

# 鼠笼感应电机新型消谐槽设计及损耗优化

王 山<sup>1</sup>, 何荣山<sup>1</sup>, 王陈博<sup>2</sup>, 王 俊<sup>2</sup>, 赵海森<sup>2\*</sup>

(1. 德州恒力电机有限责任公司, 山东 德州 253500;

2. 华北电力大学 电气与电子工程学院, 北京 102206)

## Novel Harmonic Reduction Slot Design with Loss Optimization for Squirrel-Cage Induction Motors

WANG Shan<sup>1</sup>, HE Rongshan<sup>1</sup>, WANG Chenbo<sup>2</sup>, WANG Jun<sup>2</sup>, ZHAO Haisen<sup>2\*</sup>

(1. Dezhou Hengli Electrical Machinery Co., Ltd., Dezhou 253500, China;

2. School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

**Abstract:** [Objective] This paper proposes a harmonic elimination slot structure for the rotor bars of a 5.5 kW inverter-fed squirrel-cage induction motor, aiming to improve the current density distribution in the rotor bars and minimize local hot spots near the slot openings. [Methods] The analysis was initially conducted based on magnetomotive force and magnetic permeability to examine the air-gap magnetic field components and induced harmonics current in the rotor bars of the induction motor. The penetration depths of different harmonics current were calculated according to the skin effect. Subsequently, a mathematical model was established for the current-carrying area of individual bars as a function of harmonic elimination slot geometry and parameters, derived from the rotor slot opening geometric model. An optimization design process for the harmonic elimination slots was proposed by combining this mathematical model with limited simulation data. Finally, the optimal parameters for the rotor harmonic elimination slots of the specified induction motor were determined through simulation verification. [Results] Through simulation analysis, it was found that under no-load conditions, the rotor harmonic elimination slots reduced harmonic copper losses by 40.9%; under full-load conditions, a reduction of 5.5% was achieved. Additionally, the current-carrying area of the bars decreased by only 0.94%, indicating that the harmonic elimination slots did

not significantly affect other electromagnetic performance in both operating conditions. [Conclusion] The proposed rotor harmonic elimination slots in this paper can significantly reduce rotor harmonic copper losses, leading to a more uniform current distribution in the bars. This effectively mitigates local thermal stress and temperature rise in high-load motors, making it suitable for motor operating conditions with frequent start-stop cycles or power supply containing harmonics.

**Key words:** inverter-fed; induction motor; harmonic reduction slot; harmonic copper loss

**摘要:**【目的】本文提出一种用于 5.5 kW 变频供电鼠笼式感应电机的转子导条消谐槽结构,用于改善转子导条电流密度分布,并尽可能避免槽口局部热点问题。【方法】首先从磁势和磁导出发,分析了感应电机气隙磁场分量和导条感应谐波电流,根据趋肤效应计算了不同谐波电流的透入深度;其次,根据转子槽口几何模型,建立了单个导条载流面积随消谐槽形状和参数变化的数学模型,并提出基于该数学模型和少量仿真数据的消谐槽优化设计流程;最后,通过仿真验证,确定了针对该感应电机的最优转子消谐槽参数。【结果】通过仿真分析发现,空载工况下,转子消谐槽可降低 40.9% 的谐波铜耗;满载工况下,可降低 5.5% 的谐波铜耗;且导条载流面积仅下降 0.94%,故两种工况下消谐槽均不会显著影响其他电磁性能。【结论】本文所提转子消谐槽可以大幅降低转子谐波铜耗,使导条电流分布更加均匀,能有效降低局部热应力和高负载率电机温升,适用于电机频繁起停或电源包含谐波的工况。

**关键词:** 变频供电;感应电机;消谐槽;谐波铜耗

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(52177041);2025 开放课题(HLZDSY2025002)

National Natural Science Foundation of China (52177041);  
2025 Open Research Project (HLZDSY2025002)

## 0 引言

感应电机由于具有结构简单、结实耐用的优点,被广泛应用于工业生产、交通运输等领域<sup>[1-4]</sup>。现代电机往往被设计为高负荷及较小的电磁冗余,导致其在额定负载运行时温升较高<sup>[5-6]</sup>。当鼠笼式电机转子温度过高时,易导致转子断条故障的发生<sup>[7-8]</sup>。经统计在感应电机的诸多故障中,转子断条故障约占 10%~20%<sup>[9]</sup>。

目前,国内外学者针对感应电机的温度场以及转子热应力已经开展了大量研究。文献[10-13]采用多物理场耦合有限元仿真,研究了感应电机的温度场。文献[14]研究了不同结构感应电机的转子温升问题。针对感应电机的杂散损耗与谐波铜耗问题,文献[15]提出了一种新的中小型感应电机杂散损耗计算公式,并比较了该公式与 IEEE、IEC 推荐计算公式的差异。文献[16-17]通过有限元分析表明转子谐波铜耗在杂散损耗中占比较大。

