

# 热-结构耦合作用下压电式力传感器热应力分析

周远琴, 李映君, 李宏宇, 王桂丛

(济南大学机械工程学院, 250022, 济南)

**摘要:** 针对极端环境下高温传感器的可靠性受限于热应力, 导致传感器零漂和温漂甚至失效的问题, 提出了一种基于热-结构耦合的高温压电式力传感器热应力计算方法及其有限元模型。基于平衡方程和热-弹性理论, 建立了传感器热弹性力学物理方程, 分析了封装材料和温度对压电式力传感器热应力的影响规律。通过分析高温环境下压电式力传感器的热应力分布, 确定传感器应力集中位置。对传感器热应力进行溯源, 得到封装材料和晶组材料的热膨胀系数不一致导致热失配应力产生。将随机振动功率谱密度转换为加速度时域信号, 利用多物理场耦合方法, 分析得到传感器的最大热应力为 134.61 MPa, 小于材料的屈服强度 300 MPa, 验证了传感器在高温、高压和随机振动综合环境下具有良好的可靠性。通过研究氧化铝和氧化锆绝缘层对传感器最大热应力的影响, 研究表明, 温度为 420 °C 时氧化铝绝缘层传感器的最大热应力比无绝缘层传感器的最大热应力小 9.18 MPa, 比氧化锆绝缘层传感器最大热应力小 79.31 MPa, 该工作可为高温环境下减小传感器热应力措施提供一定的参考。

**关键词:** 高温传感器; 热应力; 多物理场; 压电

**中图分类号:** TH82 **文献标志码:** A

**DOI:** 10.7652/xjtuxb202501018 **文章编号:** 0253-987X(2025)01-0194-12

## Thermal Stress Analysis of Piezoelectric Force Sensors under Thermal-Structural Coupling

ZHOU Yuanqin, LI Yingjun, LI Hongyu, WANG Guicong

(School of Mechanical Engineering, University of Jinan, Jinan 250022, China)

**Abstract:** To address the issue of limited sensor reliability in extreme environments due to thermal stress, leading to sensor zero drift, temperature drift and even failure, a thermal stress calculation method and finite element model for high-temperature piezoelectric force sensors based on thermal-structural coupling. Based on the equilibrium equation and the thermal-elastic theory, the physical equation of thermoelastic mechanics of the sensor is established, and the impact of packaging material and temperature on the thermal stress of the piezoelectric force sensor is analyzed. By examining the thermal stress distribution of the piezoelectric force sensor in high-temperature environments, the areas of stress concentration within the sensor are identified. Tracing back the thermal stress of the sensor reveals that thermal mismatch stress arises from the disparity in the thermal expansion coefficients between the packaging material and the crystalline

收稿日期: 2024-03-20。 作者简介: 周远琴(1999—), 女, 硕士生; 李映君(通信作者), 男, 教授, 硕士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51875250); 山东省自然科学基金资助项目(ZR2023ME109); 济南市“新高校 20 条”科研带头人工作室资助项目(202228116)。

网络出版时间: 2024-10-21

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20241017.1708.004>

material. The random vibration power spectral density is converted into an acceleration time-domain signal, and the sensor's thermal stress is analyzed using a multi-physics coupling method, yielding a maximum stress of 134.61 MPa, which is below the material's yield strength by 300 MPa, confirming the sensor's reliability in high-temperature, high-pressure, and random vibration environments. An examination of the impact of alumina and zirconia insulation on the sensor's maximum thermal stress shows that at 420 °C, the maximum thermal stress of the alumina-insulated sensor is 9.18 MPa lower than that of the non-insulated sensor and 79.31 MPa lower than that of the zirconia-insulated sensor. The research provides insights for reducing thermal stress in sensors in high-temperature environments.

**Keywords:** high-temperature sensors; thermal stress; multiphysical fields; piezoelectric

高温环境下力测量技术在工业、航空航天、石油勘探等领域具有广阔的应用前景<sup>[1-2]</sup>。此类极端环境测试条件不仅要求传感器能够在高温环境下正常工作,而且需要满足高精度测量的要求,−50~450 °C 温度范围内传感器的灵敏度温漂的要求小于等于 ±5%<sup>[3]</sup>。

目前,具有压阻式、电容式、压电式、光学式和摩擦电式 5 种工作机制的高温传感器已被广泛研究<sup>[4]</sup>。单存良等<sup>[5]</sup>设计了一种最大量程为 1.5 MPa 的绝缘体上硅(SOI)压阻式压力传感器。压阻式传感器的长期稳定性较差,国外对该种传感器的相关技术实施长期封锁<sup>[6]</sup>,如果用于高温环境测量,传感器在封装设计上仍有技术问题需要解决。Osipov 等<sup>[7]</sup>研究了用于电容式传感器设计的碳化硅干法刻蚀技术,开发了一种优化的等离子化学蚀刻(PCE)工艺。由于高制作成本和高难度工艺,SiC 薄膜难以大规模生产。Li 等<sup>[8]</sup>提出了一种具有集成信号转换电路的电容式压力传感器。由于电容式传感器容易受到电磁干扰、结构强度低,不适用于极端环境。光学传感器体积小,不受电磁干扰,易应用于遥感,具有高弹性,并具有多路复用和分布式传感的能力<sup>[9]</sup>。Amorebieta 等<sup>[10]</sup>研制了一种用于高温测量的小尺寸和紧凑封装的光学传感器,优点在于它是无源的,但是在高温环境下,光学式传感器的灵敏度和精度无法保证。由于电力输出较弱且调制器电路复杂,由压电和电磁发电机驱动的惯性传感器不能被视为真正的自供电传感器<sup>[11]</sup>。相对于其他高温传感器,高温压电传感器利用压电材料的正压电效应进行测量,具有自发电、使用温度高、体积小、抗电磁干扰能力强、寿命长、可靠性高等优点,对发动机健康评估、故障诊断起到关键作用<sup>[12-13]</sup>。

传感器特性的温度依赖性仍然是一个需要跨越的障碍<sup>[14]</sup>。Wang 等<sup>[15]</sup>设计了一种用于厚/薄膜传

感器的热匹配多层陶瓷复合绝缘层。刘石豪等<sup>[16]</sup>采用正负温度系数的压电元件堆叠设计,以抵消温度变化的影响,进而降低温度漂移。Zhang 等<sup>[17]</sup>通过实验研究了不同温度和厚度灌封胶在压力传感器中引起的热应力影响。高温压电材料是传感器的关键核心敏感元件,决定着压电传感器的使用性能<sup>[18]</sup>。如果压电陶瓷的服役温度超过了其居里温度的一半,会引起压电陶瓷严重的退极化,会导致压电性能衰退甚至失能<sup>[19]</sup>。

针对以上问题,本文将基于热力学方程,建立压电式传感器仿真模型,对其划分网格并施加温度载荷和约束。为分析不同封装材料和温度对传感器的影响规律,建立传感器在高温环境下的仿真流程,开展热-结构耦合仿真研究。

## 1 传感器热应力耦合计算方法

### 1.1 温度场计算

根据傅里叶定律和热量守恒得到压电式传感器各零部件之间的热传导控制方程<sup>[20]</sup>,如下式

$$\rho_T c_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_T \nabla T + Q \tag{1}$$

式中:  $\rho_T$  是温度为  $T$  时传感器材料的密度;  $c_p$  为材料的比定压热容;  $T$  为温度;  $t$  为时间;  $k_T$  为温度材料的热导率;  $Q$  为热源。

