

doi: 10.11933/j.issn.1007-9289.2016.04.001

喷丸强化的基本原理与调控正/切断裂模式的 疲劳断裂抗力机制图

王仁智¹, 汝继来²

(1. 北京航空材料研究院 金属物理研究室, 北京 100095; 2. 中国铁道科学研究院 金属和化学研究所, 北京 100081)

摘要: 20世纪90年代前, 汽车上使用的各种圆柱螺旋弹簧(以下称弹簧)承受较低的扭转疲劳载荷, 在交变正应力作用下, 绝大多数发生的是宏观正断型疲劳断裂, 其形貌呈45°斜断口。因为喷丸强化弹簧表层引入的残余应力与外施交变正应力间存在交互作用, 所以都利用喷丸强化工艺中的“应力强化机制”提高其疲劳断裂抗力。但21世纪伊始, 随着轿车结构的迅速发展, 设计者迫切要求弹簧承受的扭转疲劳载荷水平与日俱增, 由此导致喷丸强化的弹簧除正断型的疲劳断裂外, 时而出现纵向或横向切断型的疲劳断裂, 由此引发疲劳断裂抗力发生显著下降, 以往很少出现这种难以理解的现象。目前从事喷丸强化工艺技术的弹簧制造行业很少有文献关注这类问题。文中通过逻辑思维对弹簧的受力分析得出的诠释发现: 在切断模式下, 喷丸引入的残余应力与外施交变切应力之间不存在交互作用, 表明“应力强化机制”在改善切断型疲劳断裂抗力中的强化作用已经基本消失。根据作者提出的喷丸强化工艺原理, 喷丸同步引入弹簧表层的是由残余应力与循环弹塑性变形改性的组织结构组成的一对“孪生”, 通过分析作者发现, “孪生”中改性的显微组织结构形成的“组织结构强化机制”取代“应力强化机制”起到了改善切断型疲劳断裂抗力的作用。研究结果还表明, 优化的喷丸强化工艺必须同时具备“组织结构强化机制”和“应力强化机制”, 才能够起到改善正断型和切断型疲劳断裂抗力的作用。

关键词: 喷丸强化原理; 疲劳断裂抗力; 疲劳断裂强化机制; 疲劳断裂模式分类法

中图分类号: TG668

文献标识码: A

文章编号: 1007-9289-2016(04)-0001-09

Basic Principle of Shot Peening and Mechanisim Map of Adjusting and Controlling Normal Tensile/Shear Fatigue Fracture Resistance

WANG Ren-zhi¹, RU Ji-lai²

(1. Metal Physics Laboratory, Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095; 2. Metal & Chemistry Institute, China Academy of Railway Science, Beijing 100081)

Abstract: Before 1990s, under the cyclic normal tensile stresses, the fatigue fracture mode for most of circular suspension springs in automobile subjected to torsion fatigue load was in normal tensile fracture mode (NTFM) and the fracture surface was under 45° diagonal. Because there exists the interaction between the residual stresses induced by shot peening and the applied cyclic normal tensile stresses in NTFM, which represents as “stress strengthening mechanism”, shot peening technology could be used for improving the fatigue fracture resistance (FFR) of springs. However, with the rapid development in car's structure, the designed torsion fatigue load has been increased steadily since the beginning of 21 century. Therefore, the fatigue fractures occurred of peened springs from time to time are in longitudinal shear fracture mode (LSFM) or transverse shear fracture mode (TSFM) in addition to regular NTFM, which leads to a remarkable decrease of FFR. The phenomena hard

收稿日期: 2016-04-28; 修回日期: 2016-07-11

通讯作者: 王仁智(1932—), 男(汉), 研究员; **研究方向:** 金属材料的组织结构与疲劳、应力腐蚀、氢脆等断裂抗力间的关系, 工程金属零件的失效分析以及表面喷丸强化工艺技术; **E-mail:** 13241243912@163.com

网络出版日期: 2016-07-21 12:00; 网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/11.3905.TG.20160721.1200.018.html>

引文格式: 王仁智, 汝继来. 喷丸强化的基本原理与调控正/切断裂模式的疲劳断裂抗力机制图[J]. 中国表面工程, 2016, 29(4): 1-9. WANG R Z, RU J L. Basic principle of shot peening and mechanisim map of adjusting and controlling normal tensile/shear fatigue fracture resistance[J]. China Surface Engineering, 2016, 29(4): 1-9.

to understand has been rarely happened before. At present there are few literatures concerning this problem among springs manufacture industry involving shot peening technology. By means of logical thinking and force analysis, it is found that there is no interaction between the residual stresses by shot peening and the applied cyclic shear stresses in the shear fracture mode. This means that the effect of “stress strengthening mechanism” for improving the FFR of the shear fracture mode is disappeared basically. According to the shot peening strengthening principle presented by the authors, both of residual stress and cyclic plastic deformed modified microstructure are induced synchronously like “twins” in the surface layer of a spring. It has been found by means of force analysis that, instead of “stress strengthening mechanism”, “structure strengthening mechanism” produced by the modified microstructure in the “twins” can improve the FFR of the shear fracture mode. It is also shown that the optimum technology of shot peening strengthening must have both “stress strengthening mechanism” and “structure strengthening mechanism” simultaneously so that the FFR of both NTFM and the shear fracture mode can be improved more effectively by shot peening.

