

文章编号: 1001-4888(2022)04-0528-13

基于损伤容限设计的同步辐射装置 挡光元件热疲劳寿命分析^{*}

殷琰, 来显凯

(西安工程大学 城市规划与市政工程学院, 陕西西安 710048)

摘要: 以同步辐射装置前端区挡光元件为分析对象, 通过低周疲劳试验得到元件制作材料的裂纹扩展速率公式, 利用热负载下典型元件结构的温度和弹塑性应力应变有限元模拟结果, 采用损伤容限设计方法并结合 Miner 线性损伤累积理论进行元件疲劳寿命分析, 据此提出基于损伤容限设计理论的挡光元件热疲劳有限寿命设计方法。结果显示, 静强度设计方法过于保守, 局部应力应变分析法也有不足, 基于损伤容限设计的元件有限寿命设计方法可为装置总体性能的提升提供参考。

关键词: 热疲劳; 损伤容限; 疲劳寿命预测; 挡光元件; 有限元模拟

中图分类号: O346.2 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-21-146

0 引言

上海同步辐射装置(Shanghai Synchrotron Radiation Facility, SSRF)是一台世界先进的中能第三代同步辐射装置, 装置中带电粒子顺序经过直线加速器和增强器加速后在储存环内产生高能电子束, 并在切线方向产生同步辐射光。同步辐射光因能量极高、光通量很大, 不能被直接使用, 需在从储存环至实验站的引出过程中设置保护装置。前端区是储存环与光束线之间的桥梁和纽带, 其主要作用有处理同步辐射产生的多余高热负载、精密监测 X 光光束位置、去除 X 光中的低能部分光子、保护后续光学元件、真空保护和过渡等。其中, 专用于吸收高热负载的光学元件称作挡光元件。典型插入件前端区各挡光元件排布情况如图 1 所示^[1], 同步辐射光从真空室出口法兰出来后依次经过的挡光元件有前置光阑(Premask)、光子挡光器 1(Photon shutter 1)、固定光阑 1(Fixed Mask1)、固定光阑 2(Fixed Mask 2)和光子挡光器 2(Photon Shutter 2)。

SSRF 光束站前端区中固定光阑(Fixed Mask)是最重要的挡光元件之一, 其主要用途为: 当束流正常运行时, 对储存环光束进行约束和裁剪, 吸收掉除中心光锥外的全部光束, 而当束流发生漂移时, 要保护后续非水冷元件免收光束的直接照射。典型固定光阑因为要承受极大的同步辐射热负载, 采用了水平和垂直方向均掠入射的双 V 型结构, 光阑受光面附近横向布置水冷管道, 外部的水管焊接到孔槽上, 管道中的水通过压力泵迫使循环流动, 实现对流换热, 其具体结构如图 2 所示。

挡光元件承受着高功率密度的辐照载荷, 能在使用期限内安全服役是对其设计的基本要求。目前服役的第三代同步辐射装置初期工程中使用静强度准则进行设计, 设计非常保守^[2]。近年来, 国际和国内第三代同步辐射装置先后发布升级通知, 第四代同步辐射装置也在设计建造过程中。在光束线能量

^{*} 收稿日期: 2021-06-12; 修回日期: 2021-07-09

基金项目: 国家自然科学基金(10975130)资助; 国家留学基金管理委员会(201406340014)资助

通信作者: 殷琰(1989—), 女, 博士, 讲师。主要研究领域: 材料断裂与疲劳。Email: 45876713@qq.com

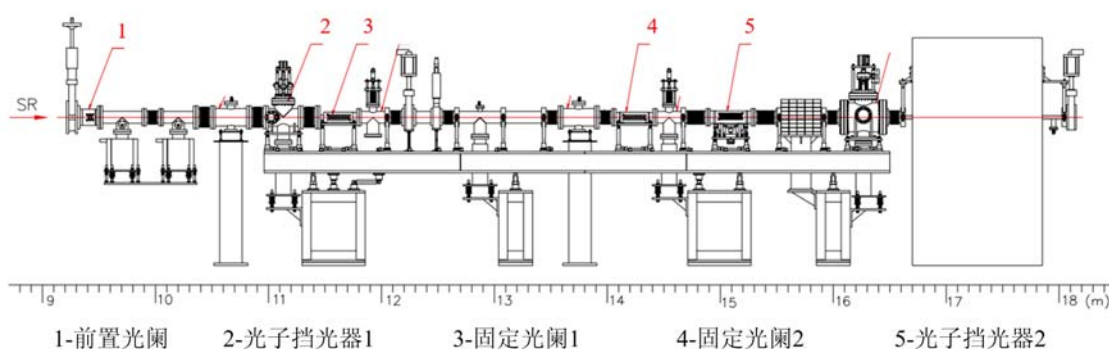


图1 插入件前端布局示意图

Fig. 1 Layout of high heat load components on the undulator front end

大幅提高后,若依旧使用静弹性设计准则,则需要进一步减小光束线掠入射角,给前端区其他元件的布局造成困难。采用有限热疲劳寿命的设计方法取代线弹性静强度方法有助于同步辐射装置整体性能的提升。

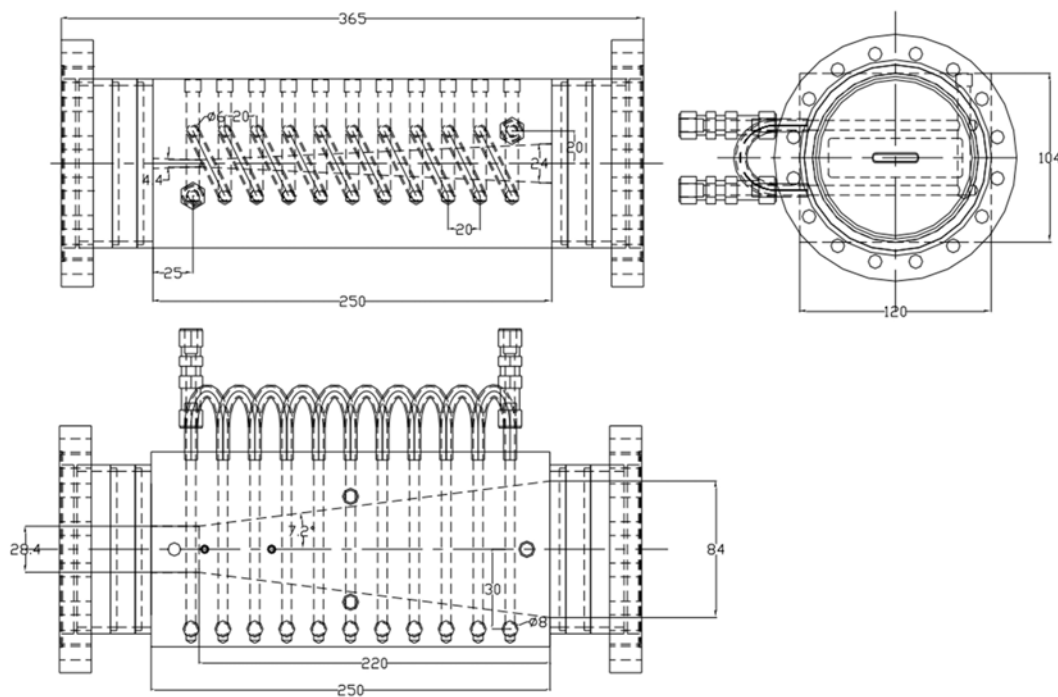


图2 典型固定光阑结构示意图(单位:mm)

