基于裂纹表面特征的变桨轴承裂纹扩展路径研究

赵嘉欣[1] 邢 宇[1] 贾逸飞[1] 成小乐[1] 孙璞杰[2] 侯召堂[2]
(1. 西安工程大学 机电工程学院, 西安 710600)
(2. 西安热工研究院有限公司, 西安 710054)

摘要:【目的】针对变桨轴承裂纹扩展路径和尖端偏转角预测这一问题,在保证计算精度的前提下,提出一种计算效率较高的基于等效有限元模型和多元多项式回归模型的预测方法。【方法】首先,分析裂纹长深比、裂纹径向角、裂纹位置角、螺栓预紧力等不同参数对裂纹前缘应力强度因子的影响规律,构建描述变桨轴承工况条件和几何特征的有限元模型;其次,基于断裂力学理论、Paris公式和最大切应力准则,分析裂纹表面特征对裂纹尖端偏转角的作用机制;最后,利用多元多项式回归模型,建立多因素影响下的裂纹尖端偏转角预测模型。【结果】结果表明,裂纹萌生区域主要位于外圈螺栓孔的径向区域,裂纹以张开型为主;裂纹初始径向角对裂纹尖端偏转角的影响最大,裂纹扩展速率随裂纹长深比的增加而增加;利用多元多项式回归模型建立的裂纹尖端偏转角预测模型的预测效果较好。研究成果可有效应用于风电场运维人员对变桨轴承裂纹扩展路径的预测,为变桨轴承的裂纹评估与寿命预测提供参考。

关键词: 变桨轴承; 应力强度因子; 裂纹偏转角评估; 裂纹扩展路径
中图分类号: TH133.33 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.10.009

0 引言

变桨轴承是风力机组的关键部件,须频繁调节叶片桨距角,以应对风速变化。其服役工况复杂,常承受交变载荷、冲击载荷并长期处于恶劣环境中[1],导致螺栓孔径向易产生裂纹。由风场提供的轴承断裂形貌可确定其易萌生裂纹的区域。裂纹扩展可引发叶片失控甚至机组出现故障,造成重大经济损失。因此,关于裂纹尖端偏转角的研究对工程人员了解轴承运行状态具有重要意义。

在变桨轴承的数值模拟方面,He等[2]利用Abaqus软件建立了轻度磨损下变桨轴承的有限元模型,其仿真结果能够反映裂纹对接触区应力、相对滑动、弹性变形及接触状态的影响;董惠敏等[3]采用3种螺栓等效模型对轴承进行了有限元分析,得到"梁-杆耦合模型的误差小于7%、节省了约90%的时间"的结论。Smolnicki等[4]使用弹簧单元来模拟滚珠-滚道接触,并对整体轴承进行了实体建模,分析了轴承的力学性能;廖祥林[5]基于断裂力学和疲劳寿命理论,构建了有限元计算模型,分析了轴承中滚道接触载荷与实际接触角的分布;李朋飞等[6]提出一种新的等效滚子接触模型,其数值仿真结果与利用传统有限元方法得到的结果基本相符。在裂纹扩展试验与理论分析方面,Bomidi等[7]将损伤力学理论与弹塑性有限元模型结合,分析了由裂纹尖端塑性应变累积驱动的、疲劳损伤主导的裂纹扩展过程;张宇等[8]分析了不同工况下轴承的磨损情况,发现载荷变化对轴承磨损的影响规律;Huang等[9]基于子模型技术,分析了赫兹接触应力场,揭示了滚道次表面的裂纹以滑移-撕裂复合模式扩展的特征,结果表明,越接近裂纹前缘,滑移破坏的效果越明显;张洪伟等[10]进行了疲劳裂纹扩展试验,得到在不同载荷和应力比条件下的裂纹扩展数据,并使用有限元法进行验证,证明裂纹长深比的增加会缩短轴承的剩余使用寿命。在裂纹扩展路径预测方面,余江鸿等[11]运用Dload子程序和Franc 3D软件建立了滚道接触与裂纹扩展模型,通过分析应力强度因子(Stress Intensity Factor, SIF)的变化来预测残余应力与赫兹接触应力共同作用下的裂纹扩展路径规律;张珂等[12]对深沟球轴承的裂纹进行了分析,仿真与试验的

收稿日期: 2025-03-21 修回日期: 2025-05-08
基金项目: 陕西省重点研发计划(2024GX-YBXM-359); 研究生创新基金项目(chx2024009); 大学生创新创业训练计划项目(X202410709189)
作者简介: 赵嘉欣,女,1997年生,山西大同人,硕士研究生; 主要研究方向为滚动轴承基础研究及数值模拟; E-mail: zhaojiaxin0716@163.com。
邢宇(通信作者),男,1985年生,辽宁丹东人,博士,讲师,硕士研究生导师; 主要研究方向为高性能滚动轴承基础研究; E-mail: reevesxing@163.com。
引用格式: 赵嘉欣,邢宇,贾逸飞,等. 基于裂纹表面特征的变桨轴承裂纹扩展路径研究[J]. 机械强度,2026,48(10):74-85.
Zhao Jiaxin, Xing Yu, Jia Yifei, et al. Study on crack propagation path of pitch bearings based on crack surface characteristics[J]. Journal of Mechanical Strength, 2026, 48(10):74-85.
免费获取

结果表明，裂纹能够显著缩短轴承的寿命，其仿真预测的寿命与实际寿命的误差为 5.9%，预测准确性较高。

现有研究大多是先对变桨轴承整体模型进行力学分析，然后对轴承的剩余寿命进行评估，而利用裂纹的显式特征（如裂纹尺寸、裂纹位置等）来评估轴承寿命的研究较少。此外，裂纹的产生意味着轴承需要及时修复，但风机拆装的成本较高，因此可通过判断一些微小裂纹的扩展路径及尖端偏转角来对轴承进行有针对性的维修，可大大降低运维成本，而这一观点在研究中鲜有报道。本文基于裂纹的显式特征，对变桨轴承的裂纹偏转路径进行研究，主要工作包括：首先，分析无裂纹变桨轴承在实际运行工况下的应力状态，并确定初始裂纹位置；其次，通过有限元方法，分析裂纹扩展过程中应力强度因子的变化，以模拟裂纹尖端偏转角的变化，并分析裂纹显式特征对裂纹前缘应力强度因子的影响；最后，采用多元多项式回归方法，对变桨轴承裂纹尖端偏转角进行预测，从而为工程技术人员提供参考。

1　理论与数值建模

变桨轴承的裂纹扩展行为受多物理场作用的影响，计算量较大，所以需要建立具有较高计算效率的模型。本文基于非线性接触理论和断裂力学准则，利用参数化建模方法，构建从轴承整体力学行为到局部裂纹扩展的仿真模型。

1.1　非线性接触有限元模型的建立

建立双排 4 点球接触轴承模型，在不影响计算精度的情况下，忽略倒角、挡边、保持架等非重要特征，采用 Combin39 非线性弹簧单元模拟滚珠-滚道接触，其在三维空间中具有拉伸、压缩和扭转能力，可以模拟滚珠-滚道的接触和分离。设置轴承材料参数为：弹性模量 E = 209 GPa、泊松比 ν = 0.3；设置动摩擦因数 μ = 0.2[13]；设置边界条件为内圈与轮毂固定、外圈与叶片运动耦合、螺栓连接处无相对滑移。变桨轴承整体结构如图 1 所示，其内部参数如表 1 所示。

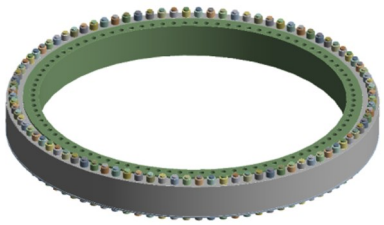


图 1　变桨轴承整体结构

Fig. 1　Overall configuration of the pitch bearing

表 2 所示为 1~2 MW 风电机组的典型工况。根据表 2 中的数据，施加径向力 F_r、轴向力 F_a 及倾覆力矩 M，并将其正交分解至如图 2 所示的轴承空间（有限元分析）坐标系中，F_r、F_a、M 的数学达式分别为

$$F_r = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \tag{1}$$

$$F_a = F_z \tag{2}$$

$$M = \sqrt{M_x^2 + M_y^2 + M_z^2} \tag{3}$$

式中，F_x、F_y 分别为径向力 F_r 在有限元坐标系中 x、y 方向上的分量；F_z 即为轴承受到的轴向力 F_a 的大小；M_x、M_y、M_z 分别为倾覆力矩 M 在有限元分析坐标系 x、y、z 方向上分量。

表 1　变桨轴承参数表

Tab. 1　Parameter table of the pitch bearing

参数	值
钢球直径 D_w/mm	60
钢球中心径 D_{pw}/mm	2 100
接触角 α/(°)	46
钢球数量 Z	190

表 2　1~2 MW 风电机组工况

Tab. 2　Operating conditions of the 1-2 MW wind turbine

载荷	F_x/kN	F_y/kN	F_z/kN	M_x/(kN·m)	M_y/(kN·m)	M_z/(kN·m)
值	302.1	387.9	122.5	2 327.7	0	−8 923.9