Keywords: shot peening strengthening principle; fatigue fracture resistance; strengthening mechanisms of fatigue fracture; classification on fatigue fracture mode

0 引言

机械工业中的工程科学技术题材,大部分来源于工程结构设计与产品制造工艺的“生产活动”,该活动直接影响社会生产力的发展。上世纪80年代轿车的生产都被认为不成问题,但到了90年代中弹簧生产却出了大问题。轿车底盘上的圆柱螺旋悬架簧、离合器簧以及发动机的气门簧等,在20世纪几十年的生产制造中很少发生早期疲劳断裂。即便发生早期疲劳断裂,宏观断口形貌也是大家很熟悉的45°正断型断口。

但是,21世纪伊始,情况大变。早期疲劳断裂经常发生,宏观断口形貌也出现了少见的异样形貌。首先是悬架簧发生了早期疲劳断裂故障,很快蔓延到上海、浙江、广州、四川、湖北等许多国营和民营工厂,以及日本在华独资开办的弹簧厂等。悬架簧相继发生的不都是45°正断型宏观断口,其异样宏观断口表面与弹簧中心线平行,或者说断口表面的矢量为90°,即纵向切断断口(见图1)。因宏观断口表面的形貌与圆木材中心纵向劈开的表面形貌极为相似,故称其为“劈开状断口”(或撕开状断口)。其次,离合器簧也时而出现在以往罕见的横向切断宏观断口,断口表面的矢量为0°(见图2)。

当时国务院已将汽车制造业纳入国民经济的支柱产业,随着该行业的快速发展,承受扭转疲劳载荷的圆柱螺旋弹簧较迅速地出现了这类宏观脆性断裂。对此,从事弹簧制造工程的行业,都在全力以赴地投入到破解这一难题。为此,机械工程学会失效分析分会、弹簧失效分析工作委员会与弹簧制造行业的广大厂商,共同对疲劳断裂

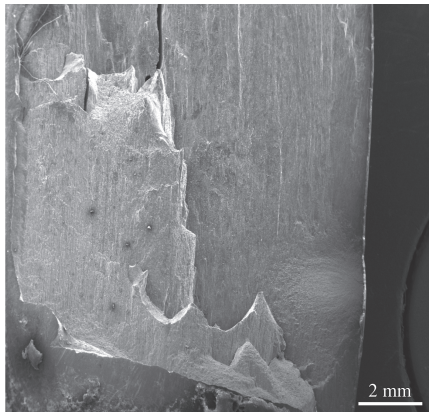


图1 纵向切断型宏观断口

Fig. 1 Macrofractograph of longitudinal shear fracture

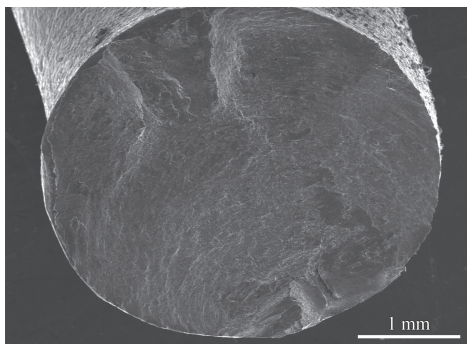


图2 横向切断型宏观断口

Fig. 2 Macrofractograph of transverse shear fracture

故障发生的前因后果做了初步介绍和分析,并进一步讨论破解该难题的办法与途径:

(1) 以往采用的弹簧许用切应力较低($\tau_{\max}=600\sim 800\text{ MPa}$),而当前设计者逐渐把弹簧的许用切应力提高到 $\tau_{\max}=900\sim 1\ 100\text{ MPa}$,甚至更高。

(2) 根据某些喷丸规范或标准的报道,认为喷丸强化引入弹簧表层的残余压应力(σ_r)值偏低,达

不到优化喷丸处理的高 σ_r 水平要求。当时认为引入弹簧表层的残余压应力越高越好。

(3) 为严格执行合同条款, 一个生产厂把一批在线抽检疲劳寿命不合格的弹簧又通过流水线进行第二次喷丸处理, 目的是基于提高残余压应力来改善弹簧的疲劳断裂抗力。处理后测定的 σ_r 值由-800 MPa提高到-850 MPa(仅提高6%), 第二次喷丸后弹簧的疲劳断裂寿命全部达标! 果真这是提高残余应力的威力? 出现这种结果, 使一线工作的工程技术人员对如何进一步改进制造工艺, 感到更加尴尬和疑惑了。经过这次试验, 研究人员静下心来, 在表面喷丸强化的基础理论与其强化原理二者的指导下, 依据与破解失效零件具有密切函数关系的参量, 选择和确定试验方案并开始进行试验。

金属材料/零件发生疲劳(载荷是交变多次性)断裂与静载(加载是一次性)断裂一样, 同样也具有以下3种基本模式: 张开型(I-型)、滑开型(II-型)和撕开型(III-型)。

交变正应力/切应力二者的疲劳断裂模式如下:

(1) 交变正应力引发的疲劳断裂, 主要只有一种断裂模式, 称作: 正应力断裂模式(Normal tensile fracture mode-NTFM)。

(2) 交变切应力引发的疲劳断裂, 具有3种断裂模式, 分别称作: 正应力断裂模式(Normal tensile fracture mode-NTFM); 纵向切断型断裂模式(Longitudinal shear fracture mode-LSFM); 横向切断型断裂模式(Transverse shear fracture mode-TSFM)。

