

技术



照片: ISTOCKPHOTO

21

风电齿轮箱轴承的过早失效和白蚀裂纹

风力发电机齿轮箱需要在多种工况下运行,其中一些工况可能会迫使轴承在超极限状态下工作。于是轴承可能会损坏,出现一种明确的过早失效模式:白蚀裂纹(WEC)。有时它也被叫做脆化、短寿、早期、异常或白结构剥落(WSF)。本文将讨论让轴承在这些工况下更稳健运行的措施。

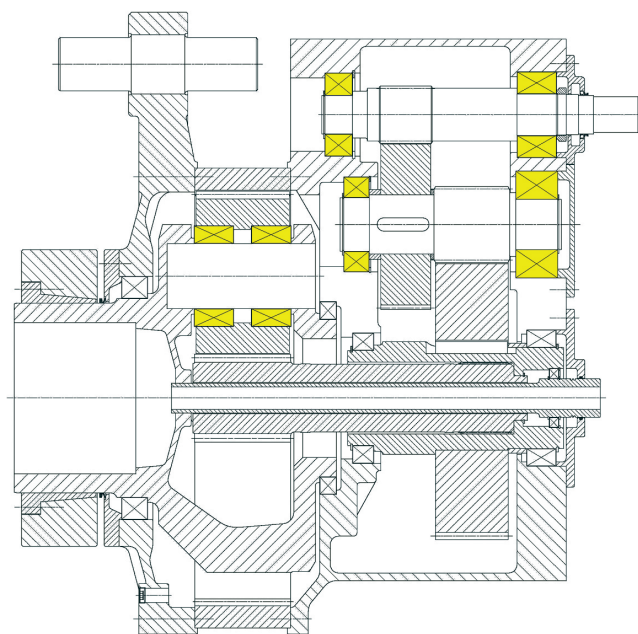


图1: 标准兆瓦级 (MMW) 风力发电机齿轮箱 (三点悬挂) 有一个低速行星齿轮段和两个正齿轮段 (中高速轴和高速轴), 这些位置的轴承 (图中突出处) 特别容易受到过早失效的影响。

全世界雄心勃勃的可再生能源目标正推动风能成为一种主流电源。例如全球风能理事会 (GWEC)¹ 预计, 现有的200吉瓦风电装机容量在三到四年内将会翻番, 距离2020年风电装机容量达到1,000吉瓦的宏伟目标并不遥远。

虽然风力发电机的利用率可以很高 (>96%, 取决于风力发电机), 而且机械部件的故障率相比电气部件要低, 但机械传动系统故障仍会导致很高的修理费用, 而且长时间停机也会减少收入²。

在多数风力发电机设计中, 齿轮箱通常用于把转子速度提速到发电机速度。现在风力发电机齿轮箱

的实际使用寿命通常低于20年的设计寿命, 在多个轴承位置都有可能出现故障, 比如行星齿轮轴承、中间轴承和高速轴承 (图1)。

齿轮箱轴承过早损坏所导致的失效模式, 大多不同于经典的滚动接触疲劳 (RCF) 机制 (图2)。这些经典的机制都是由表面和表面下疲劳引发的, 可以用标准轴承寿命计算方法 (参见 ISO 281 和 ISO/TR 1281-2) 来预测, 但这些方法都无法计算过早裂纹失效。不过研究人员还是在能获得这种状态下详细信息的情况下 (如圆周应力的局部效应), 尝试做了轴承寿命计算³⁷。

ISO 15243 介绍了传统滚动接

触疲劳机制的可见表现。

白蚀是指对钢材的显微切片进行抛光和浸蚀时发现钢材微观结构已经发生改变。受影响的区域由超细的纳米重结晶无碳化物铁素体组成, 因材料的浸蚀反应较低, 在光学显微镜下呈白色。

已经知道它只是在一些工业应用中偶尔出现, 比如造纸厂、连续变速传动、水上推进系统、破碎机齿轮箱或提升齿轮传动。在风电应用中, 过早失效的频率好像更高 (但也可能与安装的机器数量更多有关)。通常在运行期的前一至三年或计算额定寿命的5%至10%时, 就会出现早期裂纹 (图3)。

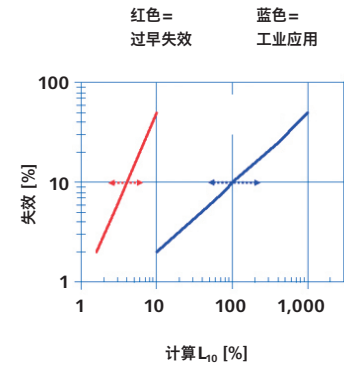
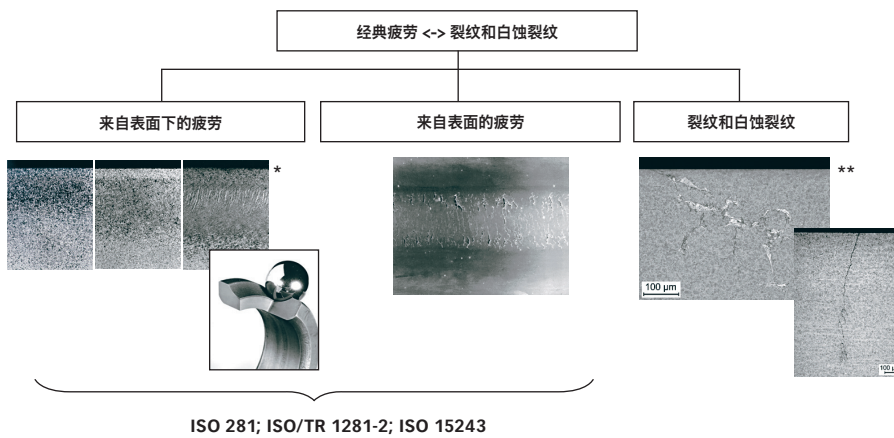
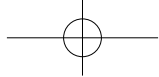


