

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2615001

脉冲涡流旋转式差分探头设计及飞机多层 铆接结构实验测试*

秦仍川¹, 李秋锋¹, 樊俊铃², 王智搏¹, 卢超¹, 周瑞琪¹

(1. 南昌航空大学无损检测技术教育部重点实验室 南昌 330063; 2. 中国飞机强度研究所 西安 710065)

摘要:飞机机身重要承力结构多采用铆接方式装配, 铆接部位内部极易萌生疲劳裂纹, 及时发现裂纹并获取其位置、长度等信息, 对结构损伤评估与维修工作具有重要意义。传统的无损检测技术难以在役情况下对其进行检测, 而脉冲涡流检测技术渗透深度大、检测信息丰富, 对深层埋藏缺陷检测具有较大优势。针对飞机铆接结构铆钉孔埋藏缺陷的检测, 设计了一种脉冲涡流旋转式差分探头, 探头配备水平放置的矩形激励线圈和两个隧道磁阻 (TMR) 传感器, 并开设中央圆孔以通过铆钉头部, 减小结构干涉。随后, 研究了绝对式探头与差分式探头的旋转检测原理, 通过理论推导得到两种探头旋转检测的缺陷信号表达式, 并分析两种探头的差异性。接下来, 搭建脉冲涡流检测系统并对含有缺陷的铆钉进行旋转检测实验, 结合实验结果与理论推导, 提出构造旋转特征幅值曲线并提取其峰峰值作为旋转式差分探头的特征值选取方式。最后, 对多层铆接结构不同参数的缺陷进行了检测, 实验结果表明, 研制的旋转式差分探头可对缺陷进行定位, 能检测到最小缺陷的尺寸为 $4\text{ mm} \times 0.2\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ (长、宽、深)、埋深 6 mm , 且缺陷特征幅值随缺陷长度的增加而增大。探头对比结果表明, 旋转式差分探头的检测效果在线性度与检测灵敏度方面均优于绝对式探头。

关键词: 飞机多层铆接结构; 脉冲涡流; 旋转式差分探头; TMR 传感器; 埋藏裂纹

中图分类号: TG115.28 TH878 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 460.40

Design of pulsed eddy current rotational differential probe and experimental testing for multi-layer riveted structure of aircraft

Qin Rengchuan¹, Li Qiufeng¹, Fan Junling², Wang Zhibo¹, Lu Chao¹, Zhou Ruiqi¹

(1. Key Laboratory of Nondestructive Testing of MOE, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China;

2. China Aircraft Strength Research Institute, Xi'an 710065, China)

Abstract: Critical load-bearing structures of aircraft fuselages are predominantly assembled by riveting, and fatigue cracks are highly prone to initiate at the riveted locations. Timely detection of such cracks and acquisition of their location, length, and other relevant information are of great significance for structural damage assessment and maintenance. Conventional nondestructive testing techniques are difficult to apply for in-service inspection, whereas pulsed eddy current testing offers a deep penetration depth and rich detection information, thus providing significant advantages in detecting deep-seated buried defects. To address the detection of buried defects around rivet holes in aircraft riveted structures, a pulsed eddy current rotational differential probe has been designed. The probe is equipped with a horizontally placed rectangular excitation coil and two tunneling magnetoresistance (TMR) sensors, and incorporates a central circular hole to accommodate the rivet head, thereby reducing structural interference. Subsequently, the rotational detection principles of both the absolute probe and the differential probe are investigated, and the defect signal expressions for the two types of probes during rotational detection are theoretically derived and compared. Next, a pulsed eddy current testing system is established and rotational detection experiments are conducted on riveted specimens containing defects. By combining the experimental results with the theoretical derivations, a rotational characteristic amplitude curve is constructed, and its peak-to-peak value is extracted as the

收稿日期: 2026-03-09 Received Date: 2026-03-09

* 基金项目: 国家重点研发计划 (2024YFB3214300)、中央军委装备发展部“慧眼行动” (BF28883A)、江西省自然科学基金 (20253BAC280090, 20252BAC240318) 项目资助

characteristic value of the rotational differential probe. Finally, defects with different parameters in the multilayer riveted structures are detected. Experimental results demonstrate that the developed rotational differential probe can locate defects and detect a minimum defect size of $4\text{ mm} \times 0.2\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ (length $\times$ width $\times$ depth) at a buried depth of 6 mm. Moreover, the characteristic amplitude of the defect increases with increasing defect length. Probe comparison results indicate that the rotational differential probe outperforms the absolute probe in terms of both linearity and detection sensitivity.

Keywords: multi-layer riveted structure of aircraft; pulsed eddy current; rotational differential probe; TMR sensor; buried crack

0 引言

航空铝合金凭借高强度、低密度、耐腐蚀等特性,成为飞机制造不可或缺的关键材料,其用量约占机体结构重量的40%~70%。鉴于铝合金焊接性能欠佳,加之飞机的服役特性,飞机结构装配通常采用铆接的连接方式^[1-3]。在飞机长期服役过程中,铆接点的连接部位存在应力集中现象,振动与温度变化均可能引发材料疲劳,尤其是飞机频繁经历大幅度加速、减速或飞行高度变化时,铆接点周边极易产生疲劳裂纹。此类疲劳裂纹若未能及时发现并修复,可能造成机体结构失效,严重威胁飞行安全^[4-5],因此需对飞机机身铆接部位开展及时的无损检测。

飞机铆接构件多由多层金属铆接而成,铆钉孔附近的缺陷不仅尺寸细小、位置隐蔽,还多埋藏于铆钉帽覆盖下方,因此这类缺陷的检测工作具有较高复杂性。目前,诸多学者已围绕飞机铆接构件的无损检测开展相关研究。吴军等^[6]提出了一种基于无人机视觉的飞机蒙皮损伤检测技术,通过无人机搭载视觉设备采集蒙皮图像,结合YOLOv4算法对图像进行处理和损伤识别,实现了对飞机蒙皮表面划痕、铆钉损伤等缺陷的自动检测。Ebrahimkhanlou等^[7]针对金属铆接构件的声发射监测,提出一种基于深度学习的分析框架,用于定位和表征铆接结构中的声发射源,在3.2 m厚的铝合金板上开展的断钉实验证实,基于深度学习的单传感器声发射检测法可有效评估铆接结构的健康状态,但该方法仅适用于监测疲劳裂纹的萌生过程,无法应用于在役飞机的检测工作。Stolze等^[8]将压电陶瓷传感器阵列粘贴于飞机壁板表面,利用扩散兰姆波的响应信号检测结构内的疲劳裂纹,通过分析峰峰值、最大包络线等兰姆波响应幅值参数,可有效实现航空航天铆接结构的裂纹检测。徐昊等^[9]通过有限元仿真提出了一种十字跑道型涡流探头,可对铆钉周边不同方向的裂纹进行检测。Shao等^[10]依据灵敏度图优化了手持阵列式涡流传感器的检测线圈间距,并提出一种针对双层铆接构件铆接头裂纹的图像分析技术,该技术对涡流传感器的检测数据进行霍夫圆变换与纹理分析,通过测量铆接接头成像结果的圆度识别疲劳裂纹,但其对深埋裂纹的检测效果欠佳。

脉冲涡流检测技术是常规涡流检测技术的改进方案,其激励信号为脉冲矩形波,由多种不同频率的正弦信号叠加而成,因此所得脉冲涡流响应信号具备极为丰富的频谱成分,能够在单次检测获取的信号中提取被测试件多个深度的信息^[11-14]。Stott等^[15]将激励线圈绕制于铁氧体圆棒上,在激励线圈外围等间距布设8个检测线圈阵列以采集磁场变化数据,通过改进的主成分分析法解析脉冲涡流响应信号,成功识别出含铁紧固件第2层内的裂纹。针对飞机机身裂纹的分类难题,Yang等^[16]提出“频谱分离点”这一新特征,将其与参考信号经傅里叶变换后的频谱幅值进行对比,实现了对3 mm厚铝合金板表面及亚表面缺陷的精准分类。He等^[17]在普通脉冲涡流差动探头的基础上,研发出一种两级差动探头,该探头采用3个检测线圈分别拾取不同阶段的磁场信号,以此降低提离效应带来的干扰,实验结果证实,该探头可检测到第3层铝板内长度为10 mm的裂纹。Underhill等^[18]将激励线圈嵌套在铆钉之上,在其四周每隔90°布设一个检测线圈,检测线圈采用两两差动连接的方式,结合改进的主成分分析法与聚类分析方法,实现了对铆钉头部下方埋藏裂纹的有效检出。Xiang等^[19]通过有限元分析与数值模拟手段,对一种双矩形脉冲涡流探头展开仿真分析与参数优化,研究发现,调整线圈间距可显著提升检测灵敏度。然而上述研究主要以垂直放置式线圈作为探头的激励单元,缺少对以水平放置式线圈作为其激励单元的探头及其检测机制的研究。

