

文章编号:1001-4888(2024)02-0168-15

基于方向性探头的双轴塑性变形 定量涡流检测研究*

曾鑫磊^{1,2}, 万强³, 陈文彰¹, 晏顺坪³, 李越¹, 任淑廷¹, 解社娟¹, 陈振茂¹

(1. 西安交通大学 航天航空学院, 复杂服役环境重大装备结构强度与寿命全国重点实验室, 陕西省无损检测与结构完整性评价中心, 陕西西安 710049; 2. 航空工业第一飞机设计研究院 强度设计研究所, 陕西西安 710089; 3. 中国工程物理研究院 总体工程研究所, 四川绵阳 621999)

摘要: 核电结构服役过程中, 构件可能由于地震等意外载荷产生塑性变形, 危害结构安全。实际构件的受力变形大多是复杂的双轴, 目前对双轴塑性变形的检测研究尚较少。本文针对核电站中典型的奥氏体不锈钢材料, 在基于其单轴塑性变形和电磁属性关系的基础上, 首先结合莫尔圆理论建立双轴塑性变形条件下材料的周向电磁属性分布计算公式, 并进行了实验验证, 同时基于实验结果得到切应变对电导率影响较小的结论; 然后, 提出三相品字形方向性探头构型, 通过数值模拟分析其检测机理, 基于皮尔逊相关系数建立双轴塑性变形定量涡流检测方法, 并对该方法进行了数值验证; 最后, 制作品字形传感器, 搭建实验系统, 进而通过实验验证了本研究开发的双轴塑性变形定量检测方法的有效性。

关键词: 奥氏体不锈钢; 双轴塑性变形; 电磁属性; 涡流检测; 品字形探头

中图分类号: TG115 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-23-045

0 引言

发展核电对保障能源供应、保护环境和实现能源可持续发展十分重要^[1]。核能结构安全是利用核能时必须关注的关键问题, 特别是在核电站正常服役过程中, 构件可能会因地震等意外载荷而发生塑性变形, 从而危及结构安全^[2-3]。

304 奥氏体不锈钢是核电结构的常用材料之一^[4-5]。大量研究表明, 塑性变形会使奥氏体不锈钢发生马氏体相变, 进而影响材料电磁属性^[6-9], 因此, 在对塑性变形进行无损评价时常用电磁无损评价方法^[10-14]。涡流检测是常用的一种电磁无损检测方法^[14-17], 具有适用性强、设备简单、检测效率高等特点, 也是对塑性变形进行无损评价的一种常用手段。2013 年, SATO 等^[10]发现涡流方法可以有效地对单轴塑性变形进行定量无损评价, 但该方法在小变形情况下检测精度不佳。2014 年, XIE 等^[11]发现脉冲涡流方法可以定量评价单轴塑性变形, 即便在变形量较小时, 信号峰值曲线也有良好的线性度, 同时还发现在剔除厚度变化对结果的影响后, 峰值曲线仍具有良好线性度。2019 年, MATSUMOTO 等^[13]提出了 EC-MS 方法, 发现涡流信号的运动轨迹和残余应变具有明显相关性, 该方法大大提高了单轴塑性变形检测的精度。2021 年, WANG 等^[14]通过调幅旋转涡流方法对单轴塑性变形进行了无损评价, 发现检出信号的半长轴长度与塑性变形量相关, 同时长轴方向可表征主应变的方向。以往研究多

* 收稿日期: 2023-03-03; 修回日期: 2023-05-03

基金项目: 国家自然科学基金项目(NSAF: U2130206, NSFC: 12222207, 51877163); 中央高校基本科研业务费(xtr042020013)

通信作者: 解社娟(1983-), 女, 博士, 教授。主要研究领域为电磁声热损伤检测。Email: xiesj2014@mail.xjtu.edu.cn

是针对单轴塑性变形,但实际容器、管道的受力变形大多为复杂的双轴塑性变形,当前尚缺少对双轴塑性变形进行无损评价的相关研究。

目前,尚不清楚单轴塑性变形的无损评价方法是否适用于实际复杂的双轴塑性变形。针对该问题,本文首先在 304 奥氏体不锈钢单轴塑性变形和电磁属性关系的基础上,建立了双轴塑性变形条件下材料的周向电磁属性分布,并通过测量电导率分布进行了实验验证;其次,提出了三相品字形方向性探头构型,并根据有限元数值模拟分析了其检测机理,基于皮尔逊相关系数和周向扫描结果建立了双轴塑性变形定量涡流检测方法,并进行了数值验证;最后,搭建了双轴塑性变形定量涡流检测系统,实验验证了本研究所提出的双轴塑性变形定量检测方法的有效性。

1 双轴塑性变形对材料电磁属性的影响

1.1 双轴塑性变形对材料电磁属性影响的理论推导

塑性变形不同于一般的裂纹、减薄等缺陷,材料没有明显的宏观缺陷,因此无法通过简单增添裂纹缺陷或更改试件尺寸来进行分析。在单轴塑性变形的无损评价研究中,发现材料的电磁属性会随着塑性变形的增加,发生相应单调变化^[8]。然而,双轴塑性变形相较于单轴塑性变形,其应变呈现周向分布,无法简单用整个材料电磁属性变化进行替代。为此,本文提出了利用单轴塑性变形下材料的电导率和相对磁导率的标定曲线,将其拓展应用到双轴塑性变形情况下,利用正应变分布结合标定曲线建立电磁属性的周向分布。

根据 304 不锈钢相对磁导率与电导率在不同单轴塑性变形时的测量值^[8],用自然样条插值方法给出相对磁导率和电导率随塑性变形量变化的标定曲线如图 1 所示。

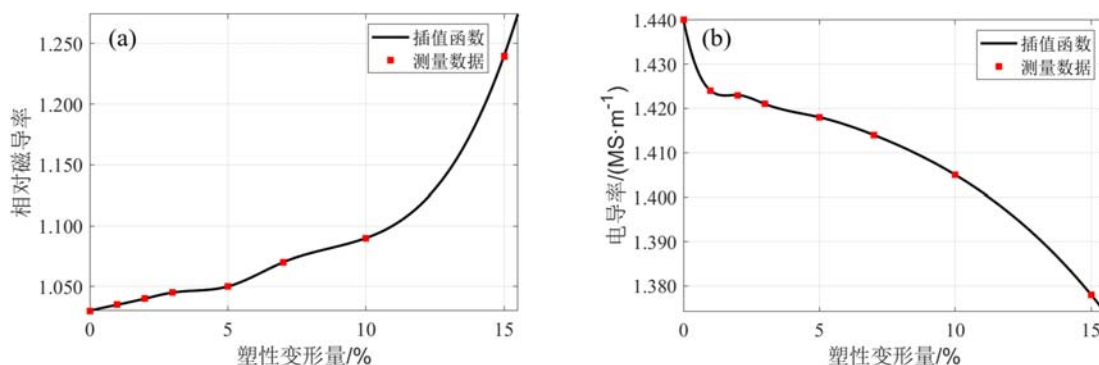


图 1 单轴塑性变形影响下的 304 不锈钢电磁特性标定曲线:(a)相对磁导率标定曲线;(b)电导率标定曲线

Fig.1 Calibration curve of electromagnetic properties of 304 stainless steel under the influence of uniaxial plastic deformation: (a) relative magnetic permeability calibration curve; (b) electrical conductivity calibration curve

根据应变莫尔圆理论,对于已知的双轴应变状态有

$$\begin{cases} \epsilon_{\theta} = \epsilon_1 \cos^2 \theta + \epsilon_2 \sin^2 \theta \\ \gamma_{\theta} = (\epsilon_1 - \epsilon_2) \cos \theta \sin \theta \end{cases} \quad (1)$$

式中: ϵ_1 、 ϵ_2 为主应变; θ 为应变 ϵ_{θ} 与主应变 ϵ_1 的夹角。

在双轴应变分布中,由于正应变相较于切应变更大(最大正应变至少为最大切应变的 2 倍),本文忽略切应变对材料特性的影响,只考虑正应变对材料电磁特性的影响,进而建立材料在双轴塑性变形影响下的电磁特性分布。

在双轴应变分布中,正应变分布为

$$\epsilon_{\theta} = \epsilon_1 \cos^2 \theta + \epsilon_2 \sin^2 \theta \quad (2)$$

正应变在不同的角度上有不同大小的值,正应变的大小影响 304 不锈钢的电导率和相对磁导率,因此结合插值标定曲线可建立双轴应变分布下 304 不锈钢的电磁特性分布:

$$\begin{cases} \mu_{\theta} = f_{\mu}(\epsilon_{\theta}) \\ \sigma_{\theta} = f_{\sigma}(\epsilon_{\theta}) \end{cases} \quad (3)$$

式中： μ_θ 为 θ 角方向上的磁导率； σ_θ 为 ϵ 角方向上的电导率。

1.2 材料电导率分布实验验证

(1) 单/双轴塑性变形试件

为探究本文建立的双轴塑性变形影响下 304 不锈钢电磁特性分布计算方法的有效性,采用厦门天研仪器有限公司生产的 Sigma 2008B 数字电导率仪测量了单轴、双轴塑性变形下 304 不锈钢的电导率分布。实验中使用的单轴塑性变形试件的厚度为 5mm,双轴塑性变形试件的厚度为 3mm,试件其余尺寸如图 2 所示。

