

轮齿齿面断裂失效研究综述

刘怀举^{1,2}, 刘鹤立¹, 朱才朝¹, 柏厚义², 徐晓娜²

(1. 重庆大学机械传动国家重点实验室, 重庆 400044; 2. 重庆望江工业有限公司, 重庆 400071)

摘要: 齿面断裂失效作为齿轮接触失效的一种形式, 相比表面或近表面处萌生裂纹的点蚀、微点蚀和齿根断裂等失效形式更具有潜在危险性. 为了研究分析齿面断裂失效的机理、影响因素等问题, 综述了基于局部材料强度法进行齿面断裂失效的相关研究内容, 进行了充分的讨论和分析, 得出了轮齿齿面断裂失效的特点和机理, 阐述了影响齿面断裂的几个重要因素如残余应力等, 并得出齿面断裂失效的预估方式和设计计算方法的相关结论, 为今后深入了解轮齿齿面断裂这种失效形式提供了依据, 并为工程实际中抗轮齿齿面断裂失效的设计与制造提供了理论支撑.

关键词: 轮齿断裂; 局部强度; 剪应力; 多轴应力; 材料暴露值

中图分类号: TH 132. 413

文献标志码: A

文章编号: 0254 - 0037(2018)07 - 0961 - 08

doi: 10. 11936/bjtxb2017050017

Review on Gear Tooth Flank Fracture

LIU Huaiju^{1,2}, LIU Heli¹, ZHU Caichao¹, BAI Houyi², XU Xiaona²

(1. State Key Laboratory of Mechanical Transmissions, Chongqing University, Chongqing 400044, China;

2. Chongqing Wangjiang Industry Co., Ltd., Chongqing 400071, China)

Abstract: As a type of gear contact failure, compared with pitting, micro-pitting, and scuffing which show indications on the tooth surface, tooth flank fracture has more latent danger. In order to study the mechanism, influence factors, and etc. of the tooth flank fracture, a predictive method based upon the local strength concept was introduced. Discussions were made in the work of the failure characteristics and form mechanism of tooth flank fracture. In addition, important influence factors of the tooth flank fracture such as residual stress were discussed. The prediction and calculation methods of the tooth flank fracture were studied in this paper. The research provides theoretical support for both the further analysis and the gear design against tooth flank fracture.

Key words: flank fracture; local strength; shear stress; multiaxial stress; material exposure value

高速重载的发展趋势, 对齿轮传动的功率密度和寿命要求逐渐提高, 齿轮接触失效成为显著影响机械装备性能和可靠性的重要瓶颈. 在风电、航空等领域报道了很多由齿轮接触失效导致的装备事故, 严重危害了人机安全. 伴随现代热处理与表面硬化、精加工等工艺的应用及高速重载的工况场合, 齿轮接触失效的形式也呈现多样化. 以风电齿轮为

例, 出现过宏观点蚀、微点蚀、轮齿齿面断裂 (tooth flank fracture, TFF)、齿面微动腐蚀等失效现象. 对于点蚀、微点蚀失效, 不仅有相关设计标准可以遵循, 也涌现了一些考虑齿轮啮合多轴应力状态或齿面摩擦学特性^[1-2]的接触疲劳寿命数值研究^[3-4], 使得对于其机理的认识较为深刻. 然而轮齿齿面断裂失效与胶合、点蚀等失效形式具有显著差异, 目前并

收稿日期: 2017-05-09

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51775060); 重庆市基础科学与前沿技术研究专项资助项目(cstc2017jcyjA1325); 中国博士后科学基金资助项目(2017T100674)

作者简介: 刘怀举(1986—), 男, 副教授, 主要从事传动机械学方面的研究, E-mail: huaijuliu@cqu.edu.cn

没有有效设计标准考虑这种失效形式,造成工程实际中这种失效现象越来越多,影响了我国齿轮水平和经济效益的进一步发展.正确认识轮齿齿面断裂失效,揭示该失效行为的影响机制,实现抗轮齿齿面断裂失效的齿轮设计制造方法,是提高我国齿轮设计制造及产品水平,增强国际竞争力的重要途径.本文着重关注轮齿齿面断裂这种失效形式,从其失效特点、机理、影响因素与设计计算方法的角度进行讨论.

轮齿齿面断裂是指由齿面下方一定深度(一般在有效硬化层深度以下)开始萌生裂纹,并沿齿廓中部位置扩展形成上方部分轮齿断裂的现象.需要注意的是, MackAldener 等^[5]最早针对用作惰轮的齿轮(双侧齿面受载)的齿面断裂现象定义了“轮齿内部疲劳断裂”名词,该失效形式的特点是在齿廓中部位置形成了和齿顶面大致平行的断裂面,而 Stahl 等^[6]针对通用的表面硬化齿轮齿面断裂问题定义了“轮齿齿面断裂”名词,裂纹由受载侧的齿廓中部位置逐渐延伸到另一侧的齿根部位.由于2种失效情况都与齿面深度下方的局部应力状态和局部材料强度有关,本文对二者不作区别,沿用 Stahl 等^[6]的定义,称为轮齿齿面断裂失效.