飞机铆接结构孔周裂纹位置隐蔽,裂纹扩展方向不定,准确获取这两种信息对于飞机检查、维护至关重要。涡流探头的裂纹检测性能依赖在被测试件中感应的涡流与裂纹间的相互作用^[20-21],当感应涡流与裂纹垂直时,引起的磁场扰动较大,当涡流与裂纹平行时则反之。然而,对于部分应用了平头铆钉或圆头铆钉的铆接结构,由于铆钉头突起的阻碍使得探头无法在表面自由扫查,难以反复对比信号从而确认裂纹方向,同时也难以获得对裂纹的最高灵敏度。针对裂纹方向不定的问题,目前已有许多文献展开了旋转涡流场检测研究,采用特殊的线圈结构与特定的激励方法来合成一个旋转磁场,以检测不同方向的裂纹。例如有部分研究者使用正交探头以及具有90°相位差的激励信号对金属材料中的裂纹进行旋转流检测^[22-25]。还有部分研究者仅采用一种类似蝶形的探

头来产生旋转涡流^[26-27]。上述研究避免了探头物理旋转的问题,能够定位裂纹方向并具有较好的分辨率,但需要精密、稳定的多相激励电源和复杂的信号处理电路,另外上述研究仅对金属表面任意方向的裂纹检测进行了研究,对深层缺陷的检测能力还有待考查。

由于矩形激励线圈可在试件中感应出单向均匀涡流^[26],可通过旋转来改变涡流方向,因此本文提出了一种由一个水平放置的矩形激励线圈与一对隧道磁阻(tunneling magnetoresistance, TMR)传感器组成的差分式脉冲涡流检测探头,通过物理旋转的方式对不同方向的孔周裂纹进行检测,虽然采用物理旋转的方式,但该探头结构与激励信号简单,并对多层铆接构件中不同埋深的裂纹具有较好的检测效果。此外,还提出了一种针对该探头的旋转检测方法,可在无需额外无缺陷区域参考信号的情况下也能对不同方向、长度与埋深的裂纹进行定量分析。经过与绝对式探头进行对比实验,结果表明,本文研究的旋转式差分检测探头无需额外无缺陷区域参考信号即可完成对构件铆钉孔周裂纹的检测,并且在相同检测条件下,本文探头比绝对式探头具有更好的检测能力。该探头为飞机多层铆接构件的脉冲涡流检测实践提供了技术支持。

1 探头设计及旋转式差分检测原理

1.1 探头设计原理

图1为本文针对铆钉孔周裂纹的旋转式差分检测模式示意图,假设裂纹从铆钉孔周某一位置向外延伸。区别于传统脉冲涡流检测中常用的圆柱形垂直放置式激励线圈,本文采用水平放置的矩形激励线圈,将矩形激励线圈放置于铆钉上方,其中心与铆钉中心同轴,并且线圈开口方向与试件表面平行。当激励线圈通以交变电流时,多层铆接构件中将产生涡流,在矩形线圈正下方覆盖铆钉的区域,主要分布的是涡流 y 分量。结合图1可以看出,此时涡流 y 分量与裂纹延伸方向垂直,涡流将产生严重的畸变,磁场扰动最大。

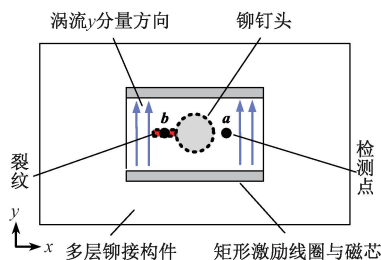


图1 铆钉孔周裂纹差分检测模式平面示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the differential detection mode for edge cracks in rivet holes

在传统脉冲涡流检测中,通常使用检测线圈或者霍尔传感器检测竖直方向(z 方向)上的磁场变化,而在本文中将以水平方向(x 方向)上发生的磁场变化来分析缺陷影响。为获取由于涡流扰动造成的磁场变化,在激励线圈与裂纹正上方之间设置一个检测单元 b ,并以铆钉为中心轴在其对称位置设置另一检测单元 a , a 与 b 差动连接构成差分检测单元,分别用于提取铆钉两侧区域的磁场信号。理论上,检测单元两端均无缺陷时, a 与 b 检测到的磁通密度 x 分量方向相同、大小相等,其信号之差几乎为0;检测点两端有一端靠近缺陷时,磁场平衡被打破,差分磁场信号也将发生变化。因此,可借助检测单元拾取的信号对缺陷进行检测和评估。此外,可以看出当激励线圈与差分检测单元组成的探头整体同时以铆钉为中心进行旋转时,无论裂纹自任意角度向外延伸,在探头旋转过程中总能达到一个满足上述涡流 y 分量与裂纹走向垂直的位置,并且此时将有一检测单元位于裂纹正上方,而另一个检测单元则将位于相距裂纹较远的位置。因此这种旋转式差分检测模式可实现对铆钉孔周边埋藏裂纹的检测。

在本文中,激励线圈直接缠绕在矩形铁氧体磁芯上,并使用两片同一型号的TMR传感器作为检测单元,TMR传感器随激励线圈一同转动,其敏感方向始终与线圈开口方向平行,即其始终检测平行于线圈开口方向的磁场分量。

1.2 旋转式差分探头检测原理

在本节中,将对本文差分式探头的旋转检测原理进行分析,为了进行对比,还将对绝对式探头的旋转检测原理进行分析。首先定义两种探头的检测方式:绝对式探头仅采用一片TMR传感器检测磁场信号,在对铆钉进行检测前,需在已知无缺陷铆钉处采集一次参考信号 V_{ref} ,随后使用绝对式探头对待检铆钉进行旋转检测,并将TMR传感器的后续检测信号 V_{det} 与参考信号 V_{ref} 进行差分处理,作为绝对式探头的差分信号 V_{abs} 进行缺陷分析;差分式探头采用一对TMR传感器(即TMR-a与TMR-b)构成差分检测模式,无需采集无缺陷铆钉处的参考信号,但由于实际中构成差分对的TMR传感器在电气和几何参数上不可能完全一致,导致其即使是在无缺陷区域也会得到一个残余电压输出,因此在检测前需使用差分式探头在待检铆钉初始检测位置处采集一次初始电压 V_{init} ,随后再开始对待检铆钉进行旋转检测,并将一对TMR传感器的后续检测信号 V_{det} 与初始电压 V_{init} 进行差分处理,将其作为差分式探头的差分信号 V_{dif} 进行缺陷分析。

另外,由于使用的TMR传感器灵敏度较高,且涉及角度旋转,因此地磁场成了一个不可忽视的因素,在下文中将包含对地磁场信号的分析。

1) 绝对式探头

绝对式探头对铆钉进行旋转检测的原理示意图如图2所示,探头初始位置所在角度为 θ_{probe} ,裂纹位置所在角度为 θ_{crack} 。

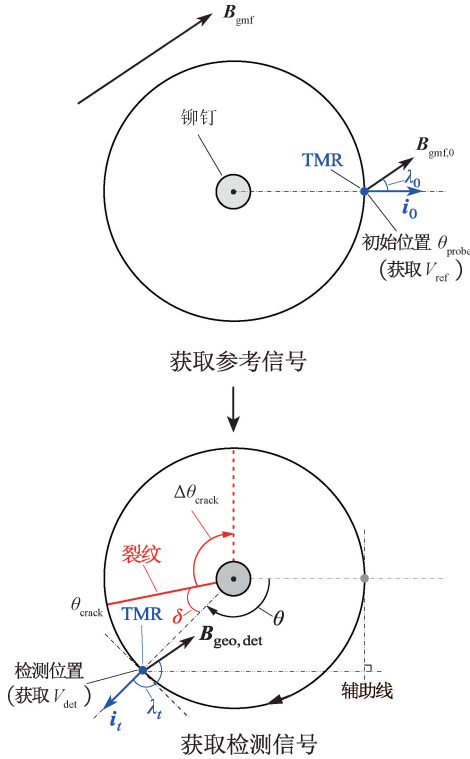


图2 缺陷铆钉旋转检测原理示意图(绝对式探头)

