

doi:10.11835/j.issn.1000-582X.2020.106

辅助槽对内置式永磁同步电机齿槽转矩的影响

陶彩霞,付名禄,高锋阳,万应利,刘汗青

(兰州交通大学 自动化与电气工程学院,兰州 730070)

摘要:针对齿槽转矩带来的永磁电机转矩波动导致振动和噪声的问题,采用开辅助槽的方法抑制齿槽转矩。分析抑制齿槽转矩的原理,通过改变辅助槽的个数、槽深、槽宽、开槽面积和开槽形状,运用 Ansoft Maxwell 软件对永磁电机建模,利用有限元分析辅助槽对永磁同步电机齿槽转矩的影响。以一台 4 极 36 槽电机为例分析的结果表明:当开 2 个辅助槽,槽深 0.7 mm、槽宽 1.2 mm、开槽面积为 0.84 mm²、槽型为矩形槽时,齿槽转矩的削弱效果最明显,比未开槽时的齿槽转矩减小了 75.2%;且开辅助槽前后反电动势变化不大,气隙磁密基波幅值降低,5、7 次谐波削弱程度显著,波形畸变率下降至 17.78%,电机性能得到改善。

关键词:永磁同步电机;有限元分析;辅助槽;齿槽转矩削弱;气隙磁密

中图分类号:TM 351

文献标志码:A

文章编号:1000-582X(2021)04-064-13

Effects of auxiliary slots on the cogging torque of an interior permanent-magnet synchronous motor

TAO Caixia, FU Minglu, GAO Fengyang, WAN Yingli, LIU Hanqing

(School of Automation & Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, P. R. China)

Abstract: Aiming at finding the solution to the problem of vibration and noise resulting from the torque fluctuation of a permanent magnet motor caused by cogging torque, auxiliary slots were used to reduce the cogging torque. The principle of suppressing cogging torque was analyzed and by changing the number, depth, width, slot area and slot shape of the auxiliary slot, Ansoft Maxwell software was used to model the permanent magnet motor, and the finite element method was used to analyze the effect of the auxiliary slot on cogging torque of the permanent magnet synchronous motor. Taking a 4-pole 36-slot motor as an example, the analysis results show that with two auxiliary rectangular slots whose depth, width and area are 0.7 mm, 1.2 mm, and 0.84 mm² respectively, the weakening effect is the most obvious, with the cogging torque 75.2% lower than that without an auxiliary slot. In addition, the back electromotive force changes little before and after the application of the auxiliary slot, and the amplitude of the fundamental wave of the air gap magnetic density decreases; the degree of 5th and 7th harmonic weakening is significant; the waveform distortion rate drops to 17.78%, and the motor performance is improved.

收稿日期:2020-04-08 **网络出版日期:**2020-06-05

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2018YFB1201602-06);兰州交通大学-天津大学联合创新基金(2020056)。

Supported by the National Key R & D Program (2018YFB1201602-06), and the Lanzhou Jiaotong University-Tianjin University Joint Innovation Fund (2020056).

作者简介:陶彩霞(1972—),女,工学硕士,兰州交通大学教授,硕士研究生导师,主要从事电机及控制、电力电子与电气传动研究,(E-mail) 1733425004@qq.com。

Keywords: permanent magnet synchronous motor; finite element analysis; auxiliary slot; cogging torque reduction; air gap magnetic density

永磁同步电机(permanent magnet synchronous motor, PMSM)因其微型化、功率因数高等优点,广泛应用于电动汽车、自动化、工业制造等行业。而电机齿槽转矩会影响电机性能,造成转矩波动,产生振动和噪声等^[1]。因此,抑制齿槽转矩方法的研究具有重要的意义。

目前已有大量研究对永磁电机的齿槽转矩抑制方式开展了多层面的分析。Lin等^[2]、Chen等^[3]和鲍晓华等^[4]采用规格不同的永磁体进行重新组合抑制齿槽转矩,但是需要对永磁体进行重新设计及重组,工艺复杂。郭有权等^[5]、Ge等^[6]在不同电机仿真中采用磁极偏移法削弱齿槽转矩,但是会引入新的谐波。李天元等^[7]、Kang等^[8]、杨玉波等^[9]和周建等^[10]用有限元法研究在内置式永磁同步电机转子上开规格不同的辅助槽对齿槽转矩产生的影响。唐旭等^[11-12]归纳出异步起动永磁同步电机更加详细的定子参数分析公式,获得可以抑制齿槽转矩的参数取值原理,但未用有限元法做仿真分析。Ishikawa等^[13]和Ren等^[14]运用麦克斯韦张量法分析表贴式永磁同步电机的齿槽转矩。杨金歌等^[15]和Bianchi等^[16]分析开辅助槽的电机模型,研究了辅助槽求解子域,但是未全面分析辅助槽的各个参数。王轶楠等^[17]、夏加宽等^[18]和张登明等^[19]用有限元法研究定子齿开辅助槽对表贴式永磁电机造成的影响,但辅助槽参数数据较少,取值有瑕疵,且分析开槽面积时未设置统一量。何庆领等^[20]研究辅助槽对齿槽转矩的影响,但未分析开槽对电机其他性能如反电动势和气隙磁密的影响。现有研究报道大部分分析辅助槽对表贴式永磁电机齿槽转矩的影响,对内置式永磁电机齿槽转矩的研究较少。笔者采用定子齿开槽的方法,采用能量法解析有限元法分析内置式永磁电机。

笔者在文献[15-20]的基础上,以内置式永磁同步电机为样机,在开辅助槽的齿槽转矩表达式基础上,详细地解析了开槽数量、槽深和槽宽对齿槽转矩的影响,并分析了开辅助槽前后空载反电动势、气隙磁密谐波分析、波形畸变率等电机性能的变化;采用槽深槽宽分别为变量的有限元新方法,得到了齿槽转矩抑制效果最好的辅助槽参数,并首次提出以开槽面积为影响因素,在比较开槽形状时将其设置为统一量进行分析,分析结果更具有可比性。研究表明,合理的设计辅助槽参数能有效抑制永磁电机的齿槽转矩。

1 齿槽转矩的数学模型

齿槽转矩是电机不通电时的磁场能量 W 对定子与转子之间相对位置角 α 的负导数^[21],即

$$T_{\text{cog}} = -\frac{\partial W}{\partial \alpha} \quad (1)$$

电机内存储的磁场能量近似为电机气隙和永磁体中的磁场能量:

$$W \approx W_{\text{airgap+PM}} = \frac{1}{2\mu_0} \int_V B^2(\theta, \alpha) dV; \quad (2)$$