轮齿齿面断裂具有与点蚀、微点蚀或齿根断裂不同的特征.轮齿齿面断裂与点蚀和微点蚀的区别在于点蚀和微点蚀主要由齿面或近表面处部位首先萌生裂纹并扩展导致,主要影响因素为赫兹接触剪应力;轮齿齿面断裂和齿根断裂主要区别在于齿根断裂是由于齿根弯曲疲劳应力导致,开裂部位为齿根附近(齿根处 30° 切向面上),主导因素为齿根处所受的循环弯曲应力,而轮齿齿面断裂开裂部位从齿面上表现为齿廓中部位置处断裂,此外齿根处的裂纹萌生主要发生在表面或非常接近表面的部位,而轮齿齿面断裂的裂纹萌生则发生在更深的部位^[7].

轮齿齿面断裂主裂纹通常在齿面硬化层下方的非金属夹杂物部位产生,这些夹杂物具有与正常材料结构不同的力学特性,在载荷应力和残余应力的共同作用下导致该部位的材料强度不足,诱发裂纹萌生和扩展.有研究发现在风电、水轮机、卡车变速箱、重载锥齿轮和试验齿轮箱中都曾发现过轮齿齿面断裂失效.由于裂纹在表层下面首先扩展,几乎不能在早期直观观察到,因此相比微点蚀、胶合、齿根断裂,轮齿齿面断裂失效机理不清楚,目前无相关设计标准遵循,导致该失效形式的预防与控制十分

困难.由于这种失效在齿轮传动,尤其是大型重载齿轮上失效案例逐渐增多,所以对轮齿齿面断裂失效的研究也逐渐被重视起来.自2014年开始 ISO/TC 60 第六工作组就开始了 ISO DTS 19042-1 的标准制定工作,该标准定义了齿面断裂的计算方法. ISO 已经在进行 ISO 6336 齿轮承载能力设计标准的修订工作,准备纳入抗轮齿齿面断裂失效设计规范^[8].国外齿轮研究机构如 FZG^[9]、SMT^[10]、KISSsoft^[11]等开展了轮齿齿面断裂失效相关理论和试验研究,我国有关轮齿齿面断裂研究的报道较少,然而工程实际中已经越来越多出现了相关的失效案例.值得一提的是2016年机械科学研究总院的肖伟中^[12]从齿面接触剪应力分布特点入手,讨论了齿轮硬化层深度的力学意义,分析了齿轮曲率半径、心部硬度、残余应力及齿面加工质量等与齿轮硬化层剥落的关系,也借鉴了局部材料强度和局部应力状态关系这个理念.对确保我国齿轮产品竞争力,提升抗疲劳齿轮设计制造水平,开展轮齿齿面断裂失效研究具有重要的学术价值与工程意义.

1 轮齿齿面断裂现象与机理

表面硬化齿轮通常用在重载工业传动中,限制重载齿轮传动寿命的一个重要因素是承载能力.不同的材料类型和热处理参数都可能影响齿面承载能力及其失效的具体形式.对于表面硬化齿轮,除了点蚀、胶合等已经得到广泛认知的接触失效外,通常还可能出现表层以下较深位置萌生的裂纹及其扩展诱发的轮齿齿面断裂失效.受此失效形式影响的齿轮不仅包括硬化圆柱齿轮,还包括锥齿轮等,在渗氮和碳氮共渗齿轮上也发现了该失效形式.这种在表面以下较深部位萌生裂纹的后果是会导致齿轮副完全丧失传动能力,严重危害人机安全. MackAldener 等^[13]认为由于反复交变的应力作用导致用作惰轮的齿轮(2个齿面都用来承载)相比单级齿轮(单侧齿面承载)发生轮齿齿面断裂的概率更高,对75个惰轮用齿轮进行性能测试发现20个出现轮齿齿面断裂失效.

与经典的起始于表面的轮齿损伤不同,齿面断裂损伤主裂纹首先发生在齿面下方深部,随后朝向表面和芯部扩展.表层下方萌生裂纹后,以与齿面呈 $40^\circ \sim 50^\circ$ 方向缓慢扩展,但并没有马上连接到齿面.大多数情况下这种内部的裂纹起源于金属结构的缺陷或如硫化锰、氧化铝之类的非金属夹杂,如图1所示.

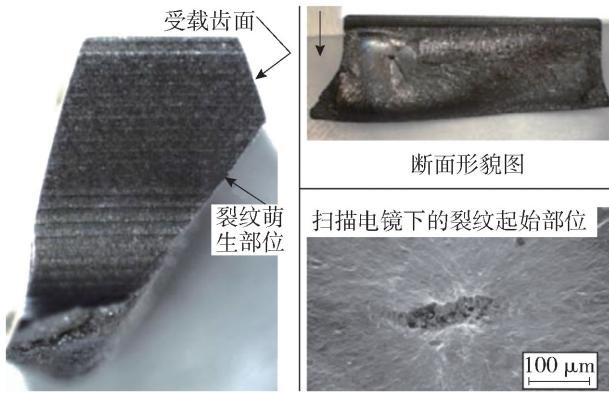


图1 轮齿齿面断裂与裂纹起始图^[6]

Fig. 1 Tooth flank fracture and crack initiation^[6]

起初裂纹在真空中扩展,往内部较软的芯部扩展速度高于往表面的扩展速度. 这是由于热处理在齿面表层生成残余压应力,对裂纹扩展有闭合作用. 这种损伤伴随裂纹扩展的一类模式(弯曲)和二类模式(剪切). 裂纹扩展过程中由于裂纹表面的相对微观移动发生所谓的“鱼眼”失效模式. 主裂纹继续朝齿面发展,同时朝着芯部向与受载齿面相对的齿根处发展. 由于表面的高硬度,朝向表面的裂纹扩展速率相比朝向芯部的要慢. 当主裂纹扩展到影响轮齿刚度的程度,载荷作用下会发生二次裂纹. Witzig^[14]通过有限元分析认为内部的主裂纹使得主裂纹下方(沿齿轮半径方向)的近表面处的应力增加,而且远低于当前的接触点,如图2所示. 这个应力引起了二次裂纹.