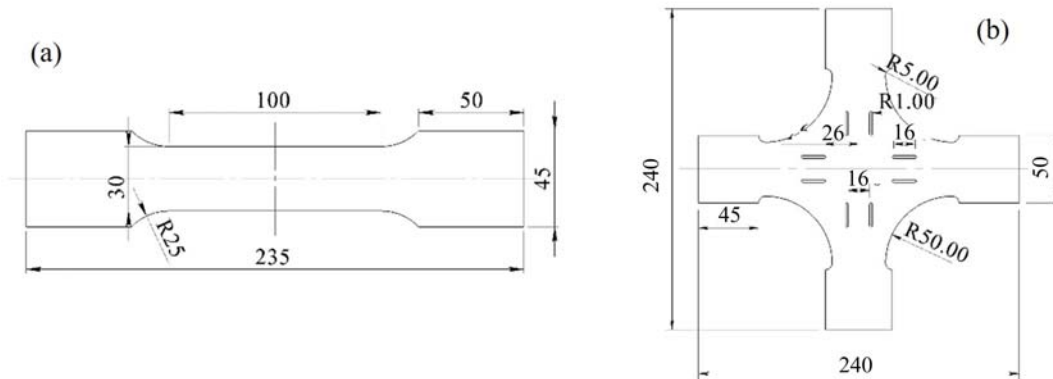


图 2 试件尺寸(单位:mm):(a)单轴塑性变形试件;(b)双轴塑性变形试件

Fig. 2 Specimen size (unit: mm): (a)uniaxial plastic deformation specimen; (b)biaxial plastic deformation specimen

实验中所使用单轴塑性变形试件的塑性变形量分别为 0、1%、2%、3%、5%、7%、10%、15%。双轴塑性变形试件编号及塑性变形量见表 1。

表 1 双轴塑性变形试件编号与变形量

Tab. 1 Biaxial plastic deformation specimen number and deformation amount

试件编号	0	4	5	6	7	8	9
x 轴变形量/%	0.000	1.090	1.080	0.148	2.900	1.100	0.906
y 轴变形量/%	0.000	2.030	4.730	6.330	6.300	3.780	5.600

(2) 单轴塑性变形下的 304 不锈钢电导率分布

塑性变形量增大会使 304 不锈钢电导率下降、相对磁导率上升。使用 Sigma 2008B 测量电导率时所用的方法为涡流方法,材料磁导率的变化会影响其测量结果。图 1(b)的测量方式为直流电位法,其测量结果不受磁导率变化影响,但直流电位法无法测量双轴塑性变形试件电导率的周向分布。因此,本文使用 Sigma 2008B 电导率测试仪测量单轴塑性变形影响下的 304 不锈钢电导率分布,将测量的电导率结果与使用直流电位法测量的电导率结果进行对比。

实验测量探头检测频率为 500kHz,集肤深度小于 0.6mm,圆探头直径为 8mm,测量时圆探头中心与测点重合,以试件中心为基准点,两侧对称测量,测点数为 7,测点步距为 10mm,单轴塑性变形测量方式与测点位置分布如图 3 所示。

测量结果如图 4 所示,图 4(a)表明 304 不锈钢电导率随塑性变形增大而下降,且变形量越大,电导率下降速度越快;图 4(b)表明同一拉伸试件的 7 个测点中,越靠近中间测点的电导率测量结果越小,说明单轴拉伸试件的塑性变形分布并不均匀,越靠近中间部分的塑性变形越大。对比图 4(a)与图 1(b)的结果发现,Sigma 2008B 测量结果的电导率下降幅度更大,这是因为基于直流电位法测量得到的电导率是材料的真实电导率,而 Sigma 2008B 电导率测试仪是基于涡流法对材料的电导率进行测量的,其结果会受到其他电磁属性变化的影响。由于材料的磁导率也会影响涡流信号,因此 Sigma 2008B 电导率测试仪理论上测得的材料电导率中会不可避免地耦合材料磁导率的变化影响。塑性变形的存在会略微降低材料的电导率,略微增加材料的磁导率,而电导率的降低和磁导率的增加均会导致涡流检测电压幅值

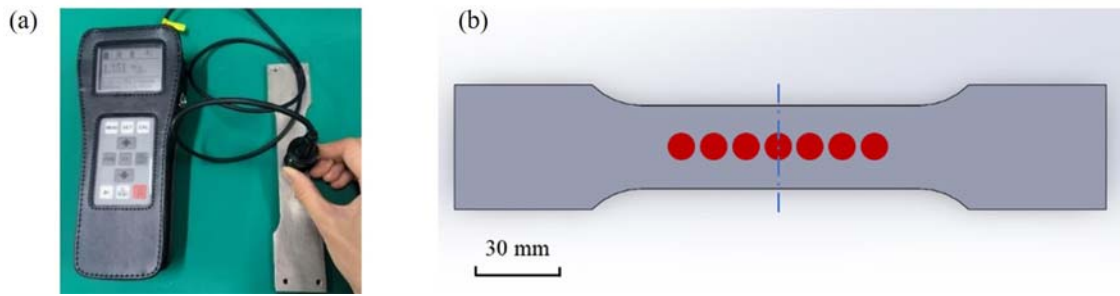


图 3 单轴塑性变形电导率测量示意:(a)检测示意图;(b)测点位置
 Fig. 3 Uniaxial plastic deformation conductivity measurement schematic:
 (a) detection schematic; (b) location of measurement points

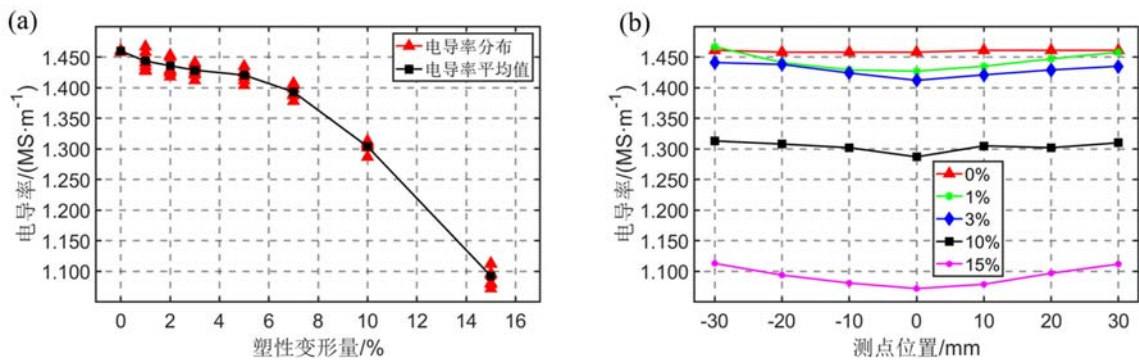


图 4 单轴塑性变形电导率测量结果:(a)电导率随塑性变形量变化曲线;(b)电导率在不同测点的分布
 Fig. 4 Uniaxial plastic deformation conductivity measurement results: (a) conductivity variation curve with plastic deformation; (b) distribution of conductivity at different measurement points

信号的增加。因此,理论上,Sigma 2008B 电导率测试仪对塑性变形试件电导率的测量结果会偏小。也就是说,随着塑性变形的增加,Sigma 2008B 电导率测试仪的电导率测量结果下降幅度更大(相比于直流电位法对电导率的测量结果),这和实验结果是吻合的。

(3) 双轴塑性变形下的 304 不锈钢电导率分布

实验测量探头检测频率为 500kHz,集肤深度小于 0.6mm,圆探头直径为 8mm,以试件中心为中心,在半径为 10mm、20mm 的圆环上分别从 0°开始逆时针均匀测量 16 个点,测量角度步距为 22.5°,双轴塑性变形电导率测量方式与测点位置分布如图 5 所示。

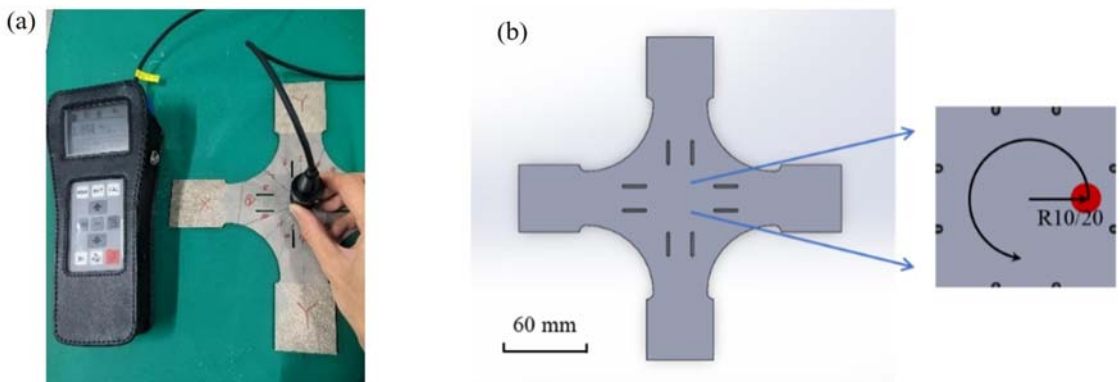


图 5 双轴塑性变形电导率测量示意:(a)检测示意;(b)测点位置
 Fig. 5 Biaxial plastic deformation conductivity measurement schematic:
 (a) detection schematic; (b) location of measurement points

