



基于旋向匹配的 SMAHC 螺旋弹簧刚度双向调控研究

张子豪¹,柯俊¹,张雅婷^{1,2},鲍洛^{1,3},冯新建⁴

(1. 浙江理工大学机械工程学院,杭州 310018;2. 浙江三花汽车零部件有限公司,杭州 310018;3. 兴宇汽车零部件股份有限公司浙江科创设计分公司,杭州 310018;4. 兴宇汽车零部件股份有限公司,浙江台州 317300)

摘要: 针对传统螺旋弹簧缺乏刚度主动调控能力以及复合材料在热-力耦合环境下性能演化复杂的难题,以形状记忆合金混杂复合材料(Shape memory alloy hybrid composite, SMAHC)螺旋弹簧为研究对象,提出一种基于旋向匹配策略的材料与结构的一体化设计方法,以实现热激励下弹簧刚度的双向调控。采用二维混编工艺,将聚酯纤维与合金丝按不同旋向编织完成样件制备,并基于细观力学构建刚度解析模型;通过设计 Cr20Ni80 对照实验,进行基体热软化与形状记忆合金(Shape memory alloy, SMA)相变增强效应的定量解耦分析。结果表明:构建的刚度解析模型具有良好的预测能力,理论计算结果与实验结果的整体误差控制在 2.5% 以内。SMA 植入方向与弹簧宏观螺旋方向的旋向匹配关系对刚度调控具有决定性影响;正向植入可利用相变回复力补偿基体热软化,使刚度相对提升 15.6%;而反向植入则与基体热软化协同作用,导致刚度下降 37.4%。该研究揭示了基于旋向匹配与力矩矢量叠加的螺旋弹簧刚度双向调控机理,为汽车智能悬架系统的轻量化设计与环境自适应控制提供了新的设计思路与理论参考。

关键词: 变刚度螺旋弹簧;智能材料;形状记忆合金;刚度双向调控;旋向匹配

中图分类号: TB332

文献标志码: A

文章编号: 1673-3851(2026)09-0725-14

引文格式:张子豪,柯俊,张雅婷,等. 基于旋向匹配的 SMAHC 螺旋弹簧刚度双向调控研究[J]. 浙江理工大学学报(自然科学),2026,55(5):725-738.

Reference Format: ZHANG Zihao, KE Jun, ZHANG Yating, et al. Research on bidirectional stiffness regulation of SMAHC helical springs based on helical direction matching[J]. Journal of Zhejiang Sci-Tech University, 2026, 55(5): 725-738.

Research on bidirectional stiffness regulation of SMAHC helical springs based on helical direction matching

ZHANG Zihao¹, KE Jun¹, ZHANG Yating^{1,2}, BAO Luo^{1,3}, FENG Xinjian⁴

(1. School of Mechanical Engineering, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China;
2. Zhejiang Sanhua Automotive Components Co., Ltd., Hangzhou 310018, China; 3. Zhejiang Innovation Design Branch, Xingyu Auto Parts Inc., Hangzhou 310018, China; 4. Xingyu Auto Parts Inc., Taizhou 317300, China)

Abstract: To address the lack of active stiffness regulation in conventional helical springs and the complex performance evolution of composite materials under thermo-mechanical coupling conditions, this study investigated a shape memory alloy hybrid composite (SMAHC) helical spring. A material-structure integrated design method based on a helical direction matching strategy was proposed to achieve bidirectional stiffness regulation of the spring under thermal excitation. A two-dimensional hybrid weaving process was employed to fabricate specimens by interlacing polyester fibers with alloy wires in different helical directions, and an analytical stiffness model was established based on micro-mechanical theory. By

收稿日期: 2025-12-31 网络出版日期: 2026-03-18

基金项目: 国家自然科学基金项目(52102430)

作者简介: 张子豪(2001—),男,安徽亳州人,硕士研究生,主要从事汽车系统动力学与控制、汽车轻量化方面的研究。

通信作者: 柯俊, E-mail: jlukej@163.com

designing a Cr20Ni80 control experiment, the thermal softening effect of the matrix and the phase-transformation-induced strengthening effect of the shape memory alloy (SMA) were quantitatively decoupled. The results showed that the proposed analytical stiffness model exhibited good predictive capability, with the overall error between theoretical predictions and experimental results controlled within 2.5%. The helical direction matching relationship between the SMA embedding direction and the macroscopic helix direction of the spring played a decisive role in stiffness regulation. Specifically, forward embedding could compensate for matrix softening through phase-transformation recovery force, resulting in a 15.6% increase in stiffness, whereas reverse embedding acted synergistically with matrix softening, leading to a 37.4% reduction in stiffness. This study reveals the bidirectional stiffness regulation mechanism of helical springs based on helical direction matching and the superposition of torque vectors, providing new design insights and theoretical reference for the lightweight design and environmentally adaptive control of automotive intelligent suspension systems.

Key words: variable-stiffness helical spring; smart materials; shape memory alloy; bidirectional regulation of stiffness; helical direction matching

0 引言

在全球推进“碳达峰”和“碳中和”的战略背景下,汽车制造业需要通过轻量化与高性能化转型来降低能耗和碳排放^[1]。螺旋弹簧作为汽车悬架中的关键弹性元件,对汽车的燃油经济性和乘坐舒适性具有重要影响。然而,传统定刚度金属螺旋弹簧难以适应复杂多变的服役工况,且耐腐蚀性较差,已难以满足现代汽车对节能和舒适性的综合需求^[2]。相比之下,纤维增强复合材料具备轻量化、高强度及设计灵活性等优势,与传统金属相比不仅重量更轻,还具备优异的疲劳性能和耐腐蚀性能,因而逐渐成为替代金属的理想材料^[3]。

针对轻量化螺旋弹簧的性能提升,现有研究已在结构轻量化方面取得了一定进展。熊志远等^[4]提出了一种空心簧丝结构设计方案,在仅损失5%刚度的情况下,该结构可实现约22.3%的减重,并验证了空心结构在螺旋弹簧轻量化设计中的可行性。在被动变刚度设计方面,李志虎等^[5]针对腰鼓形复合材料弹簧建立了分段刚度预测模型,证实了通过几何参数优化可以实现弹簧刚度的非线性调控。为保证复合材料螺旋弹簧结构的工程可靠性,何俊等^[6]系统分析了不同铺层结构下的失效机理,明确了合理的纤维连续性设计对抑制层间分层的重要性。上述研究在结构轻量化、被动变刚度设计及可靠性方面取得了一定进展,但其刚度调控机制本质上仍属于被动调节,难以实现对复杂服役环境的主动响应。

为突破这一局限,研究者将形状记忆合金(Shape memory alloy, SMA)等智能材料与复合材

料相结合,赋予了复合材料主动响应外界激励并调节自身性能的能力。这种主动调控特性使其成为高性能智能复合材料领域的重要研究方向^[7-9]。在基础结构研究方面,Kumar等^[10]证实了SMA在层合板局部变形控制与损伤修复中的有效性。在智能悬架部件应用方面,杨寅泽等^[11]将SMA驱动器植入复合材料板簧内部,通过分析不同驱动器布置方式下的力学响应,验证了SMA在悬架部件中实现刚度主动调控的可行性与设计潜力。与以弯曲变形为主的板簧不同,螺旋弹簧在压缩工况下,其簧丝截面主要承受剪切与扭转力矩^[12]。为此,Ke等^[13]通过二维编织技术将SMA嵌入复合材料圆管结构中,探究了其对圆管扭转性能的调控规律,证实了SMA相变对复合材料扭转刚度具有显著的增强作用,为SMA应用于同样以扭转变形为主的螺旋弹簧结构提供了参考依据。从力学本质上看,螺旋弹簧在承受轴向压缩载荷时,其簧丝截面主要承受扭转力矩,而形状记忆合金混杂复合材料(Shape memory alloy hybrid composite, SMAHC)的主动抗扭性能具有显著的方向性,其调控效果取决于SMA的植入角度与截面剪切应力方向的相对关系。因此,SMA的植入方式需要和螺旋弹簧结构建立匹配关系,才能发挥SMA产生的回复力对弹簧刚度的调控作用。在此基础上,张雅婷等^[14]对NiTi-玄武岩混编弹簧建立了基于细观力学的静态刚度预测模型,并验证了该模型在室温下的预测精度,为SMAHC螺旋弹簧的参数化设计提供了理论参考。上述研究为SMA在复合弹性元件中的应用奠定了基础,但针对SMAHC螺旋弹簧的主动调控研究仍存在局限。一方面,现有工作多聚焦于静态力学性