式中: $B(\theta, \alpha)$ 为气隙磁密的分布函数; θ 表示沿电机旋转方向变化的角度; μ_0 为空气和永磁体的磁导率; V 为包括永磁体和气隙的积分区域; $W_{\text{airgap+PM}}$ 为气隙和永磁体中的磁场能量。

$$B(\theta, \alpha) = B_r(\theta) \frac{h_m(\theta)}{h_m(\theta) + \delta(\theta, \alpha)} \quad (3)$$

式中: $B_r(\theta)$ 为永磁体剩磁; $h_m(\theta)$ 为永磁体充磁方向长度沿圆周方向的分布; $\delta(\theta, \alpha)$ 为有效气隙长度。

将式(3)代入(2)中,得

$$W = \frac{1}{2\mu_0} \int_V B_r^2(\theta) \left[\frac{h_m(\theta)}{h_m(\theta) + \delta(\theta, \alpha)} \right]^2 dV \quad (4)$$

再对 $B_r^2(\theta)$ 和 $\left[\frac{h_m(\theta)}{h_m(\theta) + \delta(\theta, \alpha)} \right]^2$ Fourier 分解, 得

$$B_r^2(\theta) = B_{r0} + \sum_{n=1}^{\infty} B_{rn} \cos 2n p \theta. \quad (5)$$

式中: $B_{r0} = \alpha_p B_r^2$; $B_{rn} = \frac{2}{n\pi} B_r^2 \sin n \alpha_p \pi$; p 为极对数; B_r 为永磁体剩磁; α_p 为永磁磁极的极弧系数。

$$\left[\frac{h_m(\theta)}{h_m(\theta) + \delta(\theta, \alpha)} \right]^2 = G_0 + \sum_{n=1}^{\infty} G_n \cos n z (\theta + \alpha). \quad (6)$$

将式(4)~(6)代入式(1)计算, 得到齿槽转矩表达式:

$$T_{\text{cog}}(\alpha) = \frac{\pi z L_a}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{\frac{nz}{2p}} \sin n z \alpha. \quad (7)$$

式中: R_1 为电枢外半径; R_2 为定子轭内半径; L_a 为电枢铁心的轴向长度; z 为定子槽数; $\frac{\pi z L_a}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2)$ 为电机本体设计参数, 改变电机参数会造成工艺复杂; $2p$ 为极数; n 为整数并满足 $\frac{nz}{2p}$ 也为整数; $B_{\frac{nz}{2p}}$ 为永磁体产生的气隙磁密平方的傅里叶分解系数; G_n 为相对气隙磁导平方的傅里叶分解系数, 在不调整电机参数的情况下, 减小 $B_{\frac{nz}{2p}}$ 和 G_n , 可达到抑制齿槽转矩的目的。笔者采用开辅助槽法, 减小表达式(7)中 G_n 的幅值达到抑制永磁同步电机齿槽转矩的效果。辅助槽的数量、槽深、槽宽、开槽面积参数的变化均会导致气隙相对磁导发生变化, 气隙磁导的 Fourier 分解系数 G_n 随之改变, 影响齿槽转矩发生变化。开辅助槽法无需改变电机原有结构参数, 仅需在定子齿开设凹槽即可, 工艺简单, 实现便捷。

2 电机有限元分析

2.1 有限元模型

本研究中的分析样机为 1 台 4 极 36 槽的内置式异步起动永磁同步电机, 电机相关参数如表 1 所示。使用 Ansoft Maxwell 软件建立电机模型, 输入电机参数, 赋材料属性, 设置参数和自适应添加边界, 再将其变换为 Maxwell 2D 模型, 进行二维场仿真分析, 得出有关参数。电机建模流程图如图 1 所示, 电机有限元模型见图 2。

表 1 电机相关参数

Table 1 Motor related parameters

参数	数值	参数	数值
额定电压/V	380	定子槽数	36
额定功率/kW	6	频率/Hz	50
转速/(r/min)	1 500	定子外径/mm	210
电机极数	4	定子内径/mm	135
转子结构	W 型	转子外径/mm	133
定子槽型	梨形槽	转子内径/mm	48

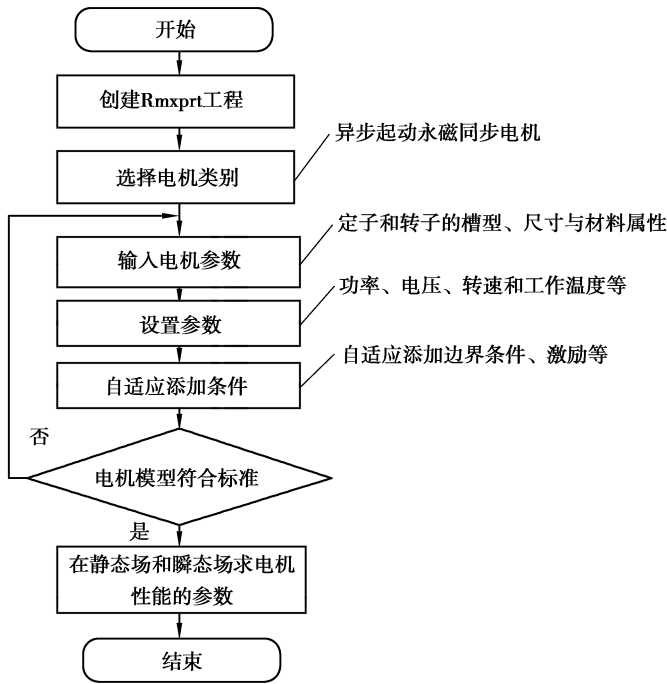


图 1 电机建模流程图

Fig. 1 Motor modeling flow chart

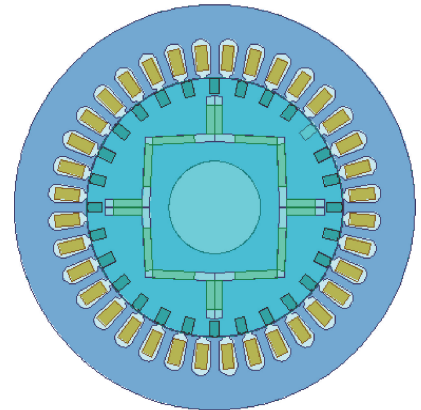


图 2 电机有限元模型

Fig. 2 Motor finite element model

2.2 结果分析

电机额定转矩 $T_N \approx 9\ 550 \times P_N / n_N = 9\ 550 \times 6 / 1\ 500 = 38.2\ \text{N} \cdot \text{m}$; P_N 为电机的额定功率; n_N 为电机的额定转速。齿槽转矩是在空载时将 A、B 和 C 三相绕组的 winding 的电流设置为零进行仿真得到的转矩,未开槽时的齿槽转矩为 $1.266\ 5\ \text{N} \cdot \text{m}$,齿槽转矩如图 3 所示。