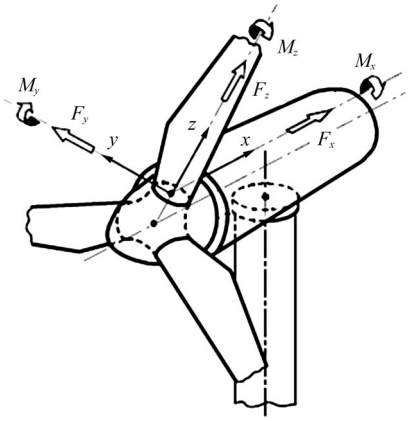


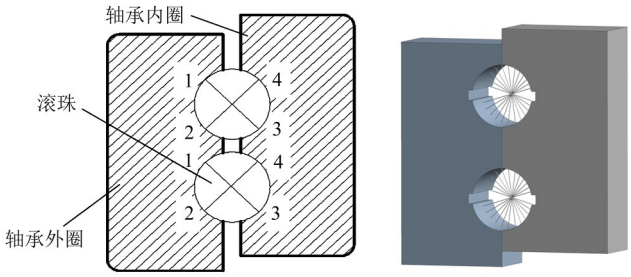
图 2　有限元分析坐标系

Fig. 2　Coordinate system for finite element analysis

为了提升模型的计算效率，使用 Combin39 非线性弹簧单元模拟滚珠-滚道接触。弹簧单元穿过球心，在接触点处与滚道共节点，其等效示意图如图 3 所示。为验证实体模型与简化（等效）模型的一致性，依照图 2 中坐标系的方向，对模型施加径向位移、轴向位移及力矩，即对外圈滚道外表面所有节点施加位移约束，并分析滚珠受压时产生的反力；设置约束使内圈静止、外圈运动。简化模型与实体模型的反力-位移曲线如图 4 所示，它们的相对误差如表 3 所示。

由图 4、表 3 可知，非线性弹簧单元简化模型与有限

元实体模型的反力-位移曲线重合度较高，相对误差较小，其中最大相对误差为5.8%，因此可将单滚珠简化模型应用于全轴承模拟。



（a）二维原理图 （b）三维有限元模型

图3 弹簧单元等效示意图

Fig. 3 Equivalent schematic diagram of the spring element

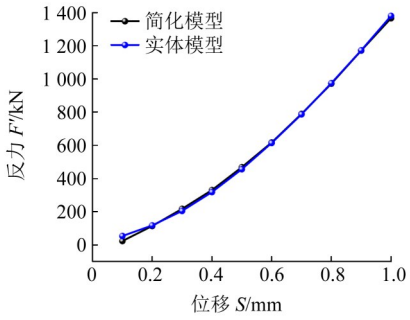


图4 简化模型与实体模型的反力-位移曲线

Fig. 4 Reaction force-displacement curves of the simplified and solid models

1.2 裂纹的参数化建模

图5为变桨轴承的应力云图。首先，确定裂纹萌生的位置，由图5可知，外圈螺栓孔区域因交变载荷与应力集中效应，成为裂纹萌生的高危位置。基于静力学分析，选取螺栓孔正下方应力峰值区域，并对其建立裂纹子模型。假设材料具有各向同性、无初始缺陷，在裂纹前缘不同位置处插入探针。裂纹几何特征的示意图如图6，图6中，裂纹形态可参数化为三维半椭圆形[图6(a)]，其几何特征由裂纹长深比a/b[图6(b)]、裂纹径向角α[图6(c)]及裂纹位置角β[图6(d)]表征。其中，裂纹径向角α为初始裂纹方向与螺栓孔径向基准线的空间方位角；裂纹位置角β为裂纹所在螺栓孔处轴承径向与y轴的夹角。图6(d)中，最大应力处的裂纹位置角为26.25°，相邻2个螺栓之间的夹角为3.75°(3.75° = 360°/96，其中，96为螺栓个数)。

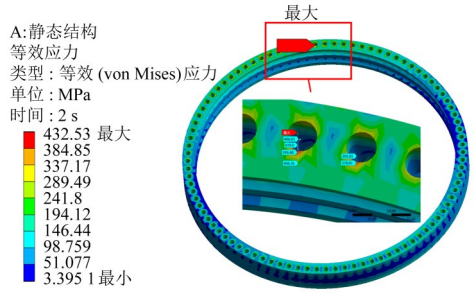


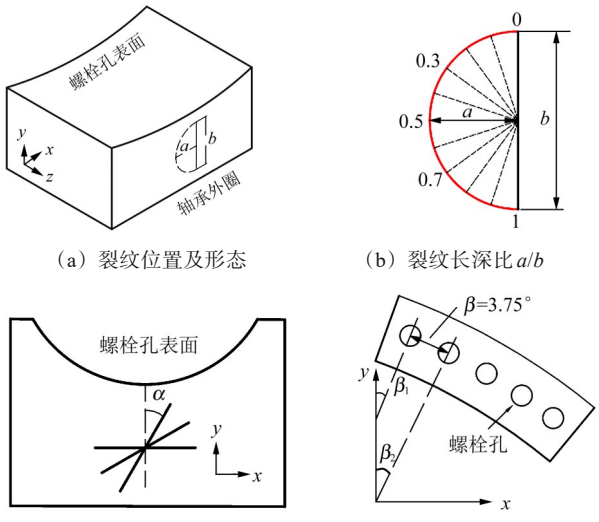
图5 变桨轴承的应力云图

Fig. 5 Stress contour plot of the pitch bearing

表3 简化模型与实体模型的相对误差

Tab. 3 Relative errors between the simplified and solid models

位移S/mm	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
实体模型的反力F_1/N	50 879.4	113 028.3	217 036.3	330 319.4	468 392.9	617 049.9	789 740.9	972 313.9	1 171 570.0	1 366 984.0
简化模型的反力F_2/N	52 896	116 950	204 450	317 830	455 950	614 070	787 020	975 060	1 173 200	1 380 800
相对误差/%	3.96	3.46	−5.80	−3.78	−2.66	−0.48	−0.34	0.28	0.14	1.01



（a）裂纹位置及形态 （b）裂纹长深比a/b

（c）裂纹径向角α （d）裂纹位置角β

图6 裂纹几何特征示意图

Fig. 6 Schematic diagram of crack geometric characteristics

本文主要研究裂纹长深比、裂纹径向角、裂纹位置角、螺栓预紧力等影响因素对裂纹尖端偏转角的作用机制，上述4种参数值的设置如表4所示。

表4 参数值设置

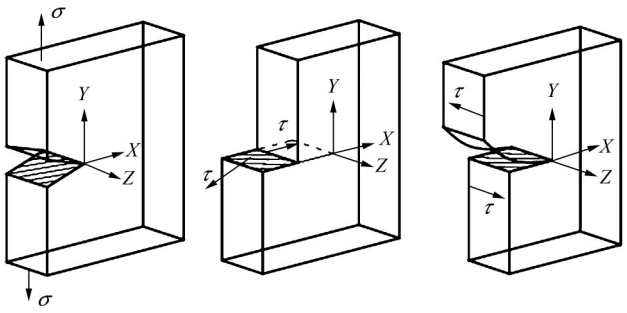
Tab. 4 Setting of the parameter values

参数	值
裂纹长深比a/b	0.5、1、1.5、2、2.5、3
裂纹径向角α/(°)	0、15、30、45、60、90
裂纹位置角β/(°)	26.25、22.5、18.75、15、11.25
螺栓预紧力F/kN	300、350、400、500

1.3 裂纹扩展准则基础

如图7所示，依据裂纹尖端应力场特征与裂纹扩展模式，断裂力学中将裂纹分为3种基本类型：张开型(Ⅰ型)裂纹、滑开型(Ⅱ型)裂纹、撕开型(Ⅲ型)裂纹。螺栓孔正下方的裂纹在变桨轴承服役过程中主要受到径向力F_r、轴向力F_a和倾覆力矩M。其中，F_r由叶

片气动载荷传递到外圈，导致裂纹面产生张开应力；F_a通过轮毂传递至内圈，在接触区使裂纹面外产生切应力；M由风轮不平衡载荷引起，使裂纹面内产生切应力。



（a）张开型（Ⅰ型）　（b）滑开型（Ⅱ型）　（c）撕开型（Ⅲ型）

图 7　裂纹的 3 种基本类型

Fig. 7　Three basic types of crack

基于线弹性断裂力学理论，引入等效应力强度因子，采用相互作用积分法，得到裂纹尖端的Ⅰ型应力强度因子K_{I}、Ⅱ型应力强度因子K_{II}、Ⅲ型应力强度因子K_{III}。K_{I}、K_{II}、K_{III}的表达式分别为

$$\begin{cases} K_{\mathrm{I}} = \dfrac{1}{\sqrt{2\pi r}} \displaystyle\int_L [\sigma_{ij} n_j u_i^{(1)} - t_i u_{ij}^{(1)}] \mathrm{d}L \\ K_{\mathrm{II}} = \dfrac{1}{\sqrt{2\pi r}} \displaystyle\int_L [\sigma_{ij} n_j u_i^{(2)} - t_i u_{ij}^{(2)}] \mathrm{d}L \\ K_{\mathrm{III}} = \dfrac{1}{\sqrt{2\pi r}} \displaystyle\int_L [\sigma_{ij} n_j u_i^{(3)} - t_i u_{ij}^{(3)}] \mathrm{d}L \end{cases} \tag{4}$$