Fig. 2 Structural Schematic diagram of a typical fixed mask(unit: mm)

热疲劳本质上属于低周应变疲劳的范畴,从低周疲劳寿命的设计方法出发,基于 Glidcop 材料性能积极探索新的切合实际的设计准则显得甚为必要。基于此,世界各主要同步辐射装置都在这一领域不断推进研究^[3-6]。危险点处的循环应变被选作衡量损伤的参考量,将单轴的 Manson-Coffin 方程推广至多轴,以 Von-Mises 等效应变幅值作为衡量损伤的主要参量,此外模型中还考虑了平均应力和塑性泊松比对方程的修正^[7]。

目前已提出的等效应变法属于局部应力应变分析法^[8],均是以材料内没有缺陷和裂纹为前提的,估算的也都是疲劳裂纹萌生寿命。工程上一般认为疲劳寿命由裂纹萌生寿命和裂纹扩展寿命组成,延性材料往往具有较长的裂纹扩展寿命,而材料经受高载荷的低周疲劳时最初几个循环的塑性应变即会造成裂纹的产生,使得材料低周疲劳寿命主要由裂纹扩展寿命组成^[9-12]。与上海同步辐射光源同为第三代同步辐射装置的美国 APS 对于不同功率密度的同步辐射光束直照试验结果表明,在挡光元件预计工

作的功率密度下,试验件表面因压应力导致表面薄弱晶界被压出形成“猫爪痕”,且试件在最终破坏失效时表面已产生一定长度或深度的宏观裂纹^[13-16]。在评估挡光元件的疲劳失效时,只对裂纹萌生寿命进行估算,而忽略裂纹扩展寿命是不符合实际材料的破坏机理的。

与局部应力应变分析法不同^[8,17],损伤容限设计方法允许结构存在内部或表面裂纹,认为在裂纹扩展至临界长度之前构件可以继续使用。Clidcop 材料的辐照疲劳试验表明^[13-16],不同试件分别在 5~8 个载荷循环即可观察到 50 μm 长度的微裂纹,材料的疲劳寿命几乎等于裂纹扩展寿命,因此,使用损伤容限原理对挡光元件进行疲劳寿命评估,从而发展挡光元件损伤容限设计方法是既符合试验事实又具有现实意义的。对于初始没有缺陷和裂纹的光滑构件,使用损伤容限设计方法进行疲劳寿命评估时,可以认为材料内部晶粒的平均直径为初始裂纹长度,而建议临界裂纹长度为 1 mm^[7]。

本文以试验测得的挡光元件制作材料的力学性能和不同预制裂纹下疲劳裂纹扩展结果为基础,利用典型挡光元件的弹塑性有限元分析结果,结合材料疲劳试验测试结果,对同步辐射前端区挡光元件热疲劳寿命进行评估,并提出了基于损伤容限理论的挡光元件有限寿命设计方法。

1 挡光元件材料性能

挡光元件受同步辐射加载,承受局部高热负载,因此要求所用材料同时具有足够高的熔点和热传导率,此外还要求材料具有较小的光电吸收系数。大多数第三代同步辐射装置使用弥散强化铜制作前端挡光元件,如 SSRF 就是采用弥散强化铜 Glidcop Al-15 作为前端区挡光元件的制作材料。

用于本研究的所有试样均由 SSRF 提供,Glidcop 系列材料是美国 SCM 公司生产的性能优异的氧化铝弥散强化铜,其组成成分为铜(Cu)和氧化铝(Al₂O₃),是在纯铜基上弥散氧化铝颗粒制成的。材料中氧化铝颗粒含量的相关信息见表 1。

表 1 弥散强化铜 Glidcop Al-15 中的氧化铝含量

Tab. 1 The content of Al₂O₃ in Glidcop Al-15

牌号		Al ₂ O ₃	
UNS	SCM	质量分数/%	体积分数/%
C1571	Glidcop Al-15	0.3	0.7

1.1 基本力学性能

依据《金属材料室温拉伸试验方法》(GB/T 228—1995)和《金属材料高温拉伸试验》(GB/T 4338—1995),在 MTS-810 伺服材料万能试验机上对 Glidcop Al-15 材料进行不同温度下的力学性能测试。不同温度下的应力-应变曲线如图 3 所示^[1]。

1.2 材料疲劳的应力幅与应变幅关系

依据《金属材料轴向等幅低循环疲劳》(GB/T 15248—94),采用光滑圆截面试件,测量材料室温下的疲劳性能。材料的应力-疲劳寿命曲线(S-N 曲线)在双对数坐标上高周区域几乎是一条直线,而材料的低周区域内,塑性应变范围与发生破坏的载荷循环次数在双对数坐标下也呈现直线关系^[1]。对 Glidcop Al-15 材料 S-N 曲线进行处理后得到其应变范围与应力范围之间的 Romberg-Osgood 关系^[18]:

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} = \frac{\Delta \sigma/2}{114000} + \left(\frac{\Delta \sigma/2}{693.8} \right)^{\frac{1}{0.137}} \quad (1)$$

式中:Δσ 为加载载荷的应变范围;Δε_e 和 Δε_p 分别为载荷弹性应变范围和塑性应变范围。对比等号两边各项可见,式(1)右端第二项即塑性应变范围与加载应力范围的关系,即有

$$\frac{\Delta \sigma}{2} = 6.31 \times 10^2 (\Delta \epsilon_p)^{0.137} \quad (2)$$

1.3 材料低周疲劳试验

依据《金属材料疲劳试验轴向力控制方法》(GB/T 3075—2008)对 Glidcop 材料的光滑和带孔试件分别进行了低周疲劳测试。采用试验段较为狭窄的漏斗形棒状试样,以方便对表面裂纹的观测。Glidcop Al-15 的试样通过从原始棒材上沿轴向进行线切割得到直径 11 mm 的细棒材料后再进行下一步的