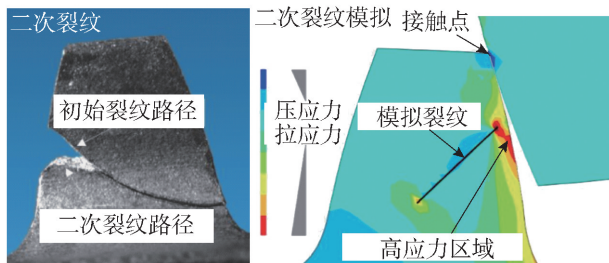


图2 Witzig对二次裂纹的有限元模拟^[14]

Fig. 2 Finite element simulation of second crack by Witzig^[14]

当二次裂纹和主裂纹相遇,齿面上就会剥落颗粒. 当主裂纹扩展到受载齿面,承受载荷的剩余齿轮横截面积会迅速减小,导致进一步的接触状态裂化,继续发展后上方的轮齿块就会与本体分离,轮齿最终断裂导致传动能力的完全丧失. 轮齿齿面断裂的典型特征行为是裂纹扩展路径几乎沿与齿顶面平行的方向进行,另一个典型特征是在齿高一半部位的平面上,上面的轮齿部分被分离下来. 图3所

示为工程实际中发生在齿轮节圆附近处的齿面断裂现象.

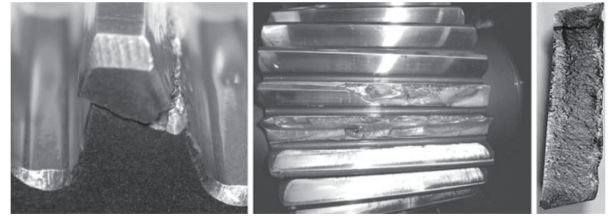


图3 节圆附近处的局部齿面断裂^[15]

Fig. 3 Tooth flank fracture around the pitch circle^[15]

根据轮齿齿面断裂表象可知,裂纹首先在齿面以下一定深度(通常位于硬化层深度下方)开始产生. 由经典点蚀失效机理可知裂纹在高局部接触应力作用下也可能在齿面或非常接近表面的近表面处产生. 很显然轮齿齿面断裂和近表面处点蚀疲劳构成竞争性关系. 工程实际中裂纹在齿面还是表面以下深度发生,受取决于齿面几何和工况的局部应力条件和局部材料强度的影响. 很重要的一点是,轮齿齿面断裂的原因不仅要考虑载荷形成的应力场,同时也需要考虑热处理、机加工和表面强化等导致的沿齿面深度方向的残余应力的变化.

由分析可知,对于轮齿齿面断裂的认识需要从齿面硬化层深度下方的局部区域的材料强度与该部位的应力条件对比的角度来进行. 该部位的材料强度主要取决于热处理和非金属夹杂. 齿轮热处理在齿面深度方向上形成硬度和强度的梯度分布特性,靠近齿面处硬度和强度相对芯部位置较高,图4所示为典型的渗碳硬化齿轮次表层的硬度梯度曲线. 齿面硬化层深度下方部位如果存在非金属夹杂物(直径为10~20 μm),该局部位置的材料强度发生突变,极易诱发应力集中^[16],如图5所示.

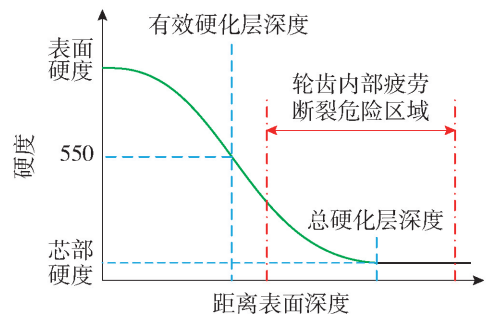


图4 理想硬度梯度曲线

Fig. 4 Idealized hardness gradient curve

轮齿内部疲劳裂纹起始部位的应力情况主要应从载荷诱发应力和残余应力两方面考虑. 对于大型

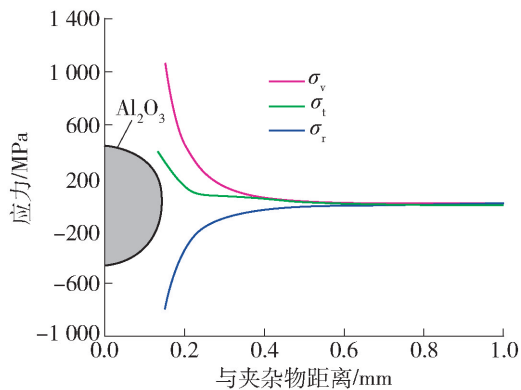


图5 三氧化二铝非金属夹杂物边界的内部冷却应力^[16]

Fig.5 Internal cooling stresses near the Al_2O_3 inclusion^[16]

齿轮, 载荷作用下相对较大的接触曲率半径会导致最大赫兹应力朝向更深的位置移动. 同时热处理形成的残余应力分布特征通常为近表面处受压, 而朝向芯部的深部区域受拉, 如图6所示, 这进一步影响了轮齿内部疲劳裂纹起始部位的应力状态, 在内部疲劳裂纹起始部位这个危险区域通常存在一个相对较高的主剪应力. 因此, 基于点蚀和弯曲疲劳强度设计标准的齿轮仍无法确保不发生轮齿齿面断裂失效.

