

## 高速V形内置式永磁转子机械强度研究

曹康磊<sup>1,2</sup> 王东雄<sup>1,2</sup> 张遥<sup>3</sup>

(1. 湖北汽车工业学院 汽车工程学院, 十堰 442002)

(2. 汽车动力传动与电子控制湖北省重点实验室, 十堰 442002)

[3. 东风(十堰)林泓汽车配套件有限公司, 十堰 442000]

**摘要:**【目的】针对V形内置式永磁转子结构复杂、隔磁桥区域存在应力集中导致机械强度预测精度低的问题,提出一种高精度解析建模方法,旨在为高速转子结构设计提供参考。【方法】首先,提出一种改进的力平衡法,通过引入变形协调条件和材料物理方程,构建了V形内置式永磁转子的力学解析模型,为应力分析奠定基础;其次,利用有限元法分析关键结构参数对应力集中系数的影响,并采用多项式拟合法分别获取了中央桥和两侧桥区域的应力集中系数函数;然后,深入探究了转子结构间的几何耦合效应,利用相关结构参数对应力集中系数函数进行修正;最后,将修正后的应力集中系数函数与改进的力平衡法相结合,建立了完整的转子机械强度解析模型,并通过有限元分析与强度等效试验,验证了模型的有效性。【结果】结果表明,所建解析模型的计算结果与有限元及试验结果高度吻合,最大相对误差为9.8%,满足工程应用要求。增加中央桥厚度可显著降低其自身应力与变形;增大两侧桥宽度和V形角对减小应力与变形效果略逊于前者;两侧桥厚度增加仅对降低自身应力效果明显。

**关键词:** 最大机械应力; 应力集中系数; 变形; V形内置式转子; 高速永磁同步电动机

**中图分类号:** TM351 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.04.007

## 0 引言

内置式永磁同步电动机因功率密度高、调速范围宽、过载能力强等优点,在新能源汽车领域得到广泛应用<sup>[1-5]</sup>。随着电驱动系统功率密度要求的持续提升,高速化已成为内置式永磁电动机的重要发展方向<sup>[6]</sup>。高转速下巨大的离心力作用于隔磁桥,增大隔磁桥尺寸可提升转子强度,但会增加漏磁。为兼顾强度与电磁性能,在满足机械强度的前提下,隔磁桥尺寸通常设计得较小;同时,作为连接极靴与转子轭的关键结构,隔磁桥连接部位的形状突变导致其端部产生应力集中。因此,整个转子结构的最大机械应力(Maximum Mechanical Stress, MMS)和变形发生在隔磁桥区域,极易引发破坏。准确预测转子机械强度对电动机设计至关重要。

目前已有学者对转子机械强度进行了研究。张涛等<sup>[7-8]</sup>使用有限元法分析了“一”字形内置式永磁转子隔磁桥厚度与应力的关系。MA等<sup>[9]</sup>使用有限元法优化“一”字形内置式永磁转子隔磁桥形状,降低了最大机

械应力,但计算耗时较长。佟文明等<sup>[10-11]</sup>利用力平衡法分析了“一”字形内置式永磁转子隔磁桥厚度与最大应力的关系,并采用有限元法探讨加强筋对转子强度和漏磁的影响。韩雪岩等<sup>[12]</sup>使用等效圆环法建立了“一”字形内置式永磁转子机械强度数学模型,指出当永磁体分为两段时,圆环等效厚度应取隔磁桥平均厚度。MONISSEN等<sup>[13]</sup>提出力平衡法和等效圆环法不适用于带中央桥的转子。

应力集中系数(Stress Concentration Factor, SCF)对计算转子的MMS十分重要。CHAI等<sup>[14]</sup>简要介绍应力集中现象和应力集中系数,但未明确给出函数表达式。CHU等<sup>[15]</sup>在等效圆环法的基础上,利用有限元法分析了“一”字形内置式永磁转子的结构参数与SCF的关系,使用多项式拟合的方法获得了“一”字形内置式永磁转子的应力集中系数函数,对现有的应力集中系数函数进行了修正,并使用修正后的应力集中系数函数和等效圆环法分析了“一”字形内置式永磁转子的MMS<sup>[16]</sup>。内置式永磁转子的结构类型丰富,除

收稿日期: 2024-04-16 修回日期: 2024-07-28

基金项目: 湖北省自然科学基金项目(2022CFB917); 湖北省教育厅科学技术研究重点项目(D20221803); 汽车动力传动与电子控制湖北省重点实验室项目(湖北汽车工业学院)(ZDK1202103); 湖北汽车工业学院博士科研启动基金项目(BK202009)

作者简介: 曹康磊,男,1998年生,河北邢台人,硕士研究生; 主要研究方向为高速永磁电动机转子强度; E-mail:ck10325@163.com。

王东雄(通信作者),男,1990年生,湖北十堰人,博士,副教授,硕士研究生导师; 主要研究方向为高速永磁电动机、转子动力学和磁悬浮技术; E-mail:ssrswdxiong@sina.com。

引用格式: 曹康磊,王东雄,张遥. 高速V形内置式永磁转子机械强度研究[J]. 机械强度, 2026, 48(4):57-65.

CAO Kanglei, WANG Dongxiong, ZHANG Yao. Study on mechanical strength of high-speed V-shaped interior permanent magnet rotors [J]. Journal of Mechanical Strength, 2026, 48(4):57-65.



免费获取

“一”字形外,还包括具有中央桥的V形、∇形、双V形等转子结构类型。这些转子的离心力由中央桥和两侧桥共同承担,因此,需要同时对中央桥和两侧桥进行强度分析,但现有的解析方法无法同时计算中央桥和两侧桥的机械应力,且忽略了转子结构的变形。同时,内置式永磁转子存在应力集中现象,上述SCF的研究中虽然获取了“一”字形内置式永磁转子的应力集中系数函数,然而,对于具有中央桥的转子,改变中央桥尺寸参数会导致中央桥和两侧桥的最大机械应力变化,其相应应力集中系数也随之改变。忽略中央桥结构参数对两侧桥应力集中系数的影响会降低两侧桥最大机械应力的预测精度,且这种影响相互耦合,表明内置式转子结构存在明显的几何耦合效应。因此,对于具有中央桥的复杂转子结构,需考虑几何耦合对各隔磁桥机械应力的影响。然而,现有研究尚未考虑几何耦合效应,难以有效指导具有中央桥的转子结构设计。