Fig.2 Schematic diagram of the principle of rotational detection for defective rivets (absolute probe)

假设TMR传感器初始位置的地磁场为 $\mathbf{B}_{\text{gmf},0}$, $\mathbf{B}_{\text{gmf},0}$ 与TMR传感器敏感方向夹角为 λ_0 ,且无地磁场影响时TMR传感器初始位置处的基础磁场为 $B_{\text{exc},0}$,基础磁场为涡流检测中,一次磁场与二次磁场的叠加,则探头处于初始位置检测到的总磁场即参考磁场为:

$$\mathbf{B}_{\text{ref}} = B_{\text{exc},0} + \mathbf{B}_{\text{gmf},0} \cdot \mathbf{i}_0 \quad (1)$$

式中: $\mathbf{i}_0$ 为TMR传感器在初始位置的敏感方向单位矢量。探头旋转 θ 角度后到达检测位置,假设TMR传感器检测位置地磁场为 $\mathbf{B}_{\text{gmf},t}$, $\mathbf{B}_{\text{gmf},t}$ 与TMR传感器敏感方向夹角为 λ_t ,且无地磁场影响时TMR传感器检测位置处的基础磁场为 $B_{\text{exc},t}$,则探头处于检测位置时检测到的总磁场即检测磁场为:

$$\mathbf{B}_{\text{det}} = B_{\text{exc},t} + \mathbf{B}_{\text{gmf},t} \cdot \mathbf{i}_t \quad (2)$$

式中: $\mathbf{i}_t$ 为TMR传感器在检测位置的敏感方向单位矢量。由于TMR传感器因旋转造成的位移相对于整个地磁场分布来说极其微小,因此有:

$$\mathbf{B}_{\text{gmf},t} \approx \mathbf{B}_{\text{gmf},0} \quad (3)$$

结合式(3)以及图2中的几何分析可得:

$$\lambda_t = \lambda_0 + \theta \quad (4)$$

故绝对式探头位于检测位置时的检测信号 V_{abs} 可表示为:

$$\begin{aligned} V_{\text{abs}} &= S(x) [B_{\text{det}} - B_{\text{ref}}] = \\ S(x) &[(B_{\text{exc},t} + \mathbf{B}_{\text{gmf},t} \cdot \mathbf{i}_t) - (B_{\text{exc},0} + \mathbf{B}_{\text{gmf},0} \cdot \mathbf{i}_0)] = \\ S(x) &[(B_{\text{exc},t} - B_{\text{exc},0}) + |\mathbf{B}_{\text{gmf},0}| \cdot [\cos(\lambda_0 + \theta) - \cos\lambda_0]] = \\ S(x) &[B_{\text{exc},t} - B_{\text{exc},0}] + S(x) \{ |\mathbf{B}_{\text{gmf},0}| \cdot [\cos(\lambda_0 + \theta) - \cos\lambda_0] \} \end{aligned} \quad (5)$$

式(5)即为绝对式探头对缺陷铆钉进行旋转检测时的差分信号表达式,其中, $S(x)$ 为TMR传感器的灵敏度系数,在检测环境及条件相同时可视为常量, $|\mathbf{B}_{\text{gmf},0}|$ 仅与检测地点的地磁场大小有关。

由于缺陷的存在仅会对 $B_{\text{exc},t}$ 产生影响,因此在式(5)中仅需考虑 $B_{\text{exc},t}$ 这一个变化因素。在这里不详细讨论缺陷的存在对磁场的影响即 $B_{\text{exc},t}$ 的表达式,但结合图2可以得出, $B_{\text{exc},t}$ 是一个关于探头与裂纹间的相对位置的函数。由于在旋转检测中,探头与裂纹间的相对位置可以用角度来表示,且固定中心的旋转是一种周期性运动,因此 $B_{\text{exc},t}$ 可表示为:

$$B_{\text{exc},t} = B_{\text{exc},t}(\delta) = B_{\text{exc},t}(\delta + 2\pi) \quad (6)$$

式中: δ 为旋转检测中探头与裂纹间的相对角度,并且有如下关系:

$$\delta = \theta_{\text{crack}} - \theta \quad (7)$$

当裂纹参数固定时, $B_{\text{exc},t}(\delta)$ 是一个确定的函数。

将式(6)代入式(5)可得:

$$\begin{aligned} V_{\text{abs}} &= S(x) [B_{\text{exc},t}(\delta) - B_{\text{exc},0}] + \\ S(x) &\{ |\mathbf{B}_{\text{gmf},0}| \cdot [\cos(\lambda_0 + \theta) - \cos\lambda_0] \} \end{aligned} \quad (8)$$

通过式(8)的后半部分可以看出,使用绝对式探头对缺陷铆钉进行旋转检测,其结果会受到地磁场影响。因此绝对式探头的差分信号实际是缺陷信号(公式前半部分)与地磁场的叠加,若缺陷信号较小,检测结果将受地磁场影响较大。若不考虑地磁场影响,则检测信号可表示为:

$$V_{\text{abs}} = S(x) [B_{\text{exc},t}(\delta) - B_{\text{exc},0}] \quad (9)$$

另外,由于实际检测中,裂纹可能沿任意角度发生扩展,因此假设裂纹角度变化了 $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 。由数学分析可知,此时只需将 δ 的值也做同样的变化,便可得到裂纹角度变化后的函数式,故当裂纹角度发生变化时, $B_{\text{exc},t}$ 可表示为:

$$B_{\text{exc},t} = B_{\text{exc},t}(\delta + \Delta\theta_{\text{crack}}) = B_{\text{exc},t}(\delta + \Delta\theta_{\text{crack}} + 2\pi) \quad (10)$$

将式(10)代入式(9)中可得:

$$V_{\text{abs}} = S(x) \{ B_{\text{exc},t}(\delta + \Delta\theta_{\text{crack}}) - B_{\text{exc},0} \} \quad (11)$$

由式(11)可以看出,裂纹角度的变化即 θ_{crack} 的取值,会使得 V_{abs} 在图像上发生左右平移,平移量为 $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 。因此,使用绝对式探头对缺陷铆钉进行检测,若

忽略地磁场影响,则当同一裂纹的角度发生变化时,探头的差分信号仅是在相位上存在差异。

2) 差分式探头

差分式探头对缺陷铆钉进行旋转检测的原理示意图如图3所示。

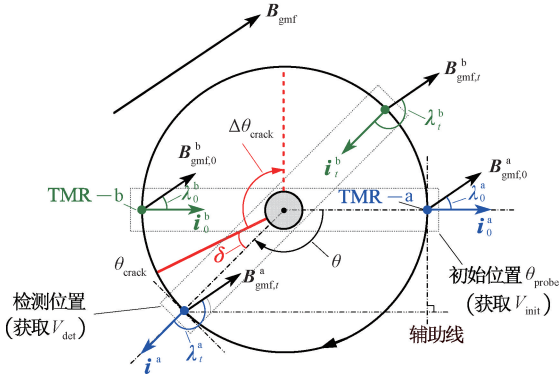


图3 缺陷铆钉旋转检测原理示意图(差分式探头)

Fig. 3 Schematic diagram of the principle of rotational detection for defective rivets (differential probe)

将差分探头中构成差分检测的两片 TMR 传感器分别命名为 TMR-a 与 TMR-b,并将 TMR-a 所在初始位置定义为探头初始位置 θ_{probe} 。假设 TMR-a 初始位置的地磁场为 $\mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a, \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b$ 与 TMR 传感器敏感方向夹角为 λ_0^a ,且无地磁场影响时 TMR-a 初始位置处的基础磁场为 $\mathbf{B}_{\text{exc},0}^a$; TMR-b 初始位置的地磁场为 $\mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b, \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a$ 与 TMR-b 敏感方向夹角为 λ_0^b ,且无地磁场影响时 TMR-b 初始位置处的基础磁场为 $\mathbf{B}_{\text{exc},0}^b$ 。则探头处于初始位置时的初始电压 V_{init}^{a-b} 为:

$$V_{\text{init}}^{a-b} = S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^a + \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a \cdot \mathbf{i}_0^a) - S^b(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^b + \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \cdot \mathbf{i}_0^b) \quad (12)$$