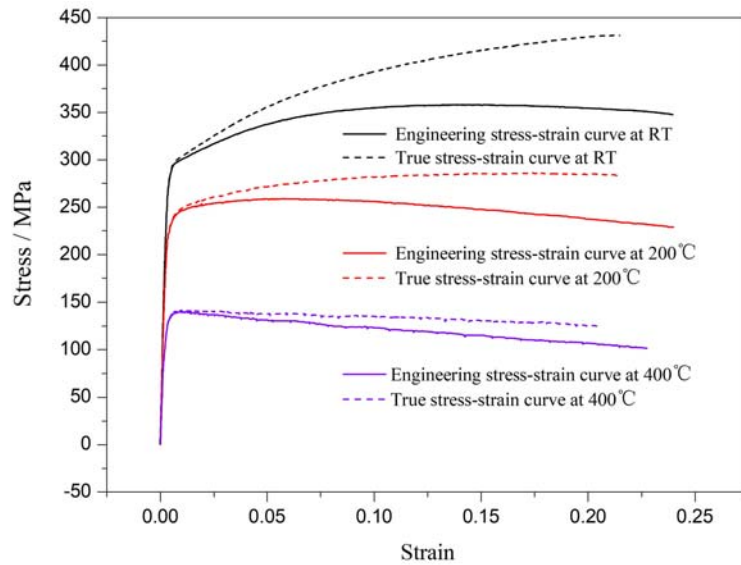


图3 Glidcop Al-15 在3种温度下准静态拉伸应力-应变曲线

Fig. 3 Stress-strain curves under three different temperatures of Glidcop Al-15

形状加工,之后对试件整体进行打磨,最终使得试件表面达到光滑($R_a \leq 0.2 \mu\text{m}$),该种试件称为光滑试件。

为方便对表面裂纹进行观测并考察不同尺寸初始裂纹对整体疲劳寿命的影响,在打磨好的试件上,于试验段最中心部分表面,采用激光烧蚀的方法,人为加工微孔以模拟初始缺陷,微孔孔径大小 d 分别设置为 $150 \mu\text{m}$ 、 $200 \mu\text{m}$ 、 $300 \mu\text{m}$,微孔总深度与其直径 d 尺寸相同。该种试件称为带孔试件,试件具体几何尺寸如图4所示。图5为试件断开后的断口照,虚线框内即加工缺陷孔的实际形状。

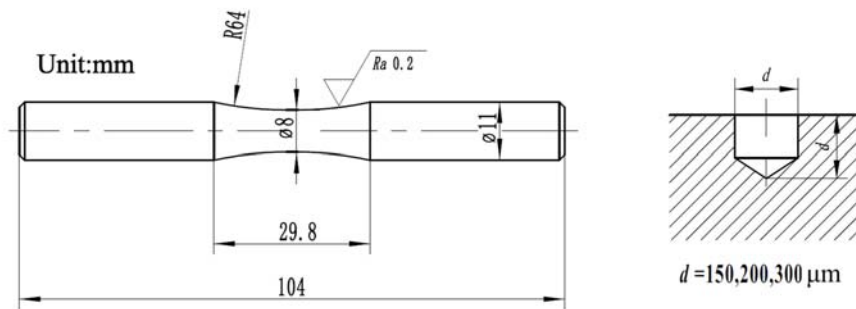


图4 光滑试件与带孔试件几何尺寸图

Fig. 4 Dimensions of plane and holed specimens

对光滑试件进行不同应力下的疲劳试验,得到光滑试件和3个不同孔径下材料疲劳在双对数坐标下的 S-N 曲线^[19],如图6所示(图中 N_{f0} 为光滑试件的疲劳寿命; N_f 为带孔试件的疲劳寿命)。

材料在低周疲劳区域的性能可用 Manson-Coffin 方程描述,具体体现为材料低周疲劳寿命与加载塑性应变范围有如下关系:

$$(\Delta \epsilon_p)^\alpha \cdot N_f = C_1 \quad (3)$$

式中: $\Delta \epsilon_p$ 为加载载荷的塑性应变范围; N_f 为疲劳寿命; α 和 C_1 为与材料相关的常数。

利用式(2)将加载的应力载荷范围转化为塑性应变范围,最终得到材料疲劳寿命与塑性应变范围之间的关系。对于 Glidcop Al-15 光滑试件,通过对 S-N 曲线的处理,其 Mason-Coffin 方程可表述为

$$(\Delta \epsilon_p)^{1.90} \cdot N_{f0} = 0.30 \quad (4)$$

式中: $\Delta \epsilon_p$ 为加载载荷的塑性应变范围; N_{f0} 为光滑试件的疲劳寿命。

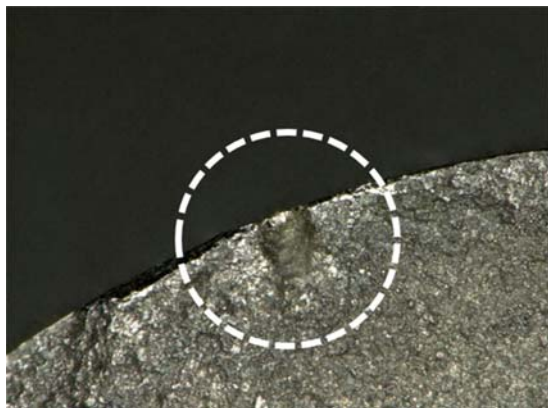


图 5 试件断开截面缺陷孔结构照片 ($d=150\mu\text{m}$)
Fig. 5 Photo of the drilled hole on the fracture surface of the holed specimen ($d=150\mu\text{m}$)

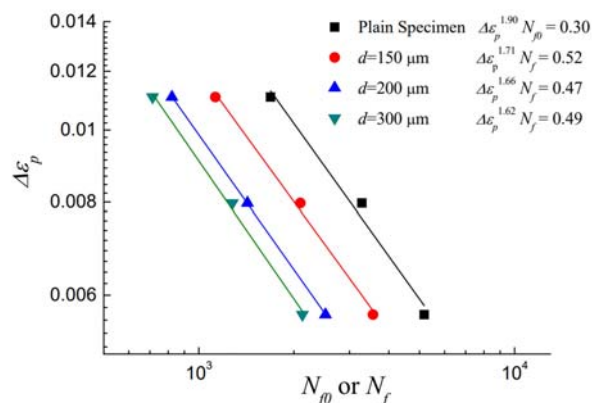


图 6 Glidcop Al-15 疲劳寿命与塑性应变范围关系
Fig. 6 Relationship between fatigue life and plastic strain amplitude of Glidcop Al-15

Mason-Coffin 方程表征了材料的低周疲劳性能,由图 6 可见,不论试件表面是否存在人为加工缺陷,不论缺陷尺寸的大小,其拟合直线的斜率均相近,同样的材料 4 种不同的试件得到的拟合直线相互之间近乎平行,说明缺陷的存在及缺陷尺寸的大小并未影响到材料本身的破坏机理, Mason-Coffin 方程中的指数 α 仅与材料种类相关^[9]。