由于早期汽车上的各种圆柱螺旋弹簧承受的扭转疲劳载荷较低, 在交变正应力作用下, 绝大多数发生的是宏观正断型疲劳断裂。因此, 历史上应用喷丸强化技术最早的零件就是弹簧件^[1]。喷丸的“应力强化机制”也一直被人们所采用^[1-4]。

随着轿车的迅速发展, 设计者或客户要求喷丸弹簧承受的交变许用切应力 $[\tau_{\max}]$ 逐渐提高, 导致具有最高疲劳断裂抗力(Fatigue fracture resistance-FFR)的NTFM弹簧, 开始转变成FFR较低的LSFM弹簧。假如把 $[\tau_{\max}]$ 值再继续提高, 则断裂模式由LSFM又转变成FFR更低的TSFM弹簧。由此可见, 随着 $[\tau_{\max}]$ 值的提高与FFR值的相

应下降, 弹簧的疲劳断裂模式将按如下所示的序列发生变化:

$$\text{NTFM} \rightarrow \text{LSFM} \rightarrow \text{TSFM}$$

反过来, 如把外施 $[\tau_{\max}]$ 值逐渐地降低, 则其断裂模式的序列就会发生如下逆转:

$$\text{TSFM} \rightarrow \text{LSFM} \rightarrow \text{NTFM}$$

在生产车间的批量生产过程中, 通过对生产线上的弹簧重复作台架疲劳抽检, 获得弹簧的FFR与断裂模式之间遵循着上述变化规律^[5-6]。科研工作的宗旨之一, 就是探索客观事物变化的规律。

文献[7-8]采用同一种合金结构钢, 通过淬火与不同温度回火而获得不同屈服强度(σ_s)的样品。在外施不同扭转疲劳载荷(τ)的作用下, 获得数条 σ_s - τ 曲线(或剖面), 最后组成一张“扭转疲劳断裂机制图”, 示于图3。

上述喷丸强化弹簧扭转疲劳试验获得的规律性, 与图3所示的“扭转疲劳断裂机制图”基本上大同小异。即随着交变许用切应力 $[\tau_{\max}]$ 的增高, 二者都遵循NTFM $\rightarrow$ LSFM $\rightarrow$ TSFM的序列发生变化。但是二者获得扭转疲劳试验结果的方式存在根本的不同。图3是针对同一种合金结构钢, 通过热处理获得不同屈服强度(σ_s)的样品, 在不同扭转疲劳载荷(τ)作用下获得对应3种疲劳断裂模式的3条 σ_s - τ 曲线; 而弹簧的上述规律性却是针对不同的 τ , 通过改变喷丸强化工艺的方式而得到的这些曲线。

图3机制图的优越性在于它能给出一些有价值的正/切疲劳断裂抗力的变化规律。但是非喷丸强化的机制图一旦绘制完毕, 该图上的纵、横坐标的数值、图中的断裂模式的位置等就一概固定, 不可随意再作任何改动。这种扭转疲劳断裂机制图是不能通过移动切断型模式的位置达到提高其疲劳断裂抗力的目的, 也就无法利用该机制图通

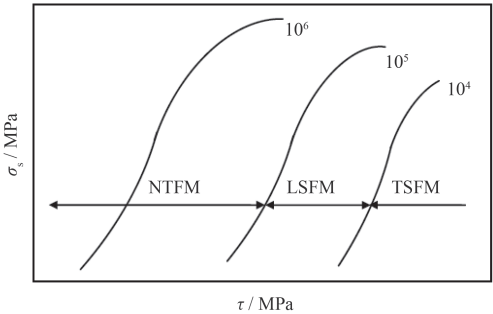


图 3 扭转疲劳断裂机制示意图

Fig. 3 Schematic mechanism diagram illustrating the torsion fatigue fracture

过正/切型两种不同强化机制调控断裂模式。文中在详细阐述弹簧扭转疲劳与喷丸强化机制的同时,对上述提出的问题做出了相应的研讨与解决。

1 疲劳断裂分类

1.1 疲劳断裂的各种分类法

现存的疲劳断裂种类繁多,从大类别来分,有高周(应力)疲劳、低周(应变)疲劳、微动疲劳、腐蚀疲劳、蠕变疲劳以及双轴疲劳等。上述这些分类法比较适合于教科书以及学术著作,但不太适用于大多数机械制造工程中零件承受疲劳载荷的实际状况。因此,作者提出另外一种更适合零件在承受疲劳载荷的实际工况条件下的分类方法,称作宏观疲劳断裂模式(形貌)分类法。即:正断型断裂模式(NTFM),或I-型;纵向切断型断裂模式(LSFM),或III-型;横向切断型断裂模式(TSFM),或II-型。这种分类法它够不上是一种什么创新,只不过是失效分析工作者在做正/切断型弹簧失效分析时,提供一些新的思路而已。

1.2 正断和切断型的断裂模式

1.2.1 正应力引发的NTFM疲劳断裂模式

拉-拉或拉-压疲劳、弯曲疲劳、旋转弯曲疲劳等都属于NTFM。在一定的加载条件下,扭转疲劳也能够出现正断型。人们最常见的疲劳断裂事件中,大部分属于正断型。正因为存在这种状况,使许多人产生以下误解:

(1) 错误地认为所有疲劳断裂都是正断型模式的疲劳断裂。

(2) 对正断型模式的断裂又忽视了裂纹萌生初期阶段(即Forsyth提出的第一阶段的疲劳扩展)在约45°角的方向能观察到的切断型裂纹开裂群。

(3) 至今许多喷丸规范仍错误地认为,FFR唯一受控的只是喷丸引入的残余压应力,而完全忽视了或者说完全不承认,在一定的条件下FFR又只受控于“组织结构强化机制”。