针对上述问题,提出一种改进的力平衡法,在力平衡法基础上引入变形协调条件和材料物理方程,可同时求解中央桥和两侧桥的机械应力和变形,建立V形内置式永磁转子的力学解析模型。利用有限元法获得不同厚度和倒角半径下隔磁桥的应力集中系数,通过多项式拟合得到隔磁桥区域的应力集中系数函数。分析中央桥宽度、两侧桥宽度、中央桥厚度、两侧桥厚度等结构参数对应力集中系数的耦合影响,利用相关结构参数对应力集中系数函数进行修正。结合改进的力平衡法与修正后的应力集中系数函数,建立V形内置式永磁转子机械强度解析模型。通过有限元分析和试验验证模型有效性,并系统分析结构参数对转子机械强度的影响。

## 1 改进的力平衡法的原理

磁转子运行过程中受离心力、电磁力、热应力及其他外界因素影响。陈远扬等<sup>[17]</sup>指出,高转速下离心力是造成转子失效的主要因素。因此,进行强度分析前作如下假设:①高速旋转时仅考虑离心力作用;②仅考虑稳态运行时永磁转子的受力情况;③忽略温度和振动等因素的影响;④中央隔磁桥发生拉伸变形,两侧隔磁桥发生弯曲变形;⑤转子材料变形和所承载荷之间是线性关系,符合叠加原理。

假设电动机的轴向方向垂直于 $xOy$ 平面,将极靴和永磁体作为研究对象,一个磁极的受力分析如图1所示。极靴受离心力 $F_c$ 、中央桥作用力 $F_{af}$ 和两侧桥作用力 $F_{bf}$ (共2个),这4个力组成平面汇交力系,由力平衡方程可得

$$F_c = F_{af} + 2F_{bf} \cos \frac{\alpha}{2} \quad (1)$$

离心力由极靴和永磁体的质量产生。由图1可知,该结构关于 $y$ 轴对称,沿 $x$ 轴方向的离心力分量相互抵消。因此,只需要计算沿 $y$ 轴方向离心力分量,即

$$F_c = F_G + F_M \quad (2)$$

式中, $F_G$ 和 $F_M$ 分别为极靴和永磁体产生的沿对称线方向的离心力的分量。

为方便计算极靴产生的离心力,将极靴区域划分为 $G_1$ 、 $G_2$ 、 $G_3$ 这三部分,它们的面积分别为 $A_{G1}$ 、 $A_{G2}$ 、 $A_{G3}$ 。转子模型的关键参数如表1所示,转子结构的主要参数尺寸及物理含义如图1所示。

表1 V形内置式永磁转子结构参数

Tab. 1 Structural parameters of the V-shape interior permanent magnet rotor

参数	数值
转子外半径 $R_o$ /mm	49.4
隔磁桥处半径 $R_i$ /mm	48.4
永磁体宽度 $b_m$ /mm	15.107
永磁体厚度 $h_m$ /mm	6.407
中央桥厚度 $a_1$ /mm	2.5
中央桥宽度 $b_1$ /mm	5.567
两侧桥厚度 $a_2$ /mm	1
两侧桥宽度 $b_2$ /mm	4.947
永磁体槽宽度 $l_c$ /mm	17.291
永磁体位置 $c$ /mm	1.176
极靴夹角 $\alpha$ (°)	44
V形角 $\theta$ (°)	155
转子铁芯叠片厚度 $L_g$ /mm	0.2

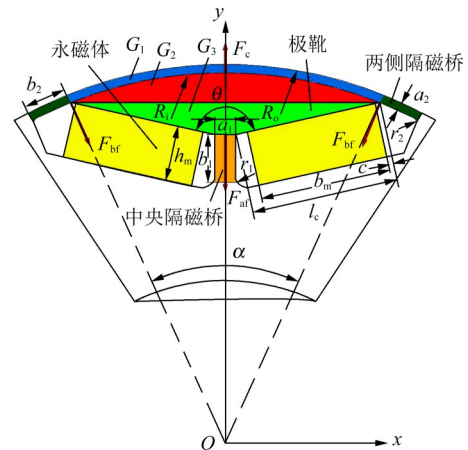


图1 V形内置式转子结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the V-shaped interior rotor structure

极靴沿 $y$ 轴方向的质心半径 $y_G$ 的计算式为

$$y_G = \frac{\int_{G_1} y dS + \int_{G_2} y dS + \int_{G_3} y dS}{A_{G1} + A_{G2} + A_{G3}} \quad (3)$$

式中, $y$ 为积分点的纵坐标; $dS$ 为积分区域的面积微元。

$y_G$  也可表示为

$$y_G = \left\{ \frac{2}{3} [R_i^3 \sin^3 \frac{\alpha}{2} + (R_o^3 - R_i^3) \sin \frac{\alpha}{2}] + l_c \cos \frac{\theta}{2} (R_i^2 \sin \alpha - R_i l_c \sin \frac{\alpha + \theta}{2}) + \frac{1}{3} l_c^2 \sin \theta \right\} / \left\{ \frac{1}{2} [R_i^2 (\alpha - \sin \alpha) + \alpha (R_o^2 - R_i^2)] + l_c \cos \frac{\theta}{2} (2R_i \sin \frac{\alpha}{2} - l_c \sin \frac{\theta}{2}) \right\} \quad (4)$$

同理,永磁体沿  $y$  轴方向的质心半径  $y_M$  的计算式为

$$y_M = R_i \cos \frac{\alpha}{2} - \frac{1}{2} h_m \sin \frac{\theta}{2} - (\frac{1}{2} b_m + c) \cos \frac{\theta}{2} \quad (5)$$

则永磁体和极靴沿  $y$  轴方向的离心力分别为

$$\begin{cases} F_M = 2M_m y_M \omega^2 \\ F_G = M_{fe} y_G \omega^2 \end{cases} \quad (6)$$