1.4 材料裂纹扩展速率试验

使用试验手段获得材料裂纹扩展行为是损伤容限设计的基础。Tomkins 模型适用于描述材料高载荷下的疲劳裂纹扩展行为^[9],依照该模型,低周疲劳裂纹的扩展速率 dl/dN 与实时裂纹长度 l 以及循环塑性应变范围 $\Delta\epsilon_p$ 有关:

$$\frac{dl}{dN} = C_2 \left(\frac{\Delta\epsilon_p}{2} \right)^n l^m \quad (5)$$

式中: C_2 、 n 和 m 为材料相关的常数。塑性应变范围 $\Delta\epsilon_p$ 可依据式(2)转化为循环应力范围 $\Delta\sigma$ 。



图 7 裂纹扩展观测试验装置照片
Fig. 7 Photo of experiments for the observation of crack propagation

采用高倍照相机对带孔试件低周疲劳测试过程中的孔边裂纹生长过程进行了记录,裂纹观测装置如图 7 所示^[19]。疲劳测试结束后对拍摄的视频进行图像处理,得到孔边裂纹的长度变化过程。

将试验结果代入式(5),得到 Glidcop Al-15 材料表面裂纹扩展速率的 Tomkins 公式为

$$\frac{dl}{dN} = 1.913 \times 10^{-35} \left(\frac{\Delta\sigma}{2} \right)^{1.22} \cdot l^{1.49} \quad (6)$$

从 Glidcop Al-15 材料的测试结果可知,材料在疲劳破坏过程中经历了相对较长的扩展阶段,表现出较为优异的韧性,整体而言该材料的低周疲劳破坏以裂纹扩展为主。对于

低周疲劳破坏的材料,甚至在前几个载荷循环内就能观测到已产生数十微米长的微裂纹^[9]。使用局部应力应变分析法进行预测得到的是材料的裂纹萌生寿命,与实际材料的破坏现象和机理是不符合的,实际材料的破坏在裂纹萌生后还经历了较长时间的裂纹扩展阶段才达到失效标准,因此在对材料和构件的低周热疲劳寿命进行分析时,应重点关注材料实际受载后的裂纹扩展行为。

尽管 Mason-Coffin 方程与 Tomkins 公式的表达形式不同,但两者揭示的材料破坏机理是一致的,

它们分别是疲劳寿命和裂纹扩展两个角度描述同一材料的疲劳破坏行为的。Tomkins 公式中材料低周疲劳的裂纹扩展速率只与初始加载的循环应力范围或塑性应变范围有关,不需要考虑裂纹尖端附近的应力应变场随裂纹长度增加时的变化,仅需要名义应力应变结果即可进行疲劳寿命评估,更方便于工程应用。对结构受热载荷时进行弹塑性应力应变分析,得到初始时刻热应力应变大小,即可根据该材料裂纹扩展速率表达式对其损伤容限理论下剩余疲劳寿命进行预测。

2 挡光元件热应力计算

以前端区典型挡光元件固定光阑 Fixed Mask2 为例,分析其温度和应力应变情况。挡光元件半结构模型如图 8 所示,光束线从较大口径进入,小口径出来,构件中倾斜受光面被同步辐射光照射会产生局部温升和热应力。

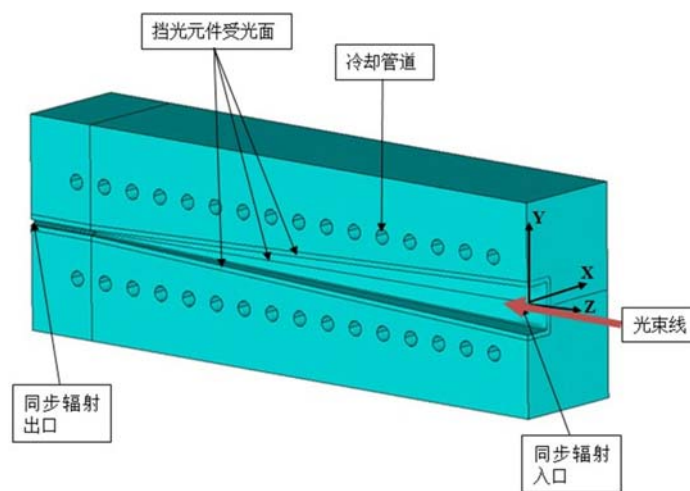


图 8 挡光元件 Mask2 的半结构模型图

Fig. 8 Model for semi-structure for high heat load component Fixed Mask2

实际工作时,光束线正常沿元件轴线方向通过时称之为束流正常工况,而较为罕见的是光束线因结构遇到控制系统故障或断电等突发问题发生偏离轴线的情况,称之为束流漂移工况。按规定,光束在允许的范围内容移,挡光元件的温度和热应力也应满足设计要求。图 9 示意了束流正常和束流漂移时光斑位置相对于大口径入口和小口径出口的变化。经计算,光斑在仅向 y 方向偏移时会造成局部温升和热应力的最大值,因此图 9 所示的漂移工况下,光斑照射在元件上整体结构存在 y 方向的对称性。显然,由于光束线极高的总能量分布于很小的区域内,束流漂移工况下挡光元件受光面会承受更多的热负载,温度和热应力也会比束流正常工况要高^[18],因此,对束流正常和束流漂移 2 种工况均进行应力应变分析。

采用有限元分析软件 ANSYS 建立了挡光元件 Fixed Mask2 的有限元分析模型。使用顺序耦合的方法,首先将依照功率密度分布计算得到的热负载加载于倾斜受光面上,设置热边界条件后模拟得到热负载作用下元件温度分布,再将温度分布作为结构分析的载荷加载至约束了刚体位移的元件模型上,进行应力应变分析,应力应变分析的具体流程和细节见文[7]。

在热分析和结构分析中,依据试验结果,考虑温度对材料热物性及拉伸性质的影响(图 3),并将材料本构设置为多线性本构关系,分别计算束流强度为 300mA、400mA 和 500mA 时,束流正常和束流漂移工况下挡光元件的温度及应力应变分布。根据各个载荷 2 种工况下的有限元分析结果,即可得到最危险点处最初 3 个加载周期内的等效应力与等效应变大小。在 300mA 束流漂移工况下,加载时产生的压缩塑性应变较小,在同步辐射热负载卸载后,应力应变始终处于弹性范围,没有反向屈服,因而没有应力-应变曲线上形成迟滞环;400mA 和 500mA 束流漂移工况下压缩塑性应变较大,卸载后应力应变进入反向屈服状态,因而在第三个载荷循环之后应力-应变曲线上形成了稳定的迟滞环^[7]。