图3: 典型工业机器的过早失效, 是同样具体环境中同样机器的轴承在持续和较短的时间段内失效。这个斜率就是“经典疲劳以外因素”的预测器。如果对轴承-轴-轴承座系统不采取进一步措施, 那些使用寿命较短的轴承更换后其使用寿命仍有可能较短。

图2: 经典疲劳失效模式与裂纹和白蚀裂纹

*依据参考资料第5项的显微照片, **依据参考资料第6项的显微照片。

大多数裂纹发生在内圈(图4), 早期裂纹的外观多种多样, 从单纯裂纹(轴向裂纹)到裂纹外加小块剥落或大块/严重剥落不等。SKF根据不断积累的现场经验, 认为裂纹带来的早期失效既与轴承的具体类型没有关系(图5), 也与具体的标准热处理方法没有关系(图6)^{6,7,8,9,10}。

但是失效的外观与热处理(如残余应力区)和失效所处的阶段有关, 更有可能与运行条件和轴承位置(承载的应力区)有关。在图6中可以看到, 对具体应用中的早期裂纹, 马氏体轴承圈中的裂纹倾向于直接发展到材料内部(呈现直线“轴向”裂纹外观, 如图6a), 而在贝氏体(图



图4: 失效外观: a)直线裂纹, b)直线裂纹和小剥落, c)剥落。

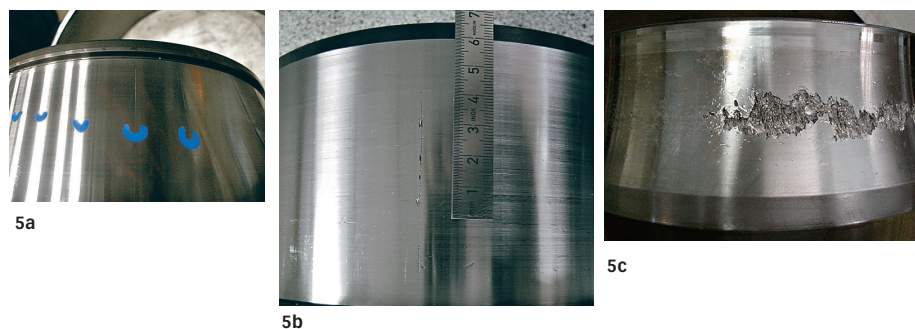


图5: 受影响轴承的典型类型: a)圆锥滚子轴承, b)圆柱滚子轴承和c)球面滚子轴承。

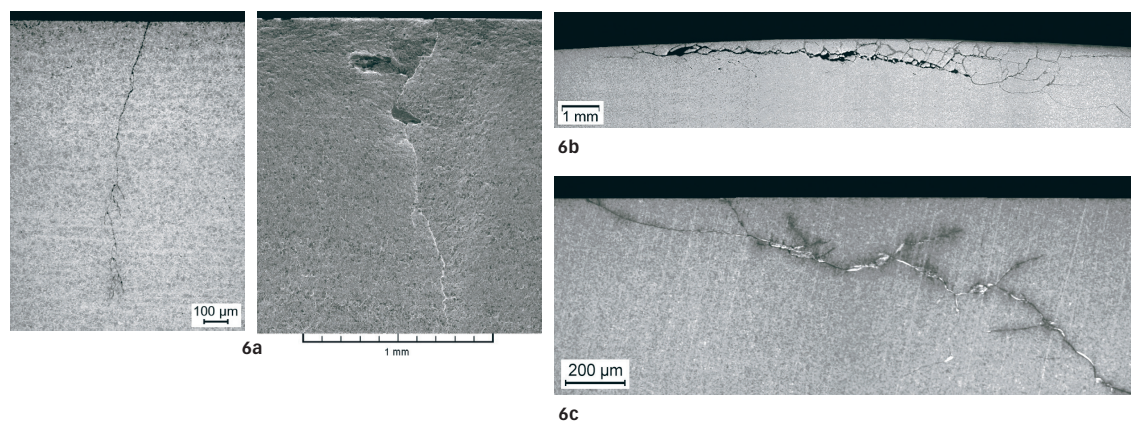
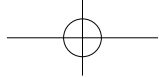


图6: 标准热处理的裂纹成长模式: a)马氏体, b)贝氏体和c)表面淬硬(表面渗碳)⁶。

6b)和渗碳表面淬硬轴承圈中, 裂纹倾向于在滚道下呈圆周状发展(这解释了剥落/碎片类外观的起因, 见图6c)。然而在失效的末期, 内圈滚道通常出现严重剥落, 并与热处理类型无关。

风力发电机齿轮箱运行条件带来的挑战

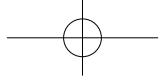
风力发电机齿轮箱在多种工况下工作, 可能迫使轴承在超限状态下运作(例如负荷、速度、润滑等参数中一个或多个超限)。风电行业面临着一些最严峻的挑战, 即需要延长轴承寿命并减少过早失效, 同时还要降低总能源成本。

业界已经公开总结了与风力发电机应用过早失效有关的常见严酷运行条件的看法。它们包括:

- 周期性的重及动态负荷/扭矩 —— 导致振动和快速负荷变化, 如瞬时滚道应力超过3.1GPa、每年15,000次的重负荷、冲击负荷)^{6,7,11,12,13,14,15,17,18}。
- 取决于风力发电机类型, 转子带来的额外径向和轴向力以及主轴的轴向移动 —— 导致动态负荷, 轴承箱部件出现较高应力, 特别是在第一阶段^{19,20}。
- 发电机与电网时连时断 —— 导致扭矩翻转和跳动效应(例如产生的扭矩是名义扭矩的2.5-4倍, 同时还有冲击负荷)^{12,15,21}。
- 快速加速/减速和齿轮箱轴的移动^{13,15}。
- 不对中、结构变形(短舱毂、轴承座)¹¹。
- 齿轮和轴承润滑剂的需要冲突、低

- 速和高速阶段的润滑剂需要冲突、放油和加油间隔不够²²。
- 苛刻的环境条件。在启动、灰尘、寒冷、离岸、潮湿的环境下, 巨大的温度变化造成轴承内圈和轴承座之间的温差较大, 超过预期²³。
- 空载状态 —— 导致低负荷状态和滑移损坏(粘滞磨损)风险²³。
- 一些设计要求可能产生冲突, 例如增大滚动体尺寸能提高承载能力, 但同时会增加保持架和滚子滑移以及滑移损坏的风险^{6,7,17,23}。

如上所述, 轴承可能因最佳实践标准^{24,25}和其它行业经验以外的其它原因而失效。对有限数量的离岸风力发电机²的统计评估清楚表明, 在故障率、风速、重载和波动负荷之间存在关联性。现在的趋势是生产更大尺寸的风



力发电机(具有更高的发电重量比), 这将不可避免地使用更柔性的支撑结构¹¹, 这将影响滚动轴承和其他传动部件的负荷分担和分配。根据参考资料第26项, 具有高创新产品设计寿命周期的“年轻”重载应用, 在设备耐久性方面往往缺乏足够的经验。轴承上出现裂纹有时还被解读为不受控的运动学行为^{19,27}, 这与风力发电机和齿轮箱制造商无关。

“滚动表面裂纹”的可能驱动因素以及假设回顾

风电行业对过早失效的讨论非常热烈, 风力发电机制造商、齿轮箱制造商、轴承供应商、大学和独立机构都为此展开过独立调查, 不过迄今为止始终没有形成连贯一致的理论。而列出和解释所有白蚀裂纹失效根源的种种假设, 则超出了本文范围。

但本文把文献中的许多现有理论简要汇总在图7中。许多文章(例如参考资料第10项)讨论了在哪些特定影响因素作用下局部轴承材料的微观结构能变成白蚀裂纹。

下面的驱动因素经常被作为影响因素提到:

• 材料

微观结构、热处理、天然氢含量、清洁度(杂质的不同类型)、残余应力等。

• 负荷

过载、峰值负荷、冲击负荷、扭矩反转、振动、滑动、结构应力、电流等。

• 环境

润滑剂、添加剂、腐蚀、摩擦润滑化学效应、氢生成、温度梯度、污染(如水)等。

• 其它

安装(如划痕)、运输、质量方面等。

多数影响因素都是相互关联的, 这提高了复杂性。

因此, 在单个或多个因素影响下, 轴承钢基体中局部形成白蚀区。然后白蚀区成为裂纹的成核位置, 最后裂纹扩展到轴承滚道。结果是轴承因剥落或白色结构片落而失效。

多数常见的假设可以进一步划分为氢增强白蚀裂纹过程^{28,29,30}、纯负荷/应力相关白蚀裂纹过程(杂质处最常见)^{31,32}或一些复合起因过程³³。

上述损坏机制中的似乎有一些会影响以下应用:

- 造纸厂(如润滑油中有水——纠正措施基于润滑条件)³⁴
- 水上推进系统(如过高应力——纠正

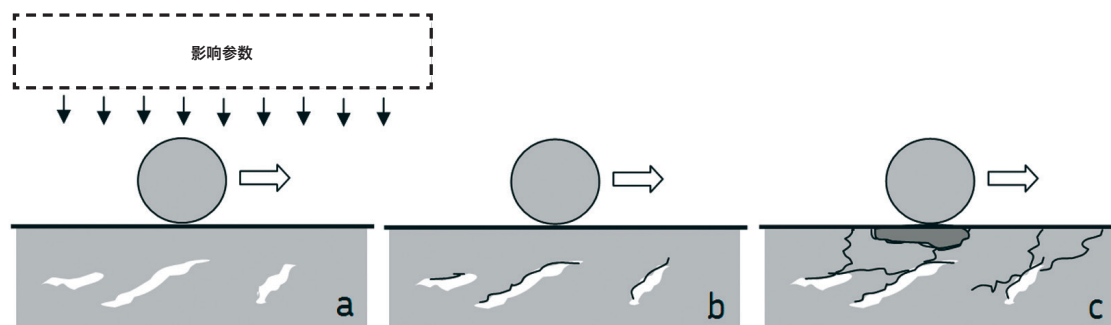


图7: 根据许多现有的文献理论, a)一定影响因素把微观结构局部改变成白蚀区域(WEA), b)白蚀区域是白蚀裂纹的起点, 最终c)裂纹扩展到轴承滚道而出现白结构片落(WSF)。