式中，L为裂纹尖端的积分路径；r为裂纹尖端到积分点的径向距离；σ_{ij}为裂纹尖端应力张量的分量；n_j为法向量的分量；u_i为裂纹位移场向量的分量；$u_{i,j}$为u_i的空间导数；t_i为牵引力向量的分量，i、j = 1、2、3。

等效应力强度因子K_{eff}可表示为

$$K_{\mathrm{eff}} = \sqrt{K_{\mathrm{I}}^2 + K_{\mathrm{II}}^2 + K_{\mathrm{III}}^2} \tag{5}$$

变桨轴承在服役过程中，裂纹尖端会产生塑性累积，SIF 可以反映裂纹附近应力场的强弱。当 SIF 的幅值超过临界值时，裂纹开始扩展。断裂力学中常用 Pairs 公式描述裂纹的扩展速率，其表达式为

$$\frac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}\Big|_{\mathrm{lc}} = C(\Delta K_{\mathrm{eff}} - \Delta K_{\mathrm{th}})^m \tag{6}$$

式中，a'为裂纹扩展的长度；N为应力循环次数；$\dfrac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}$为裂纹扩展的速率；lc 表示裂纹扩展的阶段；$C$、$m$为材料参数，本文中，$C = 1.20 \times 10^{-12}$，$m = 2$；$K_{\mathrm{th}}$为应力强度因子，$\Delta K_{\mathrm{th}}$为其阈值；$K_{\mathrm{eff}}$为等效应力强度因子，$\Delta K_{\mathrm{eff}}$为其幅值。

在线弹性断裂力学框架内，有效 SIF 范围ΔK和裂纹尖端偏转角θ是决定裂纹扩展速率和路径的 2 个重要参数。本文采用最大切应力（Maximum Shear Stress Criterion, MSS）准则，对裂纹尖端偏转角进行计算，切应力τ_θ的计算式为

$$\tau_\theta = \sqrt{\frac{\cos^2(\Delta\theta/2)}{8\pi r}[K_{\mathrm{I}} \sin\Delta\theta + K_{\mathrm{II}}(3\cos\Delta\theta - 1)]^2 + \frac{K_{\mathrm{III}}^2}{2\pi r}\cos^2\frac{\Delta\theta}{2}} \tag{7}$$

式中，$\Delta\theta$为裂纹尖端偏转角的变化量。式（7）为 MSS 准则的完整表达式，包含 3 种应力强度因子的影响。$\tau_\theta = \sqrt{\tau_{r\theta}^2 + \tau_{z\theta}^2}$，其中，$\tau_{r\theta}$为Ⅱ型裂纹对应的切应力；$\tau_{z\theta}$为Ⅲ型裂纹对应的切应力。

在 MSS 准则下，裂纹尖端偏转角θ须满足

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \tau_\theta}{\partial \Delta\theta} = 0 \\ \dfrac{\partial^2 \tau_\theta}{\partial (\Delta\theta)^2} < 0 \end{cases} \tag{8}$$

由于K_{III}对应的是撕开型裂纹模式，对平面内裂纹扩展方向的影响较小，故在计算裂纹尖端偏转角时，可忽略K_{III}的作用效果，进行简化处理，由此可得，裂纹尖端偏转角θ的表达式为

$$\theta = 2\arctan\left\{\frac{1}{4}\left[\frac{K_{\mathrm{I}}}{K_{\mathrm{II}}} + \sqrt{\left(\frac{K_{\mathrm{I}}}{K_{\mathrm{II}}}\right)^2 + 8}\ \right]\right\} \tag{9}$$

此外，在裂纹扩展数值仿真的每个增量步中，都会产生新的裂纹前缘。除裂纹尖端外，裂纹前缘其他各节点位置变化量的表达式为

$$\Delta a_k = \Delta a_{\mathrm{median}}\left[\left(\frac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}\right)_k\right] / \left[\left(\frac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}\right)_{\mathrm{median}}\right] \tag{10}$$

式中，Δa_k为裂纹前缘节点k的位移；$\Delta a_{\mathrm{median}}$为处于裂纹前缘中间位置的节点的位移；$\left(\dfrac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}\right)_k$为节点$k$处的裂纹扩展速率；$\left(\dfrac{\mathrm{d}a'}{\mathrm{d}N}\right)_{\mathrm{median}}$为裂纹前缘中间位置处的裂纹扩展速率。得到裂纹尖端偏转角θ和各节点的位置变化量Δa_k后，就可得到裂纹的分布。

变桨轴承外圈通过螺栓与叶片连接，内圈与轮毂固定。由工程经验可知，裂纹常出现在外圈螺栓孔与滚道之间，螺栓孔区域因应力集中和承受交变载荷而成为易萌生裂纹的区域（图 5）。在裂纹扩展过程中，滚珠-滚道接触载荷通过弹簧单元传递至外圈，导致裂纹尖端应力场受轴承整体刚度与接触状态的影响；螺栓孔正下方裂纹的扩展模式为复合型扩展。因此，螺栓孔区域裂纹的扩展路径与轴承的力学行为有关。

本文利用 Ansys 软件预制具有不同表面特征的裂纹；在裂纹子模型中，通过参数化方法定义裂纹的几

何特征，并设计多因素耦合试验。此外，结合 Paris 公式与 MSS 准则，对裂纹扩展规律进行研究，为后续裂纹尖端偏转角的分析提供支持。

2 结果与讨论

2.1 典型工况下应力强度因子演化分析

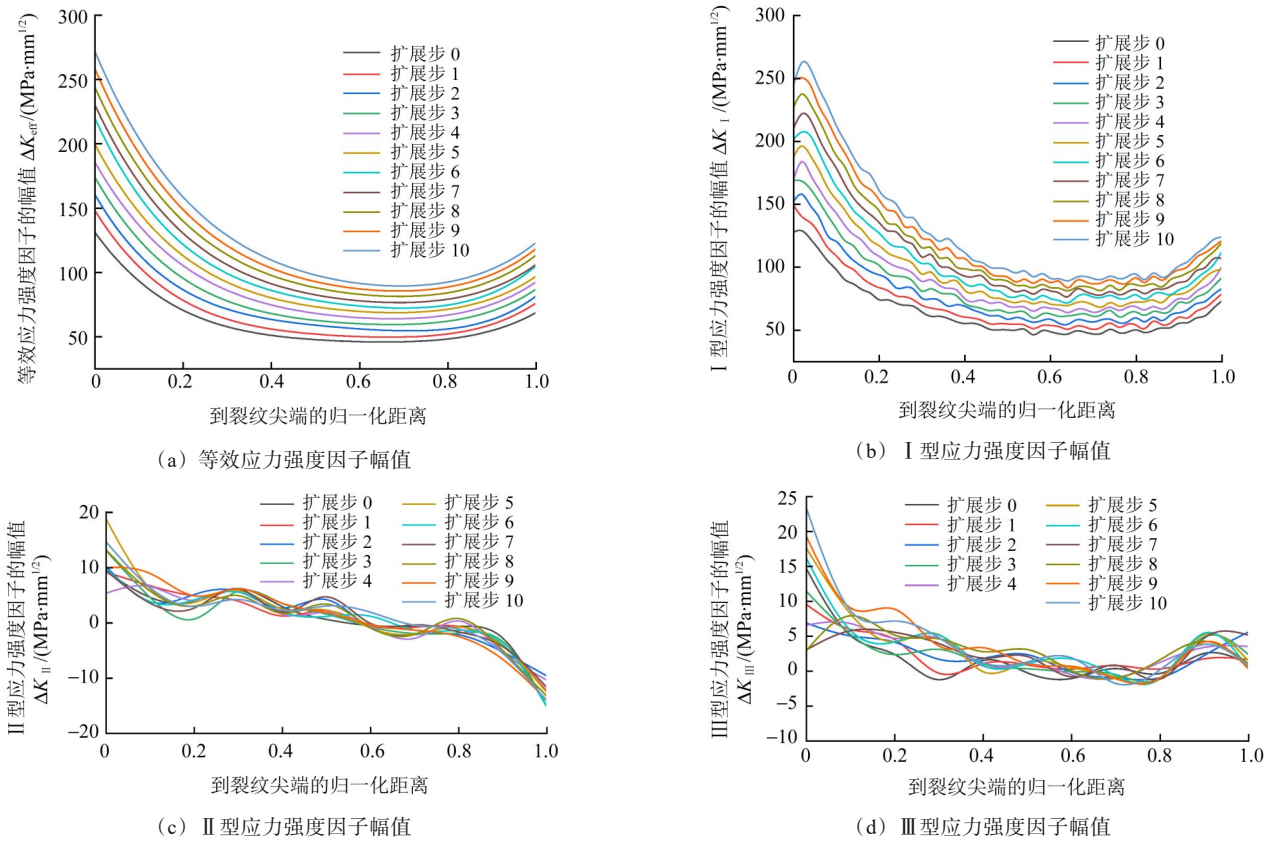
为量化裂纹扩展行为，使用 Ansys Workbench 软件中的 SMART 裂纹扩展功能对参数为 $a/b = 2$、$\alpha = 26.25°$、$\beta = 0°$、$F = 500\ \mathrm{kN}$ 的初始裂纹进行扩展步计算，表 5 所示为前 10 步中裂纹前缘的长度、3 种类型的应力强度因子的数值及裂纹前缘最大应力的数值，其中，最大应力位于裂纹尖端处。由表 5 可知，随着裂纹扩展的进行，裂纹尖端的应力值不断增大；同时，K_{I} 也随着裂纹的扩展和裂纹尖端应力的增大而增大。