1.2.2 切应力引发的NTFM、LSFM与TSFM疲劳断裂模式

如上所述,扭转疲劳引发的断裂能够出现3种模式。“金属材料扭转疲劳断裂机制图”以及弹簧承受交变切应力的许多试验结果均一致表明:只有在扭转疲劳断裂条件下,依据外施交变切应力振幅(τ_a)的水平和材料表层的循环弹塑性变形抗

力,才能依次引发以下这种系列变化的疲劳断裂模式:

$$\text{NTFM} \rightarrow \text{LSFM} \rightarrow \text{TSFM}$$

2 喷丸形变层的变化和喷丸强化工艺原理

早在20世纪初,美国海空陆三军制定了具有权威性的金属零件喷丸强化工艺军用规范,该规范经过若干次修订后的编码改为MIL-S-13165C^[9],后又一字不动地转交给SAE学会管理,规范(标准)的编码改为SAE-AMS-13165^[10]。类似标准还包括NAVAIRINST 4870.2 AIR-536A^[11],MIL-P-81985(AS)^[12]。规范中的“Scope(使用范围)”一节内容如下:“本标准涵括了金属零件喷丸处理的程序要求,通过在指定表层内引入残余压应力,达到改善疲劳、应力腐蚀断裂与表面擦伤抗力的目的。”

解读上述规范所阐述的内容,发现以下3点有可商榷之处:

(1) 认为喷丸过程中引入靶材表层内的变化只有一种残余压(正)应力。

(2) 喷丸引入的残余压(正)应力是改善一切疲劳断裂模式的唯一强化机制。

(3) 完全无视或从不承认喷丸过程中靶材表层必然会发生循环弹塑性变形,并由此引发靶材表层产生循环形变改性的组织结构(Modified microstructure)。

文中试验主要是依靠表面喷丸强化工艺处理来改善零件的FFR,故首先必须对喷丸强化工艺原理(或定义)进行开宗明义和正本清源的阐述。

这是一份经过四十余年的试验研究获得的最新版本的喷丸强化工艺原理。喷丸强化处理后,靶材表层主要产生两种变化:一个是引入了残余压应力,另一个是表层材料产生了循环弹塑性变形组织结构。相对于残余应力,喷丸形变组织的研究较少。因此,到目前为止,喷丸形变组织的作用远没有得到应有的重视。作者在实验室内长期研究不同材料靶材的喷丸变形组织,获得的主要研究结果是:①对喷丸形变层的特征研究表明,它不是单调形变层,而是循环塑性形变层^[13];②对被弹丸流冲击靶材的组织结构及其力学行为(Mechanical behavior)的大量动力学试验测定揭示出,靶材喷丸变形层的循环特性,依材料本身,具有循环硬化与循环软化之分^[14]。此外,又对国

内外著名的喷丸强化工艺规范或标准中论述的有关喷丸强化工艺原理一一做了对比。有比较才有鉴别,有鉴别才能认清其本质。基于上述研究和比较的结果,采用严谨、简洁的语言和常用的专业术语,作者提出了一个符合实际的、真实而科学的“喷丸强化工艺原理”,其内容如下:“喷丸强化是利用高速运动的弹丸流冲击靶材,使其表层在发生随机的循环弹塑性变形过程中,将残余应力与经过循环弹塑性变形的组织结构这一对“孪生”同步地引入靶材表层内的一种表面强化工艺技术。”

此节经过正本清源,确立了含有一对“孪生”的“喷丸强化工艺原理”。下一节将采用逻辑思维与形象思维,阐述“孪生”中的残余应力与循环弹塑性变形的组织结构(靶材循环塑性变形抗力完全取决于其组织结构)各自拥有的改善材料FFR的作用。最后,在诠释和论述喷丸强化机制与疲劳断裂抗力的过程中,对前面归纳出的数条有争议的错误论点给予必要的澄清和应有的纠正。同时将建立某些崭新的、符合逻辑思维和形象思维的喷丸强化工艺在改变材料疲劳断裂抗力的规律性。

3 喷丸引入“残余应力强化机制与组织结构强化机制”的研讨

作者将分别采用“逻辑思维”与“形象思维”解释本节中阐述的各种问题。

逻辑思维是解释科学技术一般性的认识过程,其中更多是理性的理解,而极少使用或不使用感受或体验。它用严密的方法揭示科学技术研究的规律。

形象思维(也称艺术思维)总是和感受、体验、通过联想和想象创造形象等关联在一起,创新的思想往往启始于形象思维,从多角度的联想中得到启迪,然后再用严密的逻辑加以验证。

逻辑思维与形象思维是相对应而存在的,二者相辅相成。

3.1 服役时承受轴向交变应力(σ)和喷丸引入残余应力(σ_r)的圆柱体内单元体任意截面的受力分析

关于单向残余压应力对正/切断型疲劳断裂抗力(FFR)的影响,已在文献[15]中进行了探讨,并分析和阐述了喷丸引入的“应力强化机制”和“组织结构强化机制”对于改善正/切断型FFR的作用。

本文则讨论双向残余压应力对FFR的作用。下面将会看到,采用单向与双向残余压应力,计算分析得出的关于正/切断型疲劳断裂强化机制的最终结论,是完全相同的。图4示出了作用于圆柱单元体 x 轴上的交变正应力 σ 与表面喷丸引入圆柱单元体 x 、 y 轴上的残余应力 σ_r 。取参考坐标系 η 、 ζ 分别与斜截面(dF)垂直和平行,而与 xy 坐标之间的夹角为 α 。