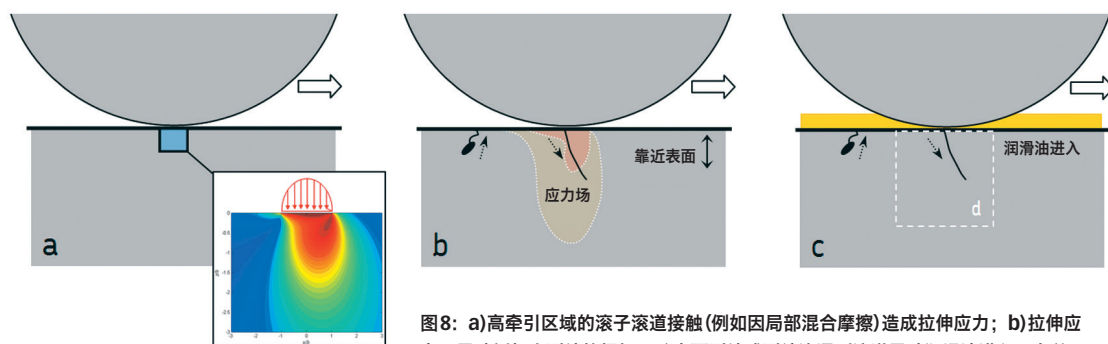
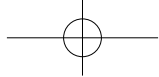


图8: a)高牵引区域的滚子滚道接触(例如因局部混合摩擦)造成拉伸应力; b)拉伸应力可导致例如小裂纹等损坏; c)表面裂纹或裂纹连通到滚道导致润滑油进入;有关区域d)的详情, 请参见图12。

正措施基于特殊的淬透处理纯净钢和降低应力)^{32,34}

- 交流发电机和发电机轴承(如损坏电流——纠正措施是使用特殊的润滑脂和/或陶瓷球轴承、特殊钢)^{6,35,36}。

不过总体上, 这些常见白蚀裂纹假设与风力发电机齿轮箱过早失效的相关性还不是很清楚。

根据SKF经验判断风力发电机齿轮箱白蚀裂纹的可能根源

根据SKF的经验, 多数早期轴承失效与润滑或其它表面相关问题有关, 可以用SKF的先进轴承寿命模型来进行部分估计。SKF内部调查已经发现, 风力发电机齿轮箱的许多裂纹失效模式很有可能最初发生在表面或靠近表面的地方(0-150 μm),

然后在腐蚀疲劳过程的影响下扩展到材料内部^{6,7,16}。

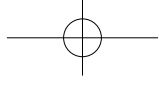
有几个特征能支持这个假设: 风力发电机齿轮箱轴承相对较大, 大轴承的裂纹发生和扩展机制不同于小轴承^{6,16}。例如有报告称, 中等负荷的大轴承因残余应力和较高的圆周应力而出现较深的径向裂纹³⁷。

在过早失效的风力发电机齿轮箱轴承中, 故障出现表示裂纹扩展很快。这种快速分叉和蔓延的裂纹扩展, 可以用化学影响因素(如氧气)和裂纹面/点润滑剂老化来解释^{6,16,38}。在一个全表面下的裂纹系统中, 具备了真空状态, 这显著减慢了因纯机械疲劳造成的裂纹生成³⁸。换句话说, 已经处于早期阶段的裂纹或裂纹系统, 必须与表面连通, 以获得氧气和润滑剂。

氢辅助疲劳也能导致类似的效

应^{28,33}或加速经典的滚动接触疲劳^{6,35,36}, 不过这需要例如很差的腐蚀环境或持续通过高频电流。自由流动的水同样能形成高度腐蚀的环境³⁴, 但是风力发电机制造商宣称能控制润滑剂的水含量。SKF在调查中很少看到风力发电机齿轮箱的潮湿腐蚀。如果可以把这个因素排除, 那么就是再生的钝化摩擦层通常能形成防止腐蚀和氢进入钢材的屏障, 如果摩擦层持续并完整的话。总之, 钢中出现氢吸收是有害的, 不过这种失效机制在风力发电机齿轮箱中出现的现有证据还是相对薄弱的。

但是SKF摩擦润滑化学研究确认, 严重的混合摩擦接触能局部产生氢气。要持续产生氢, 就需要新鲜、互动的金属表面。这可能会导致表面的局部削弱效应, 加速表面裂纹的生成。不过在风力发电机齿



轮箱中，在故障轴承滚道上很难看到严重磨损(故障滚道能允许氢渗入)。这样，氢通过轴承滚道渗入(若无其它因素)好像不大可能。一个可能的其它因素是相对恶劣的风力发电机润滑油，最终还混进了污染物时^{39,40,41}。根据SKF的经验，风力发电机齿轮箱油的表现与表面引发的失效机制³⁹(如表面应力)明显不同。为了量化两者的相关性，需要进一步的调查。目前，氢生成的作用被视作裂纹系统中产生的局部效应，是由于润滑剂进入导致出现腐蚀疲劳裂纹(CFC)机制的结果^{6,16}。

材料响应分析中发现的风力发电机齿轮箱轴承通常只有中等负荷、没有压缩残余应力积累(在最大范米思当量应力区域)、以及在靠近失效轴承滚道处X光衍射线展宽的下降(如因为剪切应力和振动的混合摩擦)，进一步支持了失效是由表面或近表面引发的^{6,7,16}。最近，众所周知，不但润滑不足，而且在较高频率的某些振动效应，都能降低油膜厚度，从而增加局部混合摩擦状态的风险^{42,43}。

根据参考资料第44项，白蚀裂纹网络的生成受到赫兹压力的影响

较小，大部分影响因素都与表面相关。经常争论的杂质处产生的蝶状裂纹(它的微观结构改变与白蚀裂纹类似)作用，被视为经典疲劳机制(在轴承寿命模型中被大量提及)的一部分^{7,44,45}。试验证据很少有支持蝶状裂纹扩展到白蚀裂纹网络的说法¹⁰。