将式(1)在直角坐标系上展开得

$$\rho_T c_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz = k_T \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] + Q \tag{2}$$

稳态传热时  $\partial t \rightarrow 0$ , 传感器材料热导率不随温度变化时,将式(2)简化为

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = 0 \tag{3}$$

当压电式传感器表面或传感器内部与空气相接

触时,由于温度差异导致的热量传递过程为热对流。热流密度用牛顿冷却方程定义为

$$q = hA_s(T_s - T_b) \quad (4)$$

式中:  $q$  为热流密度;  $h$  为对流换热系数;  $A_s$  为传感器暴露于流体的面积;  $T_s$  为固体表面温度;  $T_b$  为空气温度。

为求得传感器温度场的精确解,需要先确定初始条件和边界条件。传感器的初始条件即为传感器初始的温度,表示为

$$T|_{t=0} = T_0(x, y, z, t) \quad (5)$$

式中:  $T_0$  为传感器初始温度。

传感器的边界条件为第一类边界条件,传感器温度由边界处温度确定,表示为

$$T|_{x=0} = T_e(x, y, z) \quad (6)$$

式中:  $T_e$  为传感器受到的温度载荷。

传感器与空气的接触属于第三类边界条件,壳体表面与空气之间的对流传热符合傅里叶定律

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_s - T_0) \quad (7)$$

式中:  $\partial T / \partial n$  为传感器壁面的法线方向温度。

## 1.2 热应力分析

基于胡克定律和热传递基本规律,考虑温度对结构的影响,对传感器热弹性力学的变化规律进行分析。传感器材料为各向同性,即传感器的热性能和机械性能(导热系数、热膨胀系数、弹性常数)各向同性<sup>[21]</sup>。热性能不稳定是传感器应用中最普遍的障碍。高温环境下,压电式力传感器受热膨胀,但传感器两端为固定端约束,不能自由变形而导致热应力产生。同时,传感器由封装结构和晶组组成,封装材料是 inconel601,晶组材料是掺杂形成的, inconel601 封装与掺杂晶组的热膨胀系数不一致,从而导致热应力产生。

假设传感器的一个单元为  $O$ , 正方体  $O$  边长为  $dx, dy, dz$ ,  $O$  的坐标为  $(x, y, z)$ , 单元  $O$  所受外力合力等于 0 时为平衡状态,表达式如下

$$\begin{cases} f_x + \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} = 0 \\ f_y + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial z} = 0 \\ f_z + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = 0 \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} \sigma_{xy} = \sigma_{yx} \\ \sigma_{yz} = \sigma_{zy} \\ \sigma_{zx} = \sigma_{xz} \end{cases} \quad (9)$$

式中:  $f_x, f_y, f_z$  分别为微元  $O$  在  $x, y, z$  方向所受

的体积力;  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  分别为微元  $O$  在  $x, y, z$  方向所受的正热应力;  $\sigma_{xy}, \sigma_{yx}, \sigma_{yz}, \sigma_{zy}, \sigma_{zx}, \sigma_{xz}$  分别为微元  $O$  在 6 个面上的剪切应力。

传感器在温度和应力共同作用下产生应变,热-弹性理论方程中应变由以下两个应变组成<sup>[22]</sup>

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^T \quad (10)$$

式中:  $\epsilon_{ij}^e$  和  $\epsilon_{ij}^T$  分别表示弹性应变和热应变。

热应变  $\epsilon_{ij}^T$  与温度变化为线性函数

$$\epsilon_{ij}^T = \alpha(T - T_0) \quad (11)$$

将计算得到的温度场映射到静力学模型中,获得总的正应变分量为

$$\begin{cases} \epsilon_{xx} = \frac{1}{E} [\sigma_{xx} - \mu(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] + \alpha(T - T_0) \\ \epsilon_{yy} = \frac{1}{E} [\sigma_{yy} - \mu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz})] + \alpha(T - T_0) \\ \epsilon_{zz} = \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \mu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] + \alpha(T - T_0) \end{cases} \quad (12)$$

式中:  $\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \epsilon_{zz}$  分别为  $x, y, z$  方向上的正热应变;  $E$  为传感器材料的弹性模量;  $\mu$  为传感器材料的泊松比;  $\alpha$  为传感器材料的热膨胀系数。

剪切应变分量为

$$\begin{cases} \epsilon_{xy} = \frac{2}{E} (1 + \mu) \sigma_{xy} \\ \epsilon_{yz} = \frac{2}{E} (1 + \mu) \sigma_{yz} \\ \epsilon_{zx} = \frac{2}{E} (1 + \mu) \sigma_{zx} \end{cases} \quad (13)$$

式中:  $\epsilon_{xy}, \epsilon_{yz}, \epsilon_{zx}$  分别为  $x, y, z$  方向上的剪切热应变。

体积应变为

$$\theta = \epsilon_{xx} + \epsilon_{yy} + \epsilon_{zz} \quad (14)$$

由式(14)平衡方程和热-弹性理论方程求解应力分量,热弹性力学物理方程用形变分量与变温  $T - T_0$  表示,如下式

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \lambda\theta + 2G\epsilon_{xx} - \beta(T - T_0) \\ \sigma_{yy} = \lambda\theta + 2G\epsilon_{yy} - \beta(T - T_0) \\ \sigma_{zz} = \lambda\theta + 2G\epsilon_{zz} - \beta(T - T_0) \\ \sigma_{xy} = G\epsilon_{xy}; \sigma_{yz} = G\epsilon_{yz}; \sigma_{zx} = G\epsilon_{zx} \end{cases} \quad (15)$$

式中:  $\lambda, G$  均为拉梅系数;  $\beta$  为热应力系数,可以用  $\mu, E, \alpha$  的组合进行表示

$$\begin{cases} \lambda = \frac{E\mu}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \\ G = \frac{E}{2(1 + \mu)} \\ \beta = \frac{E\alpha}{1 - 2\mu} \end{cases} \quad (16)$$

基于式(12)和式(15)可得

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D}(\boldsymbol{\varepsilon} + \boldsymbol{\varepsilon}^T)$$

(17)

式中:  $\boldsymbol{\sigma}$  为应力;  $\boldsymbol{\varepsilon}$  为传感器总应变;  $\boldsymbol{\varepsilon}^T$  为热应变;  $\boldsymbol{D}$  为弹性矩阵, 表达式为

$$\boldsymbol{D} = \frac{E}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \cdot$$
$$\begin{bmatrix} 1 - \mu & \mu & \mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 - \mu & \mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 - \mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1 - \mu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1 - \mu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1 - \mu}{2} \end{bmatrix}$$

(18)

从式(1)和式(16)可以看出, 传感器仿真模型中各组成部分的材料物理参数包含密度、弹性模量、泊松比和热膨胀系数。

等效应力即传感器热应力由下式<sup>[23]</sup>计算

$$\sigma_{eqv} =$$
$$\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2]}$$

(19)

2 传感器有限元模型

传感器的可靠性是决定传感器实际应用的重要依据<sup>[24]</sup>, 通过分析高温环境下压电式力传感器的热应力可以减少试验次数、成本和时间。传感器有限元模型用于研究传感器在高温下温度和壳体材料对其可靠性的影响规律, 传感器结构如图 1 所示。