在变桨轴承服役过程中，裂纹前缘应力强度因子的幅值是影响裂纹扩展的关键因素，这一点可通过 Pairs 公式得到。通过对有限元模型的分析，可以得到裂纹前缘 K_{I}、K_{II}、K_{III}、K_{eff} 的幅值，如图 8 所示。

表 5 前 10 步裂纹扩展的统计结果

Tab. 5 Statistical results of the crack propagation in first 10 steps

扩展步	裂纹长度 L/mm	Ⅰ型应力强度因子 K_{I}/(MPa·mm$^{1/2}$)	Ⅱ型应力强度因子 K_{II}/(MPa·mm$^{1/2}$)	Ⅲ型应力强度因子 K_{III}/(MPa·mm$^{1/2}$)	裂纹前缘最大应力(裂纹尖端应力)$\sigma_{\max}$/MPa
0	0	265.39	10.870 0	22.892	1 248.4
1	0.110 86	241.33	7.051 5	10.310	1 267.4
2	0.173 75	247.70	0.581 0	20.841	1 352.8
3	0.242 14	253.11	1.318 2	12.542	1 407.0
4	0.312 34	255.54	−1.868 8	17.655	1 460.1
5	0.383 74	259.13	2.735 6	12.598	1 538.7
6	0.457 44	263.84	5.410 8	19.129	1 546.8
7	0.530 00	266.58	−2.568 5	14.233	1 601.3
8	0.605 74	277.81	3.925 3	19.928	1 613.2
9	0.684 92	282.11	5.110 6	19.286	1 675.6
10	0.759 23	285.39	1.860 9	14.023	1 714.7



（a）等效应力强度因子幅值

（b）Ⅰ型应力强度因子幅值

（c）Ⅱ型应力强度因子幅值

（d）Ⅲ型应力强度因子幅值

图 8 裂纹扩展过程中裂纹前缘 4 种应力强度因子的幅值

Fig. 8 Amplitude of the four types of SIF at the crack front during the process of crack propagation

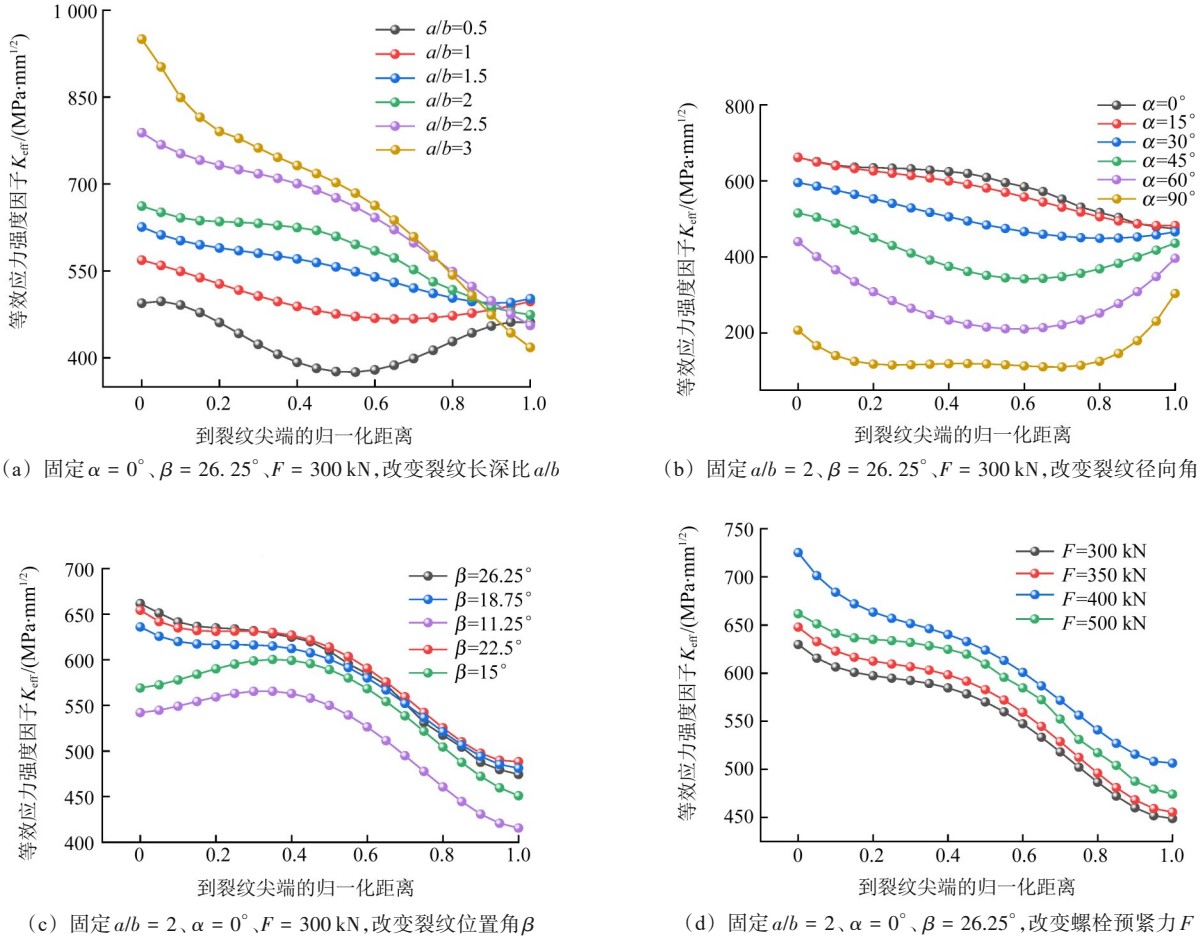
由图 8 可知，在该工况下，ΔK_{I} 的值大于 ΔK_{II} 和 ΔK_{III}，这说明裂纹扩展由 ΔK_{I} 主导，即裂纹类型主要为张开型；ΔK_{eff} 的值随着到裂纹尖端距离的增大先减小、后增大，与实际过程中裂纹尖端处出现应力集中的现象相符，说明该尺寸螺栓孔正下方的裂纹更容易沿着裂纹表面方向扩展。

在裂纹扩展过程中，ΔK_{II} 时而为正值、时而为负值，表明在裂纹扩展过程中切应力的方向经常发生反转，当外圈与叶片的运动方向改变时，接触区摩擦力的方向随之切换，导致 ΔK_{II} 的正、负性发生变化。ΔK_{III} 在裂纹扩展过程中正、负值交替出现，说明裂纹尖端承受的扭转载荷方向随着裂纹扩展不断发生改变，这与 M_z 的持续作用有关。M_z 的方向垂直于裂纹面法向，使Ⅲ型裂纹扩展。

在倾覆力矩的作用下，K_{II} 与 K_{III} 对路径偏转的影响不可忽略。当 $K_{\mathrm{II}} > 0$ 时，裂纹面内的剪切力驱动裂纹向一侧偏转；当 $K_{\mathrm{II}} < 0$ 时，裂纹偏转方向则刚好相反。这种反复偏转导致裂纹的扩展路径呈现微小的锯齿状。由以上分析可知，裂纹的扩展路径是由Ⅰ型裂纹主导、Ⅱ、Ⅲ型裂纹参与的多裂纹模式耦合的结果。

2.2　裂纹前缘等效应力强度因子的参数敏感性分析

影响裂纹前缘应力强度因子大小的主要因素包括轴承自身参数和非轴承参数，其中，非轴承参数主要包括裂纹初始参数（裂纹长深比、裂纹径向角、裂纹位置角）及螺栓预紧力。使用有限元分析可以得到不同参数下裂纹前缘等效应力强度因子的值，结果如图 9 所示。



（a）固定 $\alpha = 0^\circ$、$\beta = 26.25^\circ$、$F = 300$ kN，改变裂纹长深比 a/b

（b）固定 $a/b = 2$、$\beta = 26.25^\circ$、$F = 300$ kN，改变裂纹径向角 α

（c）固定 $a/b = 2$、$\alpha = 0^\circ$、$F = 300$ kN，改变裂纹位置角 β

（d）固定 $a/b = 2$、$\alpha = 0^\circ$、$\beta = 26.25^\circ$，改变螺栓预紧力 F

图 9　不同参数下裂纹前缘等效应力强度因子的值

Fig. 9　Values of the equivalent SIF at the crack front for varying parameters

2.2.1　裂纹长深比

随着裂纹长深比的增大，裂纹的应力奇异性由裂纹深度主导，在裂纹前缘中部（到裂纹尖端的归一化距离为 0.4~0.6 处），等效应力强度因子 K_{eff} 随裂纹长深比的增大而增大；当 $a/b > 2$ 时，几何约束和尖端应力导致应力场分布的均匀性显著下降。由图 9(a) 可知，在裂纹尖端，K_{eff} 的值最大，且随着裂纹长深比的增大而增大得较快。随着裂纹长深比的增大，裂纹尖端附近应力场的奇异性增强，导致应力集中程度增高，材料更容易发生断裂。