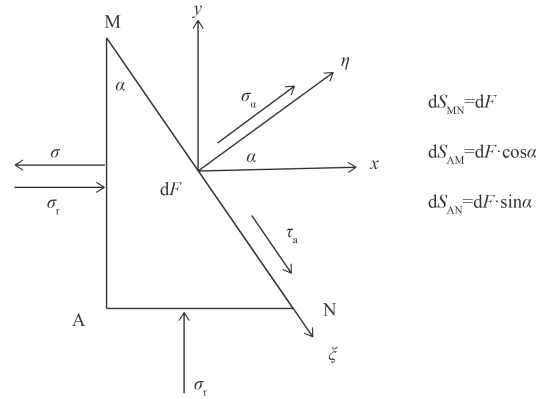


图4 外施交变应力 σ 与喷丸引入的残余应力 σ_r 作用于圆柱单元体(厚度为1)任意截面上的受力分析图

Fig. 4 Force analysis diagram on any diagonal section of cylinder cell (the thickness of the cell is 1) under the action of applied cyclic normal stress (σ) and residual stress (σ_r) induced by shot peening

根据力 P 的平衡方程:

$$\Sigma P_{\eta} = 0, \Sigma P_{\zeta} = 0 \quad (1)$$

获得的作用于斜截面上的正应力与切应力两个分量的计算式如下:

$$\sigma_{\alpha} = -\sigma_r + \sigma \cos^2 \alpha \quad (2)$$

$$\tau_{\alpha} = \frac{1}{2} \sigma \sin 2\alpha \quad (3)$$

根据上式计算获得的作用于特定角度各截面上的正应力分量与切应力分量值,一并列入表1。

表1中的计算结果指出:断口法线 $\alpha \approx 0^\circ$ 的面是主应力面,该面作用的正应力分量($\sigma_{\alpha} = -\sigma_r + \sigma$)虽然最大,但首先产生疲劳裂纹的表面却是 $\alpha \approx 45^\circ$ 切应力分量 $\tau_{\alpha} = 0.5\sigma$ (即第一阶段的疲劳裂纹扩展的斜截面上),而不是发生在正应力分量($\sigma_{\alpha} = -\sigma_r + \sigma$)作用的截面上。对于55CrSi高强度钢,剪切屈服强度($\tau_{0.2}$)与拉伸屈服强度($\sigma_{0.2}$)的实测比值为 $\tau_{0.2}/\sigma_{0.2} = 0.54$ ($\tau_{0.2} = 0.54\sigma_{0.2}$)。因此,该 $\alpha \approx 45^\circ$ 斜截面最易优先发生滑移。该裂纹群扩展深度约2~3个晶粒尺寸时,因为疲劳萌生的裂纹群具有较强的应力集

表 1 作用于4个特定截面上 σ_α 与 τ_α 两个应力分量的数值

Table 1 Calculated two stress components σ_α and τ_α acting on four specific diagonal sections

Angle, $\alpha / (^\circ)$	Normal stress component, $\sigma_\alpha / \text{MPa}$	Shear stress component, τ_α / MPa
0	$-\sigma_r + \sigma$	0
45	$-\sigma_r + 0.5\sigma$	0.5σ
90	$-\sigma_r$	0
135	$-\sigma_r + 0.5\sigma$	-0.5σ

Note: σ_r is absolute value in table 1, since σ_r stands for pressure stress in fig. 4

中，所以裂纹向内扩展时，正应力分量 σ_α 则逐渐地取代了切应力分量 τ_α ，裂纹改向并沿着 $\alpha \approx 0^\circ$ 的方向往内部扩展。疲劳断裂的宏观断口表面法线方向与正应力分量的作用方向一致，表现出典型的正断型的断裂模式(形貌)。

转为正断型的裂纹扩展阶段，表1中的交变正应力分量为 $\sigma_\alpha = -\sigma_r + \sigma$ ，表明喷丸引入的残余应力与外施交变正应力之间发生的交互作用，促使交变正应力分量的数值 σ_α 降低，由此材料的FFR获得改善。这就是残余压应力对改善正断型的疲劳断裂抗力(FFR)所起的强化作用。因此，称它为喷丸强化工艺中正断型的“应力强化机制”。

3.2 服役时承受交变切应力(τ)和喷丸引入残余应力(σ_r)的圆柱体内单元体任意截面的受力分析

图5示出了作用于圆柱单元体上的外施交变切应力(τ)与表面喷丸引入圆柱单元体 x 、 y 轴上的残余应力 σ_r 。取参考坐标系 η 、 ζ ，分别与斜截面(dF)垂直和平行，而与 xy 坐标之间的夹角为 α 。