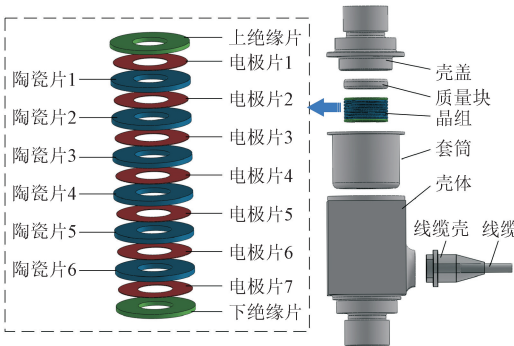


图 1 传感器结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the sensor structure

传感器由壳盖、质量块、晶组、套筒、壳体、线缆和线缆壳组成。压电式传感器主要依据晶组的正压

电效应工作, 晶组包括上绝缘片、下绝缘片、6 片陶瓷片和 7 片电极片。建模时晶组与套筒同轴心配合, 陶瓷片与电极片交替叠加。传感器模型中各零件的结构尺寸和材料参数与实际的高温压电式力传感器样品相同, 材料参数见表 1。在热应力仿真过程中, 假设仿真模型已经完成装配和焊接。

表 1 传感器各结构材料参数

Table 1 Parameters of each structural material of the sensor

| 材料                                             | 密度/<br>(kg · m <sup>-3</sup> ) | 弹性模量/<br>GPa | 泊松比   | 热膨胀系数/<br>10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> |
|------------------------------------------------|--------------------------------|--------------|-------|---------------------------------------------|
| Inconel601 <sup>[25]</sup>                     | 8 100                          | 206.5        | 0.272 | 11.0                                        |
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> <sup>[26]</sup> | 3 580                          | 281.0        | 0.204 | 7.8                                         |
| ZrO <sub>2</sub> <sup>[27]</sup>               | 4 150                          | 380.0        | 0.300 | 8.1                                         |
| 压电陶瓷                                           | 6 100                          | 155.0        | 0.280 | 8.0                                         |

当传感器处在高温环境下, 晶组的热应力分布无法测量。由于传感器各零件材料的热膨胀系数差异导致了热失配应力的产生, 故热失配应力引起的温度漂移也无法测量, 致使测量结果会有很大的不确定性。根据零件的几何形状进行合理的网格划分, 可以使传感器热应力仿真结果更精确。由于电极片、陶瓷、绝缘片和质量块为环形, 因此采用 Sweep 方法划分网格, 线缆采用 Multizone 方法划分网格, 壳体形状较为复杂, 采用 Hex Dominant 方法划分网格, 传感器各部件网格尺寸均设置为 0.3 mm。对传感器接触区域进行细化, 从而提高了仿真结果的精度, 传感器的网格划分如图 2 所示。

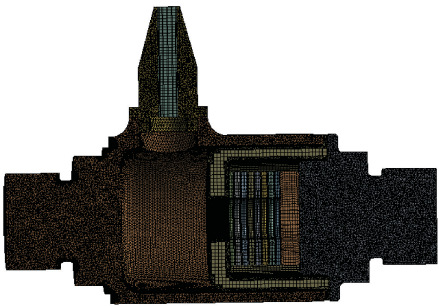


图 2 传感器的网格划分

Fig. 2 Meshing of sensors

对传感器网格进行不同程度的加密, 网格无关性验证见表 2。比较 4 种网格方案对应的传感器最大热应力和最低温度, 可以看出, 在网格数达到 273 万后, 传感器的最大热应力相对误差小于 1%, 最终选用 273 万的网格数作为最终的网格划分方案。



表 2 网格无关性验证

Table 2 Mesh independent verification

| 网格数   | 最低温度/℃ | 最大热应力/MPa |
|-------|--------|-----------|
| 165 万 | 428.90 | 138.87    |
| 273 万 | 428.88 | 134.23    |
| 452 万 | 428.98 | 135.88    |
| 727 万 | 428.77 | 134.45    |

模拟实际工作环境,压电式力传感器有限元模型的边界条件设置如图 3 所示。传感器外表面温度载荷为 500 ℃,传感器内部空气与传感器自然对流,并且传感器两端被固定约束,自由度为 0。通过对有限元求解结果进行分析,评估热应力对传感器可靠性的影响规律。为了减小计算量,做出以下假设:①传感器所受的温度载荷和压力载荷均匀分布;②不考虑热辐射;③零件接触为理想接触;④晶组在壳体内部正中心,不因受到温度冲击而发生偏移;⑤只考虑传感器受力方向的材料属性;⑥忽略温度对材料密度的影响。

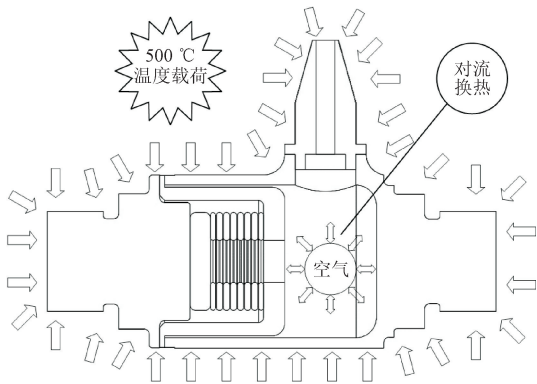


图 3 传感器的边界条件

Fig.3 Boundary conditions of the sensor

3 结果与讨论

3.1 温度和壳体材料对传感器热应力分布的影响

当传感器长时间工作在高温环境时,热载荷会导致热应力和热应变的产生。热应力和热应变使晶组发生变形并产生电荷,导致高温压电式力传感器出现零漂和温漂。边界限制致使传感器不能自由膨胀、温度传递时结构的温度梯度和不同材料热膨胀系数的一致是导致热应力产生的主要原因。因此本文分析了温度和壳体材料对传感器的可靠性影响规律。

传感器的封装材料 GH2907、GH2909 的密度

分别设置为 8 280、8 260 kg/m<sup>3</sup>,其他参数如表 3 所示。导入图 1 对应的几何模型,采用逐级加载方式在稳态热模块中添加热载荷,初始温度为 25 ℃,逐步设置温度,对应间隔 20 ℃。传感器与环境之间的自然对流系数为 10 W/mm<sup>2</sup>。热冲击为恒定不变的温度载荷,通过改变稳态温度值研究温度和封装材料对热应力的影响规律,结果如图 4 所示。

表 3 传感器封装材料属性

Table 3 Parameters of the sensor housing

| 材料                     | 温度/℃ | 弹性模量/<br>GPa | 泊松比    | 热膨胀系数/<br>10 <sup>-6</sup> ℃ <sup>-1</sup> |
|------------------------|------|--------------|--------|--------------------------------------------|
| GH2907 <sup>[28]</sup> | 25.0 | 159          | 0.33   | 8.40                                       |
|                        | 8.4  | 100          |        | 0.33                                       |
|                        | 8.1  | 200          |        | 0.32                                       |
|                        | 7.9  | 300          | 147.00 | 0.32                                       |
|                        | 7.8  | 400          | 145.00 | 0.31                                       |
|                        | 8.8  | 500          | 139.00 | 0.32                                       |
| GH2909 <sup>[29]</sup> | 25.0 | 153          | 0.29   | 7.60                                       |
|                        | 7.6  | 100          | 154.00 | 0.28                                       |
|                        | 7.4  | 200          | 157.00 | 0.27                                       |
|                        | 7.2  | 300          | 160.00 | 0.27                                       |
|                        | 7.3  | 400          | 162.00 | 0.28                                       |
|                        | 8.7  | 500          | 162.00 | 0.28                                       |