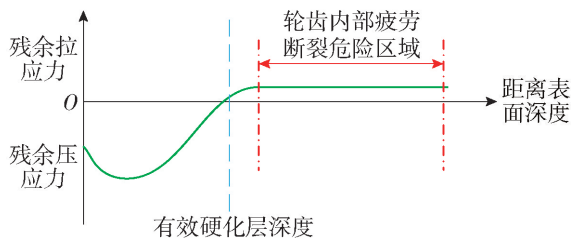


图6 典型残余应力沿深度方向分布示意图

Fig.6 Typical residual stress distribution along the depth direction

2 轮齿齿面断裂预估方法

由上述分析可知, 轮齿齿面断裂风险的评估依赖于齿面深度内的局部材料强度和局部应力状态的比较. 其中局部材料强度的获取需要考虑齿轮热处理形成的沿深度方向的强度梯度, 局部应力状态的获取需要考虑载荷应力和残余应力的共同作用. MackAldener等^[5]基于二维平面应变有限元法评估了轮齿齿面断裂风险, 确定了最优宏观几何、材料和硬化层属性, 其早期的研究将硬化层和芯部考虑成相同的材料属性, 然而由于表面硬化作用, 材料属性沿深度方向并不相同. 由于通过有限元计算较为复杂, 他还提出了一个简要的半解析法用于快速计

算^[13]. 该方法与他的有限元结果相差最大不超过20%, 验证了该方法在工程实际应用中的有效性. Witzig^[14]提出了基于剪应力强度假设的局部应力历程计算的轮齿齿面断裂预估方法. 但由于剪应力强度假设公式的经验性, 该方法太依赖经验, 应用中受到限制. 此外, 该方法还可能低估芯部存在较大残余拉应力(该方法中这部分拉应力被忽略)情况时发生裂纹萌生的风险. 而且该方法在芯部截面远大于硬化层厚度时才可靠. 这对于细长齿轮(压力角较小、重合度较大)和硬化层深度很深的情况不太适用. Petr等^[15]采用有限元法对轮齿齿面断裂进行了模拟. 采用准静态分析, 假定芯部材料为弹性、硬化层为弹塑性. Ghribi等^[17]提出了轮齿齿面断裂计算的另一种方法, 该方法采用一个多轴疲劳准则, 考虑了芯部残余拉应力的重要性. 应力历程采用ISO TR 15144-1方法A的赫兹接触计算方法, 然而该研究只考虑了接触应力, 没有考虑弯曲应力.

FZG基于大量理论和试验研究开发了一种计算方法^[9], 该模型将齿面赫兹载荷作用下的深度方向的剪应力与局部材料强度(由局部硬度曲线直接推导出来)联系起来. 这样齿面下任一体积单元的局部材料响应都可以计算出来. ISO拟提出的方法^[8]基于FZG的研究成果, 通过考虑包含残余应力在内多种应力计算材料暴露值(exposure value)来评估轮齿齿面断裂风险. 与点蚀或齿根强度计算方法不同, 轮齿齿面断裂的计算方法是一个关注次表面区域内局部状态的方法, 需要对多个啮合位置下的次表面的整个受力区域的材料点进行检查.

轮齿齿面断裂预估方法主要步骤为: 应力历程分析; 残余应力分析; 选取多轴疲劳裂纹萌生准则; 结合材料硬度和强度曲线预估齿面断裂失效风险.

轮齿齿面断裂关键区域的应力状态受载荷、剪切、弯曲等综合作用影响. 相对而言, 齿面摩擦力、热应力和齿面粗糙度影响主要集中在齿面和近表面区域, 对硬化层下方这个轮齿齿面断裂关键区域影响可以忽略. Stahl等^[6]考虑了法向接触载荷、剪切和弯曲载荷对该部位的影响. 法向接触载荷在该关键部位导致了三轴时变应力状态, 通过赫兹接触理论可以计算轮齿接触过程中关键部位的每一材料点的主应力和主剪应力时间历程. 增大法向接触载荷使得最大剪应力向芯部移动, 因此轮齿齿面断裂一般发生在重载工况下. 需要注意的是, 载荷较大时也可能使得齿根率先产生裂纹继而导致齿根断裂, 因此轮齿齿面断裂与齿根断裂在重载作用下也构成

竞争性关系. 而剪切和弯曲载荷的影响取决于轮齿几何形状,对于细高齿轮剪切和弯曲载荷的影响更为显著,这也是 MackAldener^[7]提到细长齿轮更容易产生轮齿齿面断裂的原因之一.