高蝴蝶密度是应力过高或负荷过重(>3GPa)的表现，但是风力发电机制造商宣称并没有超载。这一点似乎得到标准轴承箱高加速寿命试验(HALT)的支持。高加速寿命试验是一种应力试验方法，能在工程开发阶段提高产品的可靠性。金相调查往往发现，轴承中蝴蝶数量的增多是重负荷试验条件所致，但是现场失效轴承经常没有明显增多的蝴蝶^{6,7}。特别是在高速阶段，负荷通常是中等的，但轴承仍会因裂纹/白蚀裂纹失效，而没有出现很多蝴蝶，甚至单个典型蝴蝶^{6,7}。看来需要进一步改进标准齿轮箱高加速寿命试验，以反映现场中看到的早期失效机制。

然而只要没有完全了解瞬时工作状态的确切作用，意外出现杂质造成的高表面下应力引发轴承损坏³²就不能完全排除。现场风力发电机

齿轮箱轴承的确切加载很大程度上是基于风力发电机现场仿真(后来进一步降低为准静态负荷假设)，而且假设轴承在标定状态下承受中等负荷。应当记住：状态是非恒定稳态的，而风电行业对这点的考虑亦越来越多。

潜在的损坏传播

普遍同意，并非标定风力发电机齿轮箱工作状态，而是瞬间、部分未知的状态导致偶尔干扰轴承运动学、荷重和润滑。基本上，这种状态通过振动引发的局部混合摩擦^{6,16,47}、不对中或其它已经提到的因素，造成高度表面应力集中。在粗糙水平面的边界润滑区域上，拉伸应力的应力集中由于反复循环(就在粗糙表面下的高应力区域)，有可能增加并导致裂纹^{48,49}。

如图8所示，瞬态状态能触发表面裂纹(有可能被摩擦润滑化学效应所加剧)^{6,16,39,40,41}或表面下裂纹，在靠近表面(<150 μm)的杂质等薄弱点开始，最后到达滚道⁶。

这些杂质可以是任何轴承钢中天然存在的软硫化锰或硬氧化物。此外滚道上的小硫化锰线条有时可



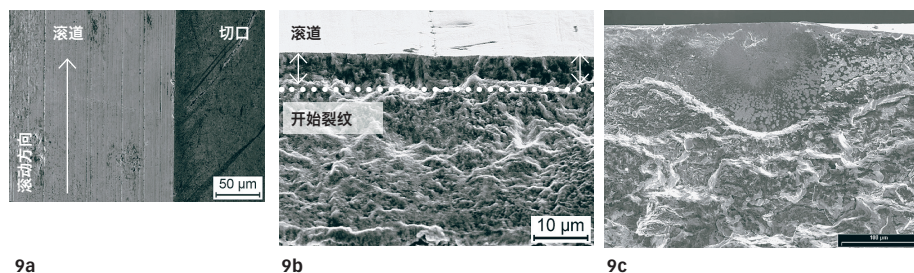
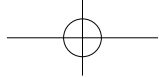


图9: a)滚道上小、浅裂纹以及裂纹的进一步扩展,光滑的加工标记表示有潜在混合摩擦状态, b)一条浅表面裂纹的开口, c)近表面杂质引发的表面裂纹(参考资料第6项中的扫描电子显微镜金属断面相片)。

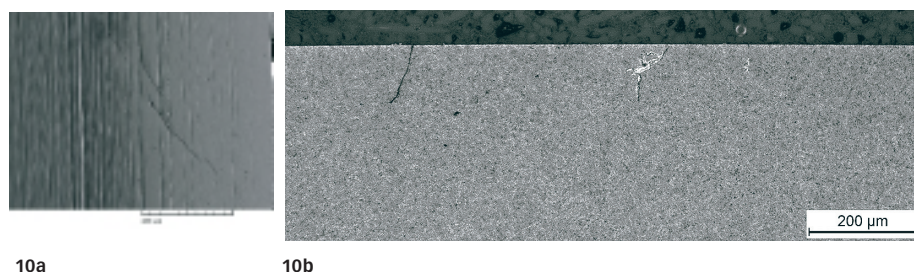


图10: 汽车应用的滚动滑动部件裂纹: a)小摩擦引发的滚道裂纹——光滑加工标记表示混合摩擦状态, b)圆周显微切片(施韦因富特SKF材料物理所)显示非装饰性裂纹(左)和白蚀装饰裂纹(右)。

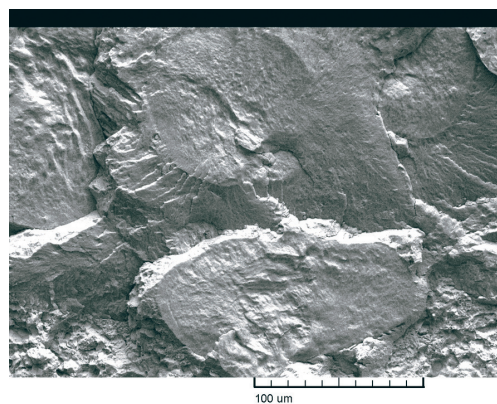


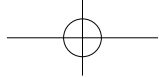
图11: 打开的破裂表面(比较图10a)显示两条裂纹(类似于图9c),它们被腐蚀疲劳裂纹结构围绕(扫描电子显微镜金属断面相片,背散射电子模式)。

被润滑剂溶解,发挥与潜在表面裂纹^{6,16}和/或环境腐蚀裂纹一样的作用。图9和图10展示了浅表面裂纹,在早期阶段发现这些裂纹通常需要很大的努力和丰富的经验^{6,7,16}。