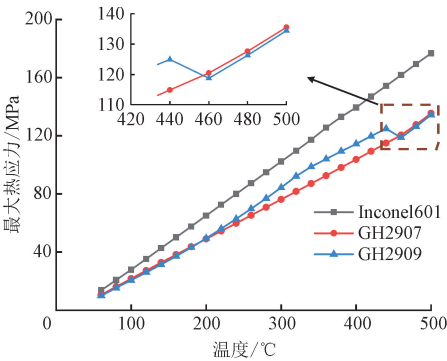


图 4 不同壳体材料的最大热应力

Fig.4 Maximum thermal stress of different shell materials

从图 4 可以看出,当封装材料为 Inconel601 时,传感器的最大热应力为 176.73 MPa,这主要是由于环境温度过高所致。传感器的最大热应力随温度呈线性变化,这种单调线性关系符合热弹性力学的物理规律,即材料参数不变时热应变随温度升高而增大。对于封装材料为 GH2907、温度为 500 ℃ 时,高温压电式力传感器最大热应力为 135.56 MPa。温

度为 450 ℃ 时热应力发生突变, GH2907 发生相变, 热膨胀系数由  $7.8 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  变为  $8.3 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ , 但热应力趋势不变, 这是由于封装材料的热膨胀系数从小于晶组材料的热膨胀系数, 转变成大于晶组材料的热膨胀系数, 热膨胀系数依然不一致。因此, 考虑到结构热适配性对传感器稳定性的影响, 选择高温压电式力传感器的封装材料时需要依据晶组的热膨胀系数来选择。

对于封装材料为 GH2909、温度在 200~320 ℃ 范围变化时, 由于材料的热膨胀系数随温度上升而减小, 导致热应力急剧增长。GH2909 与晶组材料的热膨胀系数差值逐渐增大, 导致热失配应力增大。当温度在 320~440 ℃ 时, 热应力由于材料属性随温度线性变化, 如热膨胀系数随着温度的升高而增大。当温度为 460 ℃ 时, GH2909 发生相变, 热膨胀系数由  $7.3 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  增加为  $8.14 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ , 接近于晶组的热膨胀系数  $8 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。因此, 封装材料的相变会影响传感器的热应力变化规律, 合理选择封装材料时需要考虑材料的相变。

不同温度下传感器封装结构各零件的最大热应力变化规律如图 5 所示。传感器零件热应力由大到小排序都是相同的, 依次为: 壳盖、壳体、下绝缘片、套筒、质量块、上绝缘片、线缆壳、线缆。当环境温度为 500 ℃ 时, 传感器最大热应力出现在传感器壳盖上, 值为 178.03 MPa。由于套筒、壳体和壳盖的结构形状较为复杂, 配合中间没有缝隙, 导致热应力集中分布在套筒、壳体和壳盖的接触面上。

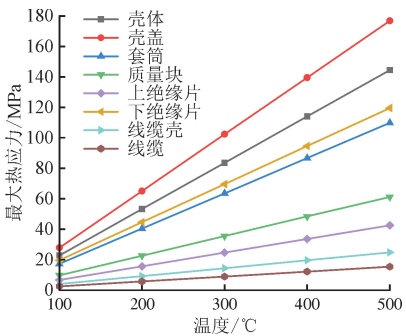


图 5 不同温度下传感器零件的最大热应力

Fig. 5 Maximum thermal stress of the sensor part at different temperatures

不同温度环境下晶组零件的最大热应力变化规律如图 6 所示。数值由大到小排序也都是相同的, 依次为: 陶瓷片 5、陶瓷片 1、陶瓷片 4、陶瓷片 3、陶瓷片 2、陶瓷片 6、电极片 4、电极片 5、电极片 2、电极片 6、电极片 7、电极片 3、电极片 1。从图 6 可知, 当环

境为高温 500 ℃ 时, 晶组最大热应力为 169.79 MPa, 最大热应力分布在传感器零件陶瓷片 5 上。

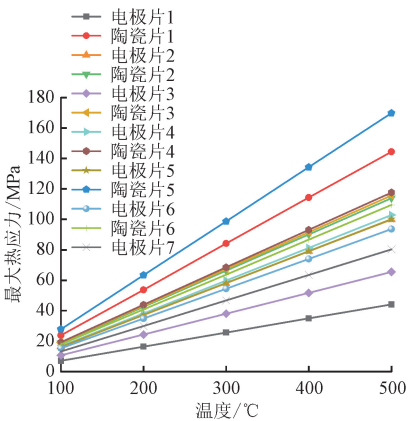


图 6 不同温度下晶组零件的最大热应力

Fig. 6 Maximum thermal stress of the crystalline part at different temperatures

从图 5 和图 6 中可以看出, 在不同温度下最大热应力分布规律是相同的。由此说明当热膨胀系数不变时, 最大热应力分布不随温度改变而变化。

### 3.2 热应力分布

温度引起的热应力会影响传感器长期运行的可靠性。热源的存在会影响整个空间的温度分布情况<sup>[30]</sup>, 为了得到传感器的温度场, 根据线性插值的方法描述温度函数, 在传感器表面加载温度载荷, 得到如图 7 所示传感器的温度场分布。当传感器处于高温环境时, 传感器最高温度达到 500 ℃, 位于整个壳体位置。靠近陶瓷片 1 的温度为 439.20 ℃, 其温度逐渐递减到最低温度 428.88 ℃。由于传感器的封装结构具有隔热作用, 壳盖内侧存在明显的温度梯度, 致使壳盖内侧容易出现热应力集中。

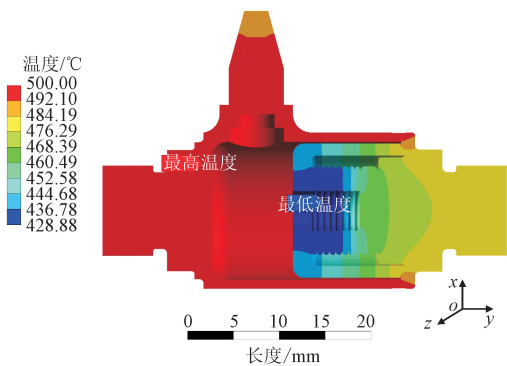


图 7 传感器三维温度场分布

Fig. 7 Three-dimensional temperature field distribution of the sensor

热应力分布的分析能够有助于准确、直观地诊

断传感器异常状况,精确定位传感器易发生破坏位置,并进行破坏溯源。当封装材料为 GH2909 时,将图 7 的传感器三维温度分布映射到静力学模型,得到各个零件上的热应力分布,如图 8 所示。壳盖、壳体、晶组、套筒、线缆、线缆壳、质量块的最大等效热应力分别为 93.46、83.95、134.23、63.76、8.85、15.10、119.20 MPa。每个零件的最大热应力位置都集中在零件与零件之间的接触面上,呈环状分布,

这主要是因为热膨胀系数不一致和传感器装配时零件之间的配合导致热应力累积。在封装结构中,最大热应力出现在壳盖上,这一现象与壳盖结构的复杂性密切相关。同时,壳盖与套筒的接触区域也存在较高的热应力。由于壳盖与套筒采用相同的材料,因此排除了因热膨胀系数不匹配而产生的热应力影响。因此,传感器受到边界约束的限制,无法自由膨胀,成为引发热应力的主要因素。