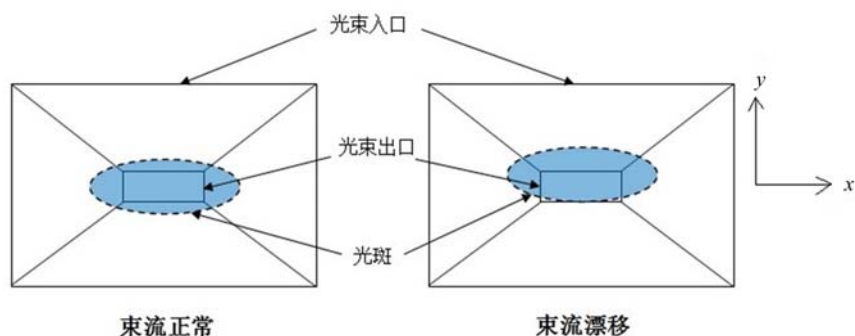


图 9 束流正常和束流漂移工况下光斑位置变化

Fig. 9 Comparison of high loads between conditions of normal beam on and beam drift

3 挡光元件热疲劳寿命分析

3.1 基于损伤容限的剩余寿命预测

将名义应力经式(6)转化为名义应变,依据裂纹扩展模型进行低周疲劳寿命评估。由于挡光元件表面光滑,因此损伤容限的起始裂纹长度设为材料轴向平均晶粒尺寸 $10\mu\text{m}$,挡光元件所能允许的最大裂纹长度 1mm 为损伤容限临界裂纹长度。由于挡光元件受同步辐射热负载作用时引起的应力应变为三向的,将材料单轴载荷下的裂纹扩展速率公式(式(6))拓展到多轴疲劳领域,影响裂纹扩展速率的控制变量变为构件局部等效塑性应变:

$$\frac{dl}{dN} = 0.2767(\Delta\epsilon_{m-p})^{1.6714} l^{1.49} \quad (7)$$

式中: $\Delta\epsilon_{m-p}$ 为危险点的等效塑性应变幅。

考虑不对称加载的影响,对裂纹扩展速率公式进行修正:

$$\frac{dl}{dN} = 0.2767\left(\frac{2}{1-R}\right)(\Delta\epsilon_{m-p})^{1.6714} l^{1.49} \quad (8)$$

式中 $R = \sigma_{m-\min}/\sigma_{m-\max}$ 为等效应力比,当 $R = -1$ 时为对称加载, $R = 1$ 时为单向拉伸,此时通常假设裂纹扩展速率无限大。考虑最大应力为拉应力的情况时, $R > 0$, 平均应力为拉应力,裂纹扩展速率比对称加载时要大。随着 R 逐渐减小,平均应力也逐渐减小,裂纹扩展速率有所降低。当 $R < -1$ 时平均应力为压应力,对裂纹扩展有抑制作用,裂纹扩展速率比对称加载时要小。

依据损伤容限理论,将式(8)在裂纹长度初始尺寸 $10\mu\text{m}$ 到临界裂纹尺寸 1mm 范围内进行积分,则有

$$N_f = 1.4764 \left[\frac{1-R}{2} \right] (\Delta\epsilon_{m-p})^{-1.6714} \quad (9)$$

从挡光元件的弹塑性分析结果中提取所需的应力应变结果,在 300mA 、 400mA 和 500mA 束流强度下进行束流总是处于正常状态与束流总是处于漂移状态的疲劳寿命预测。其中 300mA 束流正常的工况下构件并未进入塑性,其等效应力半幅值 $\Delta\sigma_m/2$ 为 83MPa ,远低于材料屈服应力,不符合使用疲劳扩展速率公式的条件,因此以 10^8 (材料疲劳极限)作为该试件的疲劳寿命。

3.2 损伤容限方法与局部等效应变方法的对比

表 2 列出了使用损伤容限设计评估的元件疲劳寿命。表中 N_f 为对称加载时的预测寿命, N_{f-R} 为考虑不对称加载影响的预测寿命, N_{f-v} 为使用局部应力应变分析方法(修正的 Von Mises 等效应变模型)预测的疲劳寿命^[7],三者具体对比如图 10 所示。

表 2 挡光元件 Mask2 热疲劳寿命预测结果
Tab. 2 Predicted thermal fatigue lives of Mask2

束流强度 I/mA	束流工况	$\Delta\epsilon_{un-p}/\%$	预测寿命		
			N_f	N_{f-R}	N_{f-v}
300	正常	0	—	—	5×10^{11}
	漂移	0.044	8.7×10^5	1.7×10^6	9×10^6
400	正常	0.011	9.0×10^6	3.1×10^7	3.8×10^8
	漂移	0.065	4.5×10^5	5.7×10^5	1.5×10^5
500	正常	0.020	3.3×10^6	5.7×10^6	8.8×10^6
	漂移	0.219	5.9×10^4	6.3×10^4	1.2×10^4

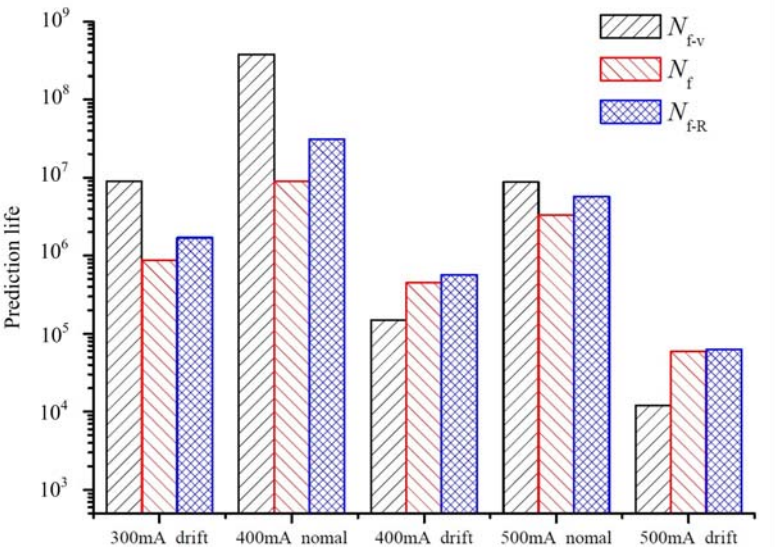


图 10 损伤容限设计与局部等效应变模型预测寿命对比图

Fig. 10 Comparison for predicted lives of damage tolerance design theory and modified Von-Mises local equivalent strain model