图10和图11中的裂纹是在汽车高牵引和接触压力的滚动滑动接触面产生的,类似于风力发电机在3 GPa¹⁸左右负荷下的情况。

一旦轴承滚道局部损坏,高度EP掺杂的润滑剂将渗入裂纹。取决于裂纹的方向,水力效应将对裂纹扩展推波助澜⁴⁶。如图12所示,润滑剂(往往是老化和/或被水污染)将在新出现的金属裂纹两侧做出反应。换句话说,腐蚀疲劳裂纹(CFC)扩展过程开始了。

摩擦空白金属裂纹面上渗透的油(添加剂、污染物)分解物释放的氢,造成氢引发的微观结构改变,从而进一步加速了裂纹的扩展^{6,7,16}。这个结论也得到损坏轴承圈氢含量空间分辨测定的支持,它证实了损坏过程的后期出现了氢吸收^{7,16}。如图13所示,断口分析的显微调查发现,在制备打开、靠近内圈裂纹的强制破裂面呈现晶间微观结构,表示老化润滑剂产品释放的氢气造成材料脆化^{6,7,16,41},虽然它远离腐蚀疲劳裂纹,但通常能看到很大的跨晶体破裂面。对开放裂纹系统中润滑剂和添加剂残留的EDX



分析进一步支持了这种裂纹扩展机制的存在^{6,7,16}。

在裂纹系统内，腐蚀疲劳裂纹机制局部把微观结构转变成白蚀区，形成不规则白蚀裂纹网络(例如图2、6、14)。因此，白蚀裂纹被认为是次生的，是腐蚀疲劳裂纹机制的副产品，因为裂纹侧面释放的氢和分散的能量导致微观结构的局部改变，然后又表现成白蚀裂纹装饰。

白蚀裂纹装饰效应的分布和强度是相对复杂的。它非常依赖于裂纹网络内部润滑剂残留的分布、裂纹面的局部摩擦效应和局部等效应力场。

最后，三维裂纹迅速扩展、分叉并折返，导致相关轴承滚动表面的快速失效。

结论和SKF预防策略

风电行业的快速发展、风力发电机尺寸不断增大，以及风力发电机选址在风力不稳的环境中等趋势，都为驱动系统的滚动轴承带来严重挑战。于是为这个相对年轻的风电行业带来了齿轮箱轴承过早失效的后果。多年来，业内的讨论主要集中在轴承材料和热处理的影响上。最近，业内普遍的共识是，一定的风力状态会干扰轴承动力学、负荷和润滑。换句话说，轴承失效的根源

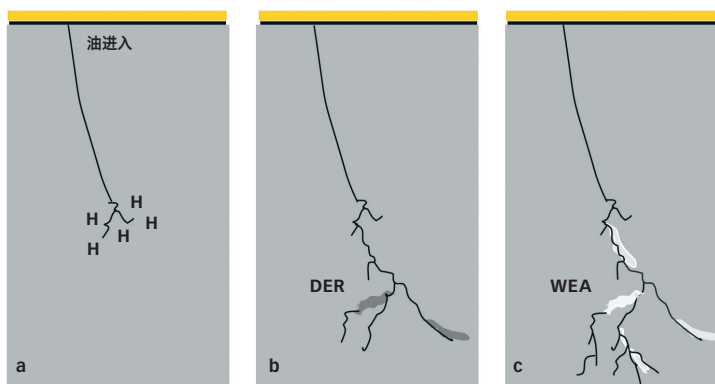


图12: (图8的延续): a)在渗入后, 润滑油和添加剂在裂纹侧面作出反应, 局部产生氢, b)和c)氢把靠近裂纹系统的局部微观结构改变成白蚀裂纹(从黑色浸蚀区DER到白蚀区域WEA)^{6,7,16}。

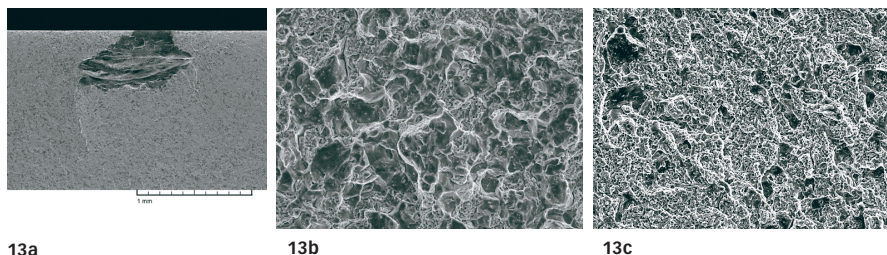


图13: a)一条连接到表面的裂纹轴向开口, b)靠近裂纹系统的晶间微观结构, c)其它地方的跨晶粒微观结构。

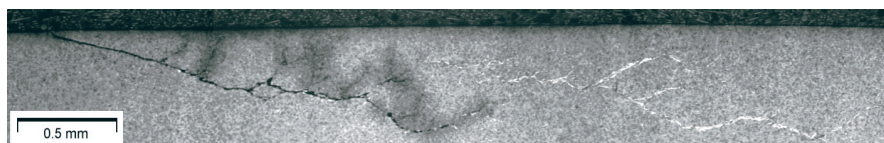
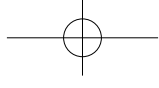


图14: 不规则的白蚀装饰裂纹网络(参考资料第6项)。



不仅仅在轴承本身，而需要考虑轴承和齿轮箱/风力发电机之间的完整应用界面。

本文描述了因裂纹/白蚀裂纹造成的风力发电机齿轮箱轴承失效，并介绍了一种失效假设。SKF的调查显示，风力发电机齿轮箱轴承关键位置的裂纹失效模式很有可能起源于表面或靠近表面的地方，然后在腐蚀疲劳过程的影响下进一步扩展进材料内部。