热处理和磨削后的齿轮在沿深度方向形成残余应力梯度分布,通常情况下近表面处为压,近芯部部位为拉. 这种残余应力分布方式对抵抗近表面处的点蚀疲劳破坏十分有益,然而,如果残余应力分布情况不良,极易在轮齿齿面断裂危险区域产生残余拉应力,从而进一步恶化该部位的应力情况,影响裂纹萌生与裂纹扩展的速率,进而影响齿轮的接触疲劳寿命^[18-19],因此开展轮齿齿面断裂行为预估时必须考虑残余应力分布的影响. 尽管齿轮服役过程中初始残余应力可能发生松弛,但大多数研究均将残余应力认为和时间无关. MackAldener 等^[20]提出了一种残余应力沿深度的曲线方程

$$\varepsilon_l(z) =$$

$$\begin{cases} \varepsilon_1 + 4(\varepsilon_2 - \varepsilon_1) \left[\left(\frac{z}{\bar{z}}\right) - \left(\frac{z}{\bar{z}}\right)^2 \right], & \text{若 } 0 \leq z \leq \frac{\bar{z}}{2} \\ -4\varepsilon_2 \left[1 - 6\left(\frac{z}{\bar{z}}\right) + 9\left(\frac{z}{\bar{z}}\right)^2 - 4\left(\frac{z}{\bar{z}}\right)^3 \right], & \text{若 } \frac{\bar{z}}{2} \leq z \leq \bar{z} \\ 0, & \text{若 } \bar{z} \leq z \end{cases}$$

式中: ε_1 为表面处相变应变; ε_2 为最大相变应变; z 为该点处法向深度; \bar{z} 为总硬化层深度. 由于表面硬化引起的表层内的体积扩张可通过一个温度曲线来建模,当热扩散系数为1时,温度曲线与相变应变曲线相同. 然而,由于影响残余应力分布的热处理和机加工工艺参数众多,真实的残余应力分布曲线可通过X射线等试验获得^[21]. 需要注意不同啮合位置残余应力沿深度分布的曲线可能不同,然而由于在受载齿面一侧裂纹通常发生在齿廓中部位置,因此为简化分析,可仅获取齿轮节线附近的残余应力沿深度分布曲线用于轮齿齿面断裂失效预估. 图7所示为在齿轮副节点处啮合时轮齿的3个应力分量 σ_x 、 σ_y 、 τ_{xz} 沿深度方向的分布以及通过试验测得的沿齿宽方向的残余应力分量 $\sigma_{y,r}$ 沿深度方向的梯度分布. 可见残余应力与载荷形成的应力为同一数量级,在进行应力分析时应加以考虑.

在载荷和残余应力共同作用下,轮齿齿面断裂关键部位的应力状态为多轴非比例循环应力状态,需要采用多轴疲劳准则^[17]进行应力状态等效. 在等效应力计算方面, MackAldener 等^[13]和 Al 等^[10]采用了 Findley 多轴疲劳准则,而 Stahl 等^[6]定义了剪应力强度假设(SIH)来考虑载荷诱发应力和残余

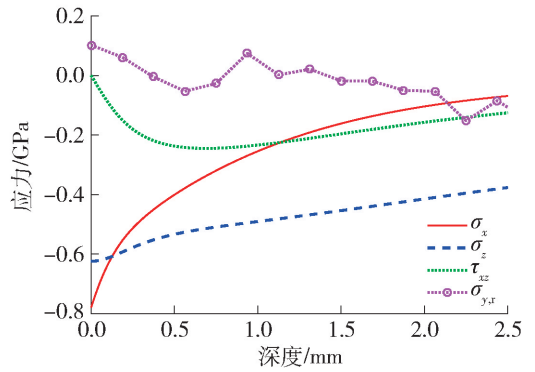


图7 应力分量与残余应力沿深度方向的分布

Fig.7 Distributions of stress components and residual stress along the depth direction

应力的影响,剪应力强度 τ_{eff} 定义为

$$\tau_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{1}{4\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\alpha=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\alpha}^2 \sin \gamma d\alpha d\gamma}$$

它考虑了体积单元每一平面 $\gamma\alpha$ 上所有最大剪应力 $\tau_{\gamma\alpha}$.

由于热处理和表面硬化的影响,材料内的强度从表层到芯部不再均匀,这可以从硬度梯度曲线上反映出来. 大多数研究^[22]直接将局部材料强度与局部硬度联系起来,从而表面硬度、芯部硬度和硬化层深度对轮齿齿面断裂风险产生显著影响. 尽管不存在许用剪切强度和局部硬度的通用关系,但化简后可认为表面硬化齿轮的材料强度与局部硬度呈线性关系. 维氏硬度和材料强度的线性系数为恒定值0.4^[23],这是由齿轮试验和工业齿轮箱数据统计得到. 这个值对于采用典型表面硬化钢和热处理的表面渗碳齿轮是有效的. 然而,需要注意的是,硬化层深度的增加虽然提高了某些深度范围内的强度,然而也可能产生不利的残余应力分布,从而使得轮齿齿面断裂风险加大. 材料具体深度 y 处的局部硬度可表达为

$$\text{HV}(y) = \text{HV}_{\text{core}} + (\text{HV}_{\text{surf}} - \text{HV}_{\text{core}})f(y)$$

式中: HV_{core} 和 HV_{surf} 分别为芯部维氏硬度和表面维氏硬度值; $f(y)$ 是一个函数,取决于硬化层深度等参数. 由于硬度梯度测试几乎成为精密重载齿轮必需检测项目,可直接利用显微硬度测量得到的硬度梯度值来推导强度梯度.