从表 2 中可以看出,由于各试件平均应力为压应力,计入不对称加载因素的预测寿命要比不计入不对称加载影响低,所以采用裂纹生长模型进行寿命预测属于保守估计。束流漂移会造成元件塑性应变幅的大幅增大,从而使试件疲劳寿命降低。SSRF 从建成至今的储存环束流强度通常为 300mA,在束流正常的情况下材料应力一直处于弹性范围内,疲劳寿命超过了材料的疲劳极限(10^8),束流漂移时不计入不对称加载影响的预测寿命也有 8.7×10^5 ,远超元件的设计寿命(10^4),证实第一批光束线设计中使用的线弹性准则十分保守。束流增加至 400mA 时挡光元件依然可以安全服役,然而束流强度提升至 500mA 时,束流漂移工况下的预测寿命在 60000 左右,较为接近设计寿命,若考虑 10 倍安全余量^[1],已属于较危险的服役状态。

与局部应变分析法的结果相比,对同一挡光元件进行评估时,基于损伤容限设计的疲劳寿命相对保守,仅有 400mA 和 500mA 束流漂移工况下的结构预测寿命,与局部应力应变分析法的结果相比更加危险。

用于对比的局部应变分析模型为修正的 Von Mises 等效应变模型^[7],由于等效总应变由等效弹性

应变和等效塑性应变组成,因此该模型可写为

$$\frac{\Delta \epsilon_{vm}}{2} = \frac{\Delta \epsilon_{vm-e}}{2} + \frac{\Delta \epsilon_{vm-p}}{2} = \frac{1 + \nu_e}{1 + \nu} \frac{\sigma'_f}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right) (2N_f)^b + \frac{1 + \nu_p}{1 + \nu} \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (10)$$

式中: N_f 为疲劳寿命; σ'_f 为材料的疲劳强度系数; b 是材料的疲劳强度指数; ϵ'_f 为材料的疲劳延性系数; c 为材料的疲劳延性指数; σ_m 为平均应力; ν 为弹塑性泊松比; ν_e 为材料的弹性泊松比; ν_p 为材料的塑性泊松比^[18]。

式(10)右边第一项为弹性项,第二项为塑性项,因此单独提取第二项可以等效为

$$\frac{\Delta \epsilon_{vm-p}}{2} = \frac{1 + \nu_p}{1 + \nu} \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (11)$$

将式(11)与式(8)积分后的形式写为疲劳寿命与循环塑性应变幅关系,则可得到修正的 Von Mises 等效应变疲劳寿命预测模型:

$$N_f = \frac{1}{2} \left[\frac{1 + \nu}{2(1 + \nu_p)} \epsilon'_f \right]^{\frac{1}{c}} (\Delta \epsilon_{vm-p})^{\frac{1}{c}} \quad (12)$$

将 Glidcop Al-15 的材料参数代入式(12)可得

$$N_f = 0.4085 (\Delta \epsilon_{vm-p})^{-1.6129} \quad (13)$$

对比式(9)和式(13)可见,基于损伤容限理论的疲劳寿命预测公式中的循环塑性应变幅上的指数-1.6714比修正的等效应变疲劳寿命预测模型中的对应指数-1.6129 相比较小,但比例系数约为后者的 3 倍。与基于修正的等效应变疲劳寿命预测模型相比,在等效循环塑性应变幅较小时,损伤容限方法预测得到的疲劳寿命会更高,相对较为保守,而当束流强度较大且漂移时,造成元件等效循环塑性应变幅较大时,损伤容限方法预测得到的疲劳寿命反而较大。已有试验研究表明,在载荷较大时,对材料裂纹扩展速率进行考察时可结合裂纹实时生长过程进行模拟分析,已得到更为精确的结果^[20-23]。

由于修正的 Von Mises 等效应变模型中仅在第一项弹性项中进行了平均应力的修正,然而载荷不对称同时存在于元件弹性应变与塑性应变中,且随着束流强度的增加,塑性应变的不对称会愈发明显,压应力及压应变的存在会降低裂纹扩展速率,使得疲劳寿命较对称载荷工况有所增加,因此修正的 Von Mises 等效应变模型不在塑性项中考虑载荷不对称影响是不准确的。

从疲劳寿命预测原理上讲,等效应变模型式(12)中的 N_f 为裂纹萌生寿命,然而式(12)中对元件失效的判据即裂纹萌生寿命应如何界定,没有明确说明。而使用损伤容限理论时以准许裂纹长度 1mm 时作为元件失效判据,界定清晰,更加方便工程单位的使用。

3.3 特定束流强度下的挡光元件疲劳寿命

实际挡光元件通常属于束流正常的工作状态,束流漂移发生的情况很少,属于突发事件。利用裂纹扩展速率进行寿命预测是建立在试件受等幅循环加载的条件下的。束流正常和束流漂移 2 种情况下试件所受到的载荷不同,可以使用 Miner 准则解决不同等幅循环依次作用下的材料破坏问题。

Miner 准则也称为线性损伤累积准则,认为元件在损伤量为 1 时发生破坏,即认为元件在同种载荷下每个循环内材料内部受到的损伤都相等。依据该理论,将挡光元件束流正常时受到的塑性应变载荷视为第一种载荷块,理论寿命为 N_1 ,束流漂移时受到的塑性应变载荷视作第二种载荷块,理论寿命为 N_2 ,试件在每种束流强度下 2 种工况的共同作用下疲劳失效。假设束流漂移的概率为 α ,即在挡光元件的疲劳寿命内发生漂移的循环数为 αN_f ,所造成的损伤为 $\alpha N_f / N_2$,则试件整体的损伤表达式为

$$\frac{(1 - \alpha) N_f}{N_1} + \frac{\alpha N_f}{N_2} = 1 \quad (14)$$

则元件实际寿命可以表示为

$$N_f = \frac{N_1 N_2}{(1 - \alpha) N_2 + \alpha N_1} \quad (15)$$

假设束流漂移发生概率为 10%(实际中远小于 1),利用 Miner 准则,考虑束流正常和束流漂移 2 种工况,分别预测束流强度 400mA 和 500mA 作用下挡光元件的疲劳寿命。疲劳寿命预测结果列于表 3,其中, N_{f-M} 为对称加载时的寿命预测结果。

表3 Miner准则预测的 Mask2 热疲劳寿命结果

Tab. 3 Predicted thermal fatigue lives for Mask2 with Miner linear cumulative damage theory