能研究或制备工艺验证,对于热激励条件下 SMA 相变诱导的主动变刚度行为仍缺乏系统性研究;另一方面,高温环境诱发的基体热软化效应与 SMA 相变增强效应共存,缺乏有效的实验方法对两者的刚度贡献进行定量解耦。在智能悬架系统中,高温驱动下极易导致复合材料基体因过热而发生力学性能衰退甚至结构失效。因此,如何在保证基体结构完整性的前提下确定合理的热激励工况范围并最大化发挥 SMA 的主动调控效能,是实现该类结构工程应用的关键。此外,SMA 植入旋向与弹簧螺旋几何的匹配规律及其对刚度调控的影响尚未得到揭示,这直接制约了 SMAHC 螺旋弹簧在刚度双向调控领域的进一步应用。

针对上述局限,本文提出了一种基于旋向匹配策略的 SMAHC 螺旋弹簧构型。采用聚酯纤维与 SMA 丝进行二维混编实现材料与结构一体化设计;在细观力学混合律理论的框架下,引入 SMA 相变修正系数构建兼顾基体热软化与 SMA 相变增强效应的刚度解析模型,为结构性能预测提供理论支撑;通过设计 Cr20Ni80 对照组实验,实现对基体软化与 SMA 相变增强效应的定量解耦分析。本文系统揭示了 SMA 植入旋向对刚度调控的决定性作用,克服了传统复合材料弹簧功能单一的局限性。该构型及其调控机制为智能悬架系统的轻量化与环境自适应控制提供了新的技术路径,具有重要的工程应用价值。

1 SMAHC 螺旋弹簧结构设计

为兼顾螺旋弹簧的结构轻量化与刚度主动调控需求,本文提出了 SMAHC 螺旋弹簧的结构设计方

案。首先依据 SMA 相变驱动特性及弹簧受力机理,对比筛选了 3 种典型的 SMA 植入构型,确立了综合力学性能与工艺可行性的二维混杂编织策略;在此基础上,构建了由聚氨酯芯材与 SMA/纤维混编层组成的复合材料结构模型,并确定了样件的关键几何参数。

1.1 SMA 植入构型

变刚度螺旋弹簧的结构较定刚度弹簧更具有多样性^[15-16]。基于弹簧变刚度原理,可设计出对应弹簧结构。图 1 展示了 SMA-复合材料螺旋弹簧不同植入构型的 3 种主要方案:方案 a, SMA 丝作为簧丝芯轴进行植入;方案 b, SMA 丝沿簧丝轴线植入;方案 c, SMA 丝与纤维混杂正交编织^[17-18]。方案 a 变刚度原理与纯 SMA 弹簧一致,且对芯部材料保护性较好,但受到散热效率低、制备工艺复杂等限制。方案 b 通过表面平行植入改善了散热问题,然而由于 SMA 丝缺乏横向约束,极易在制造或服役过程中发生滑移与错位,导致成品一致性差,且面临极高的剥离风险。相比之下,方案 c 采用 SMA 与纤维混杂编织,构建了稳固的机械互锁编织结构,提升了结构整体性与界面结合强度。进一步通过螺旋弹簧的受力分析可知,弹簧轴向压缩时簧丝截面主要承受扭转力矩,通过将 SMA 与聚酯纤维以 45° 进行混编,确保 SMA 的回复力方向与载荷主轴方向一致,相较于其他角度植入能更高效地将 SMA 驱动力转换为宏观的抗扭刚度。在相同刚度下,采用 45° 编织可使材料利用率最大,质量最小^[19]。此外,45° 编织制造简便且成品率高。因此,本文选取方案 c 进行深入分析。

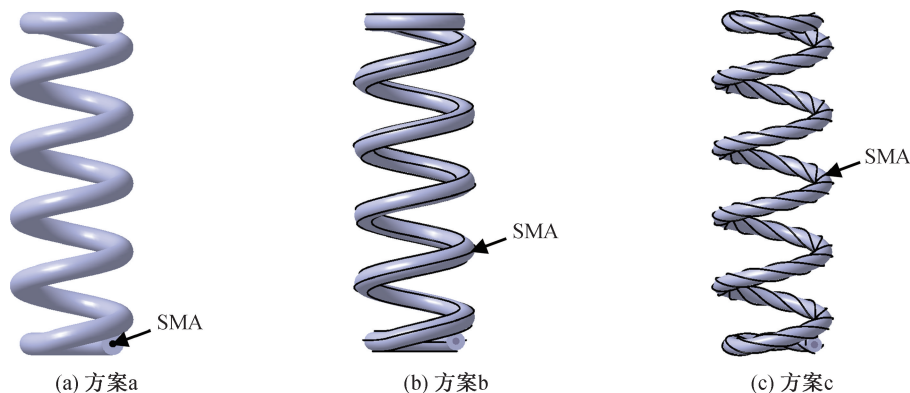


图 1 SMA-复合材料螺旋弹簧不同植入构型示意图

1.2 SMAHC 螺旋弹簧结构建模

SMAHC 螺旋弹簧的结构如图 2 所示,其中簧丝部分由聚氨酯棒和 SMA 与增强纤维混杂编织物

组成,该结构在实现最优变刚度效果的同时,具有良好的散热性能。SMAHC 螺旋弹簧尺寸参数如表 1 所示。

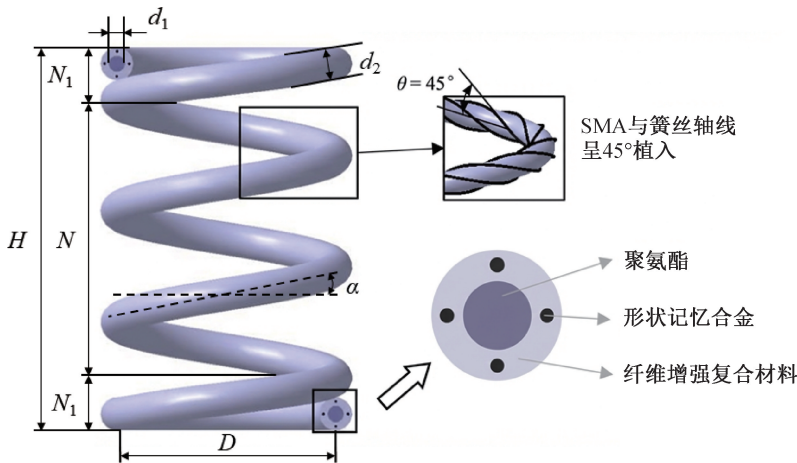


图 2 SMAHC 螺旋弹簧结构示意图

表 1 SMAHC 螺旋弹簧尺寸参数

结构尺寸参数	参数值
簧丝直径 d_2 /mm	11.00
聚氨酯轴直径 d_1 /mm	7.00
有效圈数 N /圈	2.50
支撑圈数 N_1 /圈	2.00
自由高度 H /mm	130.50
中径 D /mm	80.00
螺旋角 α /($^\circ$)	8.82
SMA 植入角度 θ /($^\circ$)	45.00

2 刚度解析模型构建

本文遵循材料-结构建模思路,构建螺旋弹簧的刚度解析模型。首先,基于细观力学混杂律与经典层合板理论,确立纤维混杂单层板的本构关系;其次,结合螺旋弹簧的空间几何方程与截面受力分析,构建包含 SMA 驱动效应的力学平衡方程;最后,采用等效空心截面假设进行简化处理,推导出螺旋弹簧的宏观刚度预测模型。该模型为后续的实验验证与参数优化设计提供理论基准。

SMA 的弹性模量并非恒定常数,而是随马氏体体积分数动态演化^[20],SMA 弹性模量可描述为:

$$E_{\text{SMA}}(\xi) = E_A + \xi(E_M - E_A) \tag{1}$$

其中: ξ 为马氏体百分数,%; E_A 、 E_M 分别为 SMA 在奥氏体状态和马氏体状态下的弹性模量,GPa。

复合材料基体在高温下表现为软化现象,此时基体模量定义为:

$$E_m = E_{m0}(1 - \alpha_m \Delta T) \tag{2}$$

其中: E_m 、 E_{m0} 分别为当前温度下的基体弹性模量和常温下的基体弹性模量,GPa; α_m 为热膨胀系数; ΔT 为温度变化量。

为准确预测混杂复合材料的弹性性能,本文基

于混杂律理论^[21-22],推导建立异种纤维混杂弹性常数计算模型。混杂层合板坐标系示意图如图 3 所示,其中:1 为纤维轴向,2、3 对应横向及法向;纤维 A 和 B 作为增强相与基体构成混杂单向板。

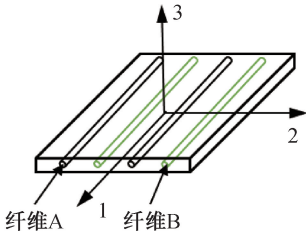


图 3 混杂层合板坐标系示意图

由纤维 A 和 B 构成的混杂单向板的弹性常数按式(3)—(5)计算:

$$E_1 = k_1(E_f V_f + E_m V_m + E_s V_s) \tag{3}$$

$$E_2 = E_3 = E_m \frac{1 + \phi \eta (V_f + V_s)}{1 - \eta (V_f + V_s)} \tag{4}$$

$$\eta = \frac{(E_f V_f + E_s V_s) / (V_f + V_s) / E_m - 1}{(E_f V_f + E_s V_s) / (V_f + V_s) / E_m + \phi} \tag{5}$$