由于风力发电机非常复杂，受影响的轴承位置也差异巨大，所以只有一种应用状态根源的可能性不大。不过可以说，应当避免任何能导致干扰轴承运动学的状态，比如高幅振动和高滑动摩擦，以减少微观磨损和避免高拉伸应力。

为有效支持风电业，作为一家轴承生产商，SKF正专注于轴承改造，目标是降低轴承过早失效的风险，提高轴承在风力发电机应用中特定状态下的稳健性。该解决方案的战略主要考虑了以上介绍的假设，但也考虑了有关白蚀裂纹的常见理论。

内部调查和SKF的现场经验已经确认了大部分失效预防策略的积极作用。迄今为止最新的失效预防措施有：

- SKF特别钝化处理
 - 稳定靠近表面的微观结构
 - 让轴承对化学品腐蚀和氢更具抵抗性
 - 降低峰值负荷的微摩擦
 - 改进磨合
- 适用于多数应力部件的SKF特殊纯净钢
 - 进一步减少杂质数量，这些杂质可提升材料或表面的应力
- SKF针对应力最大的部件(原型)的深表面增强工艺
 - 能调节部件(调整 - 风力发电机的标定负荷相对中等)
 - 提高针对表面和表面下裂纹扩展的抵抗力

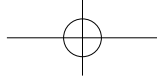
总而言之，用上述方法改造的轴承能降低过早失效，但需要结合根据实际应用情况所做的其他总体设计改进。因此，需要在设计过程中与合作伙伴合作，并应当使用先进计算工具来分析运行状态，识别关键运行状态，消除潜在损坏状态。加强部件试验，并结合实际尺寸的动态试验(例如在NREL、NAREC、Fraunhofer等研究机构中)，应能重现损坏性的运行状态，并测试潜在解决方案。●

作者：

德国施韦因富特SKF可再生能源应用开发中心项目经理**Kenred Stadler**(通信作者)和德国施韦因富特SKF滚动及滑动轴承开发组经理**Arno Stubenrauch**。

总结

风电行业的快速发展及其尺寸和发电能力的不断增长，再加上严苛的工作条件，为风力发电机带来了富有挑战性的运行环境。理解风力发电机早期失效机制(特别是轴承系统)对提供能支持行业可靠发电和经济运行需要的设备至关重要。失效机制是复杂的，减轻这些机制的影响不仅需要深入的研究，而且需要行业所有部门的合作。



