LIU H Q, et al. A comprehensive evaluation of DLC coating on gear bending fatigue, contact fatigue, and scuffing performance[J]. *Wear*,2024,536/537:205177.
- [17] SONG J D, LUO S H, LIANG X Q, et al. Rolling contact fatigue and damage characteristic of AISI 9310 steel with pre-laser shock peening treatment[J]. *International Journal of Fatigue*, 2022, 155: 106588.
- [18] 吴吉展,魏沛堂,吴少杰,等. 航空齿轮钢滚动接触疲劳性能预测与表面完整性优化[J]. *机械工程学报*,2024,60(8):81-93.
WU Jizhan, WEI Peitang, WU Shaojie, et al. Rolling contact fatigue performance prediction and surface integrity optimization of aviation gear steel[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2024, 60(8):81-93.
- [19] ZHANG B Y, LIU H J, WEI P T, et al. A modified model of Lundberg-Palmgren rolling contact fatigue formula considering the effects of surface treatments[J]. *Friction*, 2023, 11(10):1922-1938.
- [20] 吴吉展,魏沛堂,刘怀举,等. 航空齿轮钢表面完整性与滚动接触疲劳性能关联规律研究[J]. *机械工程学报*, 2024, 60(4): 284-295.
WU Jizhan, WEI Peitang, LIU Huaiju, et al. Study on the correlation between surface integrity and rolling contact fatigue performance of aviation gear steel[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2024, 60(4):284-295.
- [21] 吴吉展,朱才朝,魏沛堂,等. 航空齿轮钢强化工艺与表面完整性关联规律研究[J]. *表面技术*,2024,53(1):153-168.
WU Jizhan, ZHU Caichao, WEI Peitang, et al. Correlation between strengthening process and surface integrity of aviation gear steel[J]. *Surface Technology*, 2024, 53(1):153-168.
- [22] WU J Z, LIU H J, WEI P T, et al. Effect of shot peening coverage on residual stress and surface roughness of 18CrNiMo7-6 steel [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 183: 105785.
- [23] WU J Z, WEI P T, GUAGLIANO M, et al. A study of the effect of dual shot peening on the surface integrity of carburized steel: combined experiments with dislocation density-based simulations [J]. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 2024, 24(2):83.
- [24] ZHANG B Y, WEI P T, LIU H J, et al. Effect of fine particle peening on surface integrity of flexspline in harmonic drive [J]. *Surface and Coatings Technology*, 2022, 433: 128133.
- [25] CARRANZA FERNANDEZ R, TOBIE T, COLLAZO J. Increase wind gearbox power density by means of IGS (Improved Gear Surface)[J]. *International Journal of Fatigue*, 2022, 159: 106789.
- [26] WU J Z, CHEN K W, ZHANG P, et al. Effects of peening velocity and coverage on peen forming [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 2025, 239(3): 1523-1534.
- [27] TIAN Y Z, LI L L, LI J J, et al. Correlating strength and hardness of high-entropy alloys[J]. *Advanced Engineering Materials*, 2021, 23(8):2001514.
- [28] WU J Z, WEI P T, LIU H J, et al. Effect of shot peening intensity on surface integrity of 18CrNiMo7-6 steel [J]. *Surface and Coatings Technology*, 2021, 421: 127194.
- [29] ZHANG X, LIU H J, WU S J, et al. Experimental investigation on the effect of barrel finishing processes on surface integrity of 18CrNiMo7-6 carburized rollers [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 2022, 236:2095-2105.
- [30] 魏冰阳,李家琦,王文胜. 基于差齿面拓扑的轮齿承载拟赫兹接触分析[J]. *中国机械工程*, 2021, 32(18):2174-2180.
WEI Bingyang, LI Jiaqi, WANG Wensheng. Quasi-Hertz loaded tooth contact analysis of gears based on ease-off surface topology [J]. *China Mechanical Engineering*, 2021, 32(18):2174-2180.
- [31] MA L, HE C G, ZHAO X J, et al. Study on wear and rolling contact fatigue behaviors of wheel/rail materials under different slip ratio conditions [J]. *Wear*, 2016, 366: 13-26.
- [32] 郭伟,曹宏瑞,訾艳阳,等. 滚动轴承接触疲劳裂纹建模与扩展规律研究[J]. *中国机械工程*, 2023, 34(16):1891-1899.
GUO Wei, CAO Hongrui, ZI Yanyang, et al. Study on contact fatigue crack modeling and propagation law of rolling bearings [J]. *China Mechanical Engineering*, 2023, 34(16): 1891-1899.
- [33] LUNDBERG G, PALMGREN A. Dynamic capacity of rolling bearings [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1949, 16(2): 165-172.
- [34] FORSTER N H, ROSADO L, OGDEN W P, et al. Rolling contact fatigue life and spall propagation characteristics of AISI M50, M50 NiL, and AISI 52100, part III: metallurgical examination [J]. *Tribology Transactions*, 2009, 53(1): 52-59.