2.2.2　裂纹径向角

当裂纹径向角 $\alpha = 0$ 时，裂纹前缘应力强度因子

K_{I} 大于 K_{II} 和 K_{III}，此时，裂纹面方向与螺栓孔径向平行，拉应力方向垂直于裂纹面，裂纹主要沿裂纹面的法向扩展。随着裂纹径向角的增大，拉应力在裂纹面法向的分量逐渐减小，而剪应力在裂纹面法向的分量则逐渐增大。K_{eff} 的值能够综合反映裂纹尖端应力场的强弱，由于拉应力在裂纹面法向的分量随径向角的增大而减小，且其他应力分量的变化不能完全将上述减小抵消，所以 K_{eff} 仍随径向角的增大而减小。

2.2.3 裂纹位置角

裂纹尖端的应力场受边界条件和裂纹几何形状的影响最大，导致裂纹尖端的应力集中程度最大、拉应力最大。因此，裂纹尖端最容易发生裂纹扩展。由图9(c)可知，当裂纹位置角 $\beta = 26.25^{\circ}$ 时，K_{eff} 的值最大，与有限元整体模型的分析结果一致。但在变桨轴承服役过程中，由于结构和载荷分布的复杂性，应力分布不均匀，某些裂纹位置角对应的区域可能位于应力集中区域，或在应力传递的关键路径上，使得该区域 K_{eff} 的值相对较大。因此，K_{eff} 的值与裂纹位置角为非线性关系。

2.2.4 螺栓预紧力

螺栓预紧力 F 通过改变部件之间的接触应力分布来影响裂纹扩展。螺栓预紧力会使接触表面产生压应力场，该压应力场将与由外加载荷引起的应力场叠加。当螺栓预紧力增大时，接触表面的压应力增大，但这种应力状态与裂纹尖端的 K_{eff} 之间并非简单的线性关系，因为裂纹尖端的 K_{eff} 不仅取决于外加载荷和螺栓预紧力的大小，还与接触区域的应力分布、裂纹的几何形状等多种因素有关。由图9(d)可知，裂纹尖端的 K_{eff} 最大，这表明该位置的应力集中程度较高，裂纹更容易向该位置扩展。

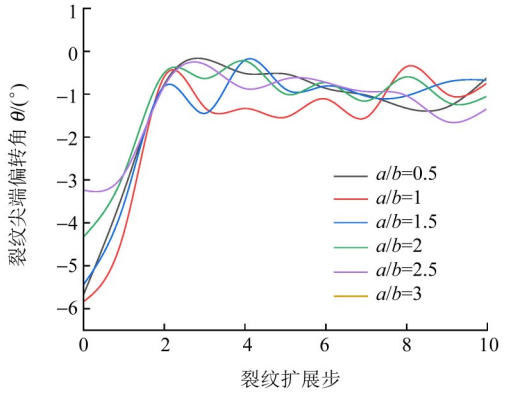
在上述工况下，K_{I} 作为Ⅰ型裂纹所对应的应力强度因子，能够主导裂纹扩展。K_{II} 和 K_{III} 分别为Ⅱ型和Ⅲ型裂纹所对应的应力强度因子，表示裂纹扩展还受到剪切力和扭转载荷的影响。由图9可知，裂纹径向角对等效应力强度因子 K_{eff} 的影响最为显著。

2.3 多因素耦合作用下的裂纹扩展路径分析

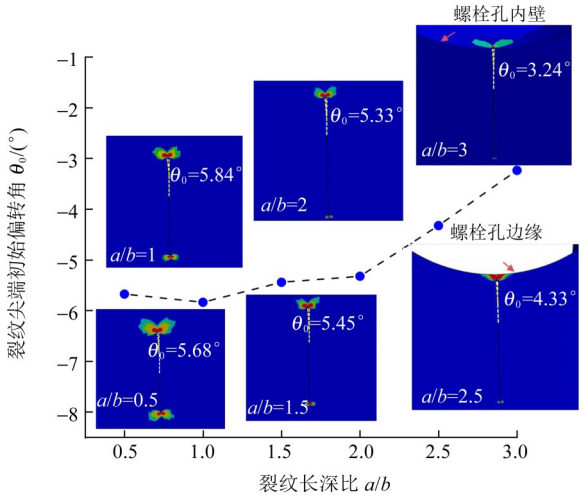
由图8可知，K_{I} 的值明显大于 K_{II} 和 K_{III}，但当裂纹扩展到一定程度时，裂纹扩展路径可能发生偏转，前沿应力强度因子会发生改变，所以需要综合考虑3类裂纹，以准确描述裂纹的扩展路径。本节将利用MSS准则分析不同裂纹表面特征下的裂纹尖端偏转角，第2.4节将基于多元多项式回归模型预测多因素耦合下的裂纹扩展路径。

2.3.1 不同裂纹长深比下的裂纹尖端偏转角及裂纹扩展速率分析(固定 $\alpha = 0^{\circ}$、$\beta = 26.25^{\circ}$、$F = 300\ \mathrm{kN}$)

通过上述对应力强度因子的分析可知，应力强度因子最大的位置为裂纹尖端，因此十分有必要对该处的裂纹偏转角及裂纹扩展速率进行分析。图10、图11所示分别为不同裂纹长深比下的裂纹尖端偏转角及归一化裂纹扩展长度的变化曲线。由图10可知，由于应力集中导致裂纹扩展方向具有不确定性，裂纹尖端初始偏转角较大；随着裂纹扩展步的增加，裂纹受到周围应力场及结构几何形状的约束，裂纹尖端偏转角逐渐稳定在 -2°~0°，且裂纹基本上沿预制裂纹方向扩展(即沿螺栓孔边缘径向扩展)。由图11可知，在相同循环载荷作用下，随着裂纹长深比的增大，裂纹尖端初始偏转角减小、裂纹扩展速率增加，导致轴承的寿命缩短。



(a) 不同裂纹长深比下的裂纹尖端偏转角在裂纹扩展过程中的变化曲线



(b) 不同裂纹长深比下的裂纹尖端初始偏转角

图10 不同裂纹长深比下的裂纹尖端偏转角及初始偏转角

Fig. 10 Crack tip deflection angle and initial deflection angle under various crack depth-length ratios

2.3.2 不同裂纹径向角下的裂纹尖端偏转角及裂纹扩展速率分析(固定 $a/b = 2$、$\beta = 26.25^{\circ}$、$F = 300\ \mathrm{kN}$)

当裂纹径向角取不同的值时，可以得到各裂纹径向角下的裂纹尖端偏转角的变化及其标准差的数值，如图12所示。

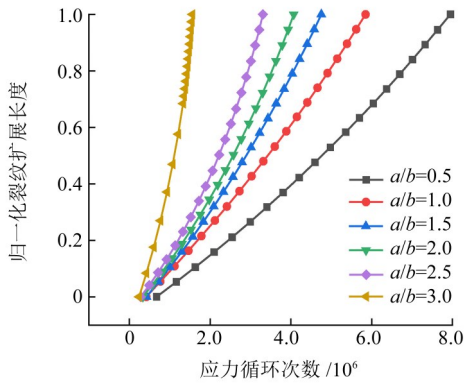
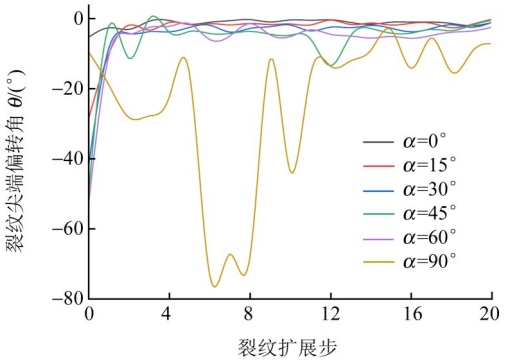
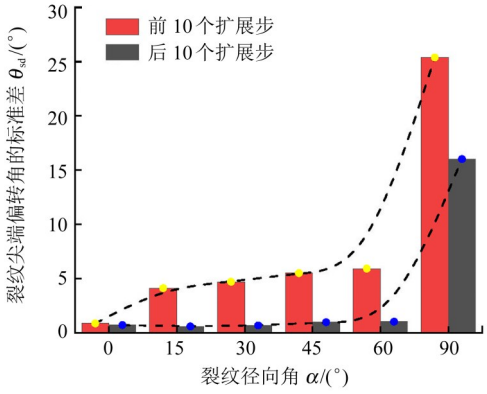


图 11　不同裂纹长深比下的归一化裂纹扩展长度变化曲线

Fig. 11　Variation curves of the normalized crack propagation length under various crack depth-length ratios