参考资料

1. GWEC, *Global wind report, Annual market update 2010*, April 2011
2. Y. Feng, P. Tavner, *Introduction to wind turbines and their reliability & availability*, Durham side event at the EWEC conference, Warsaw, April 2010
3. ISO 15243:2004, *Rolling bearings – Damage and failures – Terms, characteristics and causes*
4. ISO 281, *Rolling bearings – Dynamic load ratings and rating life*; ISO/TR1281-2: *Rolling bearings – Explanatory notes on ISO 281 – Part 2: Modified rating life calculation, based on a systems approach to fatigue stresses*, and SKF General Catalogue
5. H. Swahn, P.C. Becker, O. Vingsbo (1976a), *Martensite decay during rolling contact fatigue in ball bearings*, Metallurgical Transactions A, Vol. 7A, No. 8, pp. 1099–1110
6. J. Gegner, *Tribological aspects of rolling bearing failures*. In: Tribology – Lubricants and Lubrication, Kuo, C.-H. (Ed.), *InTech*, Rijeka, Croatia, 2011, Chap. 2, pp. 33–94, <http://www.intechopen.com/articles/show/title/tribological-aspects-of-rolling-bearing-failures>
7. J. Gegner, *Frictional surface crack initiation and corrosion fatigue driven crack growth*, NREL workshop, Broomfield, November 2011
8. J. Luyckx, *Hammering wear impact fatigue hypothesis WEC/irWEA failure mode on roller bearings*, NREL workshop, Broomfield, November 2011
9. W. Holweger, *Influence on bearing life by new material phenomena*, NREL workshop, Broomfield, November 2011
10. M.H. Evans, *White structure flaking (WSF) in wind turbine gearbox bearings: Effects of 'butterflies' and white etching cracks (WECs)*, Material Science and Technology, Vol. 28 No. 1, 2012
11. J.P. Molly, *Wind energy – Quo vadis?* DEWI Magazine No. 34, February 2009
12. D. Heidenreich, *A lean solution to the gearbox life problem in wind turbine drive systems*, Hannover Messe 2011
13. J. Rosinski, D. Smurthwaite, *Trouble-shooting wind gearbox problems*, Gear-solutions 2010
14. A. Heege et al., *Matching experimental and numerical data of dynamic wind turbine loads by modelling of defects*, SAMTECH, EWEC 2009
15. D. Aguglia, R. Rebeschini, *Power transformer role for gearbox mechanical stress mitigation during voltage dips applied to doubly-fed induction generator based WT*, EWEC Warsaw, April 2010
16. J. Gegner, W. Nierlich, *Mechanical and tribochemical mechanisms of mixed friction induced surface failures of rolling bearings and modelling of competing shear and tensile stress controlled damage initiation*. Tribologie und Schmierungstechnik, Vol. 58, 2011, No. 1, pp. 10–210
17. W. Nierlich, J. Gegner, *Einführung der Normalspannungshypothese für Mischreibung im Wälz-Gleitkontakt. Gleit- und Wälzlagerungen: Gestaltung, Berechnung, Einsatz*, VDI-Berichte 2147, VDI Wissensforum, Düsseldorf, Germany, 2011, pp. 277–290 (in German)
18. M.N. Kotzalas, G.L. Doll, *Tribological advancements for reliable wind turbine performance*, Phil.Trans.R.Soc. A 368, 2010
19. T. Thomas, *Schäden durch Schwingungen noch nicht im Griff*, VDI Nachrichten, 26.Feb.2010, No. 8
20. T. Korzeniewski, *Gearbox protection concept for wind turbine generator systems*, DEWI No. 36, 2010
21. FVA 541 I, *Wälzlagerlebensdauer-Windgetriebe*, 2010
22. B. Kamchev, *Wind energy encounters turbulence*, Lubes'n'greases 2011
23. R. Heemskerk, *Challenges on rolling bearings in wind turbines*, VDI Gleit- und Wälzlagerungen 2011
24. IEC/ISO 61400-1 to 25, *Design requirements for wind turbines*
25. ANSI/AGMA/AWEA 6006-A03, *Standard for design and specification of gearboxes for wind turbines*, 2003
26. O. Klempert, *Belastungen im Getriebe werden zum Streitthema*, VDI Nachrichten, 14.Mai.2010, No. 19
27. W. Musial, S. Butterfield, B. McNiff, *Improving wind turbine gearbox reliability*, NREL, 2007
28. H. Uyama, *The mechanism of white structure flaking in rolling bearings*, NREL workshop, Broomfield, November 2011
29. N. Kino, K. Otani, *The influence of hydrogen on rolling contact fatigue life and its improvement*, JSAE Rev., 24, 2003
30. K. Tamada, H. Tanaka, *Occurrence of brittle flaking on bearings used for automotive electrical instruments and auxiliary devices*, Wear, 199, 1996
31. T. Lund, *Subsurface initiated rolling contact fatigue – Influence of non-metallic inclusions, processing conditions and operating conditions*, J. ASTM Int., 7, 2010
32. T. Lund, *SABB 1309*, ASTM conference, Tampa, 2011
33. R. Vegter, J. Slycke, *The role of hydrogen on rolling contact fatigue response of rolling element bearings*, J. ASTM Int., 7, 2009
34. I. Strandell, C. Fajers, T. Lund, *Corrosion – One root cause for premature failures*, 37th Leeds-Lyon Symposium on Tribology, 2010
35. J. Gegner, W. Nierlich, *Sequence of microstructural changes during rolling contact fatigue and the influence of hydrogen*. Proceedings of the 5th International Conference on very high cycle fatigue, Berger, C. and Christ, H.-J. (Eds.), German Association for Materials Research and Testing (DVM), Berlin, 2011, pp. 557–562
36. J. Gegner, W. Nierlich, *Hydrogen accelerated classical rolling contact fatigue and evaluation of the residual stress response*, Material Science Forum Vol. 681, 2011
37. T.H. Kim, A.V. Olver, P.K. Pearson, *Fatigue and fracture mechanism in large rolling element bearings*, Tribology Transaction, 44, 2001
38. J. Lai et al., *The fatigue limit of bearing steels – Part I: A pragmatic approach to predict very high cycle fatigue strength*, International J.o.Fatigue, 37, 2012
39. R. Pasariu, P. Lugt, *The composition of reaction layers on rolling bearings lubricated with gear oils and its correlation with rolling bearing performance*, Tribology Transaction, STLE, 2012
40. I. Nedelcu, E. Piras, A. Rossi, R. Pasariu, *XPS analysis on the influence of water on the evolution of zinc dialkyldithiophosphate-derived reaction layer in lubricated rolling contacts*, ECASIA special issue paper, Surf. Interface Anal, 2012
41. B. Han, Bo.X. Zhou, R. Pasariu, *C-Ring hydrogen induced stress corrosion cracking (HISCC) tests in lubricating liquid media*, European Corrosion Congress, Stockholm, 2011
42. A. Félix-Quinonez, G.E. Morales-Espejel, *Film thickness fluctuations in time-varying normal loading of rolling elastohydrodynamically lubricated contacts*, Proc. IMechE Vol. 224 Part C, 2010
43. A. Félix-Quinonez, G.E. Morales-Espejel, *Film thickness in EHL rolling contacts with transient normal load*, ITC Hiroshima, 2011
44. W. Holweger, J. Loos, *Beeinflussung der Wälzlagerlebensdauer durch neue Werkstoffphänomene in speziellen Anwendungen*, Antriebstechnisches Kolloquium Aachen, ATK, 2011
45. M. Brueckner, J. Gegner, A. Grabulov, W. Nierlich, J. Slycke, *Butterfly formation mechanisms in rolling contact fatigue*, D.Verb.für Materialfor. und -prüf. e.V., 2011
46. J. Lai, J. Wang, E. Ioannides, *Fluid-crack interaction in lubricated rolling-sliding contact*, Proceedings of the STLE/ASME, IJTC 2008
47. J. Gegner, W. Nierlich, *Operational residual stress formation in vibration-loaded rolling contact*. Advances in X-ray Analysis, Vol. 52, 2008, pp. 722–731
48. G.E. Morales-Espejel, V. Brizmer, *Micropitting modelling in rolling-sliding contacts: Application to rolling bearings*, Trib. Trans. Vol. 54, pp. 625–643, 2011
49. K. Stadler, G.E. Morales-Espejel, V. Brizmer, *Micropitting in rolling bearings: influence of lubrication, roughness, wear and ways of prevention*, Antriebstechnisches Kolloquium Aachen, ATK 2011