图 6(a)、(b)分别给出了 5 号试件和 8 号试件的应变分布与通过图 4(a)标定曲线计算的电导率分

布间的关系。从图 6(a)、(b)可以看出塑性变形量越大,材料电导率越小,电导率随着正应变的周向分布呈现周期性变化。双轴塑性变形试件电导率分布测量结果如图 6(c)、(d)所示,由图 6(c)、(d)可知,在不同圆周上测量的电导率数值接近,说明测量探头虽然仅能反映其测量区域材料电导率的空间分布,但材料电导率的空间分布与塑性变形的空间分布相关;测量的材料电导率空间分布与通过标定曲线计算得到的电导率空间分布较为接近,从而验证了基于单轴塑性变形与材料电磁属性关系曲线建立双轴塑性变形下材料电磁属性分布方法的有效性。

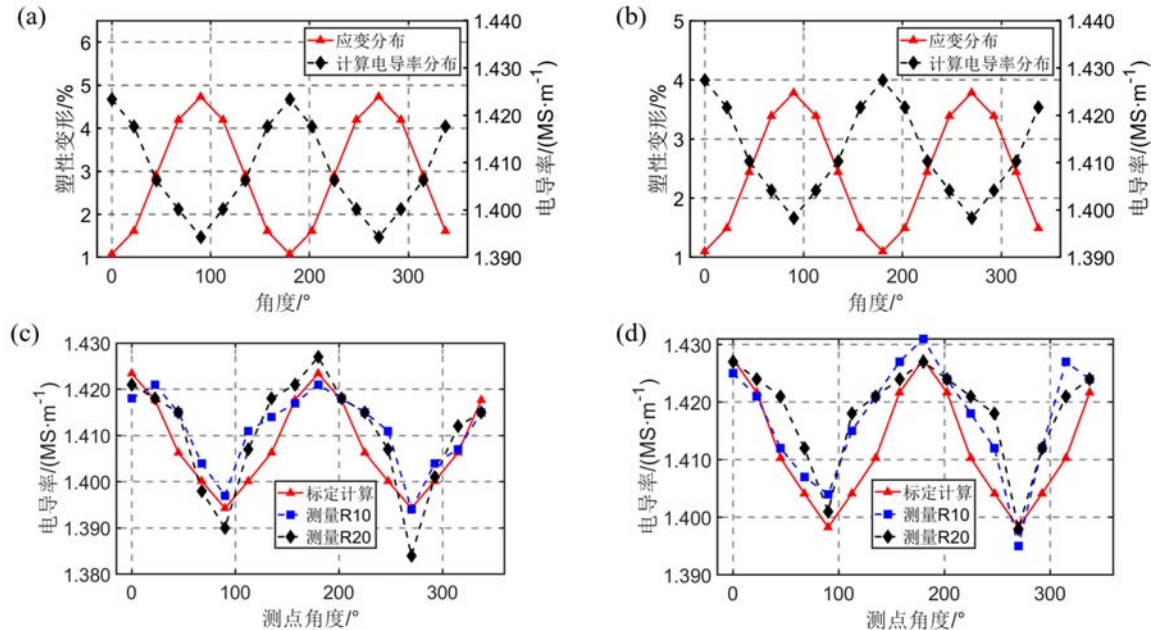


图 6 双轴塑性变形电导率分布:(a)应变分布与计算电导率分布,5号试件;(b)应变分布与计算电导率分布,8号试件;
(c)电导率测量与计算分布对比,5号试件;(d)电导率测量与计算分布对比,8号试件

Fig. 6 Biaxial plastic deformation conductivity distribution: (a) strain distribution vs. calculated conductivity distribution, specimen #5; (b) strain distribution vs. calculated conductivity distribution, specimen #8; (c) measured conductivity distribution vs. calculated conductivity distribution, specimen #5; (d) measured conductivity distribution vs. calculated conductivity distribution, specimen #8

1.3 切应变对材料电导率分布的影响分析

为考察切应变对材料电磁属性影响情况,测量了不同切应变相同正应变位置处的材料电导率,以验证在本研究中忽略切应变对材料电磁属性影响的可行性。

使用 Sigma 2008B 测量了距离 0 号(参考试件,无应变)、4 号、5 号、8 号试件中心 20mm 处的电导率。4 号、5 号、8 号试件的正应变和切应变分布如图 7 所示,图 7(a)中黑色虚线为正应变 2.030% 的等值线,测量结果见表 2。

表 2 切应变对电导率影响效应的测量结果

Tab. 2 Measurement results of the effect of shear strain on electrical conductivity

试件编号	测点角度/(°)	正应变/%	切应变/%	电导率/(MS·m ⁻¹)
0(参考)	0	0.000	0.000	1.458
4	90	2.030	0.000	1.418
5	31	2.030	1.614	1.415
8	36	2.030	1.408	1.415

表 2 结果表明,在 4 号试件上,2.030% 的正应变使材料电导率下降了约 0.040MS·m⁻¹,而 5 号试

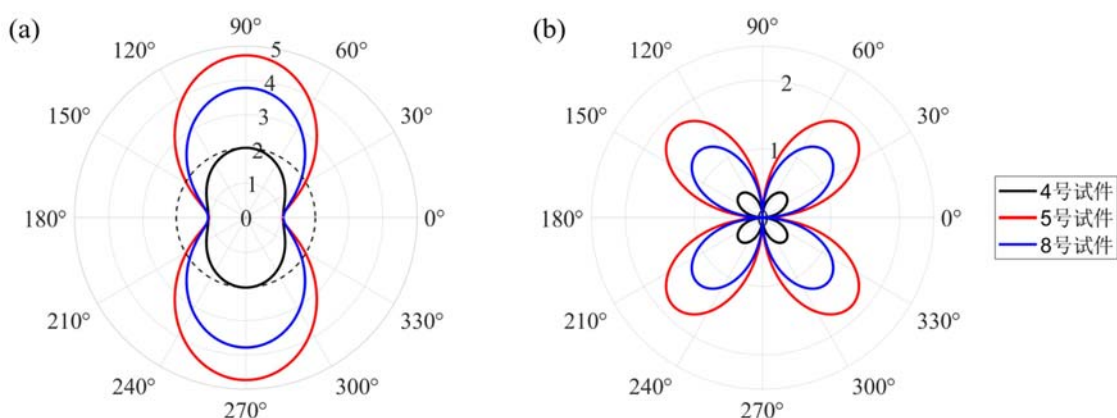


图 7 试件应变分布(%):(a)正应变分布;(b)切应变分布

Fig. 7 Specimen strain distribution (%): (a) positive strain distribution; (b) tangential strain distribution
 件相对 4 号试件增加的 1.614%切应变,却仅仅使材料电导率进一步下降了 $0.003\text{MS} \cdot \text{m}^{-1}$,这表明相近大小的切应变对材料电导率的影响不足正应变的 10%,从而验证了本研究建立材料电磁属性分布方法中忽略切应变影响的可行性。

2 品字形探头的构型和检测机理

2.1 品字形探头构型

常规涡流探头在一个位置仅能检出一个固定单信号,而发生双轴塑性变形后的 304 不锈钢材料电磁属性呈现周向分布,若将常规的探头用于检测双轴塑性变形,则需对探头进行机械旋转,才能获得周向的检出信号。为避免机械旋转探头,且同时获取周向的检出信号分布,本文选取了三相品字形激励作为检测探头的激励构型。三相品字形激励由 3 个圆柱形线圈构成,它们按等边三角形顶点放置,对 3 个线圈分别施加相位差为 120° 的激励信号,进而产生旋转涡流场。同时,由于传统的单个圆柱形线圈仅能检出单点的信息,而要检出应变周向分布,至少需要 3 个不同方位的应变信息,因此,本文根据应变花检测原理,选用 3 个圆柱形线圈作为检出线圈,并将其均匀放置在等边三角形的顶点(3 个检出线圈与 3 个激励线圈构成正六边形),使其能获取 3 个不同方向的应变信息。

2.2 检测机理分析

对于双轴应变分布,特定方向正应变 ϵ_θ 、切应变 γ_θ 与给定坐标系下正应变 ϵ_x 、 ϵ_y 、切应变 γ_{xy} 之间的关系可表示为

$$\begin{cases} \epsilon_\theta = \epsilon_x \cos^2 \theta + \epsilon_y \sin^2 \theta + \gamma_{xy} \sin 2\theta \\ \gamma_\theta = (\epsilon_y - \epsilon_x) \sin \theta \cos \theta + \gamma_{xy} \cos 2\theta \end{cases} \quad (4)$$