其中: E_1 、 E_2 、 E_3 分别为 1、2、3 方向的弹性模量,GPa; E_f 、 E_s 分别为纤维 A 和 B 的弹性模量,GPa; V_f 、 V_s 、 V_m 分别为纤维 A、纤维 B 和基体的体积分数; ϕ 为纤维增强系数,本文取 2; k_1 为弹性模量修正系数,考虑到实际制备工艺中不可避免地存在微小气泡/孔隙,以及纤维与基体界面结合处的非理想缺陷,导致实际样件的刚度略低于理想理论值,故引入该系数进行修正,本文取 0.9; η 为传递因子。

由纤维 A 和 B 构成的混杂单向板的剪切模量按式(6)—(7)计算:

$$G_{12} = G_{13} = \frac{1 - C}{V_f / G_f + V_s / G_s + V_m / G_m} + \frac{C(G_f V_f + G_m V_m + G_s V_s)}{V_f / G_f + V_s / G_s + V_m / G_m} \tag{6}$$

$$\frac{G_{23}}{G_m} + \frac{1 - \sqrt{V_f + V_s}(1 - G_m(V_f + V_s)/G_f V_f + G_s V_s)}{C(G_f V_f + G_m V_m + G_s V_s)} \quad (7)$$

其中: G_{12} 、 G_{13} 、 G_{23} 分别为 12、13、23 平面剪切模量, GPa; G_f 、 G_s 、 G_m 分别为纤维 A、纤维 B 和基体剪切模量, GPa; C 为纤维接触系数, 反映纤维在基体中的实际分布形态及局部接触状态, 为了使理论预测结果更贴近真实物理测试值, 本文取 0.22。

由纤维 A 和 B 构成的混杂单向板的泊松比按式(8)–(9)计算:

$$\mu_{12} = \mu_{13} = \frac{E_2}{E_1} \mu_{21} = \frac{E_2}{E_1} k_2 (\mu_f V_f + \mu_m V_m + \mu_s V_s) \quad (8)$$

$$\mu_{23} = \frac{E_2}{2G_{23}} - 1 \quad (9)$$

其中: μ_{12} 、 μ_{13} 、 μ_{23} 分别为 12、13、23 平面泊松比; μ_f 、 μ_s 、 μ_m 分别为纤维 A、纤维 B 和基体泊松比; k_2 为泊松比修正系数, 用于修正复合材料在复杂应力状态下横向变形传递过程中产生的偏差, 本文取 0.975。

基于等效层合模型^[12], 将单层织物简化为两层正交铺设的单向板, 其结构示意图如图 4 所示, 其中 x 、 y 轴分别对应经、纬向。该正交混编体系的工程弹性常数可视为 I、II 两层单向板的叠加结果。

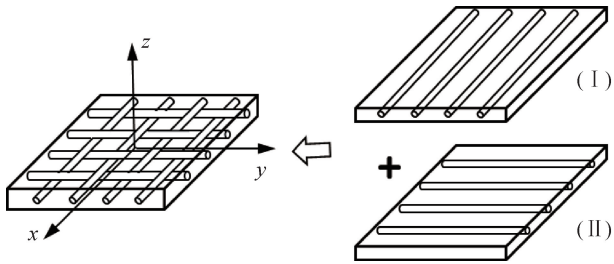


图 4 混编织物层合板结构示意图

混编层合板的弹性模量按式(10)–(12)计算:

$$E_x = k_3 (E_1^I V_x + E_2^II V_y) \quad (10)$$

$$E_y = k_3 (E_1^II V_y + E_2^I V_x) \quad (11)$$

$$E_z = E_3^III V_x + E_3^IV V_y \quad (12)$$

其中: E_x 、 E_y 、 E_z 分别为单层织物 x 、 y 、 z 方向的弹性模量, GPa; V_x 、 V_y 分别单层织物径向纤维含量和纬向纤维含量; 上标 I 和 II 分别表示对应层合板的参数。 V_x 、 V_y 计算公式为:

$$V_x = \frac{V_f^I + V_s^I}{V_f^I + V_s^I + V_f^{II} + V_s^{II}},$$

$$V_y = \frac{V_f^{II} + V_s^{II}}{V_f^I + V_s^I + V_f^{II} + V_s^{II}}.$$

混编层合板的剪切模量按式(13)–(14)计算:

$$G_{xy} = k_3 (G_{12}^I V_x + G_{12}^{II} V_y) \quad (13)$$

$$G_{xz} = G_{yz} = G_{23}^I V_x + G_{23}^{II} V_y \quad (14)$$

其中: G_{xy} 、 G_{xz} 、 G_{yz} 分别为 xy 、 xz 、 yz 平面剪切模量, GPa; k_3 为织物波纹修正系数, 复合材料层合板假设纤维是完全平直的, 但在实际编织结构中, 纤维存在几何弯曲, 导致实际拉伸与剪切刚度低于理想直纤维模型, 故引入该系数进行折减, 本文取 0.9; 上标 I 和 II 分别表示对应层合板的参数。

混编层合板的泊松比按式(15)–(16)计算:

$$\mu_{xy} = \mu_{12}^I V_x + \mu_{12}^{II} V_y \frac{E_2^I V_x + E_2^{II} V_y}{E_y} \quad (15)$$

$$\mu_{yz} = \mu_{xz} = \mu_{23}^I V_x + \mu_{23}^{II} V_y \quad (16)$$

其中: μ_{xy} 、 μ_{xz} 、 μ_{yz} 分别为 xy 、 xz 、 yz 平面泊松比; 上标 I 和 II 表示对应层合板参数。

当复合材料板主方向与坐标轴 x 成 θ 角时, 其主方向的剪切模量和弹性模量按式(17)–(18)计算:

$$G_\theta = \frac{G_{xy}}{1 + \left[\frac{G_{xy}(1 + \mu_{xy})}{E_x} + \frac{G_{xy}(1 + \mu_{xy})}{E_y} - 1 \right] \sin^2 2\theta} \quad (17)$$

$$\frac{1}{E_\theta} = \frac{\cos^4 \theta}{E_x} + \frac{\sin^4 \theta}{E_y} + \left(\frac{1}{G_{xy}} - \frac{2\mu_{12}}{E_x} \right) \quad (18)$$

其中: E_θ 、 G_θ 分别为复合材料板沿 θ 方向的弹性模量和剪切模量, GPa; θ 为纤维铺层方向与参考坐标轴 x 的夹角, ($^\circ$)。

SMA 受到通电加热激励时, 其内部发生马氏体向奥氏体的相变, 导致材料模量改变和热膨胀, 最终体现为整体刚度的变化。对于 SMAHC, 其本构模型通常表示为增量型方程, 结构复杂, 直接求解极为繁琐且工程适用性差^[23]。在宏观刚度预测中, 本文采用唯象方法进行处理, 将 SMAHC 的力学响应解耦为材料属性改变引起的模量变化和相变内力引起的回复力项。复合材料弹簧刚度推导基于 3 点假设: 组分间界面结合无脱粘, 忽略端部变形引起的微小力矩, 且结构响应处于线弹性范围内。簧丝芯轴材料的弹性模量远低于外层材料, 其对整体刚度的贡献极小, 因此簧丝截面可简化等效为空心模型^[24]。簧丝截面压缩受力情况示意图如图 5 所示, 簧丝截面同时承受机械载荷 (扭矩 T 和径向力 F) 以及 SMA 通电产生的驱动载荷 (力矩 T_s 和力 F_s), 并在 bot 局部坐标系下对上述载荷进行分解。