随后,轮齿齿面断裂的关键区域任一点处的材料暴露值 A_{FB} 可以表达为

$$A_{\text{FB}} = \tau_{\text{eff,DA}} / \tau_{\text{zul}}$$

式中: $\tau_{\text{eff,DA}}$ 为等效应力; τ_{zul} 为局部材料强度. A_{FB} 值可以用来评估齿面断裂风险,Stahl 等通过大量试验确定发生轮齿齿面断裂的 A_{FB} 的阈值可定为0.8^[6].

图8所示为2个齿轮的暴露值计算结果示意图,其中 b_H 为赫兹接触半宽. 齿轮A在近表面处暴露值超过0.8,而齿轮B在超过硬化层深度的某部位暴露值超过0.8,说明齿轮A遭受常规点蚀的风险高,而齿轮B的主要接触失效形式为轮齿齿面断裂. 通过材料暴露值图可以较为方便地评估轮齿点蚀和齿面断裂失效风险,在随后的齿轮设计中可形成工程设计工具.

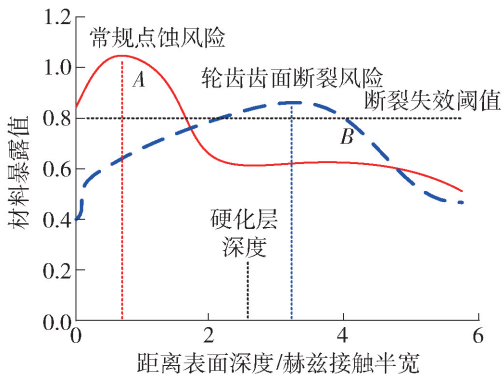


图8 2个齿轮的材料暴露值计算结果示意图

Fig. 8 The material exposure values of two gears

3 齿面断裂影响因素

轮齿齿面断裂跟滑滚摩擦产生的剪应力、残余应力分布、弯曲应力和材料不均质导致的额外的内应力等因素有关. 本节将介绍齿面断裂的主要影响因素.

为降低齿面断裂风险最可行的优化措施是改善齿轮几何(改变了等效曲率半径、轮齿载荷和热处理).

3.1 轮齿受载应力状态

轮齿齿面断裂关键部位的应力状态受转矩、齿轮几何结构、齿面摩擦等因素共同影响. 已经提及齿面摩擦、润滑和齿面粗糙度等要素对近表面处的应力状态影响显著,而对在更深部位的轮齿齿面断裂关键区域影响相对可以忽略. 载荷较大时,最大剪应力幅值增加而且部位往芯部方向移动,会造成轮齿齿面断裂风险增加. 轻载下由于次表面载荷诱发应力较小,轮齿齿面断裂风险与点蚀风险均会降低.

需要注意的是,在评估材料疲劳风险时不同的研究采用了不同的等效应力状态,最大剪应力、Mises 应力等均用于接触疲劳应力评价^[24]. 由于齿轮滑滚循环接触,为典型的多轴应力状态,因此多轴应力准则广泛用于齿轮接触疲劳的等效应力计算. 然而目前多轴疲劳的失效准则研究存在的问题是: 1) 相位差及平均应力对多轴高周疲劳强度的定量

化影响有待于进一步研究;2) 由于多轴疲劳的失效准则研究以试验数据为基础,其试验数据尚需进一步的积累;3) 在非对称加载的情况下,公式参数仍然使用单轴对称加载下的参数,合理性有待证明.

3.2 齿轮几何结构影响

齿轮的几何结构直接决定了轮齿内部的应力状态. 细长的齿轮相比粗矮的齿轮,同样中心距条件下其压力角较小,重合度较高,可显著改善振动噪声性能. 然而,其对抵抗轮齿齿面断裂的能力有害,设计时应综合考虑振动噪声性能和抗轮齿齿面断裂性能.

Boiadjiev 等^[9]讨论了等效曲率半径对轮齿齿面断裂失效风险的影响,如图9所示. 随着等效曲率半径 ρ_c 的增大,即使最大接触压力 p_H 和最大剪应力幅值 $\tau_{H,max}$ 保持恒定,表层下方一定深度处的剪应力 τ_H 增大,轮齿齿面断裂风险提高^[25]. 中心距、压力角或齿顶系数的增加均会导致等效曲率半径的增加.

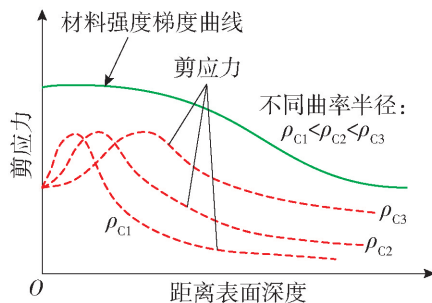


图9 等效曲率半径对表层下方剪应力的影响

Fig. 9 Influence of equivalent radius on subsurface shear stress

3.3 局部材料强度

除了滑滚接触的应力状态外,另一个轮齿齿面断裂失效的决定性影响因素是局部材料强度. 如果表层下一定深度的局部的应力值超过了该处的材料强度就会发生齿面断裂风险. 目前尚不能考虑晶粒度和偏析对局部材料强度的影响,而近似地认为强度与硬度成线性关系,因此硬化层深度的设计对控制轮齿齿面断裂失效风险十分重要. Witzig^[14]考虑硬化层深度变化对局部材料强度和残余应力的影响,讨论了其对轮齿齿面断裂风险的作用,如图10所示. 结果表明表面硬化层深度的降低会导致更深部位暴露最大值增加,而近表面处的最大值几乎不变. 此外,最大的材料暴露值移向表面. 由于硬化层深度的降低,离表面更近处部位达到芯部硬度,而近表层的硬度维持不变. 硬化层深度的增加