式中: θ 为应变 ϵ_θ 与正应变 ϵ_x 的夹角。

在工程应用中,常使用应变花进行应变的测量。要测得周向应变分布,至少需要测量 3 个方向上的正应变,才能确定周向应变分布状态。通过应变花计算正应变 ϵ_x 、 ϵ_y 和切应变 γ_{xy} 的公式为

$$\begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos^2 \theta_1 & \sin^2 \theta_1 & \cos \theta_1 \sin \theta_1 \\ \cos^2 \theta_2 & \sin^2 \theta_2 & \cos \theta_2 \sin \theta_2 \\ \cos^2 \theta_3 & \sin^2 \theta_3 & \cos \theta_3 \sin \theta_3 \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \epsilon_{\theta_1} \\ \epsilon_{\theta_2} \\ \epsilon_{\theta_3} \end{pmatrix} \quad (5)$$

式中: θ_1 、 θ_2 、 θ_3 分别为应变 ϵ_{θ_1} 、 ϵ_{θ_2} 、 ϵ_{θ_3} 与正应变 ϵ_x 的夹角。

由于常规的涡流仅能在一个位置或方位测得一个信号,为避免测量时需要人为或依靠机械去旋转探头,且至少测得 3 个不同方位的涡流信号,本文提出了三相品字形探头构型。三相品字形探头构型如图 8 所示,E1、E2、E3 分别是激励线圈,P1、P2、P3 分别是检出线圈。

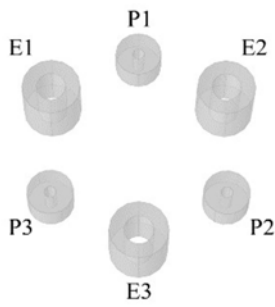


图8 探头构型

Fig. 8 Probe configuration

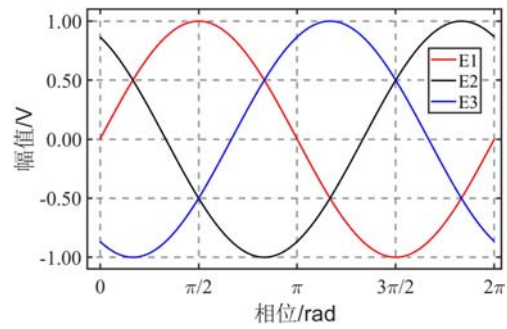


图9 三相激励信号

Fig. 9 Three-phase excitation signal

在激励线圈 E1、E2、E3 内通以三相正弦激励信号,三相激励信号如图 9 所示。由于 3 个激励线圈的激励信号存在 120° 的相位差,其形成的磁场矢量变化也具有 $1/3$ 个周期的相位差,因此会形成旋转的周期磁场,在试件内部也形成了旋转的涡流。使用有限元分析软件 COMSOL 进行数值模拟,在平板试件($100\text{mm} \times 100\text{mm} \times 100\text{mm}$)厚度方向上划分单元层数为 3 层,每层的厚度均低于集肤深度(激励频率为 100kHz ,集肤深度约为 1.3mm)。试件位于不同方向的单元电导率可通过式(3)计算得到,同时设置试件的相对磁导率恒为 1。探头参数见表 3,线圈匝数由线圈线径和几何尺寸计算得到,数值模型如图 10 所示,试件的塑性变形量为 0。

表3 数值模拟探头参数

Tab. 3 Probe parameter table for numerical calculation

线圈参数	激励线圈	检出线圈
内直径/mm	5	2
外直径/mm	10	8
高/mm	10	5
线径/mm	0.20	0.05
间距/mm	30	30
提离/mm	0.05	0.05

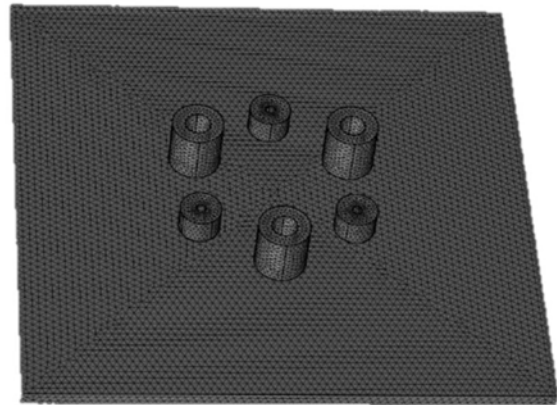


图10 数值计算模型

Fig. 10 Numerical calculation model

图 11 给出了 6 个典型时刻平板试件在激励线圈下方的涡流分布情况,在一个循环周期 T 内,当 $t=0$ 也即初始时刻时,激励线圈 E1 电流为 0,激励线圈 E2、E3 上电流大小相等、符号相反,此时激励线圈 E2、E3 所激发的合成涡流在激励线圈 E2、E3 对称轴方向上。当时间逐渐从 0 到 $T/6$ 变化时,激励线圈 E2 上的电流逐渐减小,激励线圈 E1 上的电流逐渐增大,此时的涡流流向逐渐从激励线圈 E2、E3 的对称轴方向逆时针旋转到激励线圈 E1、E3 的对称轴方向。在 $t=T/6$ 时,激励线圈 E2 上的电流减弱到 0,激励线圈 E1、E3 线圈的电流大小相等,符号相反,它们激发的合成涡流方向为激励线圈 E1、E3 的对称轴方向。此后,3 个激励线圈电流交替变化,它们所激发的合成涡流也继续逆时针旋转,在 $t=T/2$ 时,再次变为激励线圈 E2、E3 的对称轴方向,只是此时的涡流流向与 $t=0$ 时相反。如此循环往复,3 个激励线圈在试件内部形成了特定区域和不同方向的旋转涡流,配合 3 个检出线圈则能获取 3 个方向上的检出信号。

检出线圈可以检出不同空间分布的方向性涡流扰动,3 个检出信号可对应 3 个不同方位的应变,若把检出线圈信号的幅值作为特征值,将其与特定方向的 ϵ_θ 关联,则有关系式:

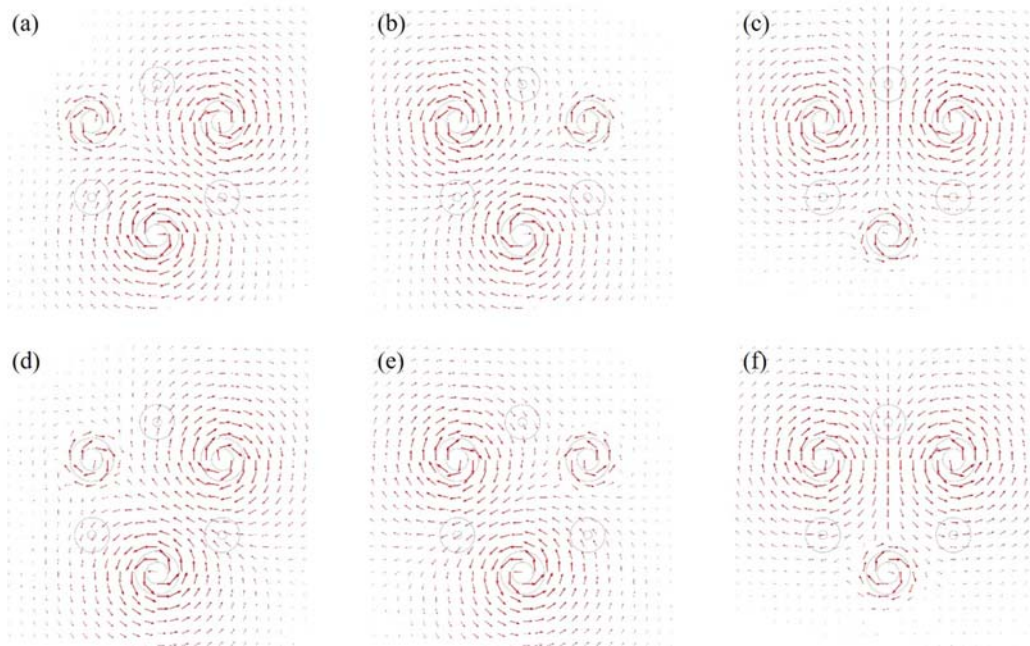


图 11 试件内部的典型旋转涡流分布：(a) $t=0$ ；(b) $t=T/6$ ；(c) $t=T/3$ ；(d) $t=T/2$ ；(e) $t=2T/3$ ；(f) $t=5T/6$

Fig. 11 Typical rotating eddy current distribution inside the specimen:

(a) $t=0$; (b) $t=T/6$; (c) $t=T/3$; (d) $t=T/2$; (e) $t=2T/3$; (f) $t=5T/6$

$$\begin{cases} I_{m_1} = f_1(\epsilon_{\theta_1}) \\ I_{m_2} = f_2(\epsilon_{\theta_2}) \\ I_{m_3} = f_3(\epsilon_{\theta_3}) \end{cases} \quad (6)$$

式中： I_{m_i} ($i=1,2,3$)为检出差分信号的幅值； ϵ_{θ_i} ($i=1,2,3$)为不同方向的正应变； f_i ($i=1,2,3$)为检出差分信号幅值与对应方向应变的映射。

建立检出信号与应变的关系曲线后，检测时则能通过检测信号得到应变测量值 ϵ_{θ_i} ($i=1,2,3$)，将 ϵ_{θ_i} ($i=1,2,3$)代入式(5)可反求出应变 $\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$ ，再将 $\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$ 代入式(4)即可得到周向应变分布状态。