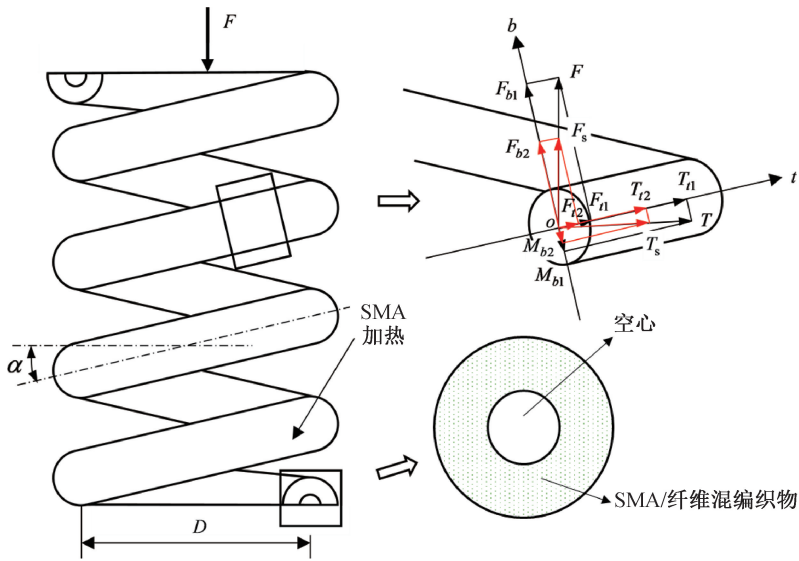


图5 SMAHC螺旋弹簧簧丝截面受力情况示意图

因此,沿 t 轴和 b 轴分布的合力矩和合力分别为:

$$T_t = T_{t1} + T_{t2} = \frac{FD}{2} \cos \alpha + T_{t2} \quad (19)$$

$$M_b = M_{b1} + M_{b2} = -\frac{FD}{2} \sin \alpha + M_{b2} \quad (20)$$

$$F_t = F_{t1} + F_{t2} = F \sin \alpha + F_{t2} \quad (21)$$

$$F_b = F_{b1} + F_{b2} = F \cos \alpha + F_{b2} \quad (22)$$

其中: T 为机械扭矩, $\text{N} \cdot \text{mm}$; F 为径向力, N ; T_s 为 SMA 驱动力矩, $\text{N} \cdot \text{mm}$; F_s 为 SMA 驱动力, N ; T_{t1} 、 M_{b1} 分别为 T 绕 t 轴回转的扭矩和弯矩, $\text{N} \cdot \text{mm}$; F_{t1} 、 F_{b1} 分别为 F 沿 t 轴和 b 轴的法向力和径向力, N ; 同理, T_{t2} 、 M_{b2} 分别是 SMA 驱动力矩绕 t 轴和 b 轴分解的力矩分量, $\text{N} \cdot \text{mm}$; F_{t2} 、 F_{b2} 分别是 SMA 驱动载荷绕 t 轴和 b 轴分解的力分量, N 。

当 SMAHC 螺旋弹簧受到轴向载荷和 SMA 受热后产生回复应力的作用时,弹簧产生轴向变形。 D 、 α 以及簧丝长度 l 在受载后分别变为 D' 、 α' 、 l' , mm 。因簧丝长度改变量可忽略不计,故近似处理为 $l \approx l'$ 。弹簧中径的变化量与弹簧圈的曲率变化 $\Delta\chi$ 和扭转变化 $\Delta\kappa$ 相互关联,弹簧圈曲率、扭转变化与簧丝截面所加载荷的关系为:

$$\Delta(\sin \alpha') = -\frac{D' \sin \alpha'}{2} \Delta\chi + \frac{D' \cos \alpha'}{2} \Delta\kappa \quad (23)$$

$$\Delta\chi = \frac{M_b}{E_\theta I} \quad (24)$$

$$\Delta\kappa = \frac{T_t}{G_\theta I_p} \quad (25)$$

其中: $\Delta\chi$ 和 $\Delta\kappa$ 分别为弹簧圈的曲率变化量和扭率变化量, mm^{-1} ; I 和 I_p 分别为簧丝截面的惯性矩和

极惯性矩, mm^4 ; D' 、 l' 分别为弹簧受到 SMA 激励后的弹簧中径和簧丝长度, mm ; α' 为弹簧受到 SMA 激励后的螺旋角, $(^\circ)$ 。

弹簧轴向变形量 f 与基本结构参数之间的关系有:

$$f = l \Delta(\sin \alpha') \quad (26)$$

其中: $l = \frac{n\pi D}{\cos \alpha}$, l 为簧丝的展开长度, mm ; n 为弹簧圈数。

将式(19)—(21)代入式(26),并且由于弹簧的变形较小,即 $D \approx D'$, $\alpha \approx \alpha'$,得到弹簧变形量 f 与载荷 F 的关系:

$$f = \frac{\pi F D^3 n}{4} \left(\frac{\sin^2 \alpha}{E_\theta I \cos \alpha} + \frac{\cos \alpha}{G_\theta I_p} \right) - \frac{\pi M_{b2} D^2 n \sin \alpha}{2 E_\theta I \cos \alpha} + \frac{\pi T_{t2} D^2 n}{2 G_\theta I_p} \quad (27)$$

当 α 角很小时, $\cos \alpha \approx 1$, $\sin \alpha \approx 0$,式(27)变为:

$$f = \frac{\pi D^2 n}{4 G_\theta I_p} (FD + 2T_{t2}) \quad (28)$$

通过式(28)计算得到弹簧刚度:

$$K_0 = \frac{4 G_\theta I_p}{\pi D^3 n} = \frac{G_\theta (d_2^4 - d_1^4)}{8 D^3 n} \quad (29)$$

基于上述唯象方法,本文引入相变作用系数 α_r ,对刚度进行修正,以补偿模型简化过程中略去的回复应力贡献,建立刚度计算模型:

$$K = \alpha_r \cdot K_0 \quad (30)$$

其中: α_r 为相变作用系数,当加热过程中 $T < A_s$ 或者降温过程中 $T < M_f$ 时, SMA 没有发生相变,并且由于温度低,弹簧中树脂基体几乎没有软化,等效

剪切模量 G_θ 可视为定值, α_r 取 1; 当加热过程中 $A_s \leq T \leq A_f$ 或者降温过程中 $M_f \leq T \leq M_s$ 时, 等效剪切模量 G_θ 随着 SMA 马氏体百分数和弹簧簧身温度变化而变化, α_r 随马氏体百分数动态增加, 可通过试验进行拟合确定; 当加热过程中 $T > A_f$ 或者降温过程中 $T < M_f$ 时, 相变作用系数达到最大值。

3 实验方案设计与性能测试

为了验证本文构建的 SMAHC 螺旋弹簧刚度预测模型的准确性, 并探究热激励下刚度的演化规律与调控机制, 系统开展了弹簧样件的制备与力学性能测试实验。首先, 基于材料基础性能选择组分材料, 并通过二维编织与真空辅助树脂传递模塑 (Vacuum assisted resin transfer molding, VARTM) 工艺制备了 4 种复合材料弹簧样件; 其次, 为有效解耦加热环境下的基体热软化与 SMA 相变效应, 设计 Cr20Ni80 对照组, 旨在实现基体热软化与 SMA 相变增强效应的定量解耦分析; 最后, 针对实验数据采集的非同步性问题, 建立了基于线性插值的数据重采样与特征融合方法, 为后续结果讨论与机理揭示提供了可靠的实验基础。

3.1 材料

综合考虑整体性能、制造成本、工艺可行性和变刚度效果, 选择 9000 D 聚酯纤维 (丝束横截面积 0.72 mm^2) 作为增强体, 树脂基体采用 AM-8960A 环氧树脂与 AM-8960B 固化剂按 100:26 质量比混合, 材料性能参数见表 2。

表 2 材料性能参数		
性能参数	参数值	
	树脂	聚酯纤维
密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	1.10	1.38
弹性模量 E_m/GPa	2.60	6.00
泊松比 μ_m	0.30	0.40
剪切模量 G_m/GPa	1.00	2.14

本文选用直径 0.5 mm 的 NiTi 基 SMA 丝作为变刚度驱动材料。通过差示扫描量热法 (Differential scanning calorimetry, DSC) 测试了其无预应变状态下的相变温度, 具体升降温程序如表 3 所示。测试结果如图 6 所示, 其中: M_s 和 M_f 表示马氏体相变开始和结束温度, $^\circ\text{C}$; A_s 和 A_f 表示奥氏体相变开始和结束温度, $^\circ\text{C}$ 。

通过万能试验机对 SMA 在未激励 ($T < A_s$) 与加热激励后 ($T > A_f$) 分别进行拉伸试验, 分别得到 SMA 在马氏体和奥氏体状态下的弹性模量。拉伸

试验测得结果如图 7 所示, 其中图 7(a) 和图 7(b) 分别显示了 $T < A_s$ 和 $T > A_f$ 对应 SMA 丝的应力-应变关系。从图 7 可以看出: SMA 在未激励与加热激励后的弹性模量分别为 $E_M = 23 \text{ GPa}$ 和 $E_A = 46 \text{ GPa}$, 最大可恢复应变 $\epsilon_{\max} = 5\%$, 这表明热致相变显著提升了材料模量, SMA 可作为复合材料中有效的主动变刚度驱动器^[25]。

表 3 DSC 升降温程序

阶段	初始温度/ $^\circ\text{C}$	结束温度/ $^\circ\text{C}$	升/降温速率/ $(^\circ\text{C}\cdot\text{min}^{-1})$
1	25	100	30
2	100	100	0(保温)
3	100	0	-10
4	0	0	0(保温)
5	0	100	10
6	100	100	0(保温)
7	100	0	-10
8	0	0	0(保温)
9	0	100	10