式中,  $M_m$  为单个永磁体的质量;  $M_{fe}$  为极靴的质量;  $\omega$  为转子旋转的角速度。

由受力分析可知,该汇交力系为 1 次超静定问题。因此,引入材料物理方程和变形协调条件:中央桥变形视为沿  $y$  轴方向的拉伸变形,两侧桥变形视为悬臂梁弯曲变形,变形量满足:

$$\delta_b = \delta_a \cos \frac{\alpha}{2} \quad (7)$$

式中,  $\delta_b$ 、 $\delta_a$  分别为两侧桥、中间桥的变形量,由胡克定律和梁弯曲变形理论得出:

$$\begin{cases} \delta_a = \frac{F_a b_1}{A_a E} \\ \delta_b = \frac{F_b b_2^3}{3EI_b} \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $F_a$  为  $F_{af}$  的反作用力;  $F_b$  为  $F_{bf}$  的反作用力;  $E$  为铁芯材料的弹性模量;  $A_a$ 、 $I_b$  分别为中央桥的横截面积和两侧桥的惯性矩,其计算式分别为

$$\begin{cases} A_a = L_a a_1 \\ I_b = \frac{L_a a_2^3}{12} \end{cases} \quad (9)$$

联立式(1)、式(7)、式(8),有

$$\begin{cases} F_a = (A_a b_2^3 F_c) / (6b_1 I_b \cos^2 \frac{\alpha}{2} + A_a b_2^3) \\ F_b = (3b_1 I_b F_c \cos \frac{\alpha}{2}) / (6b_1 I_b \cos^2 \frac{\alpha}{2} + A_a b_2^3) \end{cases} \quad (10)$$

中央桥和两侧桥的应力分别为

$$\begin{cases} \sigma_a = \frac{F_a}{A_a} \\ \sigma_b = \frac{F_b a_2 b_2}{2I_b} \end{cases} \quad (11)$$

## 2 应力集中系数的研究

最大机械应力由参考应力乘以应力集中系数获得。隔磁桥应力集中系数计算式为

$$k_{scf} = \frac{\sigma_{FEA}}{\sigma_{re}} \quad (12)$$

式中,  $\sigma_{re}$  为用改进的力平衡法计算得到的参考应力;  $\sigma_{FEA}$  为用有限元法计算得到的隔磁桥处的 MMS。

本文使用 Ansys Workbench 软件计算 MMS。有限元模型设置:转子转轴处施加固定转速;转子与转轴接触表面设为圆柱支撑;转子周向两侧和轴向设为无摩擦支撑,倒角区域网格加密。转子铁芯和永磁体材料参数如表 2 所示。

表 2 转子材料性能参数

Tab. 2 Material properties of the rotor components

参数	转子铁芯	永磁体
密度/(kg/m <sup>3</sup> )	7 600	7 450
弹性模量/GPa	170	150
泊松比	0.3	0.24
抗拉强度/MPa	540	80
抗压强度/MPa	—	780

### 2.1 应力集中系数函数

为了缓解应力集中现象,通常采用倒圆角工艺对敏感区域过渡处理,如图 1 所示。隔磁桥厚度和倒角半径是影响应力集中系数的关键结构参数。本小节分析应力集中系数与隔磁桥厚度和倒角半径比值的

关系。为了获取隔磁桥的应力集中系数函数,将两侧桥厚度  $a_2$  分别设定为 0.75、1、1.25、1.5、1.75、2 mm,并在两侧桥的倒角半径  $r_2$  取 0.2~1.1 mm 时计算两侧桥的 SCF,结果如图 2 所示。由图 2 可知,SCF 与两侧桥厚度和倒角半径的比值成线性关系。因此,采用多项式拟合方法得到不同厚度隔磁桥的应力集中系数函数,函数的斜率和截距如表 3 所示。由表 3 可知,斜率  $a_{scf}$  和截距  $b_{scf}$  均为隔磁桥厚度的函数。拟合后分别得到了斜率  $a_{scf}$  和截距  $b_{scf}$  的计算式,即

$$a_{scf} = 0.082a_2^2 - 0.4222a_2 + 0.6441 \quad (13)$$

$$b_{scf} = 2.0807a_2^2 - 8.0841a_2 + 9.2833 \quad (14)$$

两侧隔磁桥的应力集中系数可表示为

$$k_{scf,b} = a_{scf} \frac{a_2}{r_2} + b_{scf} \quad (15)$$

同理,将中央桥厚度  $a_1$  分别设定为 1.5、2、2.5、3、3.5、4 mm,并在中央桥的倒角半径  $r_1$  取 0.2~1.1 mm

时计算中央桥的SCF,结果如图3所示。由图3可知,中央桥的SCF与其厚度的一半和倒角半径的比值为二次曲线关系。拟合后得到了中央桥的应力集中系数的表达式

$$k_{\text{scf}_c} = -0.01118 \left( \frac{a_1}{2r_1} \right)^2 + 0.3413 \frac{a_1}{2r_1} + 0.8964 \quad (16)$$

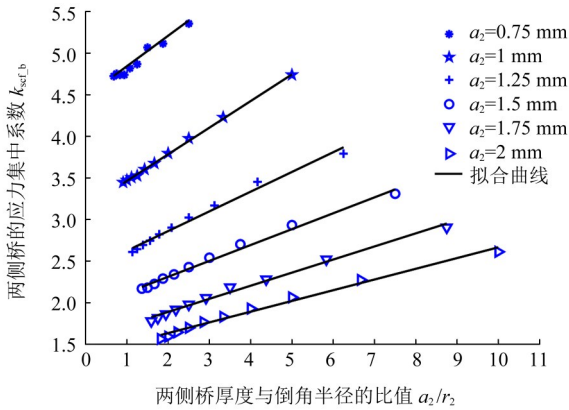


图2 两侧桥应力集中系数曲线

Fig. 2 Stress concentration factor curves of the bilateral bridge

表3 两侧桥应力集中系数函数参数

Tab. 3 Parameters of the SCF function for the bilateral bridge

两侧桥的厚度 $a_2/\text{mm}$	斜率 $a_{\text{scf}}$	截距 $b_{\text{scf}}$	$R^2$
0.75	0.366 4	4.476 3	0.970 35
1	0.320 2	3.143 2	0.998 92
1.25	0.237	2.386 5	0.984 49
1.5	0.191	1.928 6	0.990 13
1.75	0.157 4	1.573 6	0.990 24
2	0.128 9	1.375 6	0.987 24