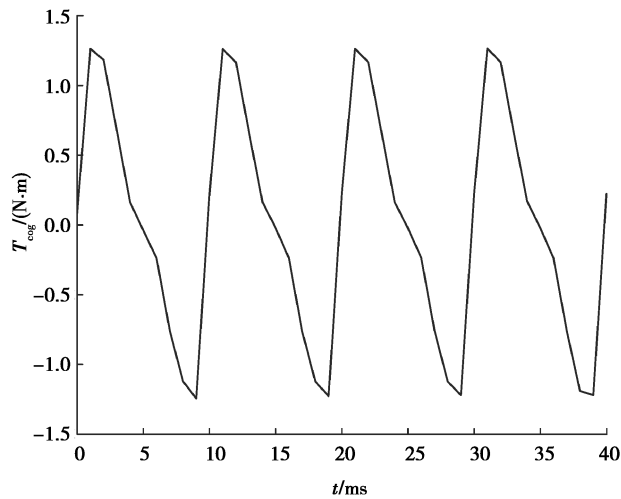


图 3 齿槽转矩波形图

Fig. 3 Cogging torque waveform

3 辅助槽参数选择

3.1 辅助槽槽数对齿槽转矩的影响

样机为内置式,对其谐波次数进行分析。极数与槽数不同的配合形式可以使齿槽转矩的谐波次数不同,用 f_{pn} 表示齿槽转矩的谐波次数:

$$f_{pn} = \frac{mN_L}{2p}, m = 1, 2, 3, \dots, \quad (8)$$

式中 N_L 为定子槽数 z 和极数 $2p$ 的最小公倍数。

齿槽转矩由各次谐波组成, 并且谐波的幅值同次数成反比, 如果齿槽转矩的 f_{pn} 上升, 则幅值下降。因此, 采用开辅助槽的措施改变 $N_L(z, 2p)$ 以达到抑制齿槽转矩的作用。当开 k 个辅助槽时, 则槽数 z 改变为 $(k+1)z$, $mN_L(z, 2p)$ 增加, 如果 $N_L[(k+1)z, 2p]/N_L(z, 2p) \neq 1$, 则齿槽转矩的 f_{pn} 增高, 齿槽转矩的幅值降低。本研究中的样机极数 $2p=4$, 槽数 $z=36$, 根据式(8)分析, $f_{pn} = 9m$, 开 1 个辅助槽时, $f_{pn} = 18m$; 开 2 个辅助槽时, $f_{pn} = 27m$, 辅助槽的数量对齿槽转矩的次数产生影响。当 f_{pn} 增加, 磁势和磁导谐波幅值降低, 从而抑制齿槽转矩。然而过多的辅助槽数量导致气隙磁密降低, 并且受电机结构和工艺复杂的制约, 将矩形辅助槽的个数确定为 2 个。综上分析辅助槽的数量可以对齿槽转矩造成较大影响。

设开槽形状为矩形, 槽深 0.6 mm, 槽宽为 1 mm, 当辅助槽数量为 2 时, 2 个辅助槽的位置以定子齿中心为对称轴相互对称, 且 2 矩形槽的中心线距离为 2.5 mm (见图 4); 得到定子齿未开槽、开 1 个与 2 个槽的齿槽转矩波形图如图 5 所示。未开槽的齿槽转矩为 1.266 5 N·m, 开 1 个矩形槽的齿槽转矩为 1.065 1 N·m, 开 2 个矩形槽的齿槽转矩为 0.839 2 N·m。



图 4 辅助槽开槽的数量和位置

Fig. 4 Locations and numbers of slots

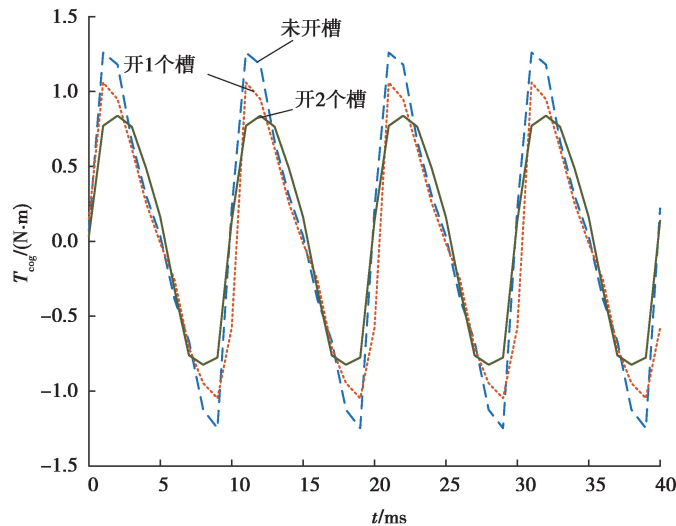


图 5 槽个数对齿槽转矩的影响

Fig. 5 Effects of the number of slots on cogging torque

3.2 辅助槽槽深对齿槽转矩的影响

从改变 G_n 的原理分析槽深对齿槽转矩的影响,

$$G_n = \frac{z}{\pi} \left[\int_0^{b/2} \cos nN_L \theta d\theta + \int_{\pi/z-h/2}^{\pi/z+h/2} \cos nN_L \theta d\theta + \int_{2\pi/z-h/2}^{2\pi/z+h/2} \cos nN_L \theta d\theta + \int_{4\pi/z-b/2}^{4\pi/z} \cos nN_L \theta d\theta \right] =$$

$$\frac{z}{\pi n N_L} \left[\sin \left(n N_L \frac{b}{2} \right) + 2 \cos \left(n N_L \frac{\pi}{z} \right) \times \sin \left(n N_L \frac{h}{2} \right) + 2 \cos \left(n N_L \frac{2\pi}{z} \right) \times \sin \left(n N_L \frac{b}{2} \right) + \right.$$

$$2\cos\left(nN_L \frac{4\pi}{z} - nN_L \frac{b}{4}\right) \times \sin\left(nN_L \frac{b}{4}\right) \Big]。 \quad (9)$$