（a）不同裂纹径向角下裂纹尖端偏转角在裂纹扩展过程中的变化曲线



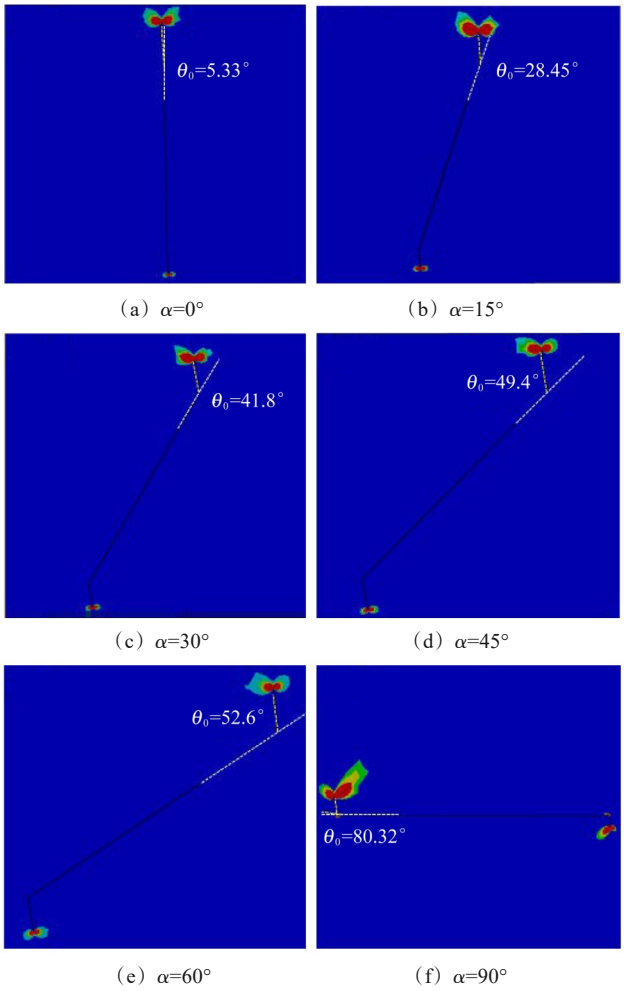
（b）不同裂纹径向角下裂纹尖端偏转角的标准差

图 12　不同裂纹径向角下的裂纹尖端偏转角

Fig. 12　Crack tip deflection angles under various crack radial angles

由图 12(a)可知，当裂纹径向角 $\alpha = 0°$（螺栓孔径向）时，Ⅰ型裂纹占比大。随着裂纹的扩展，裂纹尖端偏转角的变化范围逐渐稳定在 −1.2°~1.2°，此时，裂纹沿预制裂纹的方向扩展。当 $\alpha = 45°$ 时，裂纹尖端偏转角为 52°，裂纹特征为复合型，裂纹尖端偏转角的变化范围扩大至 −4.3°~4.3°；而当 $\alpha = 90°$ 时，Ⅱ型和Ⅲ型裂纹的占比增加，材料的断裂由Ⅲ型裂纹主导，导致裂纹尖端偏转角的变化范围扩大（当扩展步为 7 时，裂纹尖端偏转角达 −73.28°），裂纹扩展主要受到螺栓孔处周向剪切力的驱动。由图 12(b)可知，在前 10 个裂纹扩展步内，随着裂纹径向角的增大，裂纹尖端偏转角的标准差增大；在后 10 个裂纹扩展步内，除 $\alpha = 90°$ 这一情况外，裂纹尖端偏转角的大小较稳定。

图 13 所示为不同裂纹径向角下的裂纹尖端初始偏转角。由图 13 可知，当 $\alpha = 0°$ 时，裂纹沿预制裂纹的方向以Ⅰ型模式扩展，裂纹尖端偏转角的变化较小；随着裂纹径向角的增大，拉应力的法向分量减小，切应力增加，Ⅱ型和Ⅲ型裂纹模式的占比增大；当 α 在 15°~60° 时，裂纹尖端偏转角显著增大，裂纹扩展路径偏离预制裂纹的方向，沿主应力方向偏转；当 $\alpha = 90°$ 时，拉应力与剪切应力共同影响裂纹扩展，裂纹尖端初始偏转角较小，随后，因螺栓孔处径向受力最大，此处发生应力集中，裂纹向螺栓孔径向偏转，径向偏转角为 80.32°。因此，从图 13 中可以直观地看出，裂纹的扩展路径受裂纹径向角的影响。



（a）α=0°　（b）α=15°

（c）α=30°　（d）α=45°

（e）α=60°　（f）α=90°

图 13　不同裂纹径向角下的裂纹尖端初始偏转角

Fig. 13　Crack tip initial deflection angles under various crack radial angles

图 14 所示为不同裂纹径向角下的归一化裂纹扩展长度变化曲线。由图 14 可知，随着裂纹径向角的增加，裂纹的扩展速率减小，在接近螺栓孔径向（对应图 14 中 $\alpha = 0°$ 和 $\alpha = 15°$）的方向上，由于应力集中，裂纹扩展的驱动力较大，裂纹扩展速率较大，危害较大；其他裂纹径向角下裂纹扩展的驱动力较小，裂纹扩展速率较小。

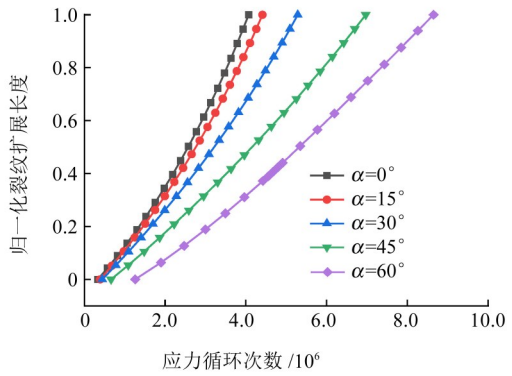
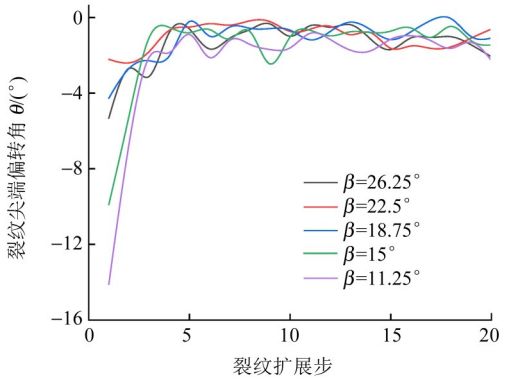


图 14 不同裂纹径向角下的归一化裂纹扩展长度变化曲线

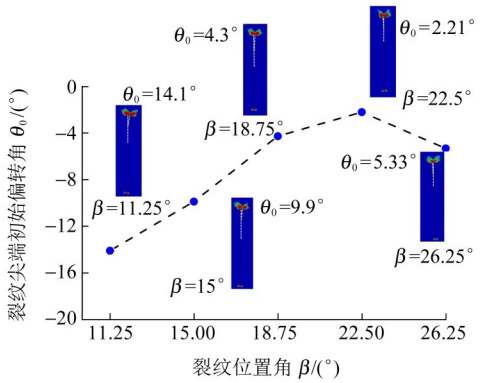
Fig. 14 Variation curves of the normalized crack propagation length under various crack radial angles

2.3.3 不同裂纹位置角下的裂纹尖端偏转角及裂纹扩展速率分析(固定 a/b = 2、α = 0°、F = 300 kN)

图 15 所示为不同裂纹位置角下的裂纹尖端偏转角。由图 15 可知,当 β = 26.25°(对应最大主应力方向)时,裂纹尖端偏转角的变化范围在裂纹扩展步 5 之后稳定在 −0.6°~0.6°,较 β = 11.25° 这一情况下收敛更快;当 $\beta \geqslant$ 18.75° 时,裂纹均向最大主应力方向扩展;当 β < 18.75° 时,裂纹与主应力场的位置关系改变,导致裂纹尖端偏转角的方向改变,裂纹向最大主应力方向的反方向扩展,由于变桨轴承载荷的特性,此时,最大主应力方向的反方向所对应的区域成为主承载区。



(a) 不同裂纹位置角下的裂纹尖端偏转角在裂纹扩展过程中的变化曲线



(b) 不同裂纹位置角下的裂纹尖端初始偏转角

图 15 不同裂纹位置角下的裂纹尖端偏转角及初始偏转角

Fig. 15 Crack tip deflection angle and initial deflection angle under various crack position angles

图 16 所示为不同裂纹位置角下的归一化裂纹扩展长度的变化曲线。由图 16 可知,当 β = 26.25° 时,裂纹扩展速率最大;当 β 分别为 26.25°、22.5°、18.75° 时,随着裂纹位置角的减小,裂纹的扩展速率减小;但当 β 为 15° 和 11.25° 时,裂纹扩展速率的变化规律与上述结论不同,其原因是轴承运行中受到的交变载荷和冲击载荷会导致裂纹附近的材料出现较大的塑性变形,引起疲劳损伤累积,同时,由冲击载荷造成的瞬态应力会改变主应力的大小和方向,使裂纹其他位置出现应力集中。