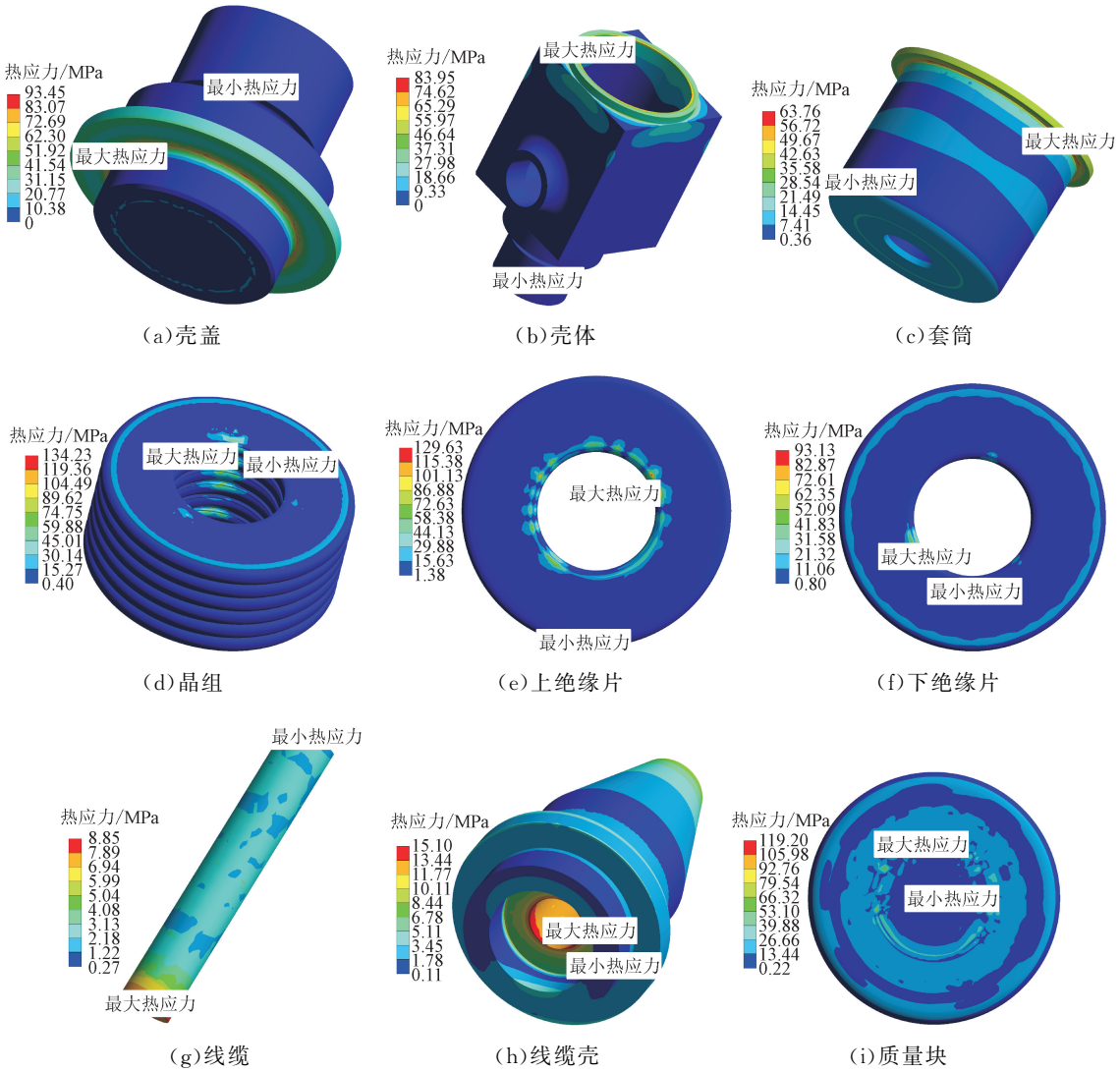


图 8 500 °C 下传感器各个零件的热应力分布

Fig. 8 Thermal stress distribution of each part of the sensor at 500 °C

传感器晶组的最大热应力为 134.23 MPa,位于陶瓷片 5 上。图 9 的陶瓷片 5 热应力云图表明,最大热应力呈环状分布于陶瓷片 5 内环处,陶瓷片 5 热应力梯度从 134.23 MPa 减小到 2.04 MPa,热应力变化剧烈,容易导致陶瓷片损坏。

高温环境下施加热载荷后,由于边界限制和结

构本身的复杂性、温度差和热膨胀系数差异,使得热应力与热应变出现传递和积累的现象。传感器长期应用在这种极端环境中,容易出现高温蠕变失效。由图 9 可以看出,传感器的最大等效热应力小于封装结构的屈服强度 300 MPa<sup>[31]</sup>,表明传感器在 500 °C 的高温环境下有良好的可靠性。

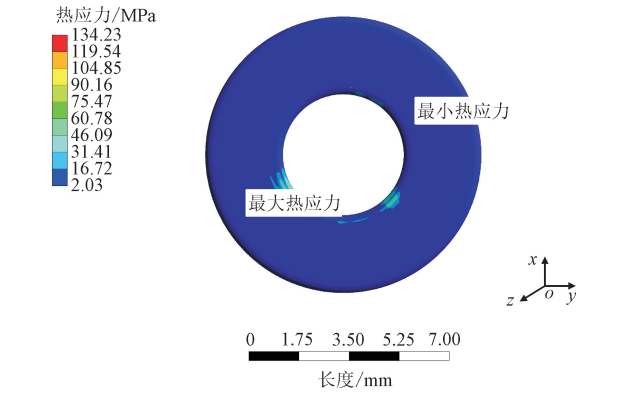


图 9 陶瓷片 5 热应力云图

Fig. 9 Thermal stress contour of ceramic 5

3.3 随机振动对热应力的影响

在实际应用环境中,传感器不仅承受热载荷,还同时承受 1 MPa 的压力和随机振动等多种载荷。一般实验室不具备高温、高压和随机振动 3 个物理场耦合测试的实验条件,因此传感器的可靠性很难直接采用实验测试方法来评定。仿真不仅可以减少实验经费,还可以使传感器的可靠性直观并确定失效点,因此研究多物理场耦合的仿真方法就显得极为重要。

在工程验收过程中,选用符合标准的随机振动谱型,即功率谱密度 (PSD) 曲线,在 10 Hz 时为  $0.16\text{ g}^2/\text{Hz}$ 、在  $50\sim300\text{ Hz}$  频段时为  $0.81\text{ g}^2/\text{Hz}$ 、在  $2\,000\text{ Hz}$  为  $4.21\times10^{-4}\text{ g}^2/\text{Hz}$ ,功率谱密度的总均方根加速度设置为  $11\text{ g}^{[24]}$ ,对应的功率谱密度函数如下式

$$\omega(f) = \begin{cases} 0.81 \times 10^{0.31\text{lb}(f/50)}, & 10 \leq f < 50 \\ 0.81, & 50 \leq f \leq 300 \\ 0.81 \times 10^{-1.21\text{lb}(f/300)}, & 300 < f \leq 2\,000 \end{cases}$$

(20)