- [35] COY J J, TOWNSEND D P, ZARETSKY E V. Dynamic capacity and surface fatigue life for spur and helical gears [J]. *Journal of Lubrication Technology*, 1976, 98(2): 267-274.
- [36] TOWNSEND D P, COY J J, ZARETSKY E V. Experimental and analytical load-life relation for AISI 9310 steel spur gears [J]. *Journal of Mechanical Design*, 1978, 100(1): 54-60.
- [37] HE C G, HUANG Y B, MA L, et al. Experimental investigation on the effect of tangential force on wear and rolling contact fatigue behaviors of wheel material [J]. *Tribology International*, 2015, 92: 307-316.
- [38] 王庆志, 张秀华, 吴吉展, 等. 基于CatBoost算法的渗碳齿轮接触疲劳极限预测方法研究 [J]. *力学学报*, 2024, 56(12): 3564-3576.
- WANG Qingzhi, ZHANG Xiuhua, WU Jizhan, et al. Research on contact fatigue limit prediction method of carburized gears based on CatBoost algorithm [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2024, 56(12): 3564-3576.
- [39] ZHOU R S. Surface topography and fatigue life of rolling contact bearing [J]. *Tribology Transactions*, 1993, 36(3): 329-340.
- [40] CERULLO M. Application of Dang Van criterion to rolling contact fatigue in wind turbine roller bearings under elastohydrodynamic lubrication conditions [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2014, 228(12): 2079-2089.
- [41] ZARETSKY E V. Rolling bearing steels: a technical and historical perspective [J]. *Materials Science and Technology*, 2012, 28(1): 58-69.
- [42] 刘怀举, 朱才朝, 魏沛堂, 等. 齿轮接触疲劳理论与实践 [M]. 北京: 科学出版社, 2024: 526-533.
- LIU Huaiju, ZHU Caichao, WEI Peitang, et al. *Theory and practice of gear contact fatigue* [M]. Beijing: Science Press, 2024: 526-533.

Study on rolling contact fatigue life of aviation gear steel based on modified LP theory

ZHAO Xinhao^{1,2} WU Jizhan^{2,3} LIU Guoliang^{1,2} LI Jiawei³ LU Zehua^{2,3}

(1. AECC Zhongchuan Transmission Machinery Co., Ltd., Changsha 410200, China)

(2. AECC Aviation Gear Manufacturing Technology Innovation Center, Changsha 410200, China)

(3. State Key Laboratory of Mechanical Transmission for Advanced Equipment, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

Abstract: [Objective] Contact fatigue failure is the primary failure mode for gears operating under extreme conditions such as high speed, heavy duty, and high temperature. It has become a significant technical bottleneck limiting the development of aviation equipment toward higher reliability, longer life, and higher power density. Predicting contact fatigue life is now a critical focus of both engineering and academic research. The quantitative prediction research of gear contact fatigue life was carried out. [Methods] Firstly, over 400 rolling contact fatigue specimens made from 9310 aviation gear steel were prepared and subjected to more than 5 000 hours of fatigue testing. The investigation examined the effects of service conditions, such as contact stress and slip rate, as well as surface integrity states created by over ten processes including carburizing grinding, shot peening, fine particle peening, and rolling finishing, on rolling contact fatigue life. Secondly, the Lundberg-Palmgren (LP) theory was modified using multiple linear regression methods, resulting in an LP rolling contact fatigue life prediction formula based on service conditions and surface integrity parameters. [Results] It is found that increasing the slip rate from 10% to 30% reduces the fatigue life at a contact stress of 3 000 MPa by 52.6%, from 2.28×10^6 r to 1.08×10^6 r. Additionally, when the contact stress is 3 000 MPa and the slip rate is 20%, dual shot peening significantly improves fatigue life, increasing it by 113.8% from 1.52×10^6 r in the carburizing grinding state to 3.25×10^6 r. The derived LP contact fatigue life prediction formula, considering service conditions and surface integrity, demonstrates an error margin within twice dispersion band, thus meeting engineering application requirements.

Key words: Aviation gear; Rolling contact fatigue; Service condition; Surface integrity; LP theory

(编辑: 刘甲)