式中: $\mathbf{i}_0^a$ 与 $\mathbf{i}_0^b$ 分别为 TMR-a 与 TMR-b 在初始位置的敏感方向单位矢量; $S^a(x)$ 与 $S^b(x)$ 分别为 TMR-a 与 TMR-b 的灵敏度函数。由于两片 TMR 传感器的距离相对于地磁场分布来说极其微小,故有:

$$\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \approx \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \quad (13)$$

同理,探头旋转 θ 角度到达检测位置后,可推得探头在检测位置时获取的信号 V_{det}^{a-b} 为:

$$V_{\text{det}}^{a-b} = S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \cdot \mathbf{i}_t^a) - S^b(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^b + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b \cdot \mathbf{i}_t^b) \quad (14)$$

同样地,可以推得:

$$\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \approx \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b \approx \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a \approx \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \quad (15)$$

式中: $\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a$ 为 TMR-a 检测位置的地磁场; $\mathbf{i}_t^a$ 为 TMR-a 在检测位置的敏感方向单位矢量 ($\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a$ 与 $\mathbf{i}_t^a$ 夹角为 λ_t^a); $\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a$ 为无地磁场影响时 TMR-a 检测位置处的基础磁场; $\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b$ 为 TMR-b 检测位置的地磁场; $\mathbf{i}_t^b$ 为 TMR-b 在检测

位置的敏感方向单位矢量 ($\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b$ 与 $\mathbf{i}_t^b$ 夹角为 λ_t^b); $\mathbf{B}_{\text{exc},t}^b$ 为无地磁场影响时 TMR-b 检测位置处的基础磁场。结合式(15)以及图3中的几何分析可得:

$$\lambda_t^a = \lambda_0^a + \theta \quad (16)$$

$$\lambda_t^b = \lambda_0^b + \theta \quad (17)$$

故差分式探头在检测位置时检测信号 V_{dif} 可表示为:

$$V_{\text{dif}} = V_{\text{det}}^{a-b} - V_{\text{init}}^{a-b} = \left[S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \cdot \mathbf{i}_t^a) - S^b(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^b + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b \cdot \mathbf{i}_t^b) \right] - \left[S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^a + \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a \cdot \mathbf{i}_0^a) - S^b(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^b + \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \cdot \mathbf{i}_0^b) \right] = \left[S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^a + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \cdot \mathbf{i}_t^a - \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a \cdot \mathbf{i}_0^a) \right] - \left[S^b(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^b - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^b + \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b \cdot \mathbf{i}_t^b - \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \cdot \mathbf{i}_0^b) \right] \quad (18)$$

因同型号传感器灵敏度差异很小,所以可得到:

$$S^a(x) = S^b(x) \quad (19)$$

由于两块 TMR 传感器的敏感方向在固定时,设置为尽可能平行且它们同时发生旋转,所以可得到:

$$\mathbf{i}_0^a \approx \mathbf{i}_0^b \quad (20)$$

$$\mathbf{i}_t^a \approx \mathbf{i}_t^b \quad (21)$$

将式(15)、式(19)~(21)与式(18)联立,可得:

$$V_{\text{dif}} = V_{\text{det}}^{a-b} - V_{\text{init}}^{a-b} \approx S^a(x) [(\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^a) - (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^a - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^b) + (\mathbf{B}_{\text{gmf},t}^a \cdot \mathbf{i}_t^a - \mathbf{B}_{\text{gmf},t}^b \cdot \mathbf{i}_t^b) - (\mathbf{B}_{\text{gmf},0}^a \cdot \mathbf{i}_0^a - \mathbf{B}_{\text{gmf},0}^b \cdot \mathbf{i}_0^b)] \approx S^a(x) [(\mathbf{B}_{\text{exc},t}^a - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^a) - (\mathbf{B}_{\text{exc},0}^a - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^b)] \quad (22)$$

式(22)即为差分式探头对缺陷铆钉进行旋转检测时的差分信号表达式。由于 TMR-a 与 TMR-b 的位置在旋转检测过程中相对固定,故可将其看作一个整体,上式可表示为:

$$V_{\text{dif}} \approx S^a(x) (\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b} - \mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}) \quad (23)$$

式中: $\mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}$ 表示探头整体在初始位置感应到的磁感应强度; $\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}$ 表示探头整体在检测位置感应到的磁感应强度。与绝对式探头检测缺陷铆钉的分析类似, $\mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}$ 与 $\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}$ 可分别表示为:

$$\mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b} = \mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}(\delta) = \mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}(\delta + 2\pi) \quad (24)$$

$$\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b} = \mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}(\delta) = \mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}(\delta + 2\pi) \quad (25)$$

式中: δ 表示旋转检测中探头与裂纹间的实时角度。由于这属于同一个探头在同一铆钉上的两次不同检测,因此 $\mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}$ 与 $\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}$ 的映射关系相同,即有:

$$\mathbf{B}_{\text{exc},0}^{a-b}(\delta) = \mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}(\delta) \quad (26)$$

当探头初始位置 θ_{probe} 确定时,将式(26)代入式(23)可得差分式探头检测缺陷时的差分信号 V_{dif} :

$$V_{\text{dif}} \approx S^a(x) [\mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}(\delta) - \mathbf{B}_{\text{exc},t}^{a-b}(\theta_{\text{probe}})] \quad (27)$$

同样地,若裂纹角度变化了 $\Delta\theta_{\text{crack}}$,则 V_{dif} 可表示为:

$$V_{\text{dif}} = S^a(x) [B_{\text{exc},t}^{a-b}(\delta + \Delta\theta_{\text{crack}})] - S^a(x) [B_{\text{exc},t}^{a-b}(\theta_{\text{probe}} + \Delta\theta_{\text{crack}})] \quad (28)$$

由式(28)可以看出,裂纹角度的变化即 $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 的取值,会同时影响公式前半部分与后半部分,区别在于当 $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 与 θ_{probe} 确定后,公式前半部分是一个随探头与裂纹间的相对角度 δ 而变化的函数,而公式后半部分为一常量。因此, $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 的取值对式(28)的影响,在图像上反映为,函数既发生左右平移,又发生上下平移。左右平移的量即为 $\Delta\theta_{\text{crack}}$,上下平移量与 $\Delta\theta_{\text{crack}}$ 有关,但由于 $B_{\text{exc},t}^{a-b}$ 的具体映射关系未知,所以无法确定上下平移的量。上述推导说明,使用差分式探头对缺陷铆钉进行检测,当同一裂纹的角度发生变化时,探头的差分信号不仅在相位上存在差异,在幅值上也存在差异。

2 实验研究

2.1 实验条件

脉冲涡流检测系统及模块示意图如图 4 所示,实验系统包括自主研制的脉冲涡流激励/接收器、试件、旋转式差分探头(包括激励线圈与 TMR 传感器)和信号处理系统。

其中脉冲涡流激励/接收器的模块框图如图 4(b) 所示,包括信号发生、功率放大、电流监测以及数据采集模块,采用 32 位单片机 GD32F470 作为信号发生控制器提供矩形波信号,随后采用运算放大器 OPA602 与 OPA544 构成两级放大电路,对单片机 D/A 转换器的输出信号进行功率放大,最后采用双向零漂移电流分流监视器 INA199A 对负载电流进行实时监测并提供反馈,为对瞬态检测信号进行数据采集,使用了 USB-3133A 数据采集卡实现采集功能。实验中采用线性 TMR 传感器 TMR2103 将磁场大小转换为电压信号输出,并在信号处理系统中应用软件滤波,以提高检测信号的信噪比。