3 双轴塑性变形涡流检测方法研究

3.1 品字形探头涡流检测信号与塑性变形周向分布的关系

(1) 3个检出线圈关联正应变的角度标定

为构建检出线圈差分信号幅值 I_m 与正应变 ϵ_θ 之间的映射关系，需确定 3个检出线圈所关联正应变的角度 θ_i ($i=1,2,3$)。为此，本文采取计算差分信号幅值 I_m 与正应变 ϵ_θ 皮尔逊相关系数的方法，并以对应相关系数最大的 θ_i ($i=1,2,3$)作为 I_m 相应正应变的方向角，其对应的计算公式如下：

$$\rho_i = \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^n (I_{m_j} - \tilde{I}_{m_i})(\epsilon_{\theta_j} - \tilde{\epsilon}_\theta)}}{\sqrt{\sum_{j=1}^n (I_{m_j} - \tilde{I}_{m_i})^2} \sqrt{\sum_{j=1}^n (\epsilon_{\theta_j} - \tilde{\epsilon}_\theta)^2}} \quad (7)$$

式中： ρ_i 是皮尔逊相关系数； $\tilde{I}_{m_i} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n I_{m_j}$ ， $\tilde{\epsilon}_\theta = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \epsilon_{\theta_j}$ 。

通过计算皮尔逊相关系数，最终确定的 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 分别为 $65^\circ, 122^\circ, 0^\circ$ 。由于相关系数的计算过程中，最大相关系数点附近的皮尔逊系数差值较小，计算的结果可能会有较大误差，因此，本文还采取周向扫描的方法确定 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 。若将三相品字形探头进行周向扫描，则检出信号应随着正应变的周向分布呈现周期性变化，进而可以标定检出线圈所关联正应变的角度。以主轴方向建立坐标系，则有 $\epsilon_x = \epsilon_1$ 、 $\epsilon_y = \epsilon_2$ 、 $\gamma_{xy} = 0$ ，数值模型如图 12 所示。探头以自身中心点为基准，逆时针旋转扫描。数值模型参数见

表4,探头几何参数与表3一致。

表4 数值模型参数

Tab. 4 Numerical model parameters

试件长度/mm	试件宽度/mm	试件厚度/mm	激励频率/kHz	激励电流幅值/A	x轴变形量/%	y轴变形量/%
100	100	3	100	1	5	10

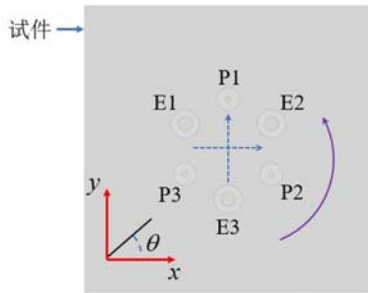


图12 数值模型周向扫描示意

Fig. 12 Numerical model circumferential scan schematic

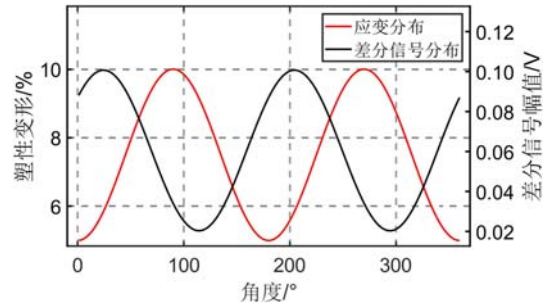


图13 应变分布与检出线圈P1差分信号分布的关系

Fig. 13 Relationship between strain distribution and pickup coil P1 differential signal distribution

由于探头的对称性,3个检出线圈检出信号特征除相位外是一致的,信号分析以一个检出线圈为例即可。给出检出线圈P1的差分信号分布和正应变分布关系曲线如图13所示。以往单轴塑性变形检测结果^[10-12]表明,检出信号幅值随应变增大而增大。图13中差分信号分布曲线和正应变分布曲线峰值角度相差66°,即逆时针旋转三相品字形探头24°后,检出线圈P1所测量的正应变最大,此时对应90°方向正应变,因此,检出线圈P1所关联正应变的角度 θ_1 为66°,同样可得到 θ_2 、 θ_3 的值分别为126°、6°,本文将这3个角度作为最终的标定角度。

(2)关系曲线标定

标定3个检出线圈关联正应变的方向角后,只需根据3个线圈检出信号与对应角度正应变的关系曲线,即可通过拟合确定映射 $f_i(i=1,2,3)$ 。令 ϵ_x 为0到15%、步距为1%的16个应变量, ϵ_y 同样取此16个应变量,它们两两组合形成共计256组不同的双轴应变组合,通过数值模拟产生256组检出信号。用正应变 $\epsilon_{\theta_i}(i=1,2,3)$ 对检出差分信号幅值 $I_{m_i}(i=1,2,3)$ 采用最小二乘拟合后得到 $f_i(1,2,3)$,如图14所示。

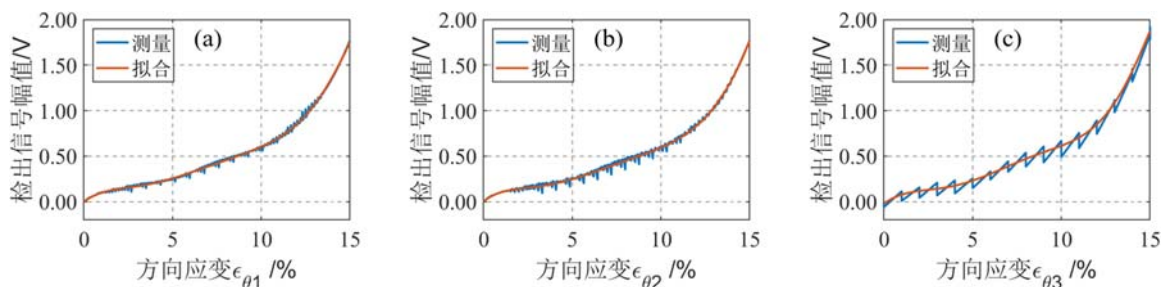


图14 各检出信号与方向应变标定曲线:(a)检出信号1;(b)检出信号2;(c)检出信号3

Fig. 14 Each pickup signal and directional strain calibration curve:

(a) pickup signal 1; (b) pickup signal 2; (c) pickup signal 3

曲线拟合函数为7次多项式函数,见式(8),图14中各标定曲线拟合函数 f_i 及其系数 a_i 见表5。

$$f = a_0 + a_1 \epsilon + a_2 \epsilon^2 + a_3 \epsilon^3 + a_4 \epsilon^4 + a_5 \epsilon^5 + a_6 \epsilon^6 + a_7 \epsilon^7 \quad (8)$$

表 5 标定曲线拟合函数系数
Tab. 5 Coefficients of calibration curve fitting functions

	a_7	a_6	a_5	a_4	a_3	a_2	a_1	a_0
f_1	$-6.6E-08$	$1.1E-06$	$4.6E-05$	$-1.4E-03$	$1.5E-02$	$-6.4E-02$	$1.5E-2$	$-1.3E-03$
f_2	$3.6E-08$	$-3.8E-06$	$1.4E-04$	$-2.4E-03$	$2.0E-02$	$-7.8E-02$	$1.6E-2$	$1.6E-03$
f_3	$-3.6E-07$	$1.5E-05$	$-2.2E-04$	$8.5E-04$	$5.4E-03$	$-4.7E-02$	$1.4E-2$	$-2.0E-02$

通过已知的 $I_{m_i} (i=1,2,3)$ 和标定函数 $f_i (i=1,2,3)$ 可得到测量应变 $\epsilon_{\theta_i} (i=1,2,3)$, 并可据此计算出相应的正应变 ϵ_x, ϵ_y 和切应变 γ_{xy} , 也就确定了周向应变分布状态。

3.2 涡流检测信号与变形周向分布关系的数值验证

标定曲线的建立是在应变主轴与坐标系重合时进行的, 需要确定在应变主轴方向不与坐标轴重合时标定曲线的适用性, 为此, 本文设 $\epsilon_1 = 10\%$ 、 $\epsilon_2 = 5\%$, ϵ_1 与 ϵ_x 的夹角 φ 分别为 -30° 、 -45° 、 -70° , 通过数值模拟对双轴塑性变形进行测量, 数值模型参数与 3.1 节一致。测量值与实际值的比较结果如图 15 所示。