式中:  $\omega(f)$  为功率谱密度幅值;  $f$  为频率。

图 10 给出了将 PSD 谱转换为功率谱密度幅值随频率变化。为了实现随机振动功率谱密度频域信号到加速度时域信号的转换,需要借助功率谱和均方根加速度之间的关系得到加速度频域信号,再将其变换为时域信号。将功率谱密度曲线在因变量频域上离散成  $n$  个频率点,采集频率点数  $n$  常取频域的带宽长度  $N$ 。根据功率谱密度的定义,对式 (20) 进行变换,得到加速度随频率变化方程,如下式

$$a(f) = \sqrt{\omega(f)Nf_c}$$

(21)

式中:  $a(f)$  为离散的加速度频域信号,带宽  $N$  取  $2\,000$ ,采集频率  $f_c$  取  $4\,000\text{ Hz}$ 。

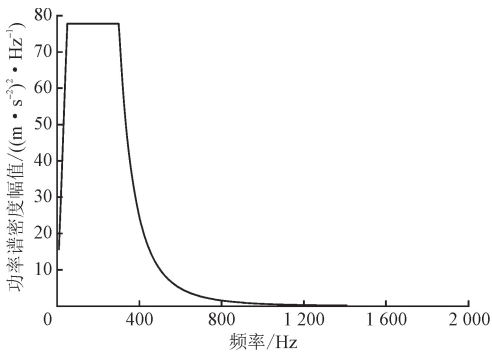


图 10 功率谱密度幅值随频率的变化

Fig. 10 Amplitude curve of power spectral density

进一步通过傅里叶逆变换<sup>[31]</sup>将加速度随频率的变化转化为加速度随时间的变化,如下式

$$f(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F(\omega) e^{i\omega t} d\omega$$

(22)

式中:  $f(t)$  为时域信号函数,对应加速度随时间的变化;  $F(\omega)$  为频域信号函数;  $\omega$  为角频率。

在时域和频域中,加速度  $a(f)$  信号的幅值相同,又由于随机振动是一种不确定的信号,其相位值通过 Matlab 随机生成。联合已知的频率,得到随机振动的时域信号为加速度随时间的变化。由于相位值随机,所以可生成无数个随机振动时域信号,任取其中一种加速度随时间的变化用于仿真分析,如图 11 所示。

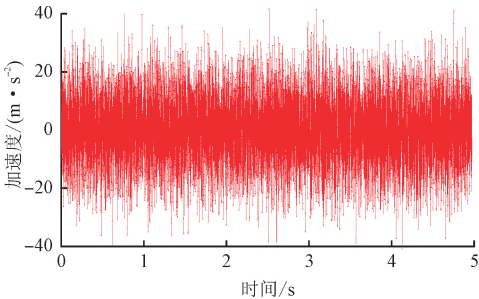


图 11 加速度随时间的变化

Fig. 11 Acceleration curve with time

在垂直于传感器晶组的方向施加如图 11 所示的加速度时域信号,同时在壳体外壳施加 1 MPa 的压力载荷和  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  热载荷,实现高温、高压和随机振动综合环境载荷的加载。导入 Ansys 进行有限元仿真求解,得到传感器各零件热应力云图如图 12 所示。对比热载荷下得到的热应力云图,多物理场耦合得到的大多数零件热应力分布与其相似,只有壳体周围热力发生改变,其原因是壳体上施加的压力导致。将传感器各个零件的最大等效热应力进行对比分析,得到封装结构的大多数零件在多物理场下热应力变小,而晶



组的热应力增大,从 134.23 MPa 增加为 134.61 MPa,传感器的可靠性降低。对比热载荷下得到的热应力云图,随机振动和压力载荷对传感器可靠性影响很

小。结合各零件材料的屈服强度,可以看出图 12 所示的最大等效热应力为 134.61 MPa,小于材料的屈服强度,可知传感器在多物理场环境下不会失效。

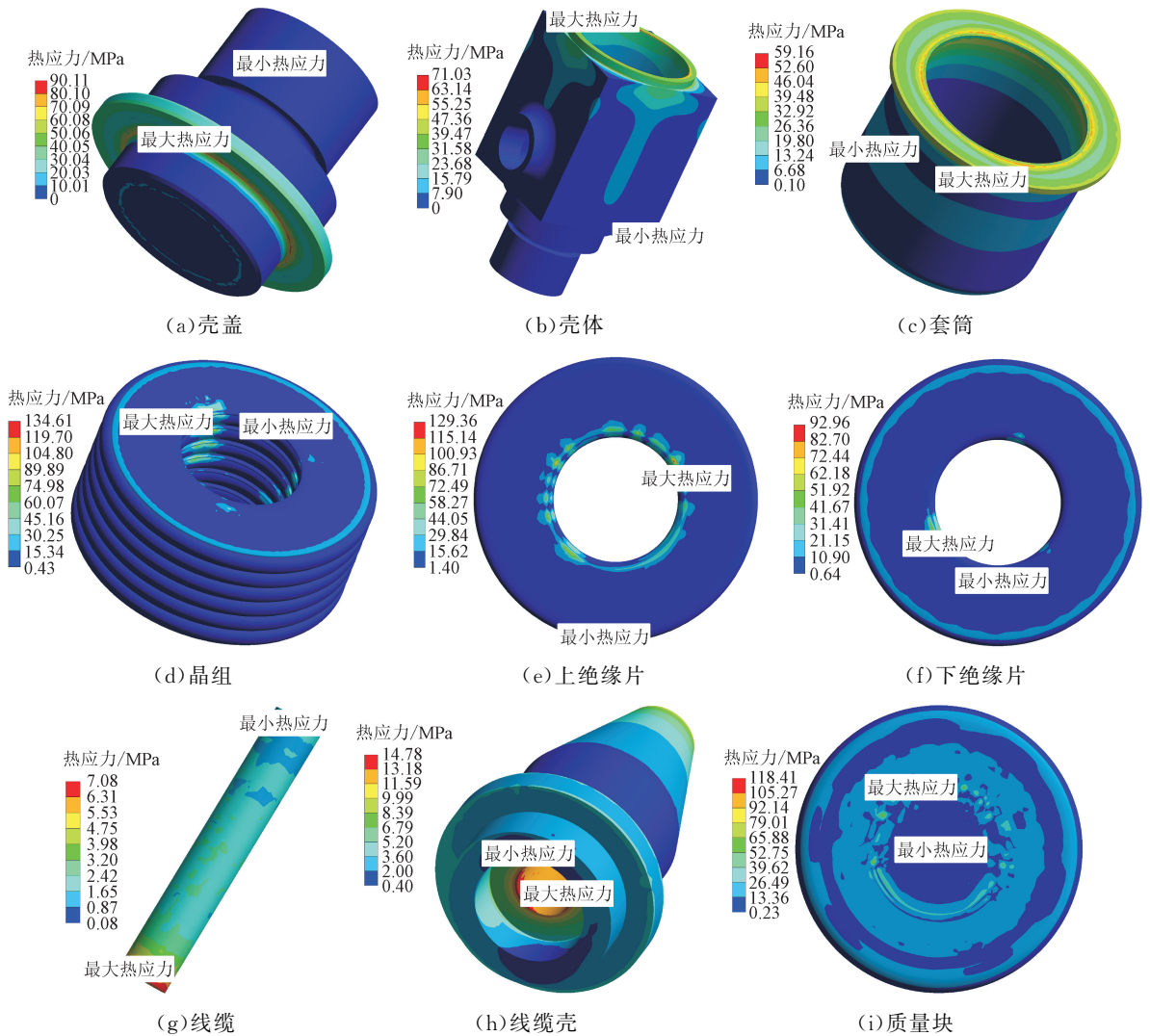


图 12 在 500 °C、1 MPa 和随机振动环境下传感器各个零件的热应力分布

Fig. 12 Thermal stress distribution of each part of the sensor at 500 °C , 1 MPa and random vibration environments