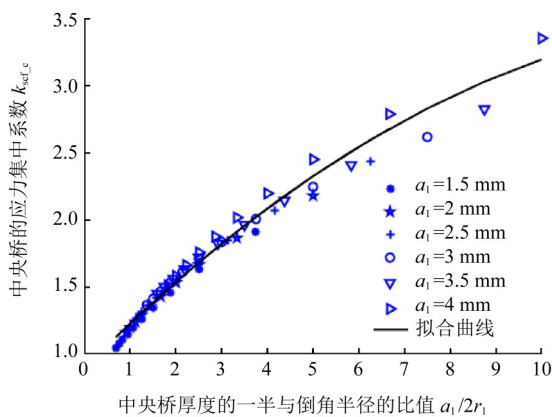


图3 中央桥应力集中系数曲线

Fig. 3 Stress concentration factor curves of the central bridge

## 2.2 结构参数对SCF的影响

除隔磁桥厚度和倒角半径外,其他结构参数也可能影响应力集中系数。由图1可知,靠近应力集中区域的结构参数还包括隔磁桥宽度。两侧桥宽度减小会导致极靴夹角增大,反之则减小,故两侧桥宽度可

用极靴夹角表示。首先,分析极靴夹角和中央桥宽度与应力集中系数的关系;然后,研究中央桥厚度与两侧桥应力集中系数、两侧桥厚度与中央桥应力集中系数的关系。

保持其他结构参数不变,计算中央桥宽度  $b_1$  取 4.24~6.04 mm 时隔磁桥处的 SCF,结果如图4所示。由图4可知,随着中央桥宽度  $b_1$  的变化,中央桥 SCF 的相对误差波动范围为 -1.08%~0.04%;对于两侧桥,随着中央桥宽度  $b_1$  的变化,两侧桥 SCF 的相对误差波动范围较大。因此,中央隔磁桥的 SCF 与中央桥宽度无关;两侧桥的 SCF 不仅与其厚度、倒角半径有关,还与中央桥的宽度有关。使用多项式拟合的方法建立中央桥宽度  $b_1$  与由中央桥宽度造成的两侧桥 SCF 的绝对误差  $k_{\text{cp}}$  之间的函数关系,即

$$k_{\text{cp}} = -0.6224b_1 + 3.3895 \quad (17)$$

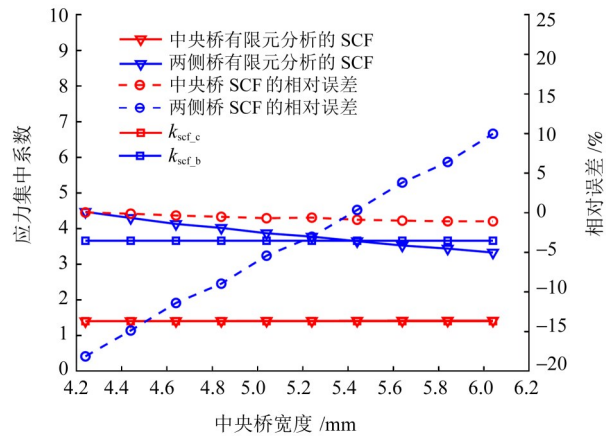


图4 中央桥宽度对应力集中系数的影响

Fig. 4 Effect of central bridge width on stress concentration factor

使用式(17)对两侧桥的SCF进行修正,修正后两侧桥的SCF为

$$k_{\text{scf}_{b\_cp}} = k_{\text{scf}_b} + k_{\text{cp}} \quad (18)$$

修正后的两侧隔磁桥的SCF结果如图5所示,其中,相对误差绝对值最大为1.34%。

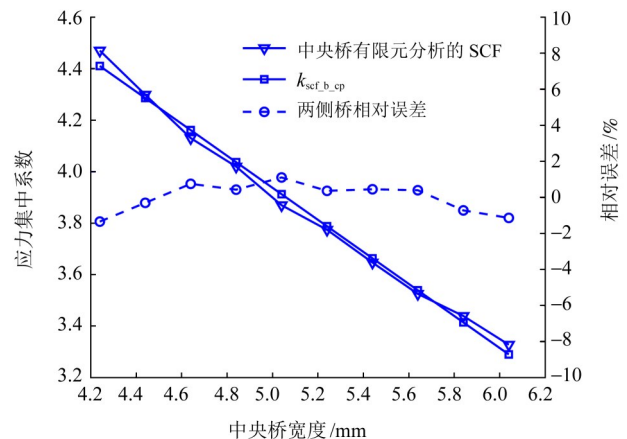


图5 修正后的应力集中系数

Fig. 5 Stress concentration factor after correction

同理,计算极靴夹角  $\alpha$  在  $42^\circ \sim 46^\circ$  时隔磁桥的 SCF。中央桥 SCF 的相对误差在  $-1.26\% \sim 0.0024\%$  波动,而两侧桥的相对误差则在  $-20.32\% \sim 33.36\%$  变化。这表明极靴夹角对两侧桥的 SCF 有显著影响。建立极靴夹角  $\alpha$  与由极靴夹角造成的两侧桥 SCF 的绝对误差  $k_{rep}$  之间的函数关系,即

$$k_{rep} = -0.4488\alpha + 19.7326 \quad (19)$$

修正后两侧桥的 SCF 为

$$k_{scf\_b\_rep} = k_{scf\_b\_ep} + k_{rep} \quad (20)$$

进一步地,当中央桥厚度在  $2 \sim 4 \text{ mm}$  时,两侧桥的 SCF 的相对误差变化范围为  $-29.02\% \sim 19.12\%$ 。而当两侧桥的厚度在  $1 \sim 2 \text{ mm}$  时,中央桥的 SCF 的相对误差则在  $-1.11\% \sim -0.61\%$  波动。这说明两侧桥的 SCF 与中央桥的厚度密切相关。将此时两侧桥 SCF 的误差  $k_{rep}$  拟合成中央桥厚度  $a_1$  的函数,即

$$k_{rep} = 1.9596 \frac{a_1}{2} - 2.4755 \quad (21)$$

此时,两侧桥应力集中系数应更新为

$$k_{scf\_b\_rep} = k_{scf\_b\_ep} + k_{rep} \quad (22)$$

中央桥应力集中系数函数、两侧桥应力集中系数函数的斜率和截距、修正函数均采用多项式拟合,拟合优度如表 4 所示。

表 4 各函数拟合优度

Tab. 4 Fit goodness of each function

函数	拟合优度 ( $R^2$ )
$k_{scf\_c}$	0.977 35
$a_{scf}$	0.990 99
$b_{scf}$	0.993 50
$k_{cp}$	0.992 57
$k_{rep}$	0.999 03
$k_{rrep}$	0.999 33