根据力 P 的平衡方程： $\sum P_\eta = 0$ ， $\sum P_\zeta = 0$ ，获得的作用于各截面上的正应力与切应力两个分量的计算式如下：

$$\sigma_\alpha = -\sigma_r - \tau \sin 2\alpha \tag{4}$$

$$\tau_\alpha = \tau (2\cos^2 \alpha - 1) \tag{5}$$

根据上式计算获得的作用于4个特定角度截面上的正应力与切应力两个分量的数值，一并列入表2中。

在分析表2中的计算数据之前，作者利用交变弹塑性变形抗力，首次提出了“调控正/切疲劳断裂抗力机制图”，见图6。

由表2并参考图6可获得如下4个重要论点：

(1) 当外施交变切应力 τ (设计者或是制造者为弹簧给定的交变“许用切应力”)处于较低的数值

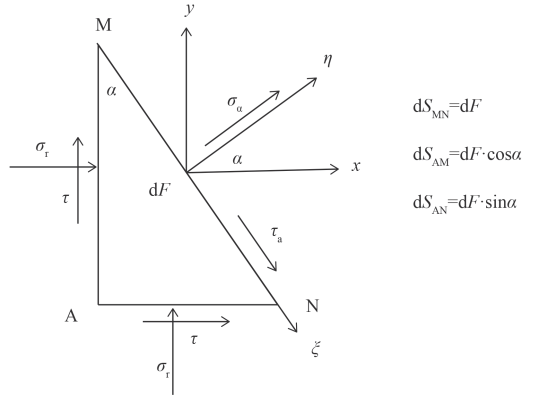


图 5 外施交变切应力 τ 与喷丸引入的残余应力 σ_r 作用于圆柱单元体(厚度为1)任意截面上的受力分析图

Fig. 5 Force analysis diagram on any diagonal section of cylinder cell (the thickness of the cell is 1) under the action of applied cyclic shearstress (τ) and residual stress (σ_r) induced by shot peening

表 2 作用于4个特定角度截面上的 σ_α 与 τ_α 两个应力分量的数值

Table 2 Calculated two stress components σ_α and τ_α acting on four specific diagonal sections

Angle, $\alpha / (^\circ)$	Normal stress component, $\sigma_\alpha / \text{MPa}$	Shear stress component, τ_α / MPa
0	$-\sigma_r$	τ
45	$-\sigma_r - \tau$	0
90	$-\sigma_r$	$-\tau$
135	$-\sigma_r + \tau$	0

Note: σ_r is absolute value in table 2

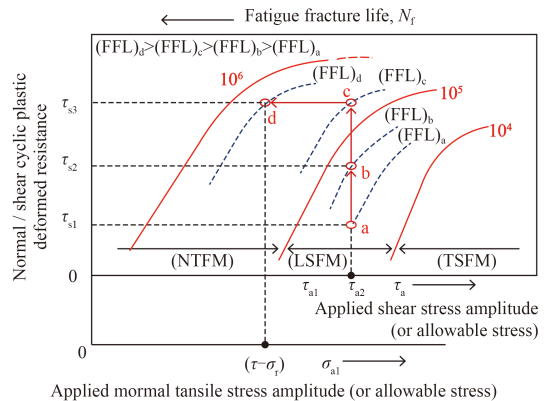


图 6 诠释利用交变塑性变形抗力在疲劳断裂模式框架内调控正/切疲劳断裂抗力的机制图

Fig. 6 Schematic mechanism diagram illustrating the regulation of normal/shear fatigue fracture resistance in the area of fatigue fracture mode by means of the cyclic plastic deformation resistance

时，在正应力分量($\sigma_\alpha = -\sigma_r + \tau$)作用下，首先以NTFM模式发生疲劳断裂。断口法线处于 135° ，并与该斜截面上作用的正应力的方向一致。喷丸强化引入材料的残余压应力，仍然具有正断型“应力强化机制”的作用。在此情况下，即便弹簧发生了

疲劳断裂,与LSFM或TSFM切断模式相比,正断型的断裂抗力(寿命)一般都是最高的。

(2) 随着弹簧制造工艺的发展,为提高弹簧的服役功能,势必要求进一步提高外施交变切应力 τ 的水平,由于在 τ 数值相同的条件下,LSFM的疲劳断裂抗力低于TSFM,因此,容易导致断裂模式由NTFM变成LSFM。对于 0° (TSFM)和 90° (LSFM)上的正应力分量,其值均为常数 $-\sigma_r$,且与切应力分量 τ 之间又毫无交互作用,所以 σ_r 失去了其正断型的应力强化功能。弹簧的服役功能提升,使得纵向交变切应力必然发生提高(而疲劳断裂抗力或疲劳断裂寿命则相应发生下降),其结果导致LSFM断裂模式必定向高切应力振幅的方向移动,详见图6。

(3) 怎样才能使弹簧避免进入LSFM模式,或者进入LSFM模式的FFR不发生下降或只有微小的下降,或者最好能迫使LSFM模式的弹簧发生LSFM $\rightarrow$ NTFM逆转,最终促使疲劳断裂抗力不仅不发生下降,反而获得某种程度的提升。能满足上述这些要求的,只有启用喷丸强化工艺原理中建立起来的残余应力与循环弹塑性形变二者组成的这对“孪生”。逻辑思维已经阐明,对于切断模式,“孪生”中引入的残余应力($-\sigma_r$)已经完全失去了应力强化功能。但是,“孪生”中另一个喷丸循环弹塑性变形的组织结构外表层出现了精细的纳米晶,内部出现了尺寸不同的亚晶粒和晶粒,晶体中形成了形状和密度各不相同的位错。在宏、微观上它们是一些能看得见、摸得着,并且可记忆在大脑中的感知形象。然后通过联想和想象创造出循环塑性变形抗力的概念。循环弹塑性变形的组织结构是特定的一种物质,而循环弹塑性变形抗力是该特定物质的力学表现形式,它不仅能够用来改善纵向切断型的疲劳断裂抗力,而且还能够通过改变“循环弹塑性变形抗力”,实现LSFM $\rightarrow$ NTFM的逆转。