3.4 绝缘片对热应力的影响

由于陶瓷与高温合金的热膨胀系数差异较大,在高温环境下,绝缘层与封装合金的结合界面处存在较大的热应力。这种情况会导致绝缘层的绝缘性能显著降低,从而导致绝缘层分离并增加击穿机会。因此,有必要研究绝缘片对传感器热应力的影响。首先,将 GH2909 固定为封装材料,同时,绝缘片半径为 4.8 mm,与陶瓷片半径相同。

与其他材料相比,Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 的存在可以使传感器充分散热并最大限度地减少残余热应力。氧化锆(ZrO<sub>2</sub>)绝缘材料由于具有优异的隔热性,经常被当作绝缘层使用。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 的热膨胀系数与压电陶瓷接近,在高温 500 °C 时,ZrO<sub>2</sub> 的热膨胀系数介于压电陶瓷和

GH2909 之间。因此,选择 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 和 ZrO<sub>2</sub> 两种材料仿真研究绝缘层对传感器热应力的影响,如图 13 所示。

图 13 所示的仿真结果表明,两种绝缘层的引入能够改变传感器的热应力随温度变化速率,但在 450 °C 前后影响不同。当温度在 200 ~ 440 °C 时,Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 绝缘层热膨胀系数由于介于 GH2909 和压电陶瓷之间,可以降低热应力随温度增加的速率。在 440 °C 时,Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 绝缘层对应的传感器最大热应力为 115.75 MPa,比无绝缘层传感器最大热应力小 9.18 MPa,比 ZrO<sub>2</sub> 绝缘层传感器最大热应力小 79.31 MPa。但是从图 13 可以看出,由于陶瓷层和 ZrO<sub>2</sub> 绝缘层热膨胀系数不匹配,在涂层内部产生很大的热应力,ZrO<sub>2</sub> 绝缘层具有相反的作用。当温度

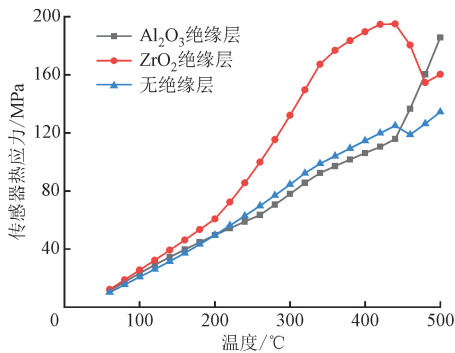


图 13 不同绝缘层材料下传感器热应力随温度的变化  
Fig. 13 Curves of thermal stress of sensors with temperature under different insulating materials

在 440~500 °C 时,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  绝缘层热应力速率增加, 500 °C 时传感器最大热应力从 134.45 MPa 增加为 185.69 MPa。结果表明:在高温环境下,选择介于封装材料和晶组材料热膨胀系数之间的绝缘材料,可以降低传感器的热应力,提高传感器的可靠性。

研究不同绝缘片材料下热应力对传感器温漂的影响,获得不同绝缘片材料下晶组热应力随温度变化规律,如图 14 所示。在温度 500 °C 时,采用  $\text{Al}_2\text{O}_3$  作为绝缘材料,晶组的最大热应力由 58.64 MPa 增加为 61.44 MPa,增大了传感器的温漂。温度在 60~420 °C 范围内,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  绝缘层对应的晶组热应力大于无绝缘层时的晶组热应力。  $\text{ZrO}_2$  绝缘层对应的晶组热应力大于  $\text{Al}_2\text{O}_3$  绝缘层对应的晶组热应力,致使传感器温漂增加。

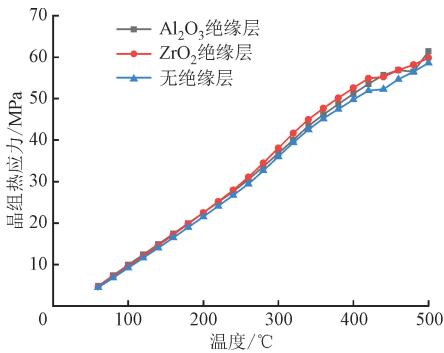


图 14 不同绝缘片材料下晶组热应力随温度的变化  
Fig. 14 Variation curves of thermal stress of crystal group with temperature under different insulating sheet materials

4 结 论

本文在基于压电式力传感器温度场,结合推导得到的热力学方程,通过对该模型进行网格划分,并施加相应的温度载荷与边界约束,开展了热-结构耦

合仿真研究,对比分析高温、高压和随机振动综合环境传感器的热应力分布,得出了以下结论。

(1)通过仿真分析,研究了传感器封装材料和温度对传感器热应力的影响。热应力与温度呈线性关系,但是当封装材料热膨胀系数随温度发生变化,会导致热失配应力增加。

(2)分析了极端环境下传感器热应力集中位置,得到每个零件的最大热应力位置都集中在零件与零件之间的接触面上。在高温环境下,传感器的热应力位于陶瓷片 5 上,数值为 134.23 MPa,该值在其材料的屈服强度内,表明本文设计的耐高温压电式力传感器的封装结构是可靠的。

(3)基于多物理场耦合模型,分析得到随机振动和压力载荷对传感器可靠性影响很小。 $\text{Al}_2\text{O}_3$  绝缘层热膨胀系数由于介于 GH2909 和压电陶瓷之间,可以缓解热应力随温度增加的速率。表明在高温下可以通过选择热膨胀系数介于封装材料和晶组材料热膨胀系数之间的绝缘层来降低热应力。

参考文献:

[1] ZHANG Tianyi, WEI Xueyong, JIANG Zhuangde, et al. Sensitivity enhancement of a resonant mass sensor based on internal resonance [J]. Applied Physics Letters, 2018, 113(22): 223505.

[2] 袁宇鹏,王登攀,李小飞,等. 面向核电状态监测用的压电加速度传感器设计 [J]. 压电与声光, 2019, 41(1): 49-52.

YUAN Yupeng, WANG Dengpan, LI Xiaofei, et al. Design of high sensitive piezoelectric accelerometer for nuclear power status monitoring [J]. Piezoelectrics & Acoustooptics, 2019, 41(1): 49-52.

[3] 聂泳忠,颜黄苹,黄元庆. 铋层状与铋酸锂复合压电陶瓷传感器的温度特性 [J]. 厦门大学学报(自然科学版), 2016, 55(3): 441-444.

NIE Yongzhong, YAN Huangping, HUANG Yuanqing. Temperature characteristics of a  $\text{Bi}_4\text{Ti}_3\text{O}_{12}$ - $\text{LiNbO}_3$  compound piezoelectric ceramic sensor [J]. Journal of Xiamen University (Natural Science), 2016, 55(3): 441-444.

[4] CHEN Yankun, XU Qian, ZHANG Xiuqin, et al. Materials and sensing mechanisms for high-temperature pressure sensors: a review [J]. IEEE Sensors Journal, 2023, 23(22): 26910-26924.

[5] 单存良,梁庭,王文涛,等. 基于 SOI 的 MEMS 高温压阻式压力传感器 [J]. 微纳电子技术, 2021, 58(4): 325-331.