束流强度 I/mA	漂移概率 $\alpha/\%$	N_{f-M}
400	10	3.1×10^6
500	10	5.1×10^5

4 挡光元件有限寿命设计方法

3.3 节已对挡光元件在热载荷下的寿命作出评估,基于损伤容限理论的挡光元件有限寿命设计方法的流程可以总结如下:(1)利用标准试件开展试验,获得材料裂纹扩展速率 Tomkins 公式。(2)针对挡光元件开展弹塑性有限元分析,得到挡光元件在循环热负载下的应力应变响应。(3)从弹塑性有限元分析结果中提取循环塑性应变幅,若为非对称循环加载,还需要提取最大等效应力和最小等效应力,并计算非对称循环载荷的应力比 R 。(4)确定裂纹初始尺寸和临界裂纹长度,分别计算同一束流强度下束流正常和束流漂移两种工况的疲劳寿命。(5)根据束流漂移概率,基于 Miner 准则综合束流正常和束流漂移两种工况的疲劳寿命预测结果,得到某一束流强度下挡光元件在真实工况下的疲劳寿命。(6)若预测寿命大于挡光元件设计寿命,则设计成功,否则,需要改进结构,然后重复步骤(2)~(6)。

SSRF 初期设计使用的静强度准则被证明显得过于保守,其在束流强度为 300mA 时束流正常情况下的等效力幅远小于材料屈服强度,使用疲劳裂纹扩展规律进行寿命评估时其寿命接近无限。未来束流强度继续增加时,采用静强度准则进行挡光元件设计时必须通过减小元件掠入射角来降低元件热应力,势必会造成元件轴向长度上的增加,不利于其余元件的布局。使用有限寿命设计方法对挡光结构优化有利于 SSRF 整体性能的提高。

挡光元件被设计为具有 30 年使用寿命,大约承载 10^4 次热应力循环,将种种工程因素考虑在内,设计安全系数取 10 倍则其设计寿命应为 10^5 。使用疲劳裂纹扩展速率对元件寿命的估算,在综合光束正常和光束漂移的情况下,目前挡光元件的结构即便束流强度上升至 500mA 也可确保元件的安全运行。

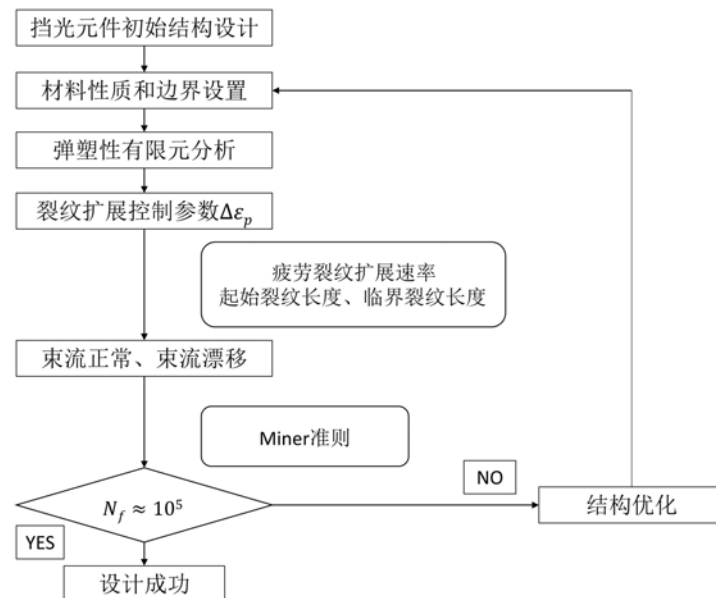


图 11 基于损伤容限原理的挡光元件有限疲劳寿命设计流程图

Fig. 11 Flow chart of the finite life design method for high heat load components based on damage tolerance theory

未来随着 SSRF 光束能量进一步的提升,如果需要考察束流强度在 500mA 以上挡光元件是否可以安全工作,或者在现有束流强度下为紧凑前端区元件布局、缩减挡光元件长度,则可依据如图 11 所示流程对挡光元件进行重新设计或结构优化。需要提出的是,使用损伤容限设计方法时裂纹临界长度并非

结构完全破坏时的裂纹长度,依据实际工程要求可将临界长度缩短或延长。

5 结论

本文利用典型挡光元件的弹塑性应力应变结果,依据裂纹扩展速率公式对 SSRF 挡光元件寿命进行了评估,考虑了束流正常和束流漂移 2 种工况,进而利用 Miner 准则综合 2 种工况得到给定束流强度下的疲劳预测寿命,并据此提出基于损伤容限设计原理的挡光元件有限疲劳设计方法。主要得到如下结论:

(1) 静强度设计准则太过保守,依据其设计的现有挡光元件在目前 300mA 的束流强度下束流正常时的预测寿命接近无限,保持现有束流强度的前提下可在后期光束线设计中改进挡光元件结构,方便前端区的紧凑布局。

(2) 束流强度低于 400mA 时,使用损伤容限设计预测得到的疲劳寿命均要小于使用修正的 Von Mises 等效应变模型预测结果,相对更加保守,安全系数更高。

(3) 考虑不对称加载对疲劳裂纹扩展寿命的影响,使用等效应力比对裂纹扩展速率公式进行修正,各工况下最大等效应力为拉应力且平均应力为压应力,修正后的裂纹扩展速率更低,得到的预测寿命较高。对于工程设计而言,偏保守的设计更具有安全性,因此在平均应力为压应力的情况下可不考虑不对称加载的影响。

(4) 当前的挡光元件结构在束流强度上升至 500mA 时寿命为 10^4 量级,在第三代同步辐射装置升级和第四代同步辐射装置建设中若要提升束流强度至 500mA 甚至更高时,应考虑束流漂移应对元件疲劳寿命及强度进行复核,以确保其能安全工作。

在未来同步辐射装置构件的设计过程中,使用损伤容限方法对挡光元件进行疲劳寿命预测时,还应全面考虑其他影响疲劳寿命因素的作用,特别是一些不利的影响因素,如保载时间和表面粗糙度等,后者会导致起始裂纹长度大幅增加从而造成疲劳裂纹扩展寿命大为缩短。

参考文献:

- [1] 金建峰. SSRF 前端挡光元件设计中的若干力学问题研究[D]. 合肥:中国科学技术大学,2009 (JIN Jianfeng. Research on key problems in the design of SSRF high-heat-load components[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2009 (in Chinese))
- [2] Biasci J C, Plan B, Zhang L. Design and performance of ESRF high-Power undulator front-end components[J]. Journal of Synchrotron Radiation, 2002, 9(1):44—46.
- [3] Takahashi S, Sano M, Mochizuki T, et al. Fatigue life prediction for high-heat-load components made of GlidCop by elastic-plastic analysis[J]. Journal of Synchrotron Radiation, 2008, 15:144—150.
- [4] Takahashi S, Sano M, Watanabe A, et al. Prediction of fatigue life of high-heat-load components made of oxygen-free copper by comparing with Glidcop[J]. Journal of Synchrotron Radiation, 2013, 20(1):67—73.
- [5] Collins J, Nudell J, Navrotsky G, et al. Results from studies of thermos-mechanically-induced fatigue in GlidCop® [R]. Report for APS, 2014.
- [6] Collins J T, Nudell J, Navrotsky G, et al. Establishment of new design criteria for GlidCop® X-ray absorbers[J]. Journal of Synchrotron Radiation, 2017, 24(2):402—412.
- [7] 肖维灵,陈海波,殷琰. 上海光源挡光元件的热疲劳寿命评估[J]. 核动力工程, 2015, 36(5):199—203 (XIAO Weiling, CHEN Haibo, YIN Yan. Evaluation of thermal fatigue life for SSRF high-Heat-Load components[J]. Nuclear Power Engineering, 2015, 36(5):199—203 (in Chinese))
- [8] 张涛. 疲劳寿命分析方法的研究与发展综述[J]. 农业装备与车辆工程, 2018, 56(11):91—93 (ZHANG Tao. Research and development of fatigue life analysis method[J]. Agricultural Equipment & Vehicle Engineering, 2018, 56(11):91—93 (in Chinese))
- [9] Murakami Y, Miller K J. What is fatigue damage? A view point from the observation of low cycle fatigue process [J]. International Journal of Fatigue, 2005, 27(8):991—1005.
- [10] 龚明,刘云平,赵建华,等. 45CrNiMoVA 钢的低周疲劳特性和表面疲劳裂纹的在位观测[J]. 实验力学, 2001,

- 16(1):86—92 (GONG Ming, LIU Yunping, ZHAO Jianhua, et al. The test of low cycle fatigue characteristics for 45CrNiMoVA steel and in-situ observation on surface crack propagation [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2001, 16(1):86—92 (in Chinese))
- [11] 崔仕明, 王睿东, 游翔, 等. Q345 低周疲劳性能与疲劳寿命预测分析 [J]. 实验力学, 2014, 29(5):537—542 (CUI Shiming, WANG Ruidong, YOU Xiang, et al. On the low cycle fatigue behavior and fatigue life prediction of Q345 steel [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2014, 29(5):537—542 (in Chinese))
- [12] 陈学冬, 杨铁成, 蒋家羚, 等. 压力容器高应变区应变疲劳裂纹扩展试验研究 [J]. 实验力学, 2003, 18(4):520—528 (CHEN Xuedong, YANG Tiecheng, JIANG Jialing, et al. An experimental research on the strain fatigue crack propagation in high strain region of pressure vessels [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2003, 18(4):520—528 (in Chinese))
- [13] Ravindranath V, Sharma S, Rusthoven B, et al. Thermal fatigue life prediction of Glidcop® Al-15 [C]. International Workshop on Mechanical Engineering Design of Synchrotron Radiation Equipment and Instrumentation, 2006:1—14.
- [14] Ravindranath V. Thermal fatigue of Glidcop AL-15 [D]. Chicago: Illinois Institute of Technology, 2006.
- [15] Ravindranath V, Sharma S, Rusthoven B, et al. Thermal fatigue of high-Heat-Load synchrotron components [C]. Proceedings of the 5th International Conference on Mechanical Engineering Design of Synchrotron Radiation Equipment and Instrumentation (MEDSI2008), Saskatoon, Saskatchewan, Canada, 2008.
- [16] Pinto H, Pyzalla A R, Reimers W, et al. Microstructure damage in thermal absorbers induced by high energy synchrotron light irradiation [J]. Journal of Neutron Research, 2004, 12(1-3):189—194.
- [17] 周素霞, 李福胜, 谢基龙, 等. 基于损伤容限的动车组车轴实测载荷谱等效应力评价 [J]. 机械工程学报, 2015, 51(8):131—136 (ZHOU Suxia, LI Fusheng, XIE Jilong, et al. Equivalent stress evaluation of the load spectrum measured on the EMU axle based on damage tolerance [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(8):131—136 (in Chinese))
- [18] 肖维灵. Glidcop 材料疲劳特性及同步辐射挡光元件的热疲劳寿命研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2014 (XIAO Weiling. Research on fatigue property of Glidcop and thermal fatigue life of high-heat-load components under synchrotron radiation [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2014 (in Chinese))
- [19] Yin Y, Chen H B, Xiao W L. An experimental study for low-cycle fatigue crack propagation of Glidcop Al-15 [J]. Materials Science Forum, 2017, 896:128—133.
- [20] 谢少雄, 李久楷, 侯方, 等. CrMoW 转子钢高温超高周裂纹扩展及疲劳行为研究 [J]. 实验力学, 2016, 31(1):1—8 (XIE Shaoxiong, LI Jiukai, HOU Fang, et al. On the crack propagating and very high-cycle fatigue behavior of CrMoW rotor steel at elevated temperature [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2016, 31(1):1—8 (in Chinese))
- [21] 严刚, 汤剑飞. 基于粒子滤波的疲劳裂纹扩展和剩余寿命预测实验研究 [J]. 实验力学, 2019, 34(5):775—782 (YAN Gang, TANG Jianfei. Experimental study on prediction of fatigue crack growth and residual life by using particle filter [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2019, 34(5):775—782 (in Chinese))
- [22] Yin Y, Chen H B, Morita Y, et al. Effect of electro-pulsing treatment on the fatigue crack growth behavior of copper [J]. Materials, 2018, 11(11):2168.
- [23] 王华强, 吴明泽, 张继旺, 等. 预冷变形对 Cu-Ni-Si 铜合金疲劳性能和破坏行为影响研究 [J]. 实验力学, 2018, 33(6):877—884 (WANG Huaqiang, WU Mingze, ZHANG Jiwang, et al. On the effect of precooling deformation on fatigue performance and failure behavior of Cu-Ni-Si alloy [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2018, 33(6):877—884 (in Chinese))

Analysis of thermal fatigue life for high load component at synchrotron radiation facility based on damage tolerance

YIN Yan, LAI Xiankai

(School of Urban Planning and Municipal Engineering, Xi'an Polytechnic University, Xi'an 710048, Shaanxi, China)

Abstract: Low-cycle fatigue experiments were conducted to obtain the crack propagation equation of the material for the components at the front end of synchrotron radiation facility. The temperature and the elastoplastic stress-strain are simulated with FEM for a typical high heat load component. In view of damage tolerance design, the crack propagation equation of the material for the components is introduced to predict the fatigue lives, combining with the Miner linear cumulative damage theory. Meanwhile, a thermal fatigue life evaluation method for the high heat load components is ultimately provided. It is revealed that the static strength design method is too conservative and the local equivalent strain model is not reasonable and comprehensive for engineering. Therefore, the finite life design method based on damage tolerance theory is accordingly proposed, which aims to improve the current conservative design method and to promote the overall performance of the facility.

Keywords: thermal fatigue; damage tolerance; fatigue life prediction; high heat load component; FEM