会导致材料最大暴露值降低并移向更深的部位。说明硬化层深度对最大暴露值及其发生部位有显著影响,硬化层深度并不改变近表面处的暴露值。需要注意的是,硬化层深度的变化不仅会引起局部材料硬度和强度的变化,同时会引起残余应力梯度曲线的变化。即使高的硬化层深度增加了一定深度部位的材料硬度和强度,但也可能导致该部位不利的残余拉应力,而恰到好处的硬化层深度,则能有效确保齿轮的疲劳性能^[26],因此硬化层深度的设计应该谨慎进行。

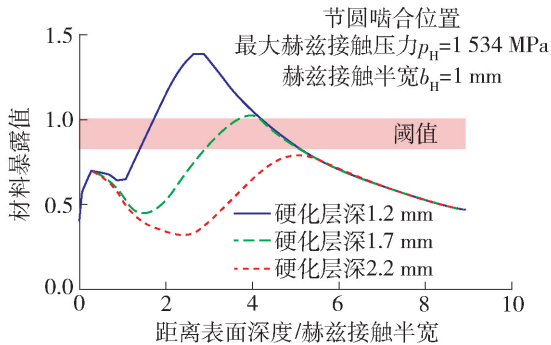


图10 硬化层深度对材料暴露值的影响^[14]

Fig. 10 Influence of case depth on material exposure^[14]

3.4 残余应力梯度

齿轮在热处理和机加工过程中会在表面和次表层产生残余应力。通常靠近表面处的残余压应力对抵抗点蚀疲劳有利,而近芯部处由于残余拉应力的作用可能对轮齿齿面断裂失效有影响。工程实际中齿轮残余应力的分布情况十分复杂,相变应变、热应力和载荷诱发残余应力等均对残余应力的分布产生贡献,如磨削控制不当会在近表面处产生残余拉应力,导致点蚀疲劳裂纹的迅速萌生扩展。准确的齿轮残余应力值一般可通过X射线仪配合电抛光剥层法获得^[27]。

图11所示为某齿轮考虑和未考虑近表面处残余应力的计算结果对比^[6]。可以发现忽略硬化层残余压应力后使得最大暴露值移向表面方向,未考虑残余应力的情况不能揭示齿面断裂失效模式。这说明残余应力对计算结果的极其重要性,只有考虑残余应力后才可能准确预测轮齿齿面断裂失效模式。

4 结论与展望

1) 轮齿齿面断裂失效一般由齿廓中部一定深度处的部位率先萌生裂纹,并朝受载齿面齿廓中部和未受载齿面的齿根部扩展从而形成齿面断裂;两

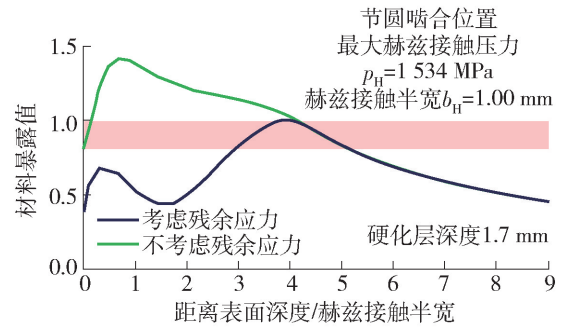


图11 考虑和未考虑残余应力的某接触点的材料暴露值

Fig. 11 Material exposure values with and without residual stresses

侧齿面都受载的齿轮在交变应力作用下的断裂面几乎与齿顶面平行;初始裂纹在齿面下方一定深度处的非金属夹杂物附近最容易萌生。

2) 轮齿齿面断裂失效与点蚀、齿根断裂等失效形式存在竞争性关系,决定齿轮失效具体形式的主要因素包括轮齿表面及内部的应力状态和局部材料强度,当轮齿齿面下方一定深度处的等效应力接近或超过该部位的局部强度时容易诱发轮齿齿面断裂失效。

3) 轮齿齿面断裂失效预估可通过齿面下方关键区域各材料点处应力状态和材料强度对比实现。齿面摩擦力、润滑、齿面粗糙度等因素对轮齿齿面断裂失效影响较小,而法向载荷、弯曲和剪切载荷、残余应力及硬度梯度等对轮齿齿面断裂失效影响较大。

4) 重载下的细长齿轮更容易导致轮齿齿面断裂失效;硬化齿轮残余应力与载荷作用形成的应力为同一数量级,不考虑残余应力将无法准确预估轮齿齿面断裂失效风险。

参考文献:

- [1] LIU H, ZHU C, ZHANG Y, et al. Tribological evaluation of a coated spur gear pair [J]. Tribology International, 2016, 99: 117-126.
- [2] LIU H, MAO K, ZHU C, et al. Mixed lubricated line contact analysis for spur gears using a deterministic model [J]. Journal of Tribology, 2012, 134(2): 021501-021507.
- [3] ZHOU Y, ZHU C, LIU H, et al. A numerical study on the contact fatigue life of a coated gear pair under EHL [J]. Industrial Lubrication and Tribology, 2018, 70(1): 23-32.
- [4] LIU H, LIU H, ZHU C, et al. Evaluation of contact fatigue life of a wind turbine gear pair considering residual stress [J]. Journal of Tribology, 2018, 140(4): 041102.
- [5] MACKALDENER M, OLSSON M. Interior fatigue fracture of gear teeth [J]. Fatigue and Fracture of Engineering