### 3 解析模型验证

为验证转子机械强度解析模型的有效性,分别采用有限元法和试验法获得相应结果,与解析模型结果进行对比。

#### 3.1 有限元验证

当转速在  $13\ 000 \sim 24\ 000 \text{ r/min}$  时,使用转子强度解析模型计算隔磁桥的 MMS 和变形,并与有限元分析结果进行对比,对比结果分别如图 6、图 7 所示。由图 6、图 7 可知,解析模型结果与有限元结果随转速升高变化趋势一致,最大相对误差绝对值为  $9.8\%$ ,小于  $10\%$ ,满足工程需求。同时,转子铁芯所用材料的屈服强度为  $440 \text{ MPa}$ ,由图 6 可知,解析模型和有限元分析所对应的转速分别为  $22\ 884 \text{ r/min}$  和  $23\ 260 \text{ r/min}$ ,相

对误差为  $-1.61\%$ ,这说明建立的解析模型可以有效预测转子的机械强度。

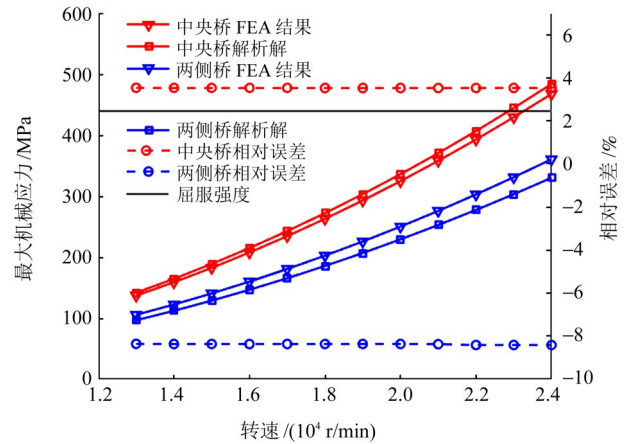


图 6 不同转速下最大机械应力对比

Fig. 6 Comparison of the maximum mechanical stress under different rotational speeds

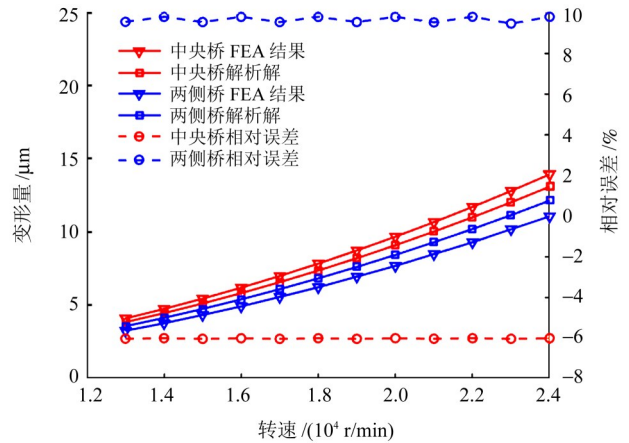


图 7 不同转速下隔磁桥变形量对比

Fig. 7 Comparison of flux barrier deformation under different rotational speeds

#### 3.2 试验验证

对转子机械强度解析模型获取的中央桥变形计算结果进行试验验证。试验装置如图 8 所示,转子中央桥位置粘贴应变片以监测应变。首先,计算不同转速下与分布离心力对应的静态集中载荷;然后,通过试验装置在转子磁极对称线上施加各转速对应的等效集中力,施加载荷达到给定值后保持一段时间,再卸载,记录中央桥应变。

在  $10\ 000 \sim 30\ 000 \text{ r/min}$  时,每隔  $2\ 000 \text{ r/min}$  取 1 个转速进行测试,结果如图 9 所示。由于应变数据采集器的有效测试量程为  $0 \sim (2 \times 10^{-3})$ ,对  $10\ 000 \sim 22\ 000 \text{ r/min}$  范围内不同转速下的应变进行验证,为便于分析,将中央桥的变形与其宽度之比作为应变的理论值。试验与解析模型的结果对比如图 10 所示。由图 10 可知,理论值和测试值随转速的平方线性增加,且趋势一致,两者之间的差值基本为  $0.2 \times 10^{-3}$ ,理论值

偏小的原因主要是未考虑中央桥倒角引起的应力集中。为此,将应变原始理论值与误差恒定值相加得到修正理论值,修正值与测试值相对误差绝对值小于3.66%,与测试值较吻合。因此,修正值具有较高的计算精度。

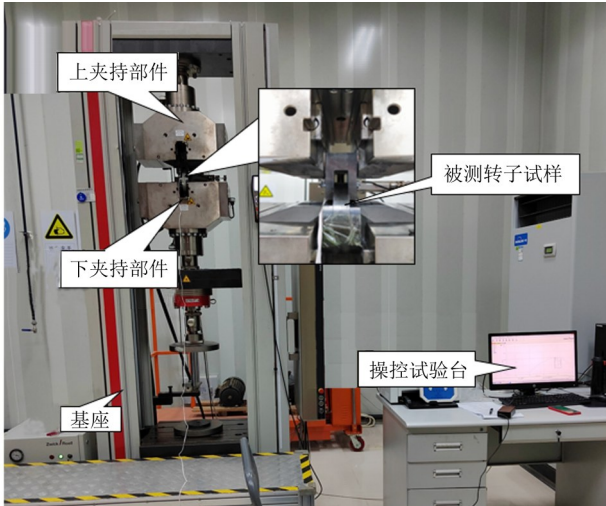


图8 内置式转子强度等效试验装置

Fig. 8 Strength equivalent test device for the interior rotor

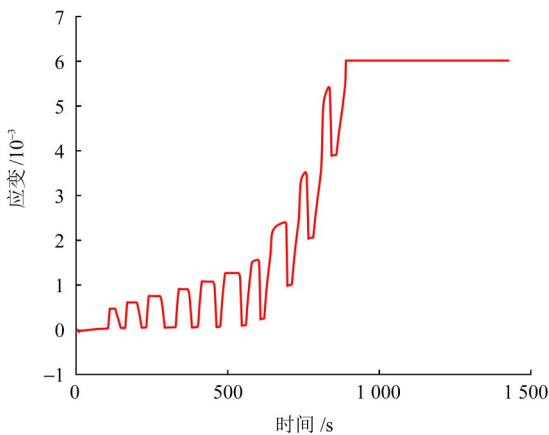


图9 中央桥应变-时间测试曲线

Fig. 9 Measured strain-time curve of the central bridge

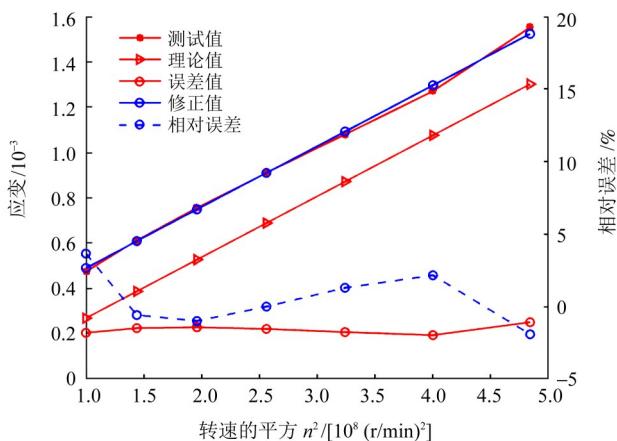


图10 不同转速下中央桥应变理论值与测试值对比

Fig. 10 Comparison of theoretical and measured strain of the central bridge under different rotational speeds