旋转式差分检测探头是检测过程中的关键部件,其结构示意图如图 5 所示,主要由磁芯、激励线圈、PCB 板、TMR 传感器、探头外壳、航空插头以及激励端子组成。

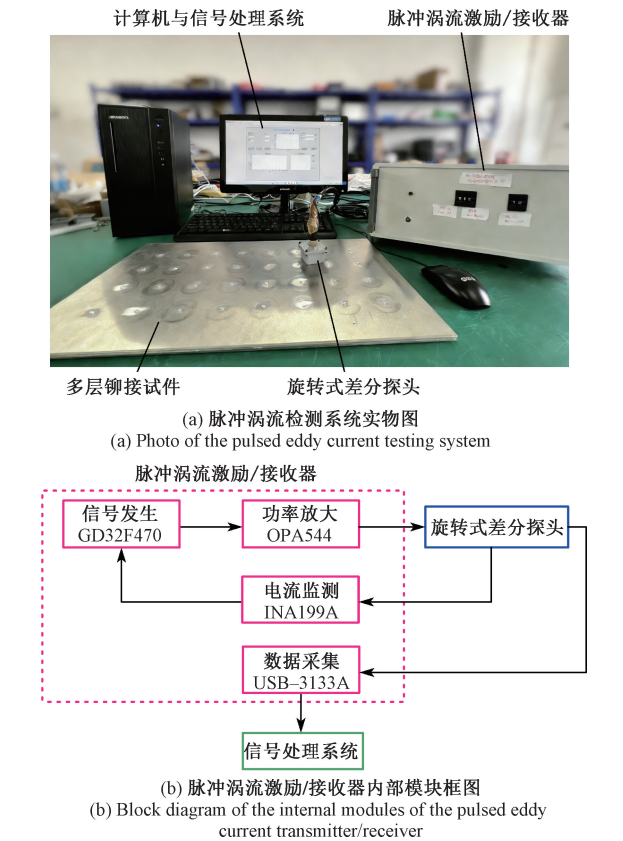


图 4 脉冲涡流检测系统

Fig. 4 Pulsed eddy current testing system

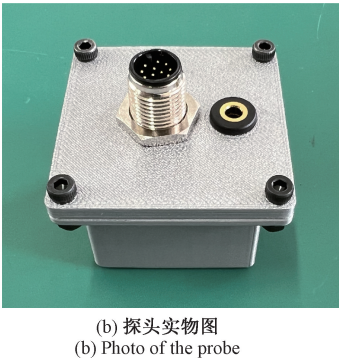
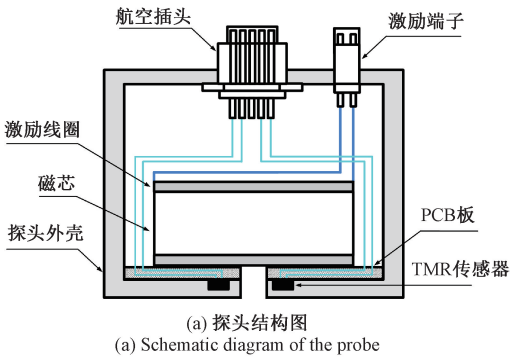


图 5 旋转式差分检测探头

Fig. 5 Rotational differential detection probe

激励线圈几何参数和电气参数如表 1 所示。为减小探头提离效应,在探头底部挖开了一个圆形通孔用以嵌入铆钉头部,防止探头在旋转扫描过程发生偏移导致人为误差。两片 TMR 传感器设置在圆形通孔两侧形成差分检测模式,由于 TMR 传感器内部传感部分并不处于整个 TMR 传感器物理模型的中心,因此在对 TMR 传感器进行封装设计时其物理位置并非完全对称。

表 1 矩形激励线圈参数

Table 1 Rectangular excitation coil parameters

名称	值
内长/mm	30.0
内宽/mm	20.0
内高/mm	6.0
外长/mm	30.0
外宽/mm	23.0
外高/mm	9.0
匝数	160
线径/mm	0.5
提离/mm	0.5

图 6 为多层铆接试件实物图。

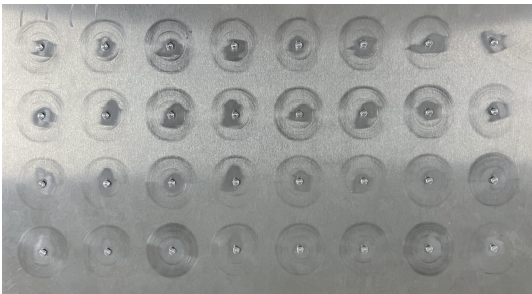


图 6 多层铆接试件实物图

Fig. 6 Photo of a multi-layer riveted test specimen

铆接试件由牌号为 2024 铝合金、厚度为 1 mm 的铝合金板组成,铆钉采用平头铆钉,材料为 6061 铝合金,铆钉头部直径为 6 mm,高度为 1.5 mm,钉体直径为 4 mm,铆钉总长 11 mm。为了防止邻近铆钉以及边缘效应的影响,将相邻铆钉开孔中心距设置为 60 mm,将铆钉与边缘间距设为 65 mm。采用电火花切割在部分铆钉孔边缘加工了一系列人工裂纹,裂纹长度分别为 3、4、5、6、7、8 mm 裂纹宽度均为 0.2 mm,深度均为 1 mm,将含有裂纹的铝合金板置于不同层,可模拟缺陷埋深分别为 1、2、3、4、5、6 mm 的情况。

2.2 铆钉孔周裂纹检测实验

脉冲涡流激励参数设置通过实验得到,采用电流式激励,幅值设置为 1.0 A,频率设置为 50 Hz,占空比设置为 50%。探头检测方式与前节中所叙述的相同。选取多层铆接试件中,埋深为 1 mm、长度为 6 mm 的裂纹进行实验。缺陷铆钉检测示意图如图 7 所示,调整铆接试件的方向使裂纹于 180°位置向外延伸,随后借助非金属定位圆盘旋转装置,以铆钉为圆心顺时针手动旋转探头,每旋转 5°获取一次探头的检测信号 (V_{abs} 或 V_{dif}),每个探头共得到 72 个检测信号。

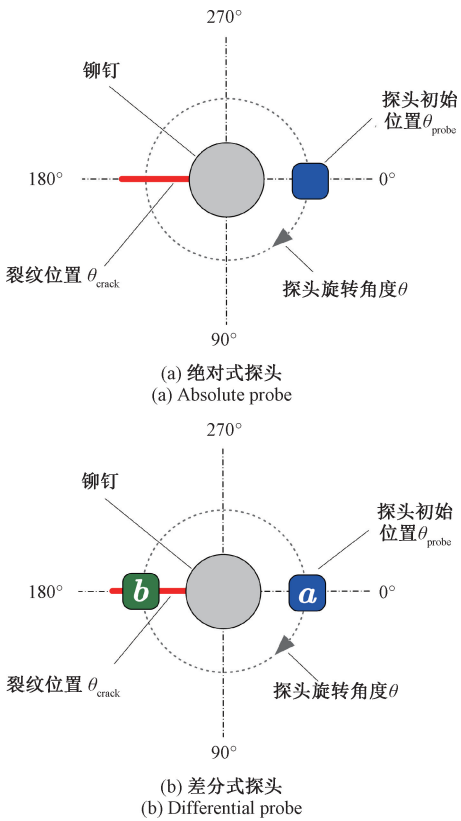
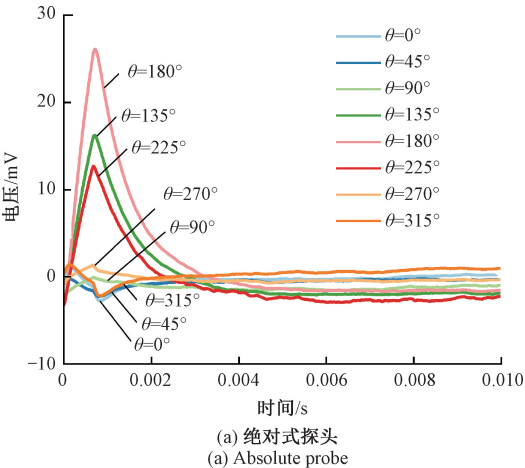


图 7 缺陷铆钉检测示意图

Fig. 7 Schematic diagram of defective rivet inspection

提取探头每旋转 45°获取的差分信号波形如图 8 所示,可以看出,缺陷的存在导致两种探头的差分信号均出现明显峰值,当探头旋转角度 θ 不同时,差分信号具有不同的峰值响应。