式中: b 为定子齿深; h 为辅助槽深。

由式(9)可得,槽深变化将改变 G_n ,引起齿槽转矩发生变化;选取的 h 需符合要求, h 过小抑制效果差, h 会改变定子齿原有的磁路分布。

设置开槽形状为矩形槽,中心线距离为 2.5 mm,2 个辅助槽的位置以定子齿中心线为对称轴对称,槽宽为 1.7 mm,槽深由齿冠容纳的最小值 0.1 mm,以每 0.1 mm 数据项进行扫描,至最大容纳值 2 mm 截止,共 20 组数据进行分析,选 5 组有代表性的数据,得到如图 6 所示槽深为变量的齿槽转矩变化图,图 7 为齿槽转矩随槽深的变化趋势。得出槽深小于 0.6 mm 时齿槽转矩随着槽深增加逐渐减小,当槽深大于 0.6 mm 时齿槽转矩随着槽深增加逐渐增大,齿槽转矩的削弱作用逐渐减小。当槽深为 0.6 mm 时,齿槽转矩削弱得最多,为 0.516 0 N·m,与未开槽时的齿槽转矩 1.266 5 N·m 相比,齿槽转矩减小了 57.2%。

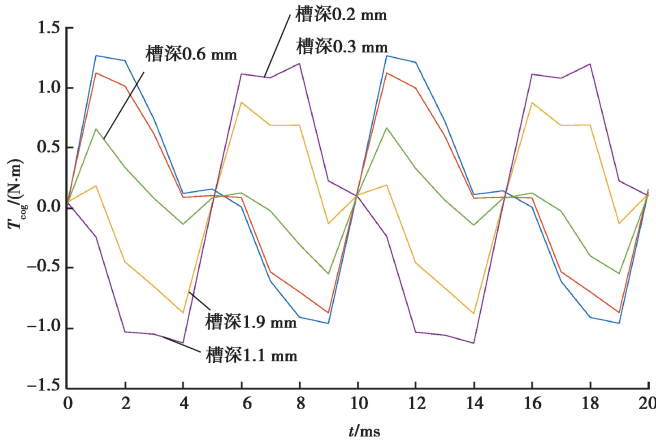


图 6 不同槽深的齿槽转矩

Fig. 6 Cogging torque with different groove depth

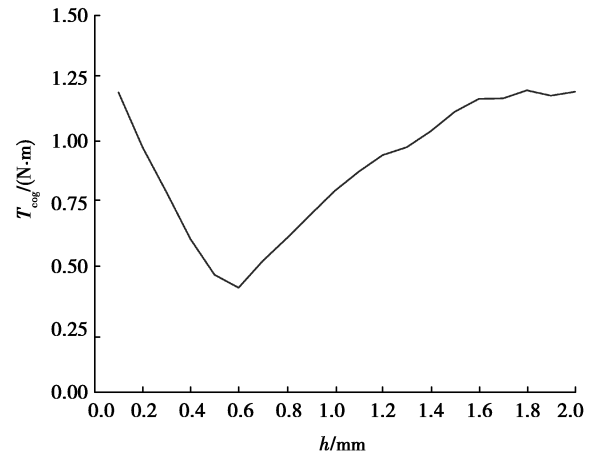


图 7 齿槽转矩随槽深的变化趋势

Fig. 7 Cogging torque changing with groove depth

3.3 辅助槽槽宽对齿槽转矩的影响

从改变 G_n 的原理分析槽宽对齿槽转矩的影响:

$$G_n = \frac{z}{\pi n N_L} \left[\sin\left(nN_L \frac{a}{2}\right) + 2 \cos\left(nN_L \frac{\pi}{z}\right) \times \sin\left(nN_L \frac{l}{2}\right) + 2 \cos\left(nN_L \frac{2\pi}{z}\right) \times \sin\left(nN_L \frac{a}{2}\right) + 2 \cos\left(nN_L \frac{4\pi}{z} - nN_L \frac{l}{4}\right) \times \sin\left(nN_L \frac{l}{4}\right) \right]。 \quad (10)$$

式中: a 为定子齿宽; l 为辅助槽宽。

由式(10)可得,齿槽转矩随槽宽的变化而变化。选取开槽形状为矩形,2 个辅助槽中心线距离为 2.5 mm,辅助槽位置以定子齿中心线对称,槽深为最优解 0.6 mm,槽宽 l 取值由最小值 0.12 mm 至齿冠容纳的最大值 4.20 mm,以 0.12 mm 递增,即 $l=0.12, 0.24, 0.36, \dots, 4.20$ mm,考察其他因素不变时不同槽宽下的齿槽转矩,得到总共 35 组数据,选 5 组有代表性的数据,得到如图 8 所示不同槽宽的齿槽转矩变化图,图 9 为齿槽转矩随槽宽的变化趋势。可以看出槽宽小于 1.32 mm 时,齿槽转矩随着槽宽增加逐渐减小,齿槽转矩削弱的效果比较明显,槽宽大于 1.32 mm 时,齿槽转矩随着槽深增加逐渐增大,齿槽转矩的削弱作用逐渐减小。当槽宽为 1.32 mm 时,齿槽转矩降低最多,为 0.346 6 N·m,与未开槽时的齿槽转矩相比减小了 72.6%。

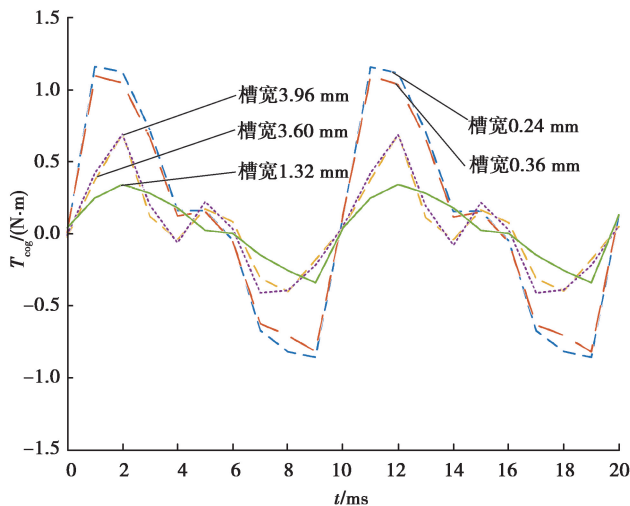


图 8 不同槽宽的齿槽转矩

Fig. 8 Cogging torque with different groove width

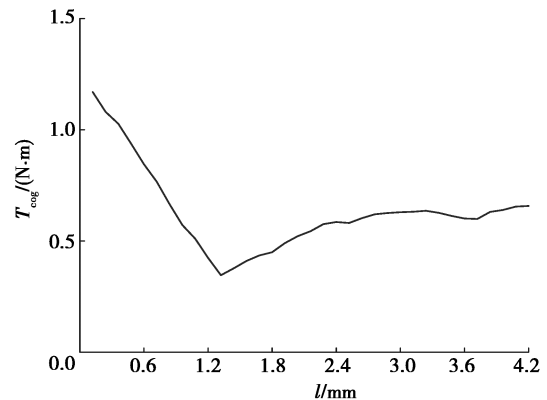


图 9 齿槽转矩随槽宽的变化趋势

Fig. 9 Cogging torque varies with groove width

3.4 辅助槽槽深槽宽同为变量对齿槽转矩的影响

由以上分析得出,当槽深和槽宽一个为定量,另外一个为变量时,得到的齿槽转矩优化的最优解为槽深 0.6 mm,槽宽 1.32 mm,齿槽转矩为 0.346 6 N·m,齿槽转矩减小了 72.6%。下面以槽深和槽宽同时为变量进行仿真;槽深由 0.1 mm 到 2.0 mm,以 0.1 mm 递增;槽宽由 0.12 mm 到 4.20 mm,以 0.12 mm 递增,共 700 组数据进行扫描,以期得到齿槽转矩抑制效果更好的辅助槽尺寸。