## 4 结构参数对机械强度的影响

为深入探讨结构参数对转子机械强度的影响,采用转子机械强度解析模型分析最大机械应力和变形量随转子结构参数的变化趋势。

### 4.1 中央桥尺寸参数的影响

保持表1中其他结构参数不变,对隔磁桥的MMS、变形量随中央桥厚度 $a_1$ 变化的趋势进行分析,结果如图11所示。由图11可知,随着中央桥厚度的增大,两侧隔磁桥的MMS和变形量均逐渐减小。其主要原因是,当离心力 $F_c$ 不变、中央桥厚度 $a_1$ 增大时, $F_a$ 增大、 $F_b$ 减小,该原因可由式(10)分析得到。对于中央桥,当 $F_a$ 增大时,其横截面积也增大,且横截面积的增大速率比 $F_a$ 更快,所以中央桥的MMS和变形量均减小。

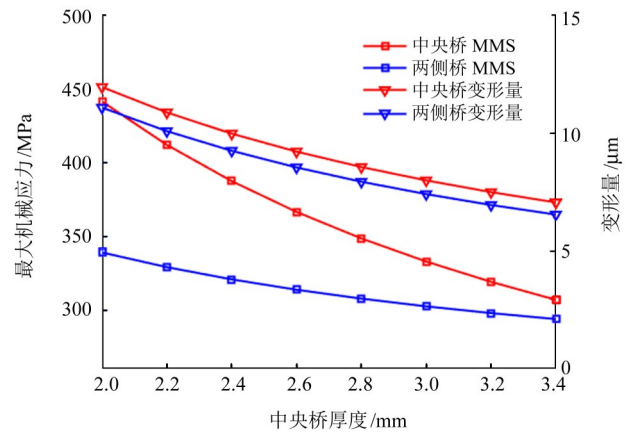


图11 中央桥厚度对转子机械强度的影响

Fig. 11 Effect of the central bridge thickness on rotor mechanical strength

进一步地,分析中央桥宽度 $b_1$ 对MMS、变形量的影响,结果如图12所示。由图12可知,随着中央桥宽度的增加,两侧桥的变形量增大,中央桥的MMS无明显变化。由式(10)可知,中央桥宽度 $b_1$ 的增大会使中央桥的 $F_a$ 略微减小、 $F_b$ 略微增大。相比拉伸应力,隔磁桥结构对弯曲应力更加敏感,故中央桥的MMS基本保持不变,隔磁桥变形量增大。由图5可知,随着中央桥宽度的增大,两侧桥的SCF逐渐减小,所以两侧桥的MMS先增大、后减小。

### 4.2 两侧桥尺寸参数的影响

两侧桥厚度 $a_2$ 的变化对隔磁桥的MMS、变形量的影响如图13所示。由图13可知,随着两侧桥厚度的增加,两侧桥的MMS减小,两侧桥的变形量和中央桥的MMS先增大后减小。由图1可知,当两侧桥的厚度增大时,极靴面积随之增大,进而导致离心力 $F_c$ 增大,使两侧桥所受载荷 $F_a$ 和 $F_b$ 也相应增大。此外,由

式(9)可知,两侧桥惯性矩与两侧桥厚度的3次方成正比关系,在变形协调条件的约束下,两侧桥承受的载荷 $F_b$ 相较于中央桥承受的载荷 $F_a$ 增加得更为显著。因此,当两侧桥的厚度从1 mm增大至1.5 mm时,两侧桥的变形量和中央桥的MMS略有增大;然而,当两侧桥的厚度从1.5 mm增大至1.7 mm时,两侧桥的惯性矩不断增大,导致 $F_a$ 减小,从而导致变形量和中央桥的MMS减小。对于两侧桥的MMS,由式(10)、式(11)可知,两侧桥的参考应力随着两侧桥厚度的增加而略微增大,但两侧桥的SCF将显著减小,所以两侧桥的MMS逐渐减小。

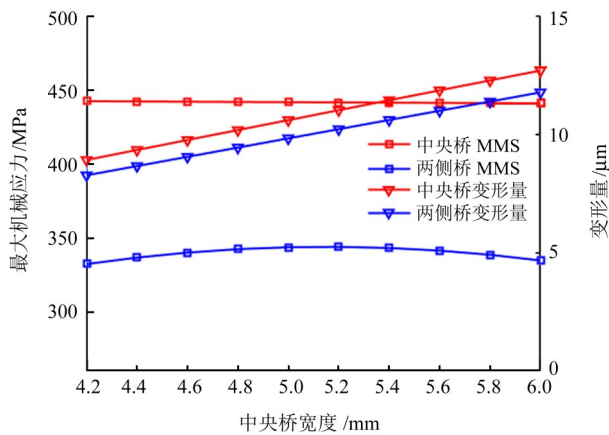


图 12 中央桥宽度对转子机械强度的影响

Fig. 12 Effect of the central bridge width on rotor mechanical strength

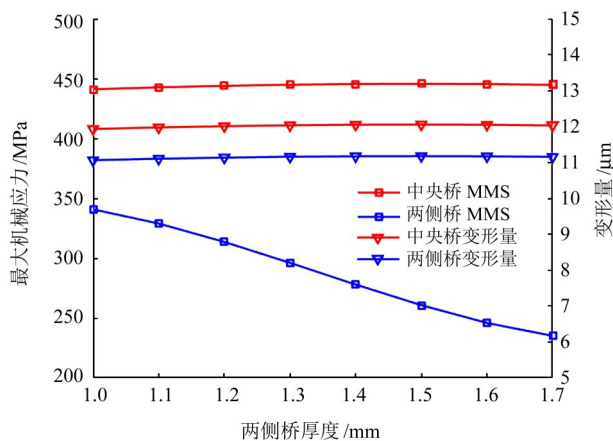


图 13 两侧桥厚度对转子机械强度的影响

Fig. 13 Effect of the bilateral bridge thickness on rotor mechanical strength

进一步地,分析两侧桥的宽度 $b_2$ 对MMS、变形量的影响,结果如图14所示。由图14可知,随两侧桥宽度增大,两侧桥与中央桥最大机械应力和变形量均下降。主要因为,两侧桥宽度增大会引起极靴夹角 $\theta$ 减小;当极靴夹角减小时,极靴面积减小,从而使得离心力 $F_c$ 随之减小;离心力减小的同时,两侧桥所承受