在实际检测中,裂纹可能位于任何角度,下面对同一裂纹位于不同角度的情况进行分析。将探头起始位置保持在 0°不变,调整试件方向,使裂纹依次于 0°、90°、180°和 225°位置向外延伸,使用两种探头对裂纹位于 4 种不同角度的情况分别进行一次旋转检测,提取每个差分信



(a) 绝对式探头
(a) Absolute probe

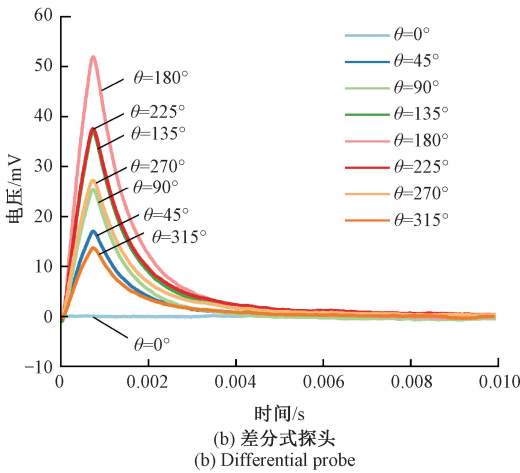
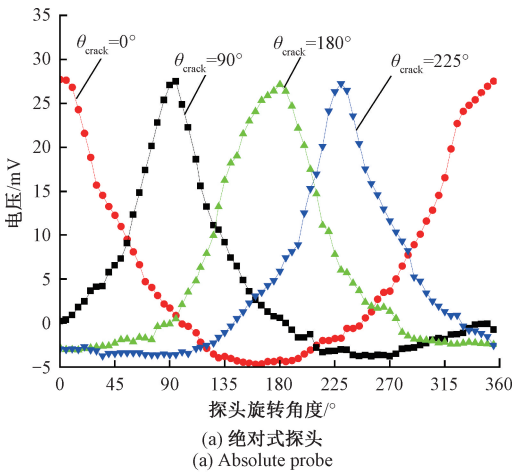


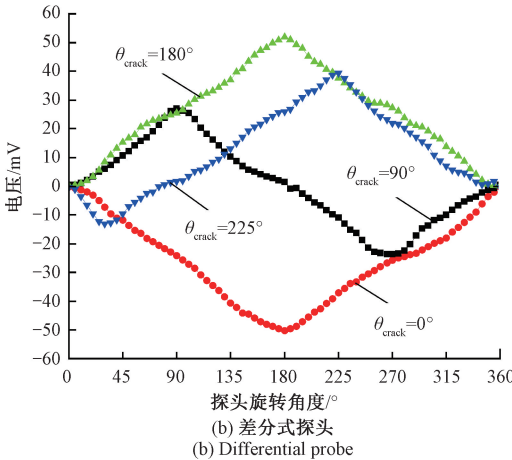
图 8 探头旋转特定角度的检测信号

Fig. 8 Detection signals when the probe rotates a specific angle

号的电压峰值作为特征幅值,构造特征幅值曲线,裂纹位于不同角度时对应的特征幅值曲线如图 9 所示。



(a) Absolute probe



(b) Differential probe

图 9 不同角度裂纹对应的特征幅值曲线

Fig. 9 Characteristic amplitude curves corresponding to cracks at different angles

由图 9 可以看出,缺陷铆钉的特征幅值曲线存在一个最大值与最小值,当探头位置位于裂纹处时达到最大值,当探头位置位于裂纹对侧时达到最小值,在最大值与最小值之间,特征幅值曲线近似单调变化。在图 9(a)中,同一裂纹位于不同角度时,绝对式探头的特征幅值曲线最大值分别为 27.74、27.49、27.13 和 27.25 mV,最大偏差不超过 2.24%;在图 9(b)中,差分式探头检测的特征幅值曲线差异较大,最大值分别为 0.29、27.02、51.95 和 39.49 mV,最大偏差达到 99.44%。上述实验结果分别验证了式(11)和(28)。

绝对式探头由于一直使用无缺陷铆钉的参考信号做基准,当同一裂纹的角度发生变化时,该缺陷铆钉的特征幅值曲线仅是随裂纹角度变化发生了左右平移,其最大值基本不变,因此可以使用特征幅值曲线的最大值作为同一裂纹缺陷的特征幅值进行定量分析。差分式探头由于直接在待测铆钉上获取初始电压,获取的初始电压中包含了缺陷位置信息,当同一裂纹的角度发生变化时,初始电压中包含的缺陷位置信息也会发生变化,这将导致同一缺陷铆钉的特征幅值曲线随裂纹的角度变化同时发生上下、左右平移,因此若继续提取特征幅值曲线最大值作为同一裂纹缺陷的特征值进行定量评估,会造成较大误差,检测可靠性较低。

下面给出本文差分式探头的特征值选取方法。由式(28)可知,函数左右、上下的平移不会导致函数形状发生变化,即差分式探头特征幅值曲线中最大值与最小值间的差值不会改变,故针对旋转式差分探头的检测,提出使用一次旋转扫描构造的特征幅值曲线中的峰峰值作为所测裂纹的特征幅值。为便于对缺陷曲线进行直观判断,将每次检测中差分式探头获取的特征幅值曲线整体进行一次上下平移,平移量为特征幅值曲线最小值与 0 的差值。对图 9(b)中的数据进行上述处理后结果如图 10 所示,为便于曲线展示采用了极坐标绘图。

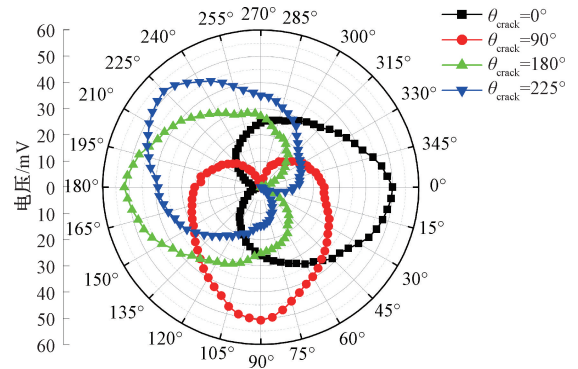


图 10 裂纹位于不同角度时对应的特征幅值曲线(处理后)

Fig. 10 Characteristic amplitude curves corresponding to cracks at different angles (after processing)

由图 10 可以看出,特征幅值曲线均于其裂纹所在角度处达到最大值,由于特征幅值曲线基点均为 0,因此曲线最大值即为需要提取的缺陷特征幅值,读取各曲线特征幅值分别为 49.98、50.69、51.74 和 52.55 mV,偏差约 5%。

为确定探头检测的有效性和准确性,引入信噪比 (signal-to-noise ratio, SNR) 指标。图 11 显示,两种探头的 SNR 均大于 6 dB,满足工业应用需求。并且裂纹所在角度变化时,两种探头的 SNR 基本不变,表明探头的性能较为稳定。

2.3 多层铆接构件试件对比检测实验

为验证所研制的差分式探头对多层铆接试件各参数裂纹的检测效果,使用差分式探头对实验试件进行了检测,每个裂纹均重复测试 10 次,提取各裂纹缺陷的最大特征幅值,检测结果如图 12 所示。