(4) 对于逆转后的NTFM模式,“孪生”中的残余应力又重新恢复了其改善疲劳断裂抗力的作用,使疲劳断裂抗力(亦即疲劳断裂寿命)获得进一步地提高。至此,已经清楚地阐述了喷丸“组织结构强化机制”(亦即循环弹塑性变形抗力)和“残余应力强化机制”在LSFM $\rightarrow$ NTFM的逆转过程中所发挥的作用。

以上所述,说明了逻辑思维与形象思维是相对应而存在,二者相辅相成。这就是“将人的形象思维和逻辑思维相结合的创新思维”。这种创新思维引导作者利用“调控正/切疲劳断裂机制图”,最终获得更高的切断型疲劳断裂抗力以及最高的正断型疲劳断裂抗力。

为了更形象的说明断裂模式的移动和逆转过程的轨迹,借助于图6来解释在残余正应力与外施交变正/切交变应力共同作用下,弹簧材料表层的 τ_{a2} 、正/切循环塑性变形抗力以及疲劳断裂模式等的变化过程:

(1) 采用非优化的喷丸强化处理后,具有纵向切断型循环塑性变形抗力 τ_{s1} 的弹簧,在LSFM模式范围内的外施切应力幅 τ_{a2} 作用下,疲劳断裂抗力(即断裂寿命)为 $(FFL)_a$ 。

(2) τ_{a2} 保持不变,对该弹簧采用较优化的喷丸处理,该簧的循环塑性变形抗力由 τ_{s1} 增高到 τ_{s2} 。处于LSFM模式范围内的弹簧在承受外施切应力幅 τ_{a2} 的作用下,虽然其断裂寿命由 $(FFL)_a$ 延长到 $(FFL)_b$,但此时仍是LSFM疲劳断裂。

(3) 仍然保持 τ_{a2} 不变,对于仍在LSFM模式范围内的纵向切断型循环塑性变形抗力 τ_{s2} 的表层材料,再作第三次优化的喷丸强化处理。喷丸处理后,迫使循环塑性疲劳变形抗力由 τ_{s2} 增高到 τ_{s3} ,断裂点位置的移动突破了LSFM模式范围,通过LSFM $\rightarrow$ NTFM逆向转变而进入到长寿命疲劳断裂抗力的NTFM模式范围,疲劳断裂寿命也随之增至 $(FFL)_c$ 。

(4) 表1的正应力分量(见表1中的第二列)指出,对于发生于 135° 斜截面上的NTFM,喷丸引入的残余压应力(σ_r)能够降低外施最高的交变正应力(σ)水平。因此,发生NTFM的断裂寿命则再由 $(FFL)_c$ 移到更高的 $(FFL)_d$ 寿命。

通过上述分析可知,“调控正/切疲劳断裂抗力机制图”(见图6)的意义在于:在合理的外施交变切应力振幅 τ_a 的条件下,通过正/切型两种不同强化机制可对断裂模式进行有效地调控,以获得高的疲劳断裂寿命。同时,上述分析也表明,喷丸强化工艺原理中只有存在完整的“孪生”,才能实现图6中调控正/切疲劳断裂抗力的功能,这也证明了作者将循环弹塑性变形的组织结构引入到原理中的正确性。

上述弹簧厂采用第二次喷丸后，弹簧的疲劳断裂寿命全部达标，这就是形象思维诠释的“组织结构强化机制”的作用所获得的增益。但是，最后还要使用严密的逻辑思维进行试验验证，其试验结果列入表3。

表 3 材料A及不同喷丸强度(样品A1和A2)的塑性变形抗力
Table 3 Plastic deformation resistance of the material A and different shot peening intensity for A1 and A2

Methods	After one shot peening, A1	After two shot peening, A2	Matrix A
Microhardness / HV	750	797	527
σ_b / MPa	3 000	3 400	1 800
Tensile yield strength, $\sigma_{0.2}$ / MPa	2 700	3 060	1 620
Shear yield strength, $\tau_{0.3}$ / MPa	1 593	1 805	956
$(\Delta\tau_{0.3} / \tau_{0.3}) / \%$	67	89	

该弹簧厂的试验结果是，A1样品经常发生LSFM模式的疲劳断裂，原因是其循环塑性变形抗力仅提高67%，强化效能偏低。尔后，重新采用更优化的喷丸强化工艺，促使A2样品的循环塑性变形抗力大幅度地提高到89%，所以A2样品达到了规定的 5×10^5 cycles寿命的要求。即便超过了规定寿命而发生断裂的弹簧，其宏观疲劳断口形貌也变成一线工程技术人员所熟悉的NTFM断口模式。

为了提高弹簧行业生产力的发展，弹簧的制造工艺技术及其服役功能不会永远停留在一个水平上。最近5~6年间，离合器弹簧在0°处(见图2和表2)发生横向切断型疲劳断裂(TSFM)的屡见不鲜。对于这种弹簧如果不是采取更换新钢材(提高成本)，而是仍然采用上述喷丸强化的方法与途径，完全能够满足弹簧服役功能的要求。即按照上节所讲述过的，通过逐步调节喷丸工艺参数，来提高弹簧循环塑性变形抗力(τ_s)，迫使弹簧按照TSFM→LSFM→NTFM或按照TSFM→NTFM逆转到长寿命的疲劳断裂模式，促使离合器弹簧的使用寿命达到客户的要求。