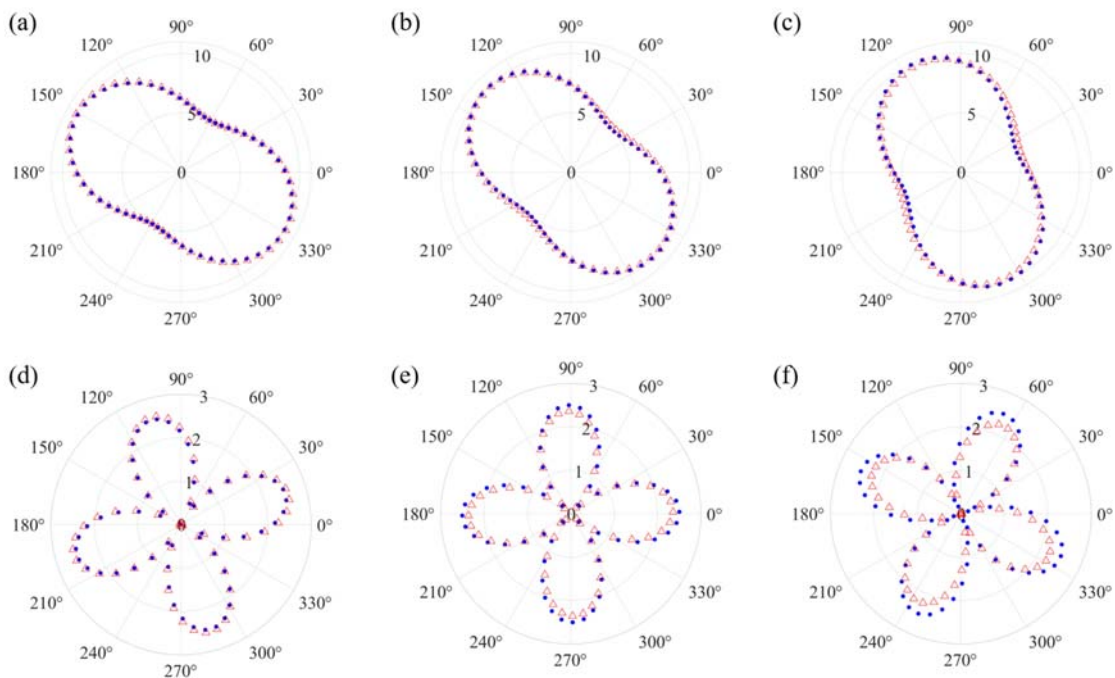


图 15 主应变不同角度时的正应变与切应变分布:(a) -30° , 正应变;(b) -45° , 正应变;(c) -70° , 正应变;(d) -30° , 切应变;(e) -45° , 切应变;(f) -70° , 切应变(圆点标记为实际值;三角标记为测量值)

Fig. 15 Distribution of positive and tangential strain at different angles of principal strain: (a) -30° , positive strain; (b) -45° , positive strain; (c) -70° , positive strain; (d) -30° , tangential strain; (e) -45° , tangential strain; (f) -70° , tangential strain (dot markers are actual values; triangle markers are measured values)

图 15 表明, 使用本文提出的三相品字形探头和相应测量方法可以有效测定双轴应变的主应变大小和方向, 其正应变值测量误差低于 5% , 切应变值测量误差低于 10% , 从而验证了探头及方法的有效性。由于此数值模拟中固定了主应变的大小, 且主应变取值较大, 为进一步验证探头构型和检测方法的有效性, 假定 $\epsilon_1 \geq \epsilon_2$, 增加双轴应变分布的主应变大小不同的 3 个组别进行数值模拟。模型中, 设置 ϵ_1 分别为 5% 、 6% 、 7% , ϵ_2 相应依次设置为 2% 、 4% 、 3% , 数值计算结果如图 16 所示。

图 16 表明, 利用三相品字形探头和相应的检测方法在应变值较小时仍可以有效地测量正应变和切应变的大小和分布, 但当主应变均小于或等于 5% 时, 测量得到的主应变和切应变大小会有明显的误差 (大于 10%)。

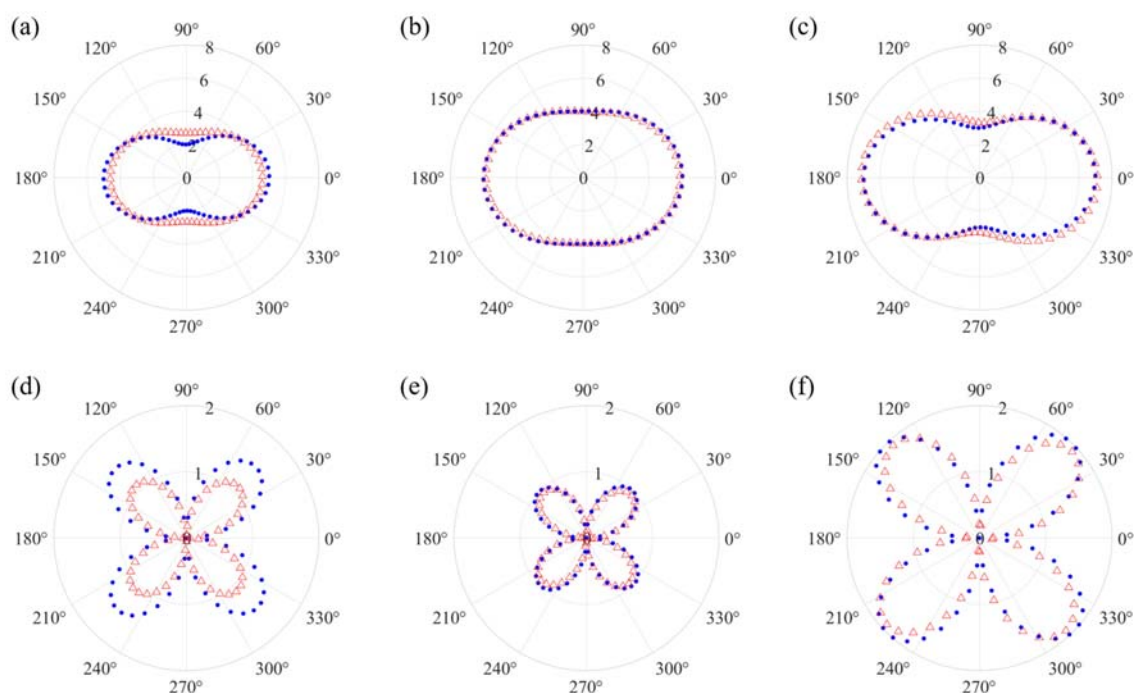


图 16 主应变不同大小时的正应变与切应变分布: (a) 5%、2%, 正应变; (b) 6%、4%, 正应变; (c) 7%、3%, 正应变; (d) 5%、2%, 切应变; (e) 6%、4%, 切应变; (f) 7%、3%, 切应变 (圆点标记为实际值; 三角标记为测量值)

Fig. 16 Distribution of positive and tangential strain at different amounts of principal strain: (a) 5%, 2%, positive strain; (b) 6%, 4%, positive strain; (c) 7%, 3%, positive strain; (d) 5%, 2%, tangential strain; (e) 6%, 4%, tangential strain; (f) 7%, 3%, tangential strain (dot markers are actual values; triangle markers are measured values)

4 双轴塑性变形涡流检测方法实验验证

4.1 实验系统与探头

本文利用信号发生器、SPHA-180D 移相器、±5V 电源、锁相放大器和示波器搭建了三相旋转涡流检测系统。搭建的检测系统如图 17 所示,使用的旋转涡流探头参数见表 6。信号发生器输出相位为 0° 的正弦交流信号,经过图 17 中的 1 号移相器输出相位为 120° 的同频正弦信号,再经过 2 号移相器输出相位为 240° 的正弦信号,最终共同形成三相激励信号。三相激励信号输入三相品字形探头,检出线圈经过锁放后在示波器上显示。

表 6 实验探头参数

Tab. 6 Experimental probe parameters

线圈参数	激励线圈	检出线圈
内直径/mm	5	2
外直径/mm	10	8
高/mm	10	5
线径/mm	0.20	0.05
间距/mm	30	30
提离/mm	0.05	0.05
铁氧体磁芯	有	无
匝数	573	5380

4.2 双轴塑性变形涡流检测方法有效性验证

实验中,与 3.1 节相同,为标定 3 个检出线圈所测量的正应变角度,也采用旋转探头的方式,得到线圈在不同角度上的检出信号。实验参数设置:激励频率为 25kHz,激励电压幅值为 2V,探头旋转角度步距为 22.5° ,探头旋转起始角为 0° ,测量 16 个点。三相电压信号通过信号源和移相器生成,移相器可调节电压增益,本文根据激励线圈的阻值调节电压增益倍数,使得 3 个激励线圈的电压幅值与阻值的比相等,也即激励线圈电流为标准三相输入。与激励线圈类似,3 个检出线圈也存在阻抗差异,本文同样依据电阻值的比例对测量电压信号进行了修正,但由于探头制作时难以保证各线圈完全旋转对称,因此,检出信号的幅值和相位仍会与标准三相信号存在差异,在实际测量中需要对 3 个检出线圈分别进行标定。检出信号幅值均为减去基准信号的差分信号,由于双轴塑性变形试件应变变量较小,检出差分信号本身存在较大的误差,因此需要采用拟合的方式进行精确分析。本文采用的拟合函数为正弦函数,为尽可