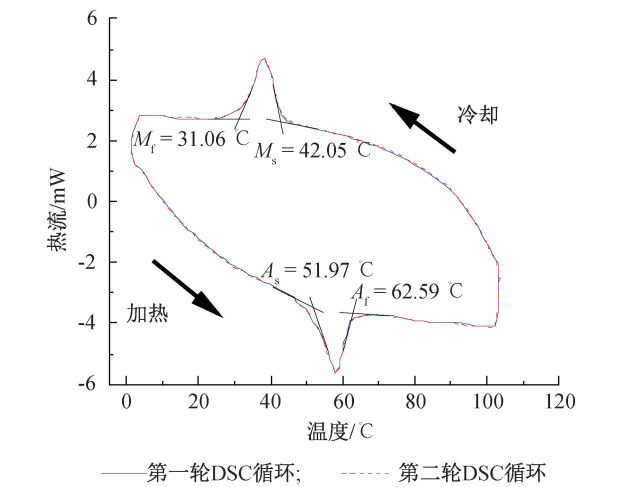


图 6 SMA 丝 DSC 测试曲线

3.2 样件制备

本文采用径向编织机制备弹簧的增强纤维结构, 复合材料簧丝的编织装置如图 8 所示。选用 24 锭配置 (经、纬纱各 12 根), 将缠绕有聚酯纤维与 SMA 丝的锭子按比例排列安装于径向编织机上。在配比设计方面, SMA 植入量直接决定变刚度效果和样件性能^[24], 若 SMA 植入密度过高, 容易导致热集聚以及界面失效; 若 SMA 植入密度过低, 则相变回复力不足以显著改变复合材料整体的等效模量, 导致变刚度调控范围受限。此外, 编织结构在圆周方向的对称性与均匀分布也是保证成型质量的重要考虑因素。因此, 本文没有采用高密度植入、奇数植入以及小比例低密度植入方案。设定聚酯纤维与

SMA 的锭子数量配比为 3:1 并均匀分布,即每 4 个编织单元中包含 3 股聚酯纤维与 1 根 SMA 丝;选取 45° 编织角以优化弹簧力学性能。在编织过程中,通过丝杠模组精确输送聚氨酯芯轴,并协同调控

牵引速度与编织机转速,确保纤维与合金丝按照设定角度包覆于芯轴表面。采用分段编织工艺,支撑圈采用纯聚酯纤维编织,有效圈采用混合编织,并预留 SMA 丝端部以便后续通电激励。

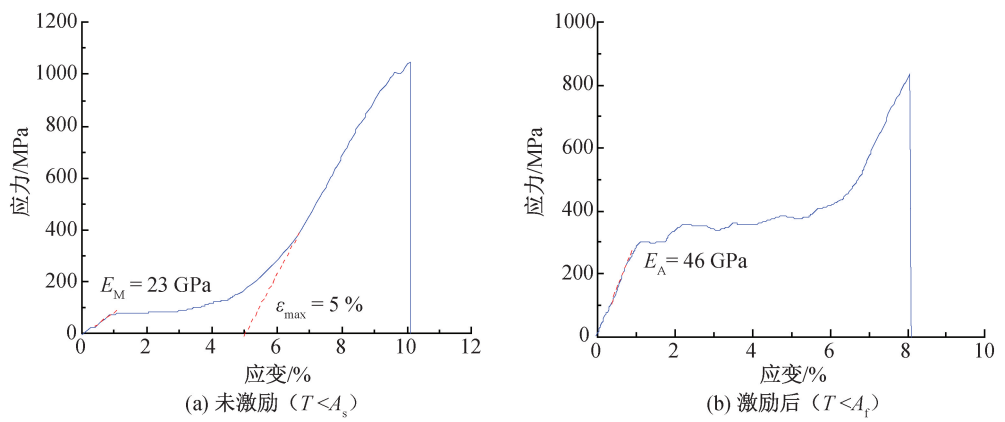


图 7 热激励前后 SMA 丝的单轴拉伸应力-应变曲线

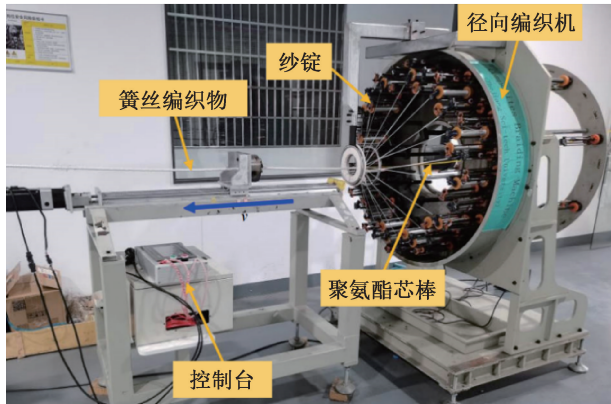


图 8 复合材料簧丝的编织装置实物图

复合材料螺旋弹簧的制备工艺流程如图 9 所示。首先是基体的制备,将环氧树脂 AM-8960A 与固化剂 AM-8960B 按照 100:26 的质量比混合搅拌,连续搅拌 5 min 后放入真空釜中进行脱气处理,得到脱气树脂。其次是弹簧预成型体的制备和入模,利用 VARTM 工艺,在预成型体表面铺设导流网并装入真空袋,两端分别连接进液管与出液管接口,密封胶封闭袋体后通过真空泵检测气密性,确认密封性合格后,以 1.5~2.0 bar(1 bar = 100 kPa) 压力注入脱气树脂,待树脂充分浸润后得到弹簧预成型体,随后将弹簧预成型体缠绕在准备好的石膏

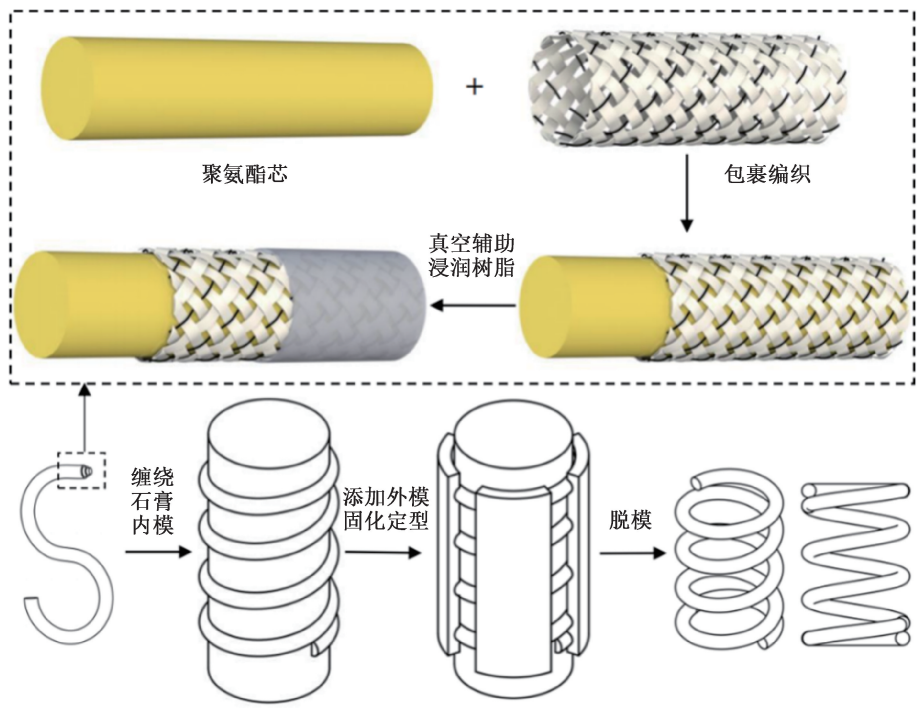


图 9 复合材料螺旋弹簧的制备工艺流程

内模的凹槽内,添加外模具固定成型,并采用橡胶带进行紧固加压。为确保顺利脱模,在合模前应在与弹簧预制体接触区域的石膏和模具表面喷涂足量的脱模剂。最后是固化与后处理,按照环氧树脂的固化工艺放入烤箱中进行固化(以约 2.3 ℃/min 的速率先后升至 80 ℃和 150 ℃并分别保温 30 min,随后冷却至室温)。固化结束后破碎石膏脱模,经表面打磨修整,即得弹簧样件。

3.3 性能测试

为验证理论模型并测试弹簧的主动变刚度性能,本文制备了 4 组合格样件,不同植入材料(SMA/Cr20Ni80)与植入方向(左旋/右旋)的弹

簧样件实物如图 10 所示。实验样件依据植入材料与植入方向进行分组编号,编号规则如下:首字母表示合金丝种类(S 表示 SMA,C 表示 Cr20Ni80),第 2 字母表示植入方向(F 表示左旋,R 表示右旋)。由于 SMA 在热激励下的刚度变化涉及多因素耦合,实验设置对照组(CF、CR)。通过在相同加热条件下测量其刚度变化,单独量化树脂基体受热软化对刚度的影响,将 SMA 的变刚度效应与基体热软化效应进行解耦分析。弹簧样件结构参数如表 4 所示,其中纤维体积分数系依据截面几何尺寸并基于双层单向简化模型推算所得。