的载荷 $F_a$ 和 $F_b$ 也相应降低,结合式(8)、式(11)可知,中央桥和两侧桥MMS和变形量减小。

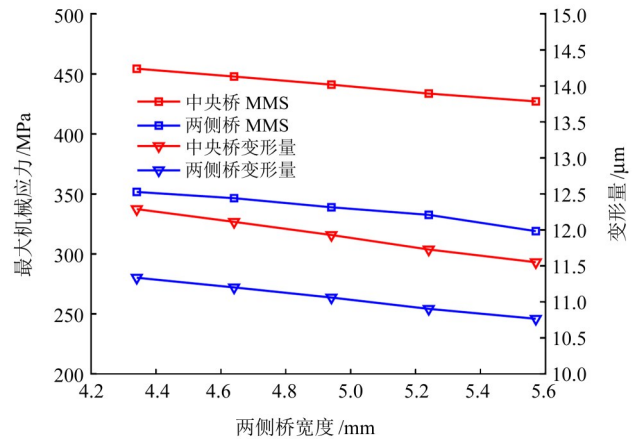


图 14 两侧桥宽度对转子机械强度的影响

Fig. 14 Effect of the bilateral bridge width on rotor mechanical strength

### 4.3 V形角的影响

MMS和变形量与V形角 $\theta$ 的关系如图15所示。随着V形角的增加,极靴面积减小,永磁体、极靴的质心半径随之变大,但极靴面积的减小量大于质心半径的增大量,总离心力 $F_c$ 减小,两侧桥与中央桥所受的载荷 $F_a$ 、 $F_b$ 均减小。因此,两侧桥与中央桥的MMS和变形量减小。

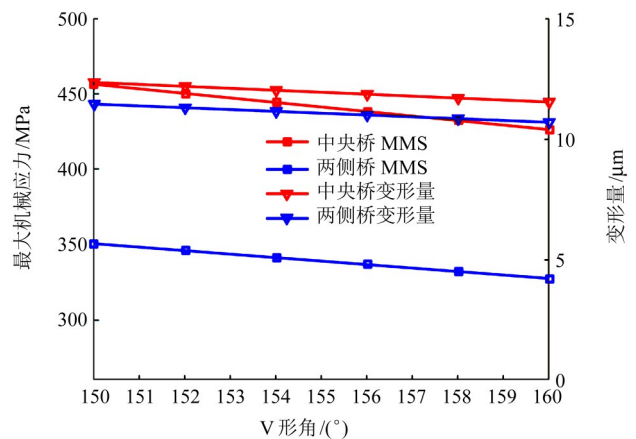


图 15 V形角对转子机械强度的影响

Fig. 15 Influence of the V-shaped angle on maximum mechanical stress and deformation

## 5 结论

建立了V形内置式永磁转子的机械强度解析模型,利用有限元分析和试验,验证了该解析模型的有效性,并分析了转子结构参数对MMS和变形量的影响,得到如下主要结论:

1)中央桥应力集中系数主要受其厚度和倒角半径影响,与厚度一半和倒角半径比值呈二次曲线关

系;两侧桥应力集中系数与其厚度、倒角半径、极靴夹角、中央桥厚度和宽度均有关,且与中央桥厚度、宽度及极靴夹角呈线性关系。

2)中央桥是承受离心力的关键结构,增加其厚度可显著降低自身变形量和最大机械应力;增大两侧桥宽度和V形角对减小最大机械应力和变形量的效果弱于增大中央桥厚度;增大两侧桥厚度可有效减小两侧桥最大机械应力,但对两侧桥变形量和中央桥最大机械应力影响较小;减小中央桥宽度可减小其变形量,但对最大机械应力影响有限。