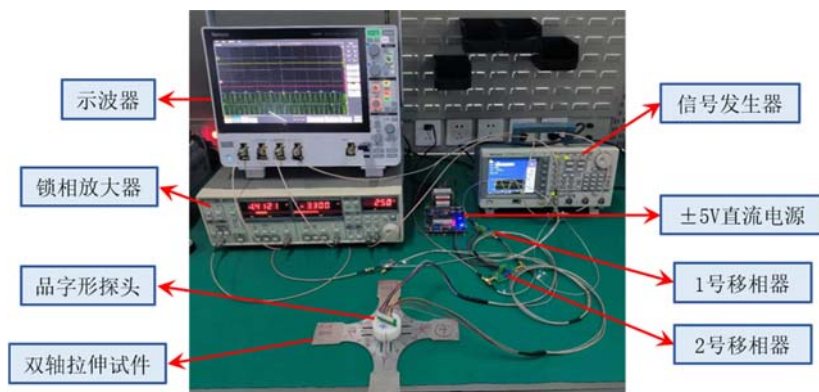


图 17 实验系统

Fig. 17 Experimental system

能减小拟合误差,固定拟合函数的周期为 $1/180$,仅以直流偏移量、幅值、相位作为参数进行最小二乘拟合,并用拟合结果作为后续分析的信号。拟合函数形式为

$$f = a \sin \left[\frac{\pi}{90} t + b \right] + c \quad (9)$$

式中: a 、 b 、 c 分别是幅值、相位、直流偏移量对应的参数变量。

以表 1 中 9 号试件的检出信号为例,图 18 给出了检出线圈 P1 的周向扫描结果。

分析周向扫描信号和塑性变形周向分布的关系,即可得到检出线圈所测量的正应变角度。同样以 9 号试件的检出结果为例,图 19 给出了检出线圈 P1 的检出信号和正应变周向分布的关系。

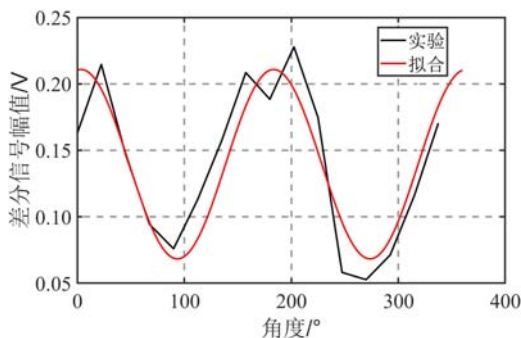


图 18 检出线圈 P1 周向扫描信号(9 号试件)

Fig. 18 Pickup coil 1 circumferential scan signal (Specimen #9)

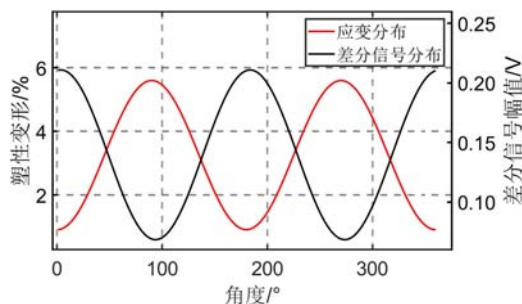


图 19 检出线圈 P1 周向扫描信号与周向应变分布关系(9 号试件)

Fig. 19 Relationship between the circumferential scan signal of pickup coil 1 and circumferential strain distribution (Specimen #9)

从图 19 可以看到正应变分布和检出信号分布存在相位差,检出线圈 P1 在探头旋转角度为 3° 时测量的正应变即为最大的 Y 轴正应变,也就是检出线圈 P1 所对应的检出正应变角度为 87° 。同理,可以得到检出线圈 P2、P3 对应的检出正应变角度分别为 150° 、 24° 。探头的标定角度与数值模拟结果存在约 30° 的偏差,可能是实验探头的激励线圈增加了铁氧体磁芯导致的。

周向扫描实验结果如图 20 所示,3 个检出线圈对同一试件的检出结果存在一定偏差,可能是由于线圈制作并非完全对称导致的。图 20 表明,检出差分信号幅值随应变的周向分布呈正弦变化,且 3 个检出线圈所测量的正应变角度差约为 60° ,与数值模拟结果相似,从而验证了检测方法的有效性。

根据检出信号的周向分布可以获知检出线圈对应的正应变角度,而检出信号随应变变量增大而增大,因此,在实际中只需建立标定曲线,通过三相品字形探头测量 3 个角度的正应变,就可以由式(4)和式(5)计算得到正应变和切应变的周向分布。以 9 号试件为例,以图 20(a)与 9 号试件应变分布的关系作为标定曲线,对 9 号试件进行 3 次测量,测量结果如图 21 所示,以探头中心为原点建立坐标系,探头放置角度分别为 0° 、 135° 、 225° (图 21 正应变分布图中标注为 φ),3 个检出线圈测量的正应变(ϵ_{θ_1} 、 ϵ_{θ_2} 、 ϵ_{θ_3})

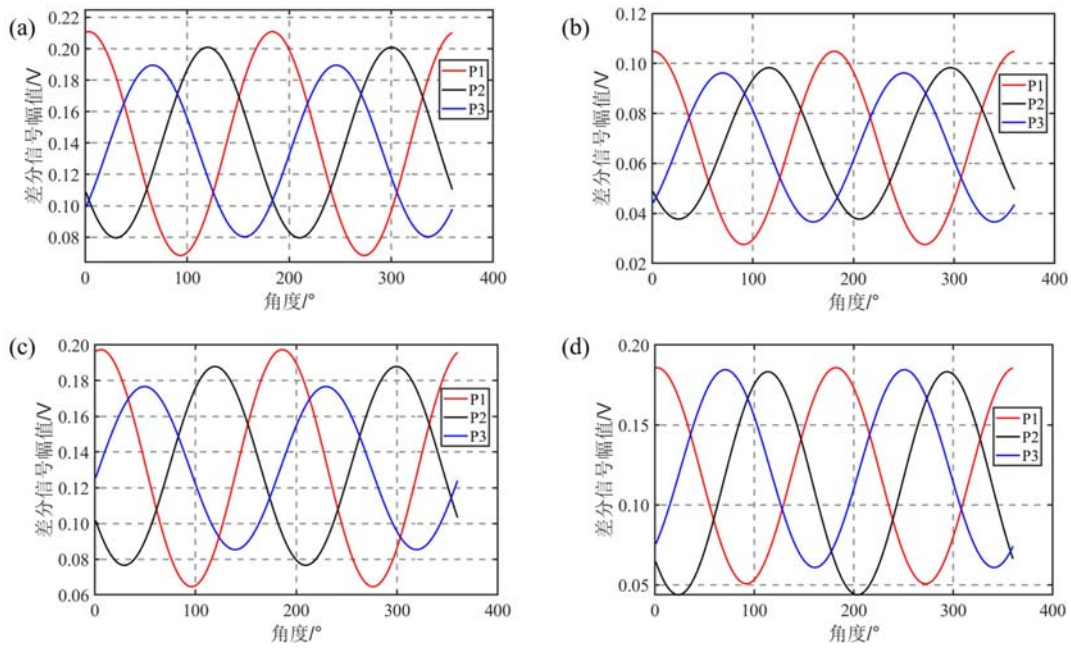


图 20 检出线圈周向扫描信号:(a)9号试件;(b)8号试件;(c)7号试件;(d)6号试件

Fig. 20 Circumferential scan signals of the pickup coil: (a) specimen #9;

(b) specimen #8; (c) specimen #7; (d) specimen #6

角度随探头放置角度相应增加。

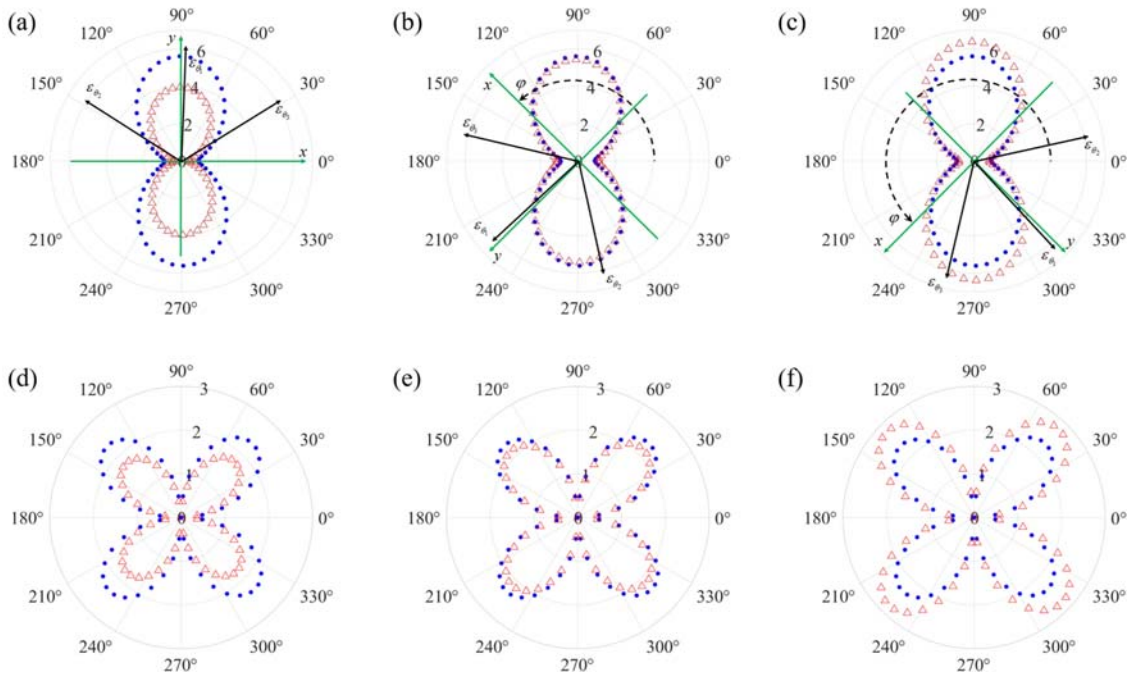


图 21 正应变与切应变测量结果:(a)0°,正应变;(b)135°,正应变;(c)225°,正应变;
(d)0°,切应变;(e)135°,切应变;(f)225°,切应变(圆点标记为实际值;三角标记为测量值)