槽深小于 0.4 mm 大于 0.8 mm 以及槽宽小于 0.96 mm 大于 1.68 mm 辅助槽对齿槽转矩的抑制效果不明显。表 2 中列出了对齿槽转矩抑制效果较好的辅助槽尺寸即槽深 h 为 0.4 mm 至 0.8 mm 和槽宽 l 为 0.96 mm 至 1.68 mm 的 35 组数据进行分析,得到槽深为 0.7 mm,槽宽为 1.20 mm 时,齿槽转矩为 0.313 5 N·m,齿槽转矩减少 75.2%。槽深和槽宽同为变量得到的辅助槽参数比以槽深和槽宽一个为不变量另一个为变量得到的参数对齿槽转矩的削弱效果更加明显。

表 2 槽深槽宽同为变量的齿槽转矩

Table 2 Cogging torque with both groove depth and width varied

序号	槽深/mm	槽宽/mm	转矩/(N·m)	减小程度%
1	0.4	0.96	0.815 3	35.6
2	0.4	1.08	0.750 7	40.7
3	0.4	1.20	0.707 0	44.2
4	0.4	1.32	0.630 4	50.2
5	0.4	1.44	0.567 3	55.2
6	0.4	1.56	0.588 3	53.5
7	0.4	1.68	0.546 2	56.9
8	0.5	0.96	0.701 4	44.6
9	0.5	1.08	0.618 0	51.2
10	0.5	1.20	0.558 7	55.9
11	0.5	1.32	0.487 5	61.5

续表 2

序号	槽深/mm	槽宽/mm	转矩/(N·m)	减小程度%
12	0.5	1.44	0.418 3	67.0
13	0.5	1.56	0.397 8	68.6
14	0.5	1.68	0.403 4	68.1
15	0.6	0.96	0.587 3	53.6
16	0.6	1.08	0.489 4	61.4
17	0.6	1.20	0.410 9	67.6
18	0.6	1.32	0.346 6	72.6
19	0.6	1.44	0.385 8	69.5
20	0.6	1.56	0.390 1	69.2
21	0.6	1.68	0.421 6	66.7
22	0.7	0.96	0.500 7	60.5
23	0.7	1.08	0.391 9	69.1
24	0.7	1.20	0.313 5	75.2
25	0.7	1.32	0.388 7	69.3
26	0.7	1.44	0.516 5	59.2
27	0.7	1.56	0.533 1	57.9
28	0.7	1.68	0.543 4	57.1
29	0.8	0.96	0.362 6	71.4
30	0.8	1.08	0.326 0	74.3
31	0.8	1.20	0.404 0	68.1
32	0.8	1.32	0.495 4	60.9
33	0.8	1.44	0.634 8	49.9
34	0.8	1.56	0.644 6	49.1
35	0.8	1.68	0.688 9	45.6

开辅助槽削弱齿槽转矩的原理实质上是齿槽转矩的基波周期发生变化,开槽后的齿槽转矩抵消了部分开槽前的齿槽转矩,因此总齿槽转矩减小。齿槽转矩的周期数并非遵循线性关系,而是服从傅里叶分解的 $c_1 \sin(\omega t + \varphi)$ 关系,因此齿槽转矩的最优解并不完全满足槽深槽宽一个为定量,另外一个为变量的最优解。

有限元分析结果表明:当槽宽维持在 1.2 ± 0.24 mm 范围内,槽深维持在 0.7 ± 0.2 mm 范围内,面积在 0.84 mm^2 附近时,齿槽转矩基本在 $0.313 5 \sim 0.403 4 \text{ N}\cdot\text{m}$ 范围波动,齿槽转矩降低近 68.2%,接近最优解。在槽深为定量,槽宽为变量时,齿槽转矩降低的幅度约为 60%;槽宽为定量,槽深为变量时,齿槽转矩降低的幅度约为 45%,因此槽宽比槽深对齿槽转矩产生的影响更大。当槽深和槽宽一个为定量另外一个为变量,得到槽深为 0.6 mm,槽宽为 1.32 mm 时,齿槽转矩为 $0.346 6 \text{ N}\cdot\text{m}$,齿槽转矩减小 72.6%;当槽深和槽宽同为

变量,得到槽深为 0.7 mm,槽宽为 1.2 mm,齿槽转矩为 0.313 5 N·m,齿槽转矩减小 75.2%,因此确定辅助槽尺寸最优解的方法为槽深和槽宽同为变量进行扫描。

3.5 辅助槽开槽形状对齿槽转矩的影响

现有文献在分析辅助槽的形状对齿槽转矩的影响时,并未在不同开槽形状的情况下设置统一量进行分析,分析结论具有片面性。辅助槽形状不同对齿槽转矩产生不同影响的原理为:齿槽转矩是由定子齿槽磁导率发生变化而产生的附加谐波转矩引起的,不同形状的辅助槽会对齿槽磁导率产生不同的影响,改变 G_n ,因此齿槽转矩有变化。笔者研究了形状为矩形、三角形和半圆形的辅助槽(图 10)。由于槽宽比槽深对齿槽转矩削弱的更大,以开槽面积和槽宽为不变量,设置统一量进行分析,得到的分析结果更加具备可比性。以矩形槽最优解,即槽深 0.7 mm、槽宽 1.2 mm、开槽面积 0.84 mm^2 进行分析。设置开槽形状为矩形和三角形时槽宽取值相同,均为 1.2 mm,开槽面积相同均为 0.84 mm^2 ,则三角形槽深为 1.4 mm,半圆形槽开槽半径为 0.731 4 mm,得三角形槽齿槽转矩为 0.766 3 N·m,削弱 39.5%;半圆形槽齿槽转矩为 0.751 9 N·m,削弱 40.6%,因此矩形槽齿槽转矩削弱最多。不同槽型齿槽转矩如图 11 所示。