4 结 论

(1) 对于正断与切断两大类型的疲劳断裂，“应力强化机制”既不是唯一的、也不是万能的，它只能用来改善NTFM的疲劳断裂抗力。

(2) 当材料/弹簧的外施切应力幅 τ_a 增高至逼近

或超过材料的 $\tau_{0.3}$ (屈服切应力)时，将迫使弹簧发生切断型模式(LSFM或TSFM)的疲劳断裂，并导致“应力强化机制”的强化效应基本消失。作者首次指出，改善切断型模式的疲劳断裂抗力的主要强化机制为“组织结构强化机制”。这是残余压应力在改善扭转疲劳断裂抗力作用中表现出的局限性。

(3) 喷丸强化原理中的一对“孪生”，除了“应力强化机制”之外，另一个是“循环弹塑性变形的组织结构强化机制”。该组织结构强化机制可对LSFM与TSFM断裂模式区间的疲劳断裂抗力进行调控，以获得较高的疲劳断裂寿命。

(4) 优化的喷丸强化工艺必须同时具备“应力强化机制”和“组织结构强化机制”，以提高正断和切断型的疲劳断裂抗力。

(5) AMS-S-13165和MIL-S-13165C等相类似的一系列标准及规范，只承认存在唯一的“应力强化机制”，而完全无视“组织结构强化机制”的存在及其强化作用。这些文件对于如何采用喷丸强化工艺来改善扭转疲劳零件(如圆柱螺旋弹簧，扭转轴等^[16])的疲劳断裂抗力，实际上起着一种误导的作用。

(6) 在金属材料的各种疲劳断裂模式领域中，作者利用交变弹塑性变形抗力，提出了“调控正断/切断疲劳断裂抗力机制图”。一旦发生切断型疲劳断裂，便可利用机制图中的交变弹塑性变形抗力对正/切疲劳断裂抗力进行调控，使其进入正断型疲劳断裂模式。

参考文献

[1] FUCHS H O, BICKEL P E. Shot peening of springs[J]. Springs, 1963: 16-20.

[2] BIRD G C, SAYNOR D. The effect of peening-shot size on the performance of carbon-steel springs[J]. Journal of Mechanical Working Technology, 1984, 10(2): 175-185.

[3] HAYES M, Cautionary tale: shot peening compression springs[J]. Springs, 2009: 54-55.

[4] Metal improvement company, shot peening applications[M]. 9th ed, Curtiss Wright, 2005.

[5] 王仁智, 姜传海. 圆柱螺旋弹簧的正断/切断型疲劳断裂模式与提高其疲劳断裂抗力的途径[J]. 中国表面工程, 2010, 23(6): 7-14.

WANG R Z, JIANG C H. Normal and shear fatigue fracture modes of circular coil spring and the approach of improving

- fatigue fracture resistance[J]. China Surface Engineering, 2010, 23(6): 7-14 (in Chinese).
- [6] 王仁智, 姜传海. 汽车悬架簧早期疲劳断裂原因的试验研究[J]. 材料热处理学报, 2012, 33(6), 127-135.
- WANG R Z, JIANG C H. Investigation on early fatigue fracture for automobile suspension springs[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2012, 33(6): 127-135 (in Chinese).
- [7] 胡志忠, 吴玉声, 蔡和平, 等. 扭转疲劳断裂机制图[J]. 金属学报, 1990, 26(5): 50-55.
- HU Z Z, WU Y S, CAI H P, et al. Mechanism map of torsional fatigue fracture[J]. Acta Metallurgica Sinica, 1990, 26(5): 50-55 (in Chinese).
- [8] HU Z Z, MA L H, CAO S Z. A study of shear fatigue crack mechanisms[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1992, 15(6): 563-572.
- [9] MIL-S-13165C, Military specification, Shot peening of metal parts[S]. 1989.
- [10] AMS-S-13165, Aerospace material specification, Shot peening of metal parts[S]. 1997.
- [11] NAVAIRINST 4870.2 AIR-536A, Shot peening of aircraft components[S]. 1990.
- [12] MIL-P-81985(AS), Military specification, Peening of metals[S]. 1974.
- [13] 王仁智. 金属材料的喷丸强化原理及其强化机理综述[J]. 中国表面工程, 2012, 25(6): 1-9.
- WANG R Z. Overview on the shot peening principle and its strengthening mechanisms for metallic materials[J]. China Surface Engineering, 2012, 25(6): 1-9 (in Chinese).
- [14] WANG R Z, LI X B, TAN Y G, et al. Investigation on the microstructure in shot-peening surface straining layer of materials[C]. Proceedings of First International Conference on Shot Peening(ICSP1), 1981: 185-192.
- [15] WANG R Z, RU J L. Overall evaluation of the effect of residual stress induced by shot peening in the improvement of fatigue fracture resistance for metallic materials [J] Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2015, 28(2): 416-421.
- [16] 王仁智, 姜传海. 电力机车电机轴与齿轮轴的断裂失效分析[M]//王仁智. 金属材料的喷丸强化与表面完整性论文集, 中国宇航出版社, 2011: 283-311.
- WANG R Z, JIANG C H. Failure analysis of fatigue fracture of a electric motor shaft and a gear shaft for an electric locomotive[M]//WANG R Z. Proceedings of shot peening strengthening of metal materials and surface integrity, Beijing: China Aerospace Press, 2011, 283-311 (in Chinese).

(责任编辑: 陈茜)