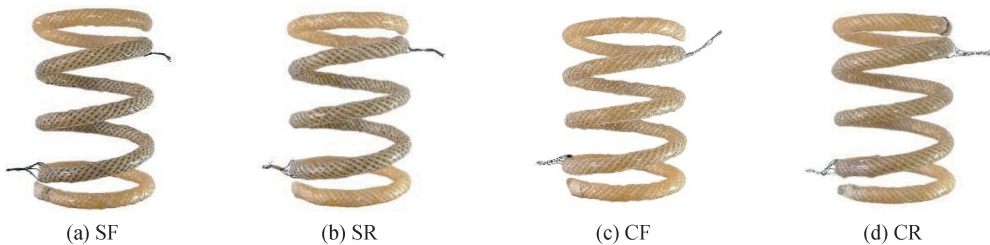


图 10 不同植入材料(SMA/Cr20Ni80)与植入方向(左旋/右旋)的弹簧样件实物图

表 4 弹簧样件结构参数

试样编号	合金丝种类	植入方向	聚酯纤维体积分数/%		合金丝体积分数/%	
			I 单向层	II 单向层	I 单向层	II 单向层
SF	SMA	正向(左旋)	24.46	48.92	3.31	
SR	SMA	反向(右旋)	48.13	24.07		3.26
CF	Cr20Ni80	正向(左旋)	19.22	38.45	2.60	
CR	Cr20Ni80	反向(右旋)	40.69	20.34		2.76

为测定 SMAHC 螺旋弹簧的变刚度特性并分析合金丝植入方向的影响,搭建如图 11 所示的螺旋弹簧静态试验装置。实验采用程控直流电源对 SMA 进行焦耳加热,并通过 PID 控制加热温度。为确保有效接触,正式测试前对样件进行预压缩,并利用万能试验机进行准静态压缩加载,加载速度设定为 2 mm/min,压缩位移为 30 mm。为确保数据的可靠性与重复性,每组工况均进行 3 次测试;且在相邻 2 次测试之间,样件完全自然冷却至室温。

SMAHC 螺旋弹簧在热激励下,借助 SMA 丝的形状记忆特性可产生显著的回复力。SMAHC 螺旋弹簧轴向回复力随温度变化曲线如图 12 所示,从图中可以看出,轴向回复力随温度升高而线性增大(其中 F_1 为 100 ℃时对应的回复力, F_2 为回复力峰值)。在实际工程应用中,确定最佳热激励工况范围需综合权衡 SMA 的驱动效能与复合材料基体的热耐受性。一方面,需要充分激发 SMA 丝产生相变回复力;另一方面,对于复合材料部件,其工作温

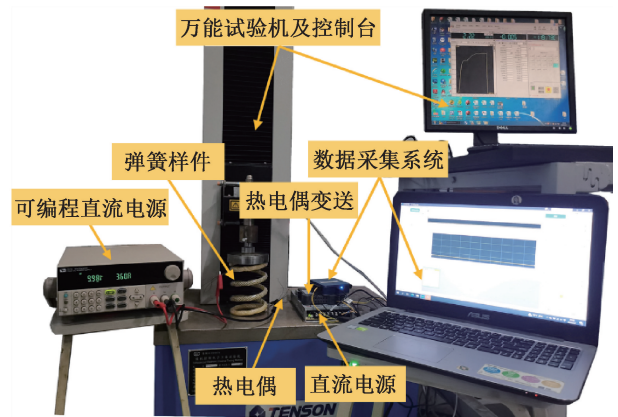


图 11 螺旋弹簧静态试验装置图

度必须严格限制在树脂基体的玻璃化转变温度(T_g)以下,以避免基体由玻璃态向高弹态转变导致的刚度急剧下降及对 SMA 丝的束缚力大幅降低,进而引发 SMA 丝脱层及不可逆的结构失效。考虑到本文基体的热稳定性(T_g 范围为 120~130 ℃),且实验观测到当加热至 140 ℃时(如图 13 所示),弹簧出现明显的变形。因此,为充分发挥 SMA 丝的

形状记忆效应,保持 SMAHC 螺旋弹簧的结构完整性,同时确保在安全温度范围内实现弹簧刚度的可重复测量并减少实验的偶然性,本文将激励温度严格控制在 100 ℃。这一定义的工况范围符合汽车底盘零部件对耐温性与可靠性的通用设计要求,确保了实验数据的工程指导意义。

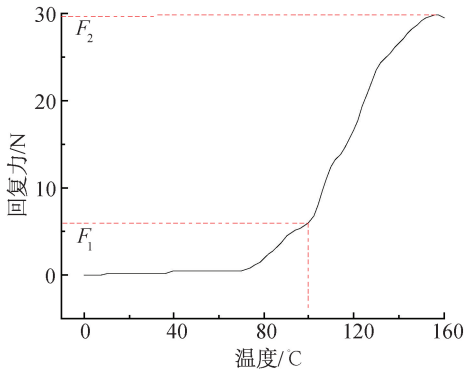


图 12 SMAHC 螺旋弹簧轴向回复力随温度变化曲线



(a) 室温



(b) 140 ℃

图 13 SMAHC 螺旋弹簧不同温度下的变形照片

其次,利用线性插值将每组试验数据 (X_k, F_k) 映射到该基准网格。其中, $k = 1, 2, 3$ 表示试验编号,每组数据包含一系列离散测试点 (x_j, F_j) 。对于任意目标位移点 $x_i \in X_{\text{grid}}$,若其位于原始数据点 (x_j, F_j) 和 (x_{j+1}, F_{j+1}) 之间,则通过式(32)计算对应的载荷值:

$$F_{\text{interp},k}(x_i) = F_j + (F_{j+1} - F_j) \cdot \frac{x_i - x_j}{x_{j+1} - x_j} \quad (32)$$

该插值方法能够保证载荷值的连续性与稳定性,同时避免高阶插值可能引入的非物理振荡。完成 3 条试验曲线的插值映射后,在每个位移节点 x_i 处,对 3 次试验的载荷值进行算术平均,得到该节点的平均载荷值:

3.4 实验数据规整与重采样

为获得能准确表征变刚度螺旋弹簧力学特性的载荷-位移响应曲线,需对多组重复压缩试验的原始数据进行数据规整与特征融合,以合成一条具备统计学意义的平均响应曲线。由于试验过程中位移控制与数据采集存在采样非同步性,导致各次试验记录的位移采样点分布不一致,直接进行横向比对与统计分析存在困难。针对此问题,本文提出一种基于线性插值的数据重采样与对齐方法。具体处理流程如下:

首先,在 3 次试验共同覆盖的位移区间 $[0, \delta_{\text{max}}]$ (δ_{max} 为实验有效压缩位移,mm)内,构建等间距分布的基准位移离散网格。该序列定义为:

$$X_{\text{grid}} = \{x_i | x_i = i \cdot \Delta x, i = 0, 1, 2, \dots, N\} \quad (31)$$

其中: $\Delta x = \delta_{\text{max}}/N$ 为节点间距,mm; N 为节点总数。此基准位移网格作为后续数据处理的统一横坐标基准。

$$F_{\text{rep}}(x_i) = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 F_{\text{interp},k}(x_i) \quad (33)$$

最后,由基准位移网格 X_{grid} 和平均载荷序列 F_{rep} 构成的离散函数关系,即为弹簧样件的合成载荷-位移响应曲线。该方法有效解决了因采样非同步导致的数据点错位问题,为后续分析提供了统一可靠的数据基础。

4 结果分析

4.1 载荷-挠度行为分析

为量化分析合金丝取向及热效应对弹簧刚度的影响,分别对 4 个样件(CF、SF、CR、SR)进行室温和加热状态下的准静态压缩测试。为确保数据可比性,依据 3.4 节所述方法对结果进行重采样与标准化修

正,修正后的 4 组样件在室温与加热状态(100 ℃)下的准静态压缩载荷-位移曲线如图 14 所示。其中,实线表示 3 次重复试验的平均响应曲线,各实线周围的半透明阴影区域表示试验数据的标准差范围,以直观展示试验结果的离散性。从整体力学响应来看,所有样件的平均曲线均呈现出稳定的线弹性变形特征,无明显的非线性屈曲现象,且阴影区域较窄,表明各组试验具有良好的重复性和稳定性。在室温环境下,掺入 Cr20Ni80 电热丝的对照组弹簧(CF、CR)表现出较高的初始刚度,而 SMA 增强组(SF、SR)的初始刚度相对较低。这种差异主要归因于 SMA 的相变特性,在室温下 SMA 处于孪晶马氏体相,其弹性模量显著低于 Cr20Ni80,导致复合材料整体刚度略低。