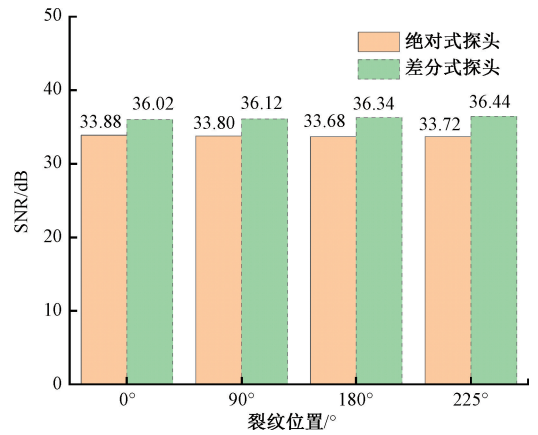


图 11 两种探头的 SNR 对比

Fig. 11 Comparison of SNR for the two types of probes

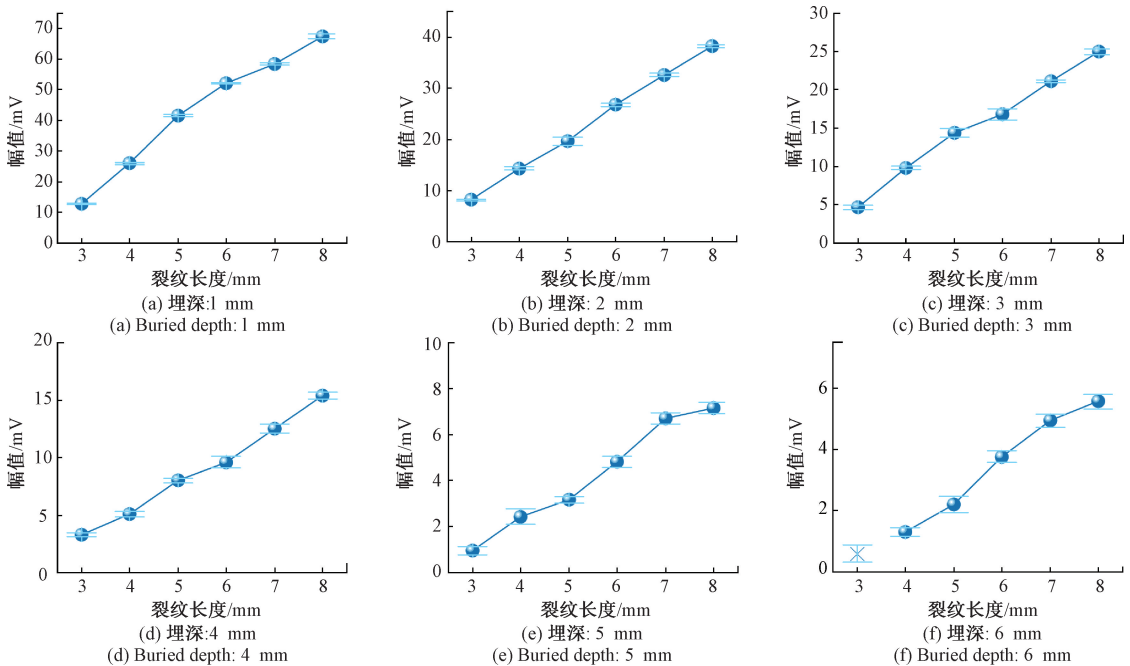


图 12 差分式探头的实验检测结果

Fig. 12 Experimental test results for differential probes

在图 12(f) 中,由于长度为 3 mm 的裂纹检测信号信噪比较低、峰值不明显,无法做到重复性地有效检出,因此在图中使用符号“×”表示。由图 12 可以看出,埋深相同时,裂纹长度越大,信号幅值越大;随着埋深的增加,信号幅值逐渐减小。研制的差分式探头可以检出的最小裂纹的参数为埋深 6 mm、长度 4 mm。

为更好地对比裂纹长度与埋深的变化对检测信号的影响,对图 12 进行了合并,结果如图 13(a) 所示。图 13(b) 则展示了绝对式探头的检测结果。

由 13(a) 可以看出,各曲线变化趋势及线性度良好,特征幅值的变化呈现随裂纹长度增加而增大、随裂纹埋

深增大而减小的特点。随着埋深的增加,特征幅值增长率逐渐减小,随着裂纹长度的增加,特征幅值增长率逐渐增大。

由图 13(b) 可以看出,绝对式探头虽然也能在一定程度上对各缺陷完成检测,但存在几个问题:1) 相同参数缺陷的特征幅值总体小于差分式探头的检测结果,即检测灵敏度劣于差分式探头;2) 各曲线的线性度与差分式探头的相比较差,不利于缺陷定量评估;3) 对于埋深分别为 1 mm 与 2 mm 的曲线,当裂纹缺陷的长度为 8 mm 时,缺陷的特征幅值明显下降,易对缺陷定量评估造成影响。

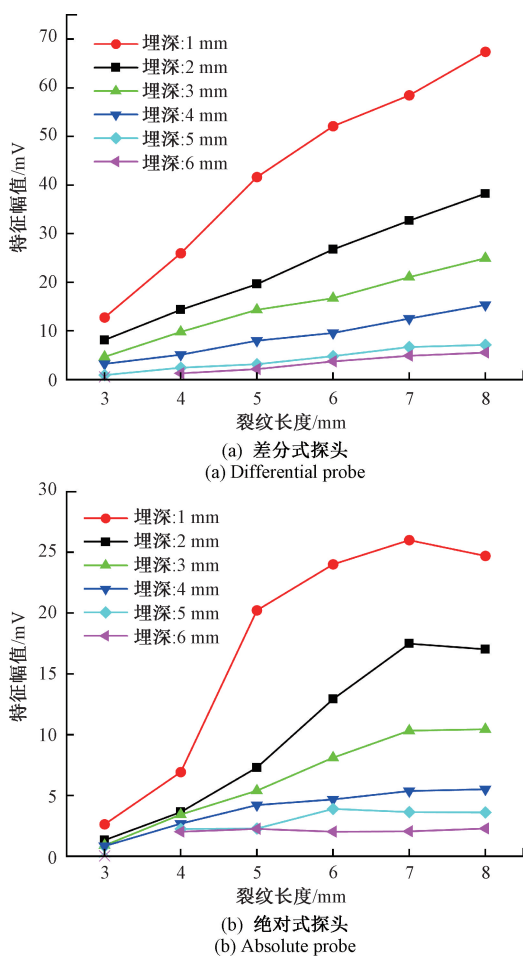


图 13 两种探头的实验检测结果

Fig. 13 Experimental test results for the two types of probes

综上,差分式探头能对多层铆接试件内部的部分埋藏缺陷进行有效检测,并通过特征值提取对裂纹缺陷进行定量评估,检测效果明显优于绝对式探头。

3 结 论

针对飞机多层铆接试件的铆钉周边裂纹缺陷,本文设计了一种检测水平磁场变化的差分式脉冲涡流检测探头,采用旋转检测方式开展检测,并通过理论推导揭示了探头检测信号与旋转角度的内在关联,为探头的特征值选取提供了理论依据。在此基础上,研制了对应的差分式探头,并在自主研制的脉冲涡流检测平台上完成了铆接试件实验测试研究。具体研究结论为:

1) 研究了绝对式探头与本文差分式探头在旋转检测过程中差分信号与旋转角度间的关系。绝对式探头在对缺陷铆钉进行旋转检测时,通过提取差分信号特征幅值构成的特征幅值曲线不会因为裂纹处于不同角度而发生幅值大小的变化,对相同的缺陷具有检测一致性;差分

式探头在对缺陷铆钉进行旋转检测时,特征幅值曲线会因为裂纹处于不同角度而发生幅值大小的变化,这会对缺陷的定量检测存在影响。对此,提出了一种针对旋转式差分探头的特征值选取方法,即采用特征幅值曲线的峰峰值作为缺陷的特征幅值;

2) 对缺陷定位以及缺陷定量化评估进行了研究。对缺陷铆钉旋转检测构造的特征幅值曲线,在探头旋转角度等于缺陷所在角度时达到最大值,因此可通过最大值所处角度对缺陷进行定位;

3) 对比了本文差分式探头与绝对式探头的实际检测结果。差分式探头的检测曲线线性度良好,各参数缺陷的特征幅值变化规律;绝对式探头的检测曲线线性度较差,且存在部分特征值变化异常的现象。差分式探头的检测效果优于绝对式探头。

参考文献

- [1] Wu Y. Application of aluminum alloy in aircraft [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2022, 2228(1): 012024.
- [2] 张国庆, 滕超逸. 航空航天先进结构材料技术现状及发展趋势[J]. 航空材料学报, 2024, 44(2): 1-12. Zhang Guoqing, Teng Chaoyi. Current status and development trend of advanced structural materials technology in aerospace field[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2024, 44(2): 1-12.
- [3] 刘平政, 宋凯, 宁宁, 等. 飞机紧固件孔周裂纹检测远场涡流传感器设计及优化[J]. 仪器仪表学报, 2019, 40(6): 1-8. Liu Pingzheng, Song Kai, Ning Ning, et al. Design and optimization of remote field eddy current sensor for crack detection around the hole of aircraft fasteners [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2019, 40(6): 1-8.
- [4] 毛可毅, 邹君. 机身蒙皮搭接结构多位置损伤裂纹扩展行为研究[J/OL]. 工程力学, 2024-06-25. <https://link.cnki.net/urlid/11.2595.03.20240625.1038.006>. Mao Keyi, Zou Jun. A study on cracks propagation behaviour of multiple site damage in fuselage lap joint[J/OL]. Engineering Mechanics, 2024-06-25. <https://link.cnki.net/urlid/11.2595.03.20240625.1038.006>.
- [5] Zhang H Y, Liu J X, Liu X. Fretting fatigue of riveted lap joints in aircraft fuselage [J]. Journal of Aircraft, 2024, 61(2): 586-594.
- [6] 吴军, 石改琴, 卢帅员, 等. 采用无人机视觉的飞机蒙皮损伤智能检测方法[J]. 中国测试, 2021, 47(11): 119-126.