Fig. 21 Positive and tangential strain measurements: (a)0°, positive strain; (b)135°, positive strain;

(c)225°, positive strain; (d)0°, tangential strain; (e)135°, tangential strain;

(f)225°, tangential strain (dot markers are actual values; triangle markers are measured values)

图 21 表明,三相品字形探头可以有效测量正应变和切应变分布。只要标定了探头测量的 3 个正应变角度和检出信号与正应变大小的关系,就能通过三相品字形探头测量得到 3 个不同方向的正应变,进而得到双轴变形周向应变分布状态,也即本文所提出的三相品字形探头和相应双轴塑性变形定量涡流

检测方法可以对双轴塑性变形进行有效的定量无损评价。

5 结论

本研究针对核电典型结构材料奥氏体不锈钢实际复杂的双轴塑性变形损伤状态无损评价问题,通过理论分析、数值模拟和实验验证进行了涡流无损评价研究。主要得到了以下结果:

(1) 基于 304 不锈钢单轴塑性变形和电磁属性的关系曲线,建立了双轴塑性变形条件下材料的周向电磁属性分布,通过测量材料电导率周向分布进行了实验验证,并进一步基于实验结果得到了切应变对电导率影响较小的结论。

(2) 设计了三相品字形方向性探头构型,并分析了其检出机理,基于皮尔逊相关系数建立了双轴塑性变形定量涡流检测方法,数值模拟结果表明该方法在主应变不同方向、不同大小时均能有效测量正应变和切应变的周向分布状态。

(3) 通过搭建的实验系统进行了验证性实验,结果表明检出差分信号幅值随正应变分布呈现周向分布,通过品字形探头可测量 3 个角度的正应变,进而得到双轴塑性变形周向应变分布状态,验证了本研究所提出的双轴塑性变形定量检测方法的有效性。

参考文献:

- [1] 郑宽,徐志成,鲁刚,等. 高比例新能源电力系统演化进程中核电与新能源协调发展策略[J]. 中国电力, 2021, 54(7): 27-35 (ZHENG Kuan, XU Zhicheng, LU Gang, et al. Coordinated development strategy for nuclear power and new energy in the evolution process of power system with high penetration of new energy[J]. Chinese Electric Power, 2021, 54(7):27-35 (in Chinese))
- [2] 刘伟. 压水堆核电站在役检查用无损检测技术发展概况[J]. 科技视界, 2020(17):197-199 (LIU Wei. Development of nondestructive testing technology for in-service inspection of pressurized water reactor nuclear power plant[J]. Science & Technology Horizon, 2020(17):197-199 (in Chinese))
- [3] 聂勇,张建军. 中国核电站在役检查领域的国际交流与自主创新[J]. 无损检测, 2007, 29(10): 557-559 (NIE Yong, ZHANG Jianjun. The situation of in-service inspection for nuclear power plant in China[J]. Nondestructive Testing, 2007, 29(10):557-559 (in Chinese))
- [4] 李云飞,陈振茂. 基于非线性涡流的结构材料塑性损伤评价[J]. 振动、测试与诊断, 2015, 35(1):112-115 (LI Yunfei, CHEN Zhenmao. Nonlinear eddy current testing method for nondestructive evaluation of plastic damage in structural materials[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2015, 35(1):112-115 (in Chinese))
- [5] 李云飞,陈振茂. 基于瞬态 Ar 方程的非线性涡流无损评价数值模拟[J]. 无损检测, 2014, 36(4):1-4 (LI Yunfei, CHEN Zhenmao. Numerical simulation of nonlinear eddy current testing based on transient Ar formulation[J]. Nondestructive Testing, 2014, 36(4):1-4 (in Chinese))
- [6] 胡钢,许淳淳,袁俊刚. 奥氏体 304 不锈钢形变诱发马氏体相变与磁记忆效应[J]. 无损检测, 2008, 30(4):216-219 (HU Gang, XU Chunchun, YUAN Jungang. Deformation induced martensite transformation and its magnetic memory effect of austenitic 304 stainless steel[J]. Nondestructive Testing, 2008, 30(4):216-219 (in Chinese))
- [7] 卢沛,卢志明,杜斌康,等. 拉伸塑性变形对 304 不锈钢马氏体相变规律的影响[J]. 轻工机械, 2013, 31(5):88-91 (LU Pei, LU Zhiming, DU Binkang, et al. Effect of tensile plastic deformation on martensite transformation for 304 stainless steel[J]. Light Industry Machinery, 2013, 31(5):88-91 (in Chinese))
- [8] XIE S, WU L, TONG Z, et al. Influence of plastic deformation and fatigue damage on electromagnetic properties of 304 austenitic stainless steel[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2018, 54(8):1-10.
- [9] LIU Y, HU B, LAN X, et al. Micromagnetic characteristic changes and mechanism induced by plastic deformation of 304 austenitic stainless steel[J]. Materials Today Communications, 2021, 27:102188.
- [10] SATO S, URAYAMA R, SATO T, et al. Quantitative evaluation of residual strain in austenitic stainless steels using electromagnetic nondestructive evaluation[J]. ISEM, 2013, 2(5):77-78.
- [11] XIE S, CHEN Z, CHEN H E, et al. Evaluation of plastic deformation and characterization of electromagnetic properties using pulsed eddy current testing method[J]. International Journal of Applied Electromagnetics and

- Mechanics, 2014, 45:755–761.
- [12] BAI P, SHI P, ZHAO Y, et al. Joint effect of residual stress and plastic deformation on pulsed eddy current response signals in 304 austenitic stainless steel [J]. International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 2020, 63(1):19–30.
- [13] MATSUMOTO T, UCHIMOTO T, TAKAGI T, et al. Investigation of electromagnetic nondestructive evaluation of residual strain in low carbon steels using the eddy current magnetic signature (EC-MS) method [J]. Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 2019, 479:212–221.
- [14] WANG N, LIU X, YANG J, et al. Evaluation of the residual plastic deformation in low-carbon steel with the oscillatory rotating eddy current method [J]. Journal of Nondestructive Evaluation, 2021, 40(3):1–8.
- [15] XIN J, LEI N, UDPA L, et al. Rotating field eddy current probe with bobbin pickup coil for steam generator tubes inspection [J]. NDT & E International, 2013, 54:45–55.
- [16] YE C, XIN J, SU Z, et al. Novel transceiver rotating field nondestructive inspection probe [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2015, 51(7):1–6.
- [17] ZHANG N, YE C, PENG L, et al. Novel array eddy current sensor with three-phase excitation [J]. IEEE Sensors Journal, 2019, 19(18):7896–7905.

Research on quantitative eddy current testing of biaxial plastic deformation based on a directional probe

ZENG Xinlei^{1,2}, WAN Qiang³, CHEN Wenzhang¹, YAN Shunping³,
LI Yue¹, REN Shuting¹, XIE Shejuan¹, CHEN Zhenmao¹

(1. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, Shaanxi Engineering Research Center of Nondestructive Testing and Structural Integrity Evaluation, School of Aerospace Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, Shaanxi, China; 2. Department of Strength Design, AVIC the First Aircraft Institute, Xi'an 710089, Shaanxi, China; 3. Institute of Systems Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621999, Sichuan, China)

Abstract: During the operation of nuclear power plant structures, components can undergo plastic deformation due to unexpected loads such as earthquakes, which can pose a threat to the structural safety. The stress deformation of actual components is often complex biaxial deformation, and there is currently limited research on biaxial plastic deformation detection. This paper focused on the typical austenitic stainless steel material in nuclear power plants. Based on the relationship between its uniaxial plastic deformation and electromagnetic properties and combined with the Mohr circle theory, the circumferential electromagnetic property distribution calculation formula of the material under biaxial plastic deformation conditions is established and experimentally verified. Furthermore, the conclusion that cutting strain has little effect on conductivity is drawn based on experimental results. A three-phase pancake directional probe configuration is proposed, and the detection mechanism is analyzed by numerical simulation. Based on the Pearson correlation coefficient, a biaxial plastic deformation quantitative eddy current detection method is established, which is numerically validated. Finally, a pancake sensor is fabricated, an experimental system is set up, and the effectiveness of the biaxial plastic deformation quantitative detection method developed in this study is verified through experiments.

Keywords: austenitic stainless steel; biaxial plastic deformation; electromagnetic properties; eddy current testing; pancakes probe