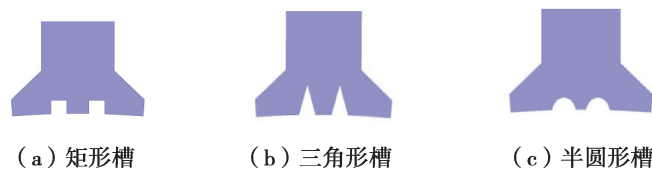


图 10 辅助槽形状

Fig. 10 Different shapes of the auxiliary groove

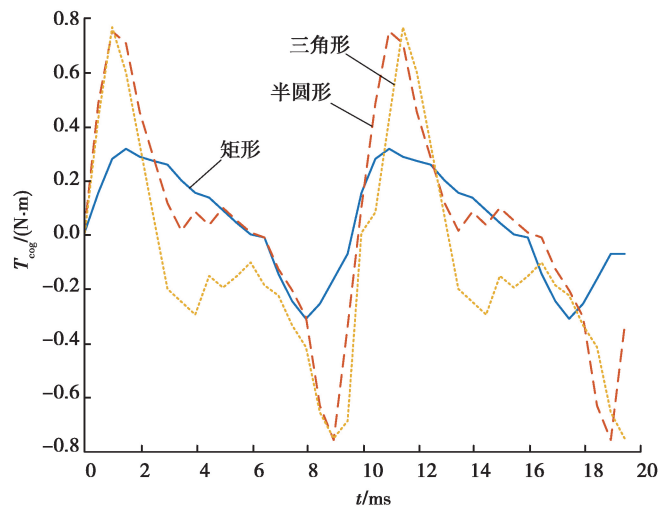


图 11 不同槽型齿槽转矩

Fig. 11 Cogging torque with different groove shapes

4 开辅助槽后模型的分析

在定子齿开设矩形辅助槽,槽深为 0.7 mm,槽宽为 1.2 mm,面积为 0.84 mm^2 ,完成开槽前后齿槽转矩、气隙磁密、谐波分析、空载反电动势电机性能对比分析如图 12~15 所示。

气隙磁密是电机重要的物理量,在定子齿开辅助槽会对电机的气隙磁密产生影响,因此需要研究开辅助槽后气隙磁密是否引入新的谐波。电磁力由切向力和径向力两部分组成,其中切向力致使转子运行,径向力则造成电机定转子形变震动,这会对电机的耐久度产生负面影响,并且会产生噪声,因此需要分析电机的径向磁密,研究气隙磁密中的谐波含量。因为电机磁路构造的特征,气隙磁密含有大量的谐波不能达到理想的正弦波分布,这会使电机在运行过程中产生杂声与抖动,导致较大的转矩波动,可靠性降低^[22]。

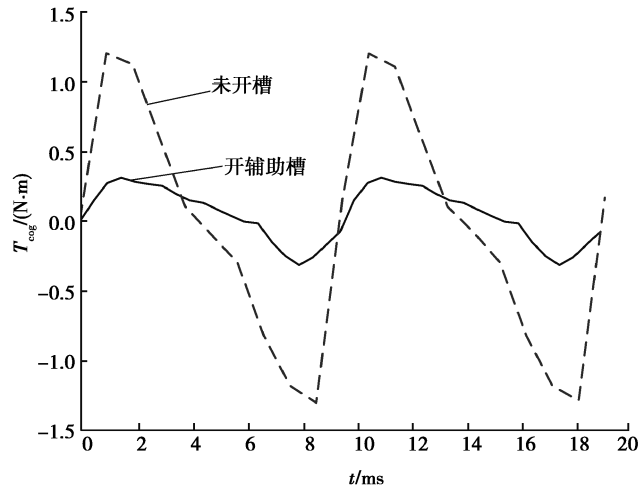


图 12 齿槽转矩对比

Fig. 12 Cogging torque comparison

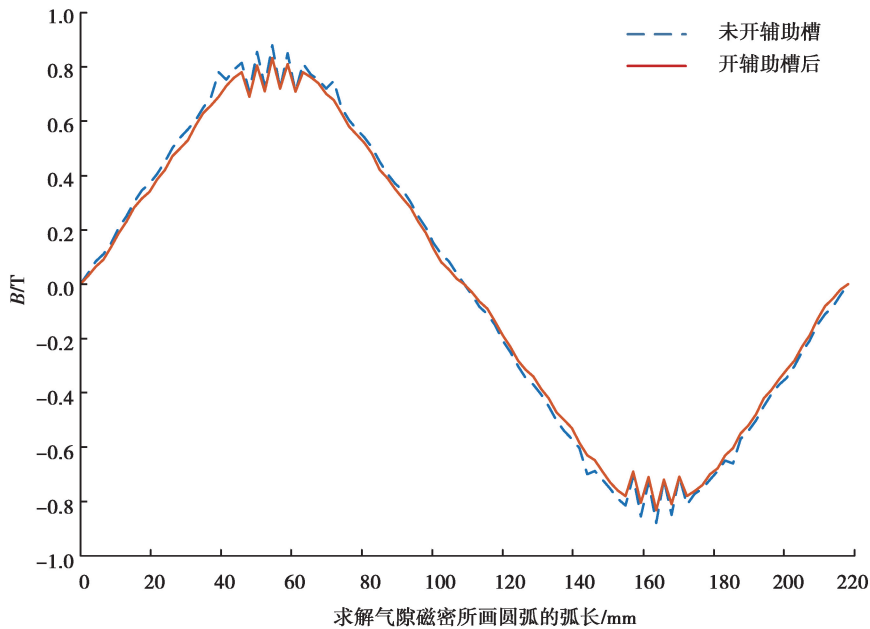


图 13 气隙磁密(B)对比

Fig. 13 Air gap magnetic density contrast

为了研究电机气隙磁密,可以对电机在静磁场完成分析,当电机在额定转速 1 500 r/min 运行时,设置气隙中心位置 $R = (R_m + R_s) / 2$ 的气隙磁密,其中 R_m 为磁钢外径和 R_s 分别为定子内径。气隙磁密中径向磁密的计算公式^[23]如下:

$$B = B_x \cos \theta + B_y \sin \theta. \tag{11}$$

式中: B 为径向磁密; B_x 为磁密 x 轴分量; B_y 为磁密 y 轴分量; θ 为柱坐标中的相应角度。

气隙磁密波形畸变率用谐波畸变率 R_{THD} 表示^[24], R_{THD} 越小则谐波含量越少,波形越近似正弦波。

$$R_{THD} = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} \left(\frac{B_n}{B_1}\right)^2}. \tag{12}$$