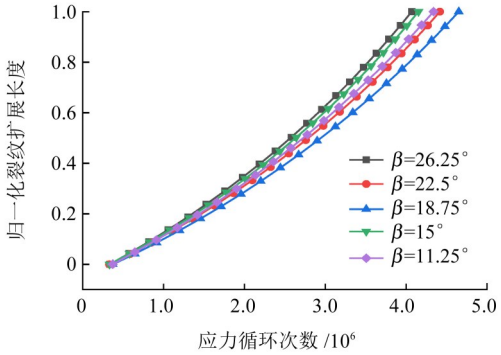


图 16 不同裂纹位置角下的归一化裂纹扩展长度的变化曲线

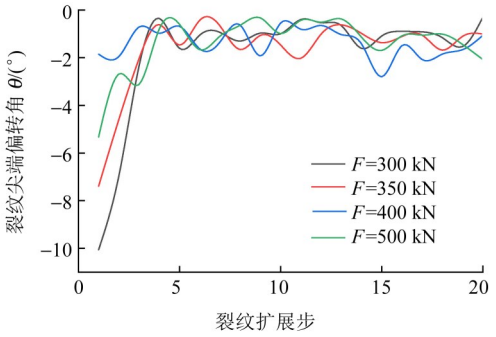
Fig. 16 Variation curves of the normalized crack propagation length under various crack position angles

2.3.4 不同螺栓预紧力下的裂纹尖端偏转角及裂纹扩展速率分析(固定 a/b = 2、α = 0°、β = 26.25°)

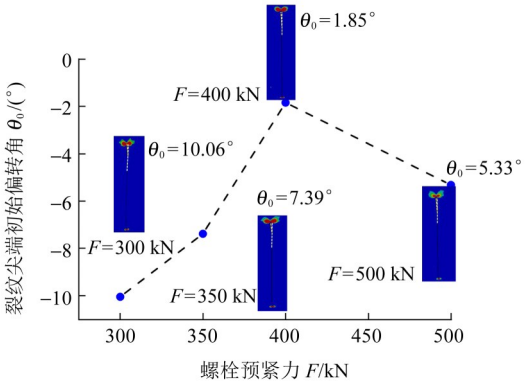
由图 17 可知,随着螺栓预紧力的增加(300~400 kN),接触压力增大,使裂纹的扩展速率减小,裂纹尖端偏转角收敛得更快。当螺栓预紧力为 500 kN 时,由于接触应力的增加,接触区开始发生塑性变形,加剧裂纹尖端的应力奇异性,使裂纹扩展速率增大。适度的螺栓预紧力(350~400 kN)可以抑制 Ⅰ 型裂纹的萌生和扩展,降低 K_{I} 的幅值;而过大的螺栓预紧力会导致接触区发生刚度软化,加剧裂纹尖端材料的应力集中。螺栓预紧力导致的应力状态的改变与裂纹尖端材料的应力强度因子之间并非线性关系。事实上,螺栓预紧力改变了接触应力的分布,影响了裂纹尖端的应力状态和应力强度因子的幅值,因而螺栓预紧力与裂纹扩展速率之间不是简单的线性关系。图 18 所示为不同螺栓预紧力下归一化裂纹扩展长度的变化曲线。螺栓预紧力存在一个最优值。在该取值下,既能保证轴承的运行精度,又能减小裂纹扩展速率,其变化规律如图 18 所示。

本节从裂纹长深比、裂纹径向角、裂纹位置角及螺栓预紧力 4 个角度对裂纹尖端偏转角展开研究。结果表明,裂纹长深比通过改变裂纹尖端应力场的强弱来影响裂纹的扩展路径,浅长型裂纹(a/b > 2.0)比深短型裂纹(a/b = 0.5)能更快地形成一个稳定的扩展方向;裂纹径向角决定了裂纹面的应力分布,随着

裂纹径向角的增大，切应力的分量增加，导致裂纹尖端偏转角增大，裂纹沿着主应力的方向扩展，偏离预制裂纹的方向；裂纹位置角通过改变裂纹与主应力场之间的位置关系，影响裂纹尖端偏转角的收敛速率，在应力最大的位置，由Ⅰ型应力强度因子主导裂纹扩展，裂纹扩展路径较稳定；螺栓预紧力通过改变接触应力的大小影响裂纹扩展路径，但其与裂纹扩展速率之间并非线性关系，螺栓预紧力存在一个最优值。该取值既能保证轴承运行的精度，又能减小裂纹扩展速率。研究为裂纹扩展行为的研究及结构的工程设计提供了参考。



（a）不同螺栓预紧力下的裂纹尖端偏转角在裂纹扩展过程中的变化曲线



（b）不同螺栓预紧力下的裂纹尖端初始偏转角

图 17　不同螺栓预紧力下的裂纹尖端偏转角及初始偏转角

Fig. 17　Crack tip deflection angle and initial deflection angle under various bolt preloads

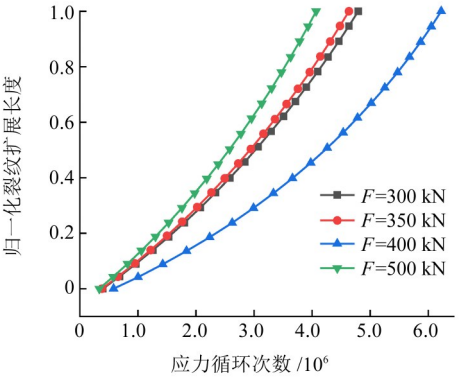


图 18　不同螺栓预紧力下归一化裂纹扩展长度的变化曲线

Fig. 18　Variation curves of the normalized crack propagation length under various bolt preloads

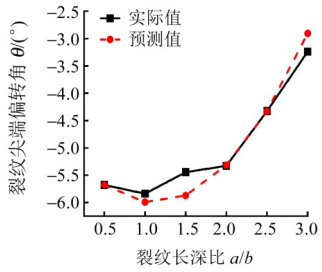
2.4　基于多元多项式回归模型的裂纹尖端偏转角预测

多元多项式回归模型考虑自变量的多项式形式及自变量之间的交互作用，可以描述变量之间的非线性关系。本文采用4元多项式回归模型作为裂纹尖端偏转角的预测模型，该模型同时考虑了自变量的线性效应、非线性2阶非交互效应和两两交互效应。因变量 y 和自变量 x_1、x_2、x_3、x_4 之间的关系式为

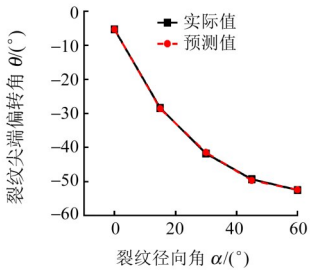
$$y = \beta_0 + \sum_{l=1}^{4}\beta_l x_l + \sum_{l=1}^{4}\beta_l' x_l^2 + \beta_{12}x_1x_2 + \beta_{13}x_1x_3 + \beta_{14}x_1x_4 + \beta_{23}x_2x_3 + \beta_{24}x_2x_4 + \beta_{34}x_3x_4 + \varepsilon \tag{11}$$

式中，β_0 为截距；β_l 为1阶项系数；β_l' 为2阶非交互项系数；β_{12}、β_{13}、β_{14}、β_{23}、β_{24}、β_{34} 均为2阶交互项系数；ε 为误差。本文中，因变量 y 表示裂纹尖端偏转角，自变量 x_1、x_2、x_3、x_4 分别表示裂纹长深比、裂纹位置角、裂纹径向角和螺栓预紧力。

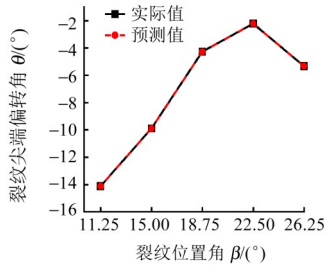
本节构建的4元多项式回归模型可以反映裂纹尖端偏转角的多因素影响耦合机制，并预测裂纹尖端偏转角。图19所示为各参数下裂纹尖端偏转角实际值与预测值的比较。由图19可知，裂纹尖端偏转角的预测值和实际值十分接近，最大相对误差不超过10%，说明所构建的裂纹尖端偏转角预测模型的预测效果较好。



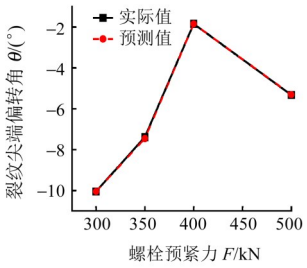
（a）固定 $\alpha = 0°$、$\beta = 26.25°$、$F = 300$ kN，不同裂纹长深比下的裂纹尖端偏转角



（b）固定 $a/b = 2$、$\beta = 26.25°$、$F = 300$ kN，不同裂纹径向角下的裂纹尖端偏转角



（c）固定 $a/b = 2$、$\alpha = 0°$、$F = 300$ kN，不同裂纹位置角下的裂纹尖端偏转角



（d）固定 $a/b = 2$、$\alpha = 0°$、$\beta = 26.25°$，不同螺栓预紧力下的裂纹尖端偏转角

图 19 各参数下裂纹尖端偏转角实际值与预测值对比

Fig. 19 Comparison between actual values and predicted values of the crack tip deflection angle under various parameters