- SHAN Cunliang, LIANG Ting, WANG Wentao, et al. MEMS high temperature piezoresistive pressure sensor based on SOI [J]. *Micronanoelectronic Technology*, 2021, 58(4): 325-331.
- [6] 赵立波, 赵玉龙, 李建波, 等. 倒杯式耐高温高频响应阻式压力传感器 [J]. *西安交通大学学报*, 2010, 44(7): 50-54.
- ZHAO Libo, ZHAO Yulong, LI Jianbo, et al. Inverted-cup high-temperature and high-frequency piezoresistive pressure sensor [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2010, 44(7): 50-54.
- [7] OSIPOV A A, IANKEVICH G A, OSIPOV A A, et al. Silicon carbide dry etching technique for pressure sensors design [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2022, 73: 316-325.
- [8] LI Chen, SUN Boshan, JIA Pengyu, et al. Capacitive pressure sensor with integrated signal-conversion circuit for high-temperature applications [J]. *IEEE Access*, 2020, 8: 212787-212793.
- [9] ZHU Chen, GERALD R E, HUANG Jie. Progress toward sapphire optical fiber sensors for high-temperature applications [J]. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 2020, 69(11): 8639-8655.
- [10] AMOREBIETA J, DURANA G, ORTEGA-GOMEZ A, et al. Packaged multi-core fiber interferometer for high-temperature sensing [J]. *Journal of Lightwave Technology*, 2019, 37(10): 2328-2334.
- [11] MIAO Qianqian, LIU Chaoran, ZHANG Nan, et al. Toward self-powered inertial sensors enabled by triboelectric effect [J]. *ACS Applied Electronic Materials*, 2020, 2(10): 3072-3087.
- [12] JIANG Xiaoning, KIM K, ZHANG Shujun, et al. High-temperature piezoelectric sensing [J]. *Sensors*, 2013, 14(1): 144-169.
- [13] 王天资, 周志勇, 李伟, 等. 高温压电振动传感器及陶瓷材料研究应用进展 [J]. *传感器与微系统*, 2020, 39(6): 1-4.
- WANG Tianzi, ZHOU Zhiyong, LI Wei, et al. Progress in research and application of high temperature piezoelectric vibration sensors and piezo ceramic materials [J]. *Transducer and Microsystem Technologies*, 2020, 39(6): 1-4.
- [14] LIU Yan, WANG Hai, ZHAO Wei, et al. Thermal-performance instability in piezoresistive sensors: inducement and improvement [J]. *Sensors*, 2016, 16(12): 1984.
- [15] WANG Mengzhu, DONG Helei, MAO Xiaobiao, et al. Thermally matched multilayer ceramic composite insulating layers for high-temperature thick/thin-film sensors on nickel-based superalloy [J]. *Ceramics International*, 2024, 50(2): 3852-3860.
- [16] 刘石豪, 张振海, 何光. 高温压电加速度传感器设计与仿真优化 [J]. *压电与声光*, 2023, 45(5): 775-779.
- LIU Shihao, ZHANG Zhenhai, HE Guang. Design and simulation optimization of high-temperature piezoelectric accelerometers [J]. *Piezoelectrics & Acousto-optics*, 2023, 45(5): 775-779.
- [17] ZHANG Yunfan, LI Bowen, LI Hui, et al. Investigation of potting-adhesive-induced thermal stress in MEMS pressure sensor [J]. *Sensors*, 2021, 21(6): 2011.
- [18] 王春明, 陈娟囡, 陆宏婷, 等. 高居里温度铋层状结构铋酸铋钙( $\text{CaBi}_2\text{Nb}_2\text{O}_9$ )压电陶瓷 [J]. *科学通报*, 2021, 66(16): 2061-2070.
- WANG Chunming, CHEN Juannan, LU Hongting, et al. High curie temperature bismuth layer-structured ferroelectric calcium bismuth niobate ( $\text{CaBi}_2\text{Nb}_2\text{O}_9$ ) piezoelectric ceramics [J]. *Chinese Science Bulletin*, 2021, 66(16): 2061-2070.
- [19] 吴金根, 高翔宇, 陈建国, 等. 高温压电材料、器件与应用 [J]. *物理学报*, 2018, 67(20): 1-30.
- WU Jingen, GAO Xiangyu, CHEN Jianguo, et al. Review of high temperature piezoelectric materials, devices, and applications [J]. *Acta Physica Sinica*, 2018, 67(20): 1-30.
- [20] XU Mingtian. A novel numerical method for solving heat conduction problems [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, 103: 285-290.
- [21] LI Qiuhua, HOU Pengfei, SHANG Shouming, et al. Three-dimensional thermal-stress analysis of transversely isotropic double-layer plate based on Green's function [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2022, 227: 107431.
- [22] WANG Cun, YANG Jiajun, HUANG Wei, et al. Numerical simulation and analysis of thermal stress distributions for a planar solid oxide fuel cell stack with external manifold structure [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2018, 43(45): 20900-20910.
- [23] YILBAS B S, ARIF A F M. Material response to thermal loading due to short pulse laser heating [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2001, 44(20): 3787-3798.
- [24] JIN Zhong, TIAN Junwang, TANG Xin, et al. Simulation and reliability testing of leadless package high-temperature pressure sensor [J]. *Microelectronics Journal*, 2022, 129: 105568.

[25] KORKMAZ M E, GUPTA M K, GÜNAY M, et al. Comprehensive analysis of tool wear, surface roughness and chip morphology in sustainable turning of Inconel-601 alloy [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2023, 103: 156-167.

[26] DONG Xue, AN Qiliang, ZHANG Shupeng, et al. Porous ceramics based on high-thermal-stability  $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-ZrO}_2$  nanofibers for thermal insulation and sound absorption applications [J]. Ceramics International, 2023, 49(19): 31035-31045.

[27] KUMAR K S, KALOS P S, AKHTAR M N, et al. Experimental and theoretical analysis of exhaust manifold by uncoated and coated ceramics ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{TiO}_2$  and  $\text{ZrO}_2$ ) [J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2023, 50: 103465.

[28] 陈益哲, 庞玉华, 王建国, 等. GH2907 合金热变形本构方程 [J]. 稀有金属材料与工程, 2019, 48(11): 3577-3584.  
CHEN Yizhe, PANG Yuhua, WANG Jianguo, et al. Constitutive equation for hot deformation of GH2907 superalloy [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2019, 48(11): 3577-3584.

[29] 徐雄, 李钊, 万志鹏, 等. 长期时效对低膨胀高温合金 GH2909 性能的影响 [J]. 材料研究学报, 2021, 35(5): 330-338.  
XU Xiong, LI Zhao, WAN Zhipeng, et al. Effect of long-term aging on properties of low expansion superalloy GH2909 [J]. Chinese Journal of Materials Research, 2021, 35(5): 330-338.

[30] 杜飞, 田镇熊, 刘宏磊, 等. 采用有限体积法的自然对流换热拓扑优化数值方法 [J]. 西安交通大学学报, 2024, 58(8): 103-113.  
DU Fei, TIAN Zhenxiong, LIU Honglei, et al. A numerical method for topology optimization of natural convection heat transfer based on finite volume method [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2024, 58(8): 103-113.

[31] MARTIN R. Noise power spectral density estimation based on optimal smoothing and minimum statistics [J]. IEEE Transactions on Speech and Audio Processing, 2001, 9(5): 504-512.

(编辑 武红江)