- Wu Jun, Shi Gaiqin, Lu Shuaiyuan, et al. Intelligent damage detection method of aircraft skin using drone vision[J]. *China Measurement & Test*, 2021, 47(11): 119-126.
- [7] Ebrahimkhanlou A, Dubuc B, Salamone S. A generalizable deep learning framework for localizing and characterizing acoustic emission sources in riveted metallic panels [J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2019, 130: 248-272.
- [8] Stolze F H G, Worden K, Manson G, et al. Fatigue-crack detection in a multi-riveted strap-joint aluminium aircraft panel using amplitude characteristics of diffuse lamb wave field[J]. *Materials*, 2023, 16(4): 1619.
- [9] 徐昊, 包俊, 黄国勇, 等. 飞机多层金属铆接结构缺陷检测的新型电涡流探头仿真设计[J]. *电子测量与仪器学报*, 2024, 38(5): 178-187.
- Xu Hao, Bao Jun, Huang Guoyong, et al. Simulation design of a new eddy current probe for defect detection of aircraft multi-layer metal riveting structure[J]. *Journal of Electronic Measurement and Instrumentation*, 2024, 38(5): 178-187.
- [10] Shao Y C, Meng T, Yu K H, et al. Automatic detection and imaging of rivet hole defects for aircraft structures with optimized sensor array using eddy current method and image analysis [J]. *IEEE Sensors Journal*, 2023, 23(5): 4597-4606.
- [11] 罗斌, 师奕兵, 陶爱华, 等. 一种用于油井管道脉冲涡流检测建模的物理信息神经网络[J]. *仪器仪表学报*, 2025, 46(12): 36-58.
- Luo Bin, Shi Yibing, Tao Aihua, et al. A physical information neural network for modeling pulsed eddy current detection of oil well pipelines [J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2025, 46(12): 36-58.
- [12] Sophian A, Tian G Y, Fan M B. Pulsed eddy current non-destructive testing and evaluation: A review [J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 30: 500-514.
- [13] Xie S J, Zhang L, Zhao Y, et al. Features extraction and discussion in a novel frequency-band-selecting pulsed eddy current testing method for the detection of a certain depth range of defects [J]. *NDT & E International*, 2020, 111: 102211.
- [14] 孙虎, 司昊辰, 彭繁繁. 铁磁性套管脉冲涡流检测快速理论模型研究[J/OL]. *仪器仪表学报*, 2026-05-20. <https://link.cnki.net/doi/10.19650/j.cnki.cjsi.J2614985>.
- Sun Hu, Si Haochen, Peng Cancan. Study of a fast theoretical model for pulsed eddy current testing on ferromagnetic casings [J/OL]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2026-05-20. <https://link.cnki.net/doi/10.19650/j.cnki.cjsi.J2614985>.
- [15] Stott C A, Underhill P R, Babbar V K, et al. Pulsed eddy current detection of cracks in multilayer aluminum lap joints [J]. *IEEE Sensors Journal*, 2015, 15(2): 956-962.
- [16] Yang B F, Luo F L, Han D. Pulsed eddy current technique used for non-destructive inspection of ageing aircraft [J]. *Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 2006, 48(7): 411-414.
- [17] He Y Z, Luo F L, Pan M C, et al. Pulsed eddy current technique for defect detection in aircraft riveted structures[J]. *NDT & E International*, 2010, 43(2): 176-181.
- [18] Underhill P R, Krause T W. Crack detection around raised head rivets in aluminum aircraft structures [J]. *Journal of Nondestructive Evaluation*, 2021, 40: 95.
- [19] Xiang H J, Lei B. Parameter optimisation of the pulsed eddy current probe for the detection of defects around the rivet in multi-layer structures [J]. *Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 2018, 60(9): 512-518.
- [20] Wang C, Wang K, Cong Z, et al. Eddy current testing on weld defect based on the dual frequency independent component analysis [C]// 2017 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference, 2017: 1-5.
- [21] Sen T, Anoop C S, Sen S. Study and analysis of two GMR-based eddy-current probes for defect-detection[C]// 2017 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference, 2017: 1-6.
- [22] Zhu Y L, Zhao Y S, Fang Y, et al. Rotating eddy current testing for inspection of cracks at hole edge[J]. *China Mechanical Engineering*, 2023, 34(8): 883-891.
- [23] Ge J H, Yang C K, Yu F W, et al. Transformation of the rotating eddy current testing signal at the desired eddy current orientation [J]. *NDT & E International*, 2022, 125: 102551.
- [24] Ge J H, Hu B W, Yang C K, et al. Surface profile reconstruction of complex cracks using the signals of rotating eddy current testing through the eddy current

imaging method [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(9): 9632-9641.

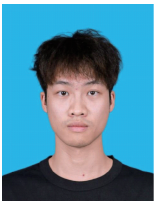
[25] Liu X C, Yang J M, Wu B, et al. A novel generation method of oscillatory rotating eddy current for crack orientation determination and detection in metal plates[J]. NDT & E International, 2018, 97: 1-10.

[26] Barrarat F, Rayane K, Helifa B, et al. New design of rotating eddy current probe for arbitrary orientation cracks detection[J]. Sensor Review, 2023, 43(4): 280-294.

[27] 何赞泽, 罗飞路, 胡祥超, 等. 矩形脉冲涡流传感器的三维磁场量与缺陷定量评估[J]. 仪器仪表学报, 2010, 31(2): 347-351.

He Yunze, Luo Feilu, Hu Xiangchao, et al. Quantitative defect detection based on 3D magnetic field measurement of rectangular pulsed eddy current sensor[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2010, 31(2): 347-351.

作者简介



秦仍川,2020 年于南昌航空大学获得学士学位,2025 年于南昌航空大学获得硕士学位,现于南昌航空大学攻读博士学位,主要研究方向为脉冲涡流无损检测等。

E-mail:1241527565@ qq. com

Qin Rengchuan received his B. Sc. degree from Nanchang Hangkong University in 2020 and his M. Sc. degree from the same institution in 2025. He is currently

pursuing a Ph. D. at Nanchang Hangkong University. His main research interest includes pulsed eddy current non-destructive testing, among other areas.



樊俊铃,2009 年于大连理工大学获得学士学位,2014 年于大连理工大学获得博士学位,现为中国飞机强度研究所正高级工程师,主要研究方向为疲劳可靠性与无损检测技术研究。

E-mail:fanjunling623@ 163. com

Fan Junling received his B. Sc. degree from Dalian University of Technology in 2009, and his Ph. D. from the same institution in 2014. He is currently a senior engineer at the China Aircraft Strength Research Institute. His main research interest includes fatigue reliability and nondestructive testing technologies.



周瑞琪(通信作者),1992 年于陕西机械学院获得学士学位,2005 年于北京航空航天大学获得硕士学位,现为南昌航空大学讲师,主要研究方向为电磁、超声检测技术及应用。

E-mail:shuikai_001@ 163. com

Zhou Ruiqi (Corresponding author) received his B. Sc. degree from Shaanxi Institute of Mechanical Engineering in July 1992, and his M. Sc. degree from Beihang University in May 2005. He is currently a lecturer at Nanchang University of Aeronautics. His main research interests include electromagnetic and ultrasonic testing technologies and their applications.