3 结论

提出一种新的基于裂纹表面特征的变桨轴承裂纹尖端偏转角预测方法，该方法可通过裂纹的显式特征（如长度、位置等）对裂纹扩展路径进行预测，为轴承的后期运维提供依据。本文的主要工作和结论如下：

1）提出一种基于有限元等效模型与多元多项式回归模型的裂纹扩展路径预测方法，利用非线性弹簧单元模拟滚珠-滚道接触，使计算效率较传统模型提升70%；依据裂纹的显式特征（裂纹长深比、裂纹径向角、裂纹位置角）构建裂纹尖端偏转角的预测模型，预测值与实际值之间的最大误差不超过10%。

2）在交变载荷作用下，K_{I} 将主导裂纹扩展，裂纹类型为张开型；K_{II} 和 K_{III} 对裂纹尖端偏转角的影响较小。

3）多参数敏感性分析结果表明，裂纹径向角对裂纹尖端偏转角的影响最大，且裂纹扩展的方向偏向主应力的方向。

所提方法可通过裂纹的显式特征快速预测裂纹的扩展路径，可降低风电场拆机检查的成本，为制定分级维修策略（如打磨、补焊或更换）提供依据。图20所示为目前已开发程序的主界面，该程序可实现对裂纹扩展情况的监测。后续研究可以结合机器学习算法提高模型的预测精度，并且可通过试验来验证模型在复杂工况下的鲁棒性。

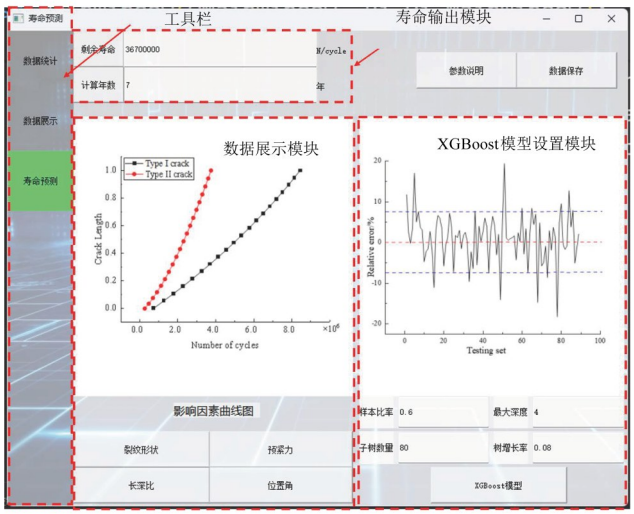


图 20 所开发程序的主界面

Fig. 20 Main interface of the developed program

参考文献（References）

[1] Kandukuri S T, Klausen A, Karimi H R, et al. A review of diagnostics and prognostics of low-speed machinery towards wind turbine farm-level health management [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2016, 53: 697-708.

[2] He P Y, Hong R J, Wang H, et al. Pitch bearing/raceway fretting: influence of contact angle [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2019, 233(5): 1734-1749.

[3] 董惠敏，姚文龙，王德伦，等. 变桨轴承连接螺栓有限元分析及试验验证[J]. 机械设计，2019，36(增刊1)：21-25.
Dong Huimin, Yao Wenlong, Wang Delun, et al. Finite element analysis and test verification of connection bolts of pitch bearing [J]. Journal of Machine Design, 2019, 36(S1): 21-25. (In Chinese)

[4] Smolnicki T, Rusiński E. Superelement-based modeling of load distribution in large-size slewing bearings [J]. Journal of Mechanical Design, 2007, 129(4): 459-463.

[5] 廖祥林. 大型风力发电机组变桨轴承滚道分析与优化[D]. 重庆：重庆大学，2018，15-28.
Liao Xianglin. Analysis and optimization of pitch bearing raceways for large wind turbines [D]. Chongqing: Chongqing University, 2018: 15-28. (In Chinese)

[6] 李朋飞，王靖岳，郑珺文，等. 基于等效替代下滚动轴承滚子接触载荷算法研究[J]. 机械传动，2023，47(6)：65-70.
Li Pengfei, Wang Jingyue, Zheng Junwen, et al. Research on the roller contact load algorithm of rolling bearings based on the equivalent substitution [J]. Journal of Mechanical Transmission, 2023, 47(6): 65-70. (In Chinese)

[7] Bomidi J A R, Sadeghi F. Three-dimensional finite element elastic-plastic model for subsurface initiated spalling in rolling contacts [J]. Journal of Tribology, 2014, 136(1): 011402.

[8] 张宇，史小玉，田为松. 不同服役工况条件下圆锥滚子轴承磨损研究[J]. 机械强度，2025，47(1)：123-133.
Zhang Yu, Shi Xiaoyu, Tian Weisong. Study on wear of tapered roller bearing under different service conditions [J]. Journal of Mechanical Strength, 2025, 47(1): 123-133. (In Chinese)

[9] Huang Z P, Du J, Wang S. Subsurface cracks analysis of pitch bearing based on interaction integral method [C]//Proceedings of the Second IYSF Academic Symposium on Artificial Intelligence and Computer Engineering. Bellingham: SPIE, 2021: 106.

[10] 张洪伟，吉康康，曹钢，等. 变桨轴承用42CrMo钢疲劳裂纹扩展试验及螺栓孔裂纹扩展特性研究[J]. 塑性工程学报，2024，31(9)：197-206.
Zhang Hongwei, Ji Kangkang, Cao Gang, et al. Research on fatigue crack growth test of 42CrMo steel for pitch bearing and crack growth characteristics of bolt hole [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2024, 31(9): 197-206. (In Chinese)

［11］余江鸿，彭俊，邵京伟，等. 考虑残余应力的球轴承外圈滚道裂纹扩展规律的研究[J/OL]. 轴承，2024-11-13. https://link. cnki. net/urlid/41. 1148. TH. 20241112. 1139. 002.
Yu Jianghong, Peng Jun, Shao Jingwei, et al. Study on the crack propagation law of the outer raceway of ball bearings considering residual stress[J/OL]. Bearing, 2024-11-13. https://link. cnki. net/urlid/41. 1148. TH. 20241112. 1139. 002.（In Chinese）

［12］张珂，李青松，夏卫华. 考虑预裂纹的滚动轴承疲劳寿命预测[J]. 机电工程，2022，39(8)：1031-1040.
Zhang Ke, Li Qingsong, Xia Weihua. Fatigue life prediction of rolling bearings considering pre-cracks[J]. Journal of Mechanical & Electrical Engineering, 2022, 39(8): 1031-1040.（In Chinese）

［13］Harris T A, Kotzalas M N. Rolling bearing analysis[M]. 5th ed. Boca Raton: CRC Press/Taylor & Francis Group, 2007: 267-303.

Study on crack propagation path of pitch bearings based on crack surface characteristics

ZHAO Jiaxin[1]　**XING Yu**[1]　**JIA Yifei**[1]　**CHENG Xiaole**[1]　**SUN Pujie**[2]　**HOU Zhaotang**[2]

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Xi'an Polytechnic University, Xi'an 710600, China)

(2. Xi'an Thermal Power Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710054, China)

Abstract: [Objective] Aiming at the problem of predicting the crack propagation path and crack tip deflection angle of pitch bearings, on the premise of ensuring calculation accuracy, a prediction method based on the equivalent finite element model and multivariate polynomial regression model was proposed, which has a high calculation efficiency. [Methods] Firstly, the influence laws of different parameters such as crack aspect ratio, crack radial angle, crack position angle, and bolt preload on the stress intensity factor of the crack front were analyzed, and a finite element model describing the operating conditions and geometric characteristics of the pitch bearing was established. Secondly, based on fracture mechanics theory, the Paris formula, and the maximum shear stress criterion, the mechanism of the effect of crack surface characteristics on the crack tip deflection angle was analyzed. Finally, a prediction model for the crack tip deflection angle under the influence of multiple factors was established using a multivariate polynomial regression model. [Results] The results show that the crack initiation region is mainly located in the radial area of the bolt holes on the outer ring, with the cracks being dominated by the opening mode. The initial radial angle of the crack has the most significant influence on the crack tip deflection angle, and the crack propagation rate increases with the increase of the crack depth-length ratio. The prediction model for the crack tip deflection angle established based on the multivariate polynomial regression model exhibits good prediction performance. The research results can be effectively applied to the prediction of crack propagation paths of pitch bearings by wind farm operation and maintenance personnel, providing a reference for the crack assessment and life prediction of pitch bearings.

Key words: Pitch bearing; Stress intensity factor; Crack deflection angle evaluation; Crack propagation path

Corresponding author: XING Yu, E-mail: reevesxing@163.com

Fund: Shaanxi Provincial Key Research and Development Program (2024GX-YBXM-359); Graduate Innovation Fund Project (chx2024009); College Students' Innovation and Entrepreneurship Training Program (X202410709189)

Received: 2025-03-21　　Revised: 2025-05-08　　（编辑：刘星泽）