- Materials and Structures, 2000, 23(4): 283-292.
- [6] STAHL K, HÖHN B R, TOBIE T. Tooth flank breakage-influences on subsurface initiated fatigue failures of case hardened gear [C] // Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference. Portland: ASME, 2013: 1-10.
- [7] MACKALDENE M. Tooth interior fatigue fracture and robustness of gears [D]. Stockholm: Royal Institute of Technology, 2001.
- [8] International Organization for Standardization. Calculation of load capacity of spur and helical gears—Part 4: calculation of tooth flank fracture load capacity; Standard ISO 6336-6 [S]. Geneva: International Organization for Standardization, 2017: 9-32.
- [9] BOIADJIEV I, WITZIG J, TOBIE T, et al. Tooth flank fracture - basic principles and calculation model for a sub surface initiated fatigue failure mode of case hardened gears [C] // International Gear Conference. Lyon: Woodhead Publ LTD, 2014: 670-680.
- [10] AL B, LANGLOIS P. Analysis of tooth interior fatigue fracture using boundary conditions form an efficient and accurate LTCA[J]. Gear Solutions, 2016(2): 33-39.
- [11] BEERMANN S, KISSLING U. Tooth flank fracture - a critical failure mode influence of macro and micro geometry [C] // KISSsoft User Conference India 2015. Pune: KISSsoft AG, 2015: 1-14.
- [12] 肖伟中. 齿轮硬化层疲劳剥落强度研究与应用[D]. 北京: 机械科学研究总院, 2016.
- XIAO W Z. Reaseach and application of fatigue spalling strength of gear hardened layer[D]. Beijing: China Academy of Machinery Science and Technology, 2016. (in Chinese)
- [13] MACKALDENER M, OLSSON M, Design against tooth interior fatigue fracture[J]. Gear Technology, 2000, 17(6): 18-24.
- [14] WITZIG J. Flankenbruch-eine grenze der zahnradtragfähigkeit in der werkstofftiefe [D]. München: Technische Universität München, 2012.
- [15] PETR K, DYNBYL V, DUB M. FEM simulation of flank breakage on tooth of gears and experimental photos [C] // Modern Methods of Construction Design. Hejnice: Springer, 2014: 291-297.
- [16] BAUER E, BOHL A. Flank breakage on gears for energy systems [C] // Proceedings of International Conference on Gears. Munich: VDI Verlag GmbH, 2010: 1039-1052.
- [17] GHRIBI D, OCTRUE M. Some theoretical and simulation results on the study of the tooth flank breakage in cylindrical gears [C] // International Gear Conference. Lyon: Woodhead Publ LTD, 2014: 659-669.
- [18] AGHA S R. , Fatigue performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact[J]. Wear, 2000, 244(1/2): 52-59.
- [19] 李友国, 康国政, 汪长安, 等. 残余应力对接触疲劳裂纹萌生寿命的影响 [J]. 清华大学学报(自然科学版), 2005. 45(12): 1664-1667.
- LI Y G, KANG G Z, WANG C A, et al. Effect of residual stresses on the crack initiation life for rolling contact fatigue [J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2005, 45(12): 1664-1667. (in Chinese)
- [20] MACKALDENER M, OLSSON M, Tooth interior fatigue fracture—computational and material aspects [J]. International Journal of Fatigue, 2001, 23(4): 329-340.
- [21] PARIENTE F, GUAGLIANO M. Contact fatigue damage analysis of shot peened gears by means of X-rays measurements[J]. Engineering Failure Analysis, 2009, 16(3): 964-971.
- [22] ELKHOLY A. Case depth requirements in carburized gears[J]. Wear, 1983, 88(2): 233-244.
- [23] KLEIN M, HÖHN B R, MICHAELIS K. Theoretical and experimental investigations about flank breakage in bevel gears[J]. Industrial Lubrication and Tribology, 2011, 63(1): 5-10.
- [24] 贾小攀, 王文中, 赵自强, 等. 斜齿轮弹流润滑下的接触疲劳寿命计算[J]. 摩擦学学报, 2014, 34(1): 8-14.
- JIA X P, WANG W Z, ZHAO Z Q, et al. A contact fatigue model of helical gear under elastohydrodynamic lubrication [J]. Tribology, 2014, 34(1): 8-14. (in Chinese)
- [25] 陈国民. 论我国渗碳齿轮制造中的若干问题(中) [J]. 金属加工(热加工), 2007(12): 41-48.
- CHEN G M. Problems in the manufacturing of carburized gears in China (II) [J]. Metal Forming (Hot Working), 2007(12): 41-48. (in Chinese)
- [26] 陈德华, 滕鲁湘, 李光瑾, 等. 渗碳淬硬层残余应力的分布特征[J]. 热处理, 2011, 26(2): 65-71.
- CHEN D H, TENG L X, LI G J, et al. Distribution characteristics of residual stress in carburized and hardened case[J]. Heat Treatment, 2011, 26(2): 65-71. (in Chinese)
- [27] SAVARIA V, MONAJATI H, BRIDIER F, et al. Measurement and correction of residual stress gradients in aeronautical gears after various induction surface hardening treatments[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2015, 220: 113-123.