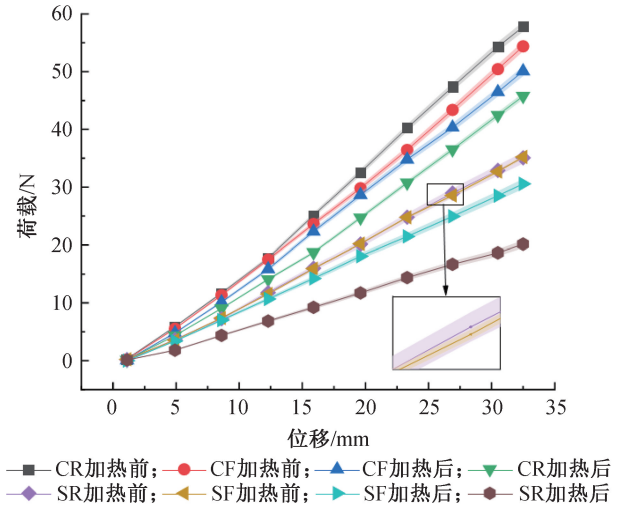


图 14 弹簧样件在室温与加热状态下的准静态压缩载荷-位移曲线

为解耦 SMA 相变对弹簧刚度的调控作用,首先通过对照组分析了树脂基体的热软化效应。图 15 展示了样件在室温与加热状态下的刚度测试结果,其中:柱形高度表示 3 次重复试验的平均刚度,误差棒表示标准差范围,直观反映了实际测试数据的离散性与统计显著性。CF 与 CR 样件在加热至 100 ℃ 后,刚度出现了显著下降,降幅分别为 18.80% 和 19.70%。从物理机制上看,由于 Cr20Ni80 丝的模量具有热稳定性,这种刚度热衰退源于树脂基体高分子链段的粘弹性松弛行为。当环境温度(100 ℃)靠近树脂基体的玻璃化转变区间时,基体内部自由体积膨胀,分子间作用力减弱,导致树脂由坚硬的玻璃态逐渐向柔软的高弹态过渡,这种相态转变直接引起基体剪切模量的急剧下降。在纤维增强复合材料中,基体主要承担纤维间的剪切载荷传递功能;基体模量的衰退直接削弱了这种传递能力,使得纤维对整体抗剪刚度的贡献率降低,

因而在宏观上表现为弹簧刚度的显著下降。

与对照组的刚度热衰退不同,SMA 植入组展现了显著的刚度双向调控特性,其演化规律由 SMA 植入旋向决定。对于 SF 样件,加热后的刚度变化率仅为 -3.36%,明显低于对照组基体热软化造成的刚度衰减,表明在高温下 SMA 产生的相变硬化效应在细观尺度上形成了模量补偿机制,抵消了绝大部分由基体热软化引起的刚度损失,有效维持了结构在高温下的承载稳定性。相比之下,SR 样件在加热后刚度大幅下降,降幅达 37.4%,明显高于对照组基体热软化造成的刚度衰减,这是由于该旋向下的 SMA 驱动力方向与弹簧压缩变形方向一致,SMA 的回复力不再是抵抗变形,而是与基体热软化效应形成了协同作用,共同促进了弹簧的压缩变形。这种显著的刚度衰减特性,使其适用于需要热过载保护或快速主动卸载的特定工程场景。

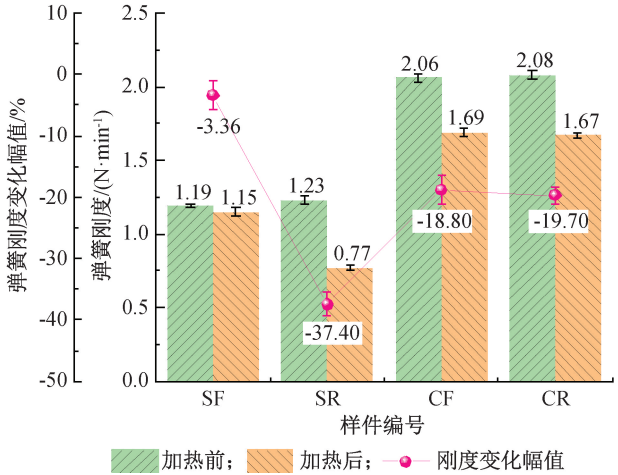


图 15 弹簧刚度试验测量值

4.2 试验-理论刚度对比

为了验证刚度解析模型,首先对比分析了室温下弹簧刚度的实测值与理论预测值,图 16 汇总了 4 组样件(SF、SR、CF、CR)在未激励(室温)条件下的刚度实测值与理论预测结果,其中:柱形高度表示 3 次试验测得的平均刚度,误差棒表示标准差范围。对比分析表明,本文建立的刚度模型具有良好的预测精度,对于 SR、CF 和 CR 样件,其理论值与试验数据均值的相对偏差极小,控制在 1% 以内,并且这些理论值均完全包含在实验数据的标准差区间之内,这表明理论预测与实验结果在统计学上高度吻合。对于 SF 样件,尽管其理论值与测试均值存在 -2.46% 的相对偏差,仍处于工程允许的误差容限之内。对比结果显示,该模型能够有效覆盖实际测试数据的波动范围,验证了刚度理论预测模型的正确性。

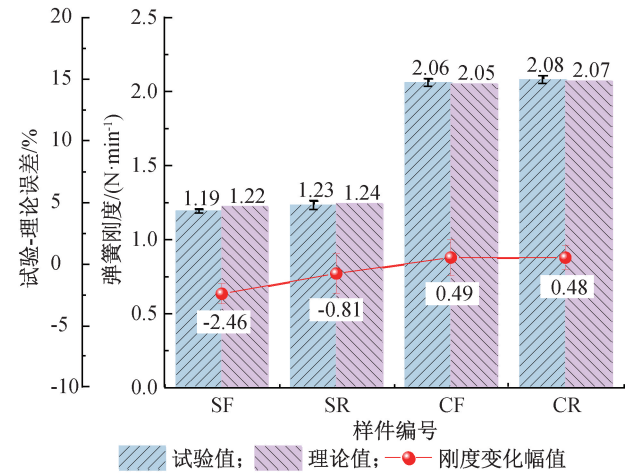


图 16 室温下弹簧刚度试验测量值与理论预测值

根据图 12 中 SMAHC 螺旋弹簧轴向回复力随温度呈近似线性增大的关系可知,当回复力达到峰值时弹簧已发生大变形,并且随着温度增加回复力出现下降趋势,假设曲线中回复力峰值对应的温度点为奥氏体相变结束温度。由于回复力与马氏体百分数呈近似线性关系,利用回复力变化率估算出马氏体百分数,并根据式(1)确定 E_{SMA} 。马氏体百分数按式(34)计算:

$$\xi = \left(1 - \frac{F_1}{F_2}\right) \times 100\% \quad (34)$$

为量化升温到 100 °C 时的基体热软化行为,根据对照组实验,确定基体的热膨胀系数为 $5.13 \times 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,并代入式(2)作用于树脂基体。将 SMA 相变后模量与基体热膨胀系数代入弹簧刚度理论模型中,将理论结果与加热后的弹簧刚度实验结果进行对比,得到相变作用系数(左旋: 1.14, 右旋: 0.75)。加热后弹簧试验-理论对比如图 17 所示,其中:柱形高度表示 3 次试验测得的平均刚度,误差棒表示标准差范围。

从图 17 中可以看出,该理论模型在加热状态下表现出良好的鲁棒性,所有样件的理论预测误差仍被控制在 1.5% 以内。从统计学验证的角度来看, SF、SR 和 CF 样件的理论预测值均精准地落在了试验数据的标准差区间区域。对于 CR 样件,尽管其理论值和实测均值相对误差为 -1.47%,但仍处于 95% 置信区间的高可信度范围内。上述试验-理论对比验证了模型具有良好的指导准确性。基于该模型进一步分析可知,刚度调控的本质是 SMA 产生的力矩(T_s)与机械负载力矩(T)的矢量叠加。这种叠加作用表现为刚度增强还是降低,取决于 SMA 植入角与弹簧螺旋角的旋向匹配关系,虽然改变弹