3)结合改进的力平衡法和有限元法建立的V形内置式永磁转子机械强度解析模型,经有限元分析和试验验证具有较高准确性,可用于高速内置式转子结构设计初期机械强度预测。

#### 参考文献(References)

- [1] 陶大军,潘博,戈宝军,等. 电动汽车驱动电机冷却技术研究发展综述[J]. 电机与控制学报,2023,27(4):75-85.  
TAO Dajun, PAN Bo, GE Baojun, et al. Research and development of key technologies of electric vehicle drive motor[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(4): 75-85. (In Chinese)
- [2] 佟文明,姚颖聪,李世奇,等. 考虑磁桥不均匀饱和的内置式永磁同步电机等效磁网络模型[J]. 电工技术学报,2022,37(12):2961-2970.  
TONG Wenming, YAO Yingcong, LI Shiqi, et al. Equivalent magnetic network model for interior permanent magnet machines considering non-uniform saturation of magnetic bridges[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(12): 2961-2970. (In Chinese)
- [3] 翟凤晨,于慎波,何庆桡. V型内置式永磁同步电机空载气隙磁场解析计算[J]. 电机与控制学报,2023,27(9):73-81.  
ZHAI Fengchen, YU Shenbo, HE Qingrao. Analytical calculation of no-load air gap magnetic field of V-type interior permanent magnet synchronous motors[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(9): 73-81. (In Chinese)
- [4] 肖宗鑫,胡明辉,石力王,等. 电动汽车内置式永磁同步电机转子温度在线估计[J]. 机械工程学报,2023,59(24):209-222.  
XIAO Zongxin, HU Minghui, SHI Liwang, et al. Rotor temperature online estimation of built-in permanent magnet synchronous motor for electric vehicle[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(24): 209-222. (In Chinese)
- [5] 唐友亮,吕品德,张锦,等. 基于模态分析的定子各向异性材料参数矫正方法[J]. 机械强度,2022,44(2):503-508.  
TANG Youliang, LÜ Pinde, ZHANG Jin, et al. Parameter equivalent method of stator anisotropic material based on modal analysis[J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(2): 503-508. (In Chinese)
- [6] 杨永喜,蔡蔚,赵慧超,等. 新能源汽车高速电机定子换位绕组优化设计[J]. 电机与控制学报,2023,27(10):85-95.  
YANG Yongxi, CAI Wei, ZHAO Huichao, et al. Design and optimization of the transported winding for the high-speed electrical machine of electric vehicles[J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(10): 85-95. (In Chinese)
- [7] 张涛,朱焜秋,孙晓东,等. 基于有限元法的高速永磁转子强度分析[J]. 电机与控制学报,2012,16(6):63-68.  
ZHANG Tao, ZHU Huangqiu, SUN Xiaodong, et al. Strength analysis on high-speed permanent magnet rotor using finite element method[J]. Electric Machines and Control, 2012, 16(6): 63-68. (In Chinese)
- [8] LI Y, PEI Y L, LIANG P X, et al. Analysis of the rotor mechanical strength of interior permanent magnet synchronous in-wheel motor with high speed and large torque[C]// Proceedings of the 2014 IEEE Conference and Expo Transportation Electrification Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific). Piscataway:IEEE,2014:1-5.
- [9] MA J M, QU R H, LI J, et al. Structural optimization of a permanent-magnet direct-drive generator considering eccentric electromagnetic force[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2015, 51(3):1-4.
- [10] 佟文明,次元平. 高速内置式永磁电机转子机械强度研究[J]. 电机与控制学报,2015,19(11):45-50.  
TONG Wenming, CI Yuanping. Study on rotor mechanical strength of high speed interior permanent magnet motor[J]. Electric Machines and Control, 2015, 19(11): 45-50. (In Chinese)
- [11] 张超,朱建国,佟文明,等. 高速内置式永磁转子强度分析与设计[J]. 电机与控制学报,2017,21(12):43-50.  
ZHANG Chao, ZHU Jianguo, TONG Wenming, et al. Strength analysis and design of high speed interior permanent magnet rotor[J]. Electric Machines and Control, 2017, 21(12): 43-50. (In Chinese)
- [12] 韩雪岩,田东. 高速内置式永磁同步电机转子强度的等效计算与分析[J]. 电气工程学报,2016,11(2):16-19.  
HAN Xueyan, TIAN Dong. Rotor strength equivalent calculation and analysis of high-speed interior permanent magnet synchronous motors[J]. Journal of Electrical Engineering, 2016, 11(2): 16-19. (In Chinese)
- [13] MONISSEN C, ARSLAN M E, KRINGS A, et al. Mechanical stress in rotors of permanent magnet machines—comparison of different determination methods[J]. Energies, 2022, 15(23):9169.
- [14] CHAI F, LI Y, LIANG P X, et al. Calculation of the maximum mechanical stress on the rotor of interior permanent-magnet synchronous motors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(6):3420-3432.
- [15] CHU G, DUTTA R, RAHMAN M F. Investigation of the stress concentration factor for estimating maximum mechanical stress of interior permanent-magnet machines[C]// Proceedings of the 2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM). New York:IEEE,2018:798-804.

- [16] CHU G Y, DUTTA R, RAHMAN M F, et al. Analytical calculation of maximum mechanical stress on the rotor of interior permanent-magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(2): 1321-1331.
- [17] 陈远扬, 韩则胤, 陈阳生. 高速内嵌式永磁电动机转子机械强度分析[J]. 微特电机, 2012, 40(5): 5-9.
- CHEN Yuanyang, HAN Zeyin, CHEN Yangsheng. Mechanical strength analysis of high speed interior permanent magnet motor [J]. Small & Special Electrical Machines, 2012, 40(5): 5-9. (In Chinese)

## Study on mechanical strength of high-speed V-shaped interior permanent magnet rotors

CAO Kanglei<sup>1,2</sup> WANG Dongxiong<sup>1,2</sup> ZHANG Yao<sup>3</sup>

(1. School of Automotive Engineering, Hubei University of Automotive Technology, Shiyan 442002, China)

(2. Hubei Key Laboratory of Automotive Power Train and Electronic Control, Shiyan 442002, China)

[3. Dongfeng (Shiyan) Linhong Automobile Fittings Co., Ltd., Shiyan 442000, China]

**Abstract:** [Objective] To address the low prediction accuracy of mechanical strength caused by the complex structure and stress concentration in the flux barrier region of a V-shaped interior permanent magnet rotor, a high-precision analytical modeling method was proposed, aiming to provide a reference for the structural design of high-speed rotors. [Methods] Firstly, an improved force balance method was proposed. By introducing deformation compatibility conditions and material physical equations, a mechanical analytical model of the V-shaped interior permanent magnet rotor was established, laying the foundation for stress analysis. Secondly, the influence of key structural parameters on the stress concentration factor (SCF) was analyzed using the finite element method. Polynomial fitting was then employed to obtain the SCF functions for the central and bilateral bridge regions, respectively. Subsequently, the geometric coupling effect within the rotor structure was deeply investigated, and the SCF functions were corrected using relevant structural parameters. Finally, a complete analytical model for rotor mechanical strength was developed by integrating the corrected SCF functions with the improved force balance method. The validity of this model was verified through finite element analysis and strength equivalent tests. [Results] The results indicate that the calculations from the established analytical model are in good agreement with both finite element and experimental results, with a maximum relative error of 9.8%, satisfying engineering requirements. Increasing the thickness of the central bridge significantly reduces its own stress and deformation; increasing the width of the bilateral bridges and the V-angle has a secondary effect on reducing stress and deformation; while increasing the thickness of the bilateral bridges is primarily effective in reducing their own stress.

**Key words:** Maximum mechanical stress; Stress concentration factor; Deformation; V-shaped interior rotor; High-speed permanent magnet synchronous motor

Corresponding author: WANG Dongxiong, E-mail: srsrdxiong@sina.com

Fund: Natural Science Foundation Project of Hubei Province (2022CFB917); Scientific and Technological Research Key Project of Education Department of Hubei Province (D20221803); Hubei Key Laboratory Program of Automotive Power Train and Electronic Control (Hubei University of Automotive Technology) (ZDK1202103); Scientific Research Startup Foundation for Doctors of Hubei University of Automotive Technology (BK202009)

Received: 2024-04-16 Revised: 2024-07-28

(编辑:刘星泽)