式中: B_n 为第 n 次气隙磁密谐波幅值, B_1 为气隙磁密基波幅值。开槽前后气隙磁密波形谐波分析结果如表 3~4 所示。

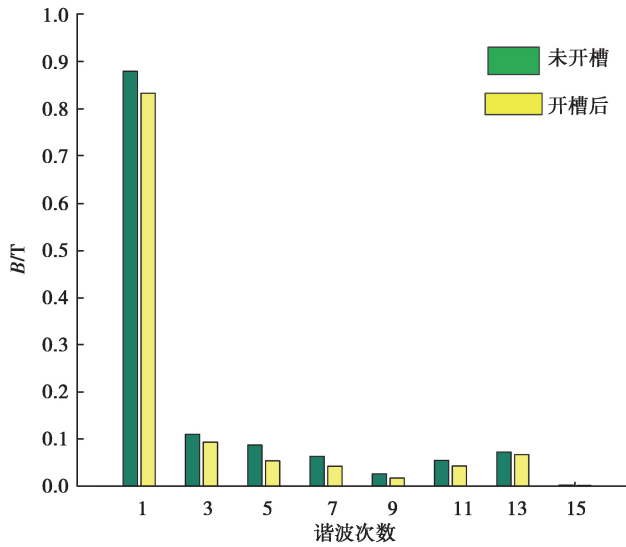


图 14 各次谐波对比

Fig. 14 Harmonic comparison

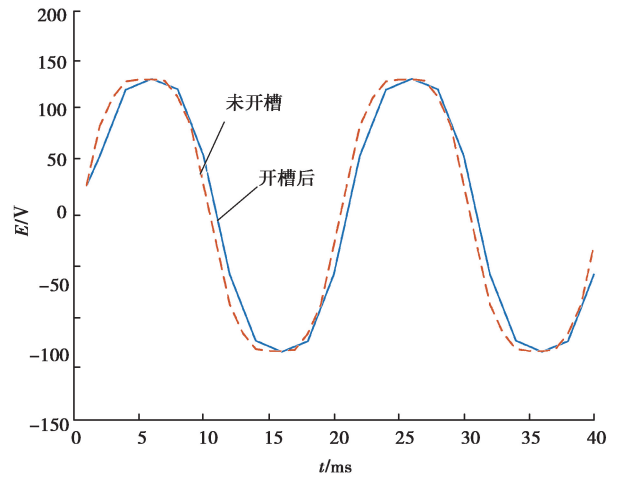


图 15 空载反电动势(E)对比

Fig. 15 No-load back electromotive force comparison

表 3 开槽前气隙磁密波形谐波分析结果

Table 3 Harmonic analysis results of air gap magnetic dense waveform without auxiliary slots

气隙磁密波形参数	数值
基波幅值/T	0.879 1
3 次谐波/T	0.110 4
5 次谐波/T	0.087 8
7 次谐波/T	0.063 7
9 次谐波/T	0.026 6
11 次谐波/T	0.055 1
13 次谐波/T	0.085 4
15 次谐波/T	0.002 6
畸变率 $R_{THD}/\%$	21.23

表 4 开槽后气隙磁密波形谐波分析结果

Table 4 Harmonic analysis results of air gap magnetic dense waveform with auxiliary slots

气隙磁密波形参数	数值
基波幅值/T	0.832 6
3 次谐波/T	0.086 6
5 次谐波/T	0.068 9
7 次谐波/T	0.049 9
9 次谐波/T	0.017 7
11 次谐波/T	0.043 2
13 次谐波/T	0.067 1
15 次谐波/T	0.002 1
畸变率 $R_{THD}/\%$	17.78

在 Matlab 中求气隙磁密波形畸变率,开槽前的基波幅值为 0.879 1 T,气隙磁密波形畸变率为 21.23%;开槽后基波幅值为 0.832 6 T,气隙磁密波形畸变率为 17.78%。磁密幅值略微降低,不会对电机出力产生较大影响。谐波分析表明 5、7 次谐波削弱效果明显,因此开辅助槽在确保电机气隙磁密基波幅值不影响电机出力的情况下,有效地抑制了磁通密度中谐波含量,使空载气隙磁密波形更近似正弦波,抑制了齿槽转矩。

5 结 论

笔者采用有限元分析法,分析了在永磁同步电机的定子齿冠开辅助槽时,辅助槽数量、槽深、槽宽、开槽面积和开槽形状对齿槽转矩抑制的影响,并根据仿真结果分析了开槽前后反电动势、气隙磁密、各次谐波与畸变率的变化。

1) 开槽数量会影响齿槽转矩,开 2 个辅助槽比开 1 个辅助槽抑制效果更明显。

2)槽深会影响齿槽转矩,齿槽转矩随着开槽深度增加先减小至最优值,然后增大;槽宽比槽深对齿槽转矩的影响更明显,齿槽转矩随着开槽宽度增加先减小至临界值,然后增大。

3)以槽宽和槽深一个为定量另外一个为变量得到开槽参数槽深 0.6 mm 和槽宽 1.32 mm,齿槽转矩为 0.346 6 N·m,优化结果不如槽深和槽宽均为变量得到的参数槽深 0.7 mm 和槽宽 1.2 mm,此时的齿槽转矩为 0.313 5 N·m。

4)当槽深和槽宽为最优解时,开槽面积也为最优;取最优的开槽面积 0.84 mm^2 ,槽深在 $0.7 \pm 0.2 \text{ mm}$ 和槽宽在 $1.2 \pm 0.24 \text{ mm}$ 变化时,齿槽转矩基本在 $0.313 5 \sim 0.403 4 \text{ N}\cdot\text{m}$ 范围波动,齿槽转矩降低 68.2%。

5)当槽宽与开槽面积相同时,矩形辅助槽比三角形和半圆形对齿槽转矩的抑制效果更好。

6)开辅助槽前后空载反电动势变化不大,气隙磁密基波幅值降低,5、7次谐波减小程度显著,气隙磁密波形畸变率下降。开辅助槽抑制齿槽转矩的同时使气隙磁密波形更接近于正弦波。

参考文献:

- [1] 唐任远.现代永磁电机理论与设计[M].北京:机械工业出版社,1997:161-215.
Tang R Y. Modern permanent magnet machines-theory and design [M]. Beijing: China Machine Press, 1997: 161-215. (in Chinese)
- [2] Lin D, Ho S L, Fu W N. Analytical prediction of cogging torque in surface-mounted permanent-magnet motors[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2009, 45(9): 3296-3302.
- [3] Chen N N, Ho S L, Fu W N. Optimization of permanent magnet surface shapes of electric motors for minimization of cogging torque using FEM[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, 46(6): 2478-2481.
- [4] 鲍晓华,吴长江,方金龙.轴向永磁体组合削弱表贴式永磁同步电机齿槽转矩的方法[J].电工技术学报,2018,33(18):4231-4238.
Bao X H, Wu C J, Fang J L. Cogging torque reduction in surface-mounted permanent magnet synchronous motor by combining different permanent magnets in axial direction[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(18): 4231-4238.(in Chinese)
- [5] 郭有权,司纪凯,司高杰,等.磁极偏移法抑制表面-内置式永磁转子同步电机齿槽转矩分析[J].煤炭学报,2017,42(8):2181-2189.
Guo Y Q, Si J K, Si G J, et al. Cogging torque suppression of surface-mounted and interior hybrid PMSM by magnet shifting method[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(8): 2181-2189.(in Chinese)
- [6] Ge X, Zhu Z Q, Kemp G, et al. Optimal step-skew methods for cogging torque reduction accounting for three-dimensional effect of interior permanent magnet machines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(1): 222-232.
- [7] 李天元,夏加宽,龙宇航,等.不同转子辅助槽对内置式永磁电机齿槽转矩的影响[J].微特电机,2019,47(5):17-20,28.
Li T Y, Xia J K, Long Y H, et al. Influence of different rotor's auxiliary slots on cogging torque of IPM motor[J]. Small & Special Electrical Machines, 2019, 47(5): 17-20, 28.(in Chinese)
- [8] Kang G H, Son Y D, Kim G T, et al. A novel cogging torque reduction method for interior-type permanent-magnet motor [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009, 45(1): 161-167.
- [9] 杨玉波,王秀和,朱常青.电枢槽口宽度对内置式永磁同步电机齿槽转矩的影响[J].电机与控制学报,2011,15(7):21-25.
Yang Y B, Wang X H, Zhu C Q. Effect of slot opening on the cogging torque of permanent magnet synchronous motor [J]. Electric Machines and Control, 2011, 15(7): 21-25.(in Chinese)
- [10] 周建,钱喆,王群京,等.V型内置式永磁同步电动机齿槽转矩削弱方法研究[J].微特电机,2019,47(7):16-19.
Zhou J, Qian Z, Wang Q J, et al. Research on cogging torque reduction method of V-type interior permanent magnet synchronous motor[J]. Small & Special Electrical Machines, 2019, 47(7): 16-19.(in Chinese)
- [11] 唐旭,王秀和,田蒙蒙,等.基于改变定子齿槽参数的异步起动永磁同步电动机齿槽转矩削弱措施研究[J].电工技术学报,2016,31(23):1-8.
Tang X, Wang X H, Tian M M, et al. Study of reduction methods of cogging torque in line-start permanent magnet synchronous motor by changing the parameters of stator teeth and slots[J]. Transactions of China Electrotechnical

- Society, 2016, 31(23): 1-8.(in Chinese)
- [12] 唐旭, 王秀和, 孙树敏, 等. 异步起动永磁同步电动机齿槽转矩的解析分析和削弱措施研究[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(5): 1395-1403.
Tang X, Wang X H, Sun S M, et al. Analytical analysis and study of reduction methods of cogging torque in line-start permanent magnet synchronous motors[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(5): 1395-1403.(in Chinese)
- [13] Ishikawa T, Slemon G R. A method of reducing ripple torque in permanent magnet motors without skewing[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1993, 29(2): 2028-2031.
- [14] Ren W, Xu Q, Li Q, et al. Reduction of cogging torque and torque ripple in interior PM machines with asymmetrical V-type rotor design[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2016, 52(7): 1-5.
- [15] 杨金歌, 邓兆祥, 周忆, 等. 车用永磁轮毂电机解析建模与齿槽转矩削弱[J]. 西安交通大学学报, 2018, 52(1): 84-91, 114.
Yang J G, Deng Z X, Zhou Y, et al. Analytical modeling and cogging torque weakening of permanent magnet in-wheel motor for electric vehicles[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2018, 52(1): 84-91, 114.(in Chinese)
- [16] Bianchi N, Bolognani S. Design techniques for reducing the cogging torque in surface-mounted PM motors[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2002, 38(5): 1259-1265.
- [17] 王轶楠, 唐冲, 颜钢锋. 定子齿冠开辅助凹槽抑制永磁电机齿槽转矩[J]. 微电机, 2014, 47(10): 20-23.
Wang Y N, Tang C, Yan G F. Reducing cogging torque of permanent magnet motors by notching auxiliary slot in top of stator teeth[J]. Micromotor, 2014, 47(10): 20-23.(in Chinese)
- [18] 夏加宽, 于冰. 定子齿开辅助槽抑制永磁电动机定位力矩[J]. 微特电机, 2010, 38(1): 13-14, 23.
Xia J K, Yu B. Study on reducing cogging torque of permanent magnet motors by stator teeth notching[J]. Small & Special Electrical Machines, 2010, 38(1): 13-14, 23.(in Chinese)
- [19] 张登明, 周阳, 曾凡铨. 削弱齿槽转矩的定子结构设计[J]. 飞控与探测, 2018(3): 54-58.
Zhang D M, Zhou Y, Zeng F Q. Stator structure design to weaken the cogging torque[J]. Flight Control & Detection, 2018(3): 54-58.(in Chinese)
- [20] 何庆领, 王群京. 永磁同步发电机齿槽转矩削弱方法研究[J]. 电子测量与仪器学报, 2013, 27(5): 461-466.
He Q L, Wang Q J. Research on weakening method for cogging torque in permanent magnet synchronous generator[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrument, 2013, 27(5): 461-466.(in Chinese)
- [21] 王秀和. 永磁电机[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2011.
Wang X H. Permanent magnet motor[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2011.(in Chinese)
- [22] 刘细平, 刘章麒, 李亚, 等. 电动汽车用双层永磁体 IPMSM 优化分析[J]. 电机与控制学报, 2017, 21(10): 30-39.
Liu X P, Liu Z Q, Li Y, et al. Optimization and analysis of IPMSM with double-layer permanent magnet used in electric vehicle[J]. Electric Machines and Control, 2017, 21(10): 30-39.(in Chinese)
- [23] 吴苏敏, 董立威, 刘洋, 等. 基于气隙磁密波形优化的永磁同步电机结构[J]. 电机与控制应用, 2014, 41(3): 12-16.
Wu S M, Dong L W, Liu Y, et al. Structure of permanent magnet synchronous motor based on optimization of air-gap flux density waveform[J]. Electric Machines and Control Application, 2014, 41(3): 12-16.(in Chinese)
- [24] 张炳义, 贾宇琪, 李凯, 等. 一种表贴式永磁电机磁极结构优化研究[J]. 电机与控制学报, 2014, 18(5): 43-48.
Zhang B Y, Jia Y Q, Li K, et al. Study on magnetic pole structure of surface mounted PMSM[J]. Electric Machines and Control, 2014, 18(5): 43-48.(in Chinese)

(编辑 罗 敏)