簧中径或螺旋角会改变刚度变化的数值幅值,但仍遵循旋向的匹配机制。

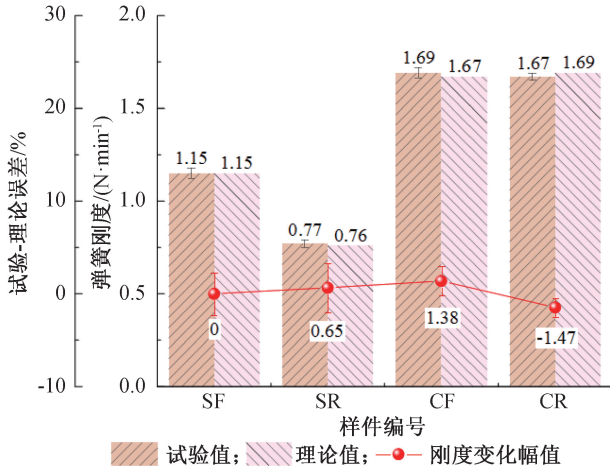


图 17 加热后弹簧刚度试验测量值与理论预测值

5 结论

本文针对传统螺旋弹簧缺乏刚度主动调控能力的局限及复合材料在热-力耦合环境下性能演化机制复杂的难题,提出了一种 SMAHC 螺旋弹簧构型,并通过材料和结构的一体化混编设计、细观力学建模及 Cr20Ni80 对照组实验,系统揭示了热激励下基于旋向匹配的刚度双向调控机制,主要结论如下:

a)构建 SMAHC 螺旋弹簧刚度解析模型,并通过实验验证了该模型在热-力耦合环境下对变刚度行为预测的有效性。实验结果表明,该模型在室温及热激励工况下均表现出较高的可靠性,试验值与理论值误差整体控制在 2.5% 以内。这一结果验证了模型在描述复杂耦合行为时的鲁棒性,为智能弹簧设计提供了可靠的理论工具。

b)实现了基体热软化与 SMA 相变增强的定量解耦分析。通过设计 Cr20Ni80 对照组,量化了高温(100 °C)下树脂基体热软化导致的刚度衰减幅度。研究发现,SMA 相变诱导的模量跃升与回复效应能够有效补偿基体的热软化行为,证实了在保证结构完整性前提下实现刚度主动调控的可行性。

c)揭示了基于旋向匹配和力矩矢量叠加的刚度双向调控机制。研究发现,SMA 的植入旋向是刚度调控的关键:正向植入时,SMA 产生的回复力能有效抵消由基体热软化带来的模量衰减,实现刚度相对提升 15.6%;反向植入时,SMA 产生的回复力与基体热软化呈协同状态,致使刚度显著下降 37.4%。这一规律突破了传统复合材料弹簧性能单

一的瓶颈,为智能悬架系统中弹簧刚度动态适配提供了关键技术支撑。

本文证实了 SMAHC 螺旋弹簧在准静态下的变刚度潜力,但尚未涉及动态交变载荷下的疲劳失效与 SMA 功能退化问题。本文所揭示的准静态热-力耦合机制及确立的工况温度,明确了材料的失效边界,这为建立包含疲劳损伤因子的动态本构模型提供了关键的参数基础。未来可在此基础上,围绕动态热-力耦合环境下的疲劳寿命预测与长期服役稳定性开展研究,以进一步推动该技术在高性能汽车智能底盘领域的工程化应用。

参考文献:

- [1] 邹瑞睿, 张坤. 纤维增强塑料复合材料在汽车轻量化中的应用[J]. 锻压装备与制造技术, 2022, 57(5): 123-126.
- [2] Dai Y P, Chong J, Chen L, et al. Evaluating carbon fibre-reinforced polymer composite helical spring performances under various compression angles[J]. *Fibers*, 2025, 13(5): 65.
- [3] 王振兴, 竺铝涛, 沈伟. 复合材料汽车板簧的应用研究进展[J]. 浙江理工大学学报(自然科学版), 2022, 47(1): 38-43.
- [4] 熊志远, 宋瑞祥, 赵娜, 等. 圆柱螺旋弹簧轻量化设计探讨[J]. 机械设计与制造, 2022(3): 176-180, 184.
- [5] 李志虎, 柯俊, 秦玉林, 等. 变刚度复合材料螺旋弹簧的刚度预测模型及影响因素分析[J]. 汽车实用技术, 2022, 47(24): 124-128.
- [6] 何俊, 柯俊, 刘利杰, 等. 变刚度复合材料螺旋弹簧失效模式分析与优化设计[J]. 建模与仿真, 2023, 12(3): 1769-1782.
- [7] Bhaskar J, Gupta V, Sharma A K, et al. Vibration analysis of active composite structures embedded with long and short shape memory alloy (SMA) fibers[J]. *Engineering Research Express*, 2024, 6(2): 025517.
- [8] Böhm H, Winkler A, Senf B, et al. Experimental and numerical analysis of bending performance for a glass-epoxy composite with integrated sheet-shaped shape memory alloy actuator elements[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2025, 32(3): 391-402.
- [9] Tomažinčič D, Kajbič J, Klemenc J. Development and fabrication of an auxetic composite with the shape memory effect for the regeneration of damaged parts[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2026, 309: 113034.
- [10] Kumar E K, Panda S K, Mahmoud S R, et al. Influence of active SMA fibre on deflection recovery characteristics of damaged laminated composite theoretical and experimental analysis[J]. *Fibers and Polymers*, 2023, 24(9): 3261-3277.
- [11] 杨寅泽, 柯俊. 基于 GA 优化神经网络的变刚度复合材料板簧刚度预测研究[J]. 软件工程, 2024, 27(7): 17-21.
- [12] 熊志远, 赵娜, 赵阳, 等. 风机隔振设计中螺旋弹簧隔振器簧丝的强度校核[J]. 机械工程师, 2025(10): 141-144, 148.
- [13] Ke J, Liu L J, Wu Z Y, et al. Torsional mechanical properties and damage mechanism of glass fiber-ramie hybrid circular tube[J]. *Composite Structures*, 2024, 327: 117680.
- [14] 张雅婷, 柯俊, 刘利杰, 等. 植入 NiTi-玄武岩混编纤维增强体的复合材料螺旋弹簧刚度预测模型[J]. 建模与仿真, 2023(2): 821-829.
- [15] Ke J, Xu J G, Wu Z Y, et al. A theoretical model used for stiffness matching design and structure optimization of composite helical spring with nonlinear stiffness[J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2022, 44(4): 142.
- [16] Ke J, Wu Z Y, Liu Y S, et al. Design method, performance investigation and manufacturing process of composite helical springs: a review[J]. *Composite Structures*, 2020, 252: 112747.
- [17] Chen L, Chong J, Jiang Q, et al. Understanding the static performance of composite helical springs with braided nested structures[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2024, 176: 107822.
- [18] Kim S J, Shin J, Kim J G, et al. Circular braided glass fiber/epoxy composites with helical architecture (coil spring) fabricated by plaster-sacrificial compression molding for structural automotive applications[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2021, 138(19): 50405.
- [19] Ke J, He J, Wu Z Y, et al. Fatigue reliability design of composite helical spring with nonlinear stiffness based on ply scheme design[J]. *Composite Structures*, 2023, 319: 117119.
- [20] Brinson L C. One-dimensional constitutive behavior of shape memory alloys: thermomechanical derivation with non-constant material functions and redefined martensite internal variable[J]. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 1993, 4(2): 229-242.
- [21] Wu D K, Yu Z J, Xiong X F, et al. A homogenized constitutive model for 2D woven composites under finite deformation: Considering fiber reorientation[J]. *Composite Structures*, 2025, 352: 118649.
- [22] Zhang Z C, Dong H C, Wang F X. Phase field method of composite material incorporating anisotropic constitutive behavior and orientation of strain energy release rate[J]. *Polymer Composites*, 2025, 46(11): 10070-10085.
- [23] Ke J, Gao J, Wu Z Y, et al. Vari-stiffness characteristics of a 3D SMA hybrid basalt woven composite[J]. *Composite Structures*, 2022, 285: 115192.
- [24] Chiu C H, Hwan C L, Tsai H S, et al. An experimental investigation into the mechanical behaviors of helical composite springs[J]. *Composite Structures*, 2007, 77(3): 331-340.
- [25] Rusev V, Dinnissen T, Zafari A, et al. Design and fabrication of smart composites using NiTi shape memory alloys: Shape recovery and cyclic performance[J]. *Polymer Composites*, 2025, 46(15): 13855-13865.

团队介绍

浙江理工大学低碳智能运载工具学术团队依托浙江理工大学机械工程学院,主要致力于运载工具(汽车、轨道交通、海工装备)及人体外骨骼的结构轻量化、智能化设计理论研究,旨在解决传统金属承载部件重量大、被动悬架环境适应性差以及复杂服役环境下复合材料结构可靠性难以预测等行业共性难题。团队深耕高性能纤维增强复合材料与智能材料(形状记忆合金 SMA)的融合应用技术,提出了基于 SMA 植入的变刚度复合材料板簧/螺旋弹簧设计理论与性能匹配方法,揭示了多相材料耦合损伤机理;研发了涵盖空气悬架、线控制动及线控转向的智能底盘系统以及轻量化人体外骨骼装备。团队现有研究生 21 名,产学研深度融合特色鲜明。近年来,团队承担国家自然科学基金、军工及企业重大技术攻关项目近 30 项;在 *Composite Structures*、*Polymer Testing* 等国际权威期刊发表 SCI/EI 论文 30 余篇,授权发明专利 12 项。相关成果已成功应用并实现了显著的轻量化减排效果与工程应用价值。

(责任编辑:康 锋)