变频调速感应电机常用于风机、水泵和其他辅机设备,有些设备对调速和转矩精度要求较低,常用正弦脉宽调制(Sinusoidal Pulse Width Modulation, SPWM)策略。变频供电时,开关频率引入的高频谐波电流会在气隙产生高速旋转的谐波磁场,从而在转子导条槽口区域感应出大量谐波电流<sup>[18]</sup>。在变频感应电机正常运行时,转子的谐波铜耗是杂散损耗的主要部分,也是转子热优化的关键部分。在杂散损耗抑制方面,文献[19]创新性地提出了一种多边形电压空间矢量调制策略,有效降低了变频器输出电流的总谐波失真,从而有效降低转子谐波铜耗。文献[20]研究了斜槽对感应电机气隙谐波磁场的衰减作用。文献[21]研究了磁性槽楔对气隙磁场的影响,结果表明磁性槽楔可有效降低气隙中齿谐波幅值,改善转子导条中的电流密度分布。文献[22]研究了感应电机定子槽深对定子绕组涡流附加损耗的影响。文献[23]研究了减小转子谐波铜耗的转子槽型优化方法。文献[24]提出了定、转子槽型协同优化的感应电机设计方法。文献[25]研究了大功率感应电机的转子槽口优化方法,该方法有效减小了转子谐波铜耗。

感应电机在正弦供电下直接起动时,由于转

速和电源频率差距较大,趋肤效应导致的转子导条电流密度不均匀现象极为明显<sup>[26]</sup>,易导致槽口过热熔化<sup>[27]</sup>。传统的定转子槽型或槽数优化的重点在于定转子槽配合、槽口形状和斜槽度等,以降低损耗或改善电机起动性能;或是在定子铁心齿顶或转子铁心齿顶加工小型的辅助槽<sup>[28]</sup>,以降低电机振动幅度。传统槽型优化大多以参数扫描方式进行,而传统辅助槽的核心在于提高电磁力的作用阶次,而对气隙磁场的影响较小。

本文提出了一种针对感应电机转子温度过高的转子槽型优化设计,通过在导条槽口区域引入消谐槽结构,有效抑制了高频气隙谐波磁场向导条的透入深度,从而减少转子导条的谐波铜耗,尤其是削弱起动过程和调速过程的损耗,实现对转子温升的有效抑制。

## 1 谐波磁场理论分析

### 1.1 变频器谐波频谱

以典型的三相桥式逆变器拓扑和 SPWM 策略为例,假设调制波频率为 50 Hz,开关频率为 3 150 Hz,调制比为 0.95,通过 Matlab 仿真得到的线电压波形和频谱如图 1 所示。

由图 1 可知,变频器输出的电压含有大量谐波分量,且电压谐波集中在整数倍开关频率附近,尤其是 1 倍、2 倍开关频率附近。这些谐波在电机内会产生附加铁损、铜耗等,且难以被传统的等效电路计及。

### 1.2 高频谐波磁场

高频谐波通过感应电机定子绕组时,会产生更大的槽漏磁和谐波漏磁。这些磁场在气隙中较高转速运动,在转子导条上会产生更大的铜耗,在电机起动时更加突出。感应电机导条电流密度通常从槽口到槽底递减,可近似按照各次谐波的透入深度计算。根据透入深度计算式可得:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega\mu\sigma}} \quad (1)$$

式中: $\omega$  为某次谐波角频率; $\mu$  为导条磁导率; $\sigma$  为导条电导率。

由于导条电流全部由感应产生,因此电流频率和气隙磁场频率相同。气隙磁场可建模为磁势与磁导的乘积,表示为

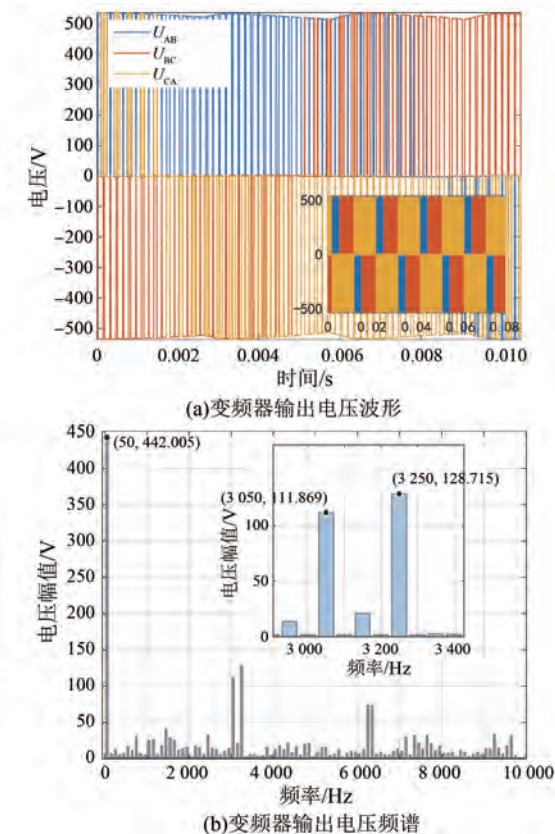


图 1 变频器输出电压波形和频谱

Fig. 1 Output voltage waveforms and spectrum of inverter

$$b(\theta, t) = [f_p + \sum_{\nu} f_{\nu} + \sum_{\mu} f_{\mu} + \sum_h f_h] \Lambda(\theta, t),$$

$$\nu = (6k_1 + 1)p, k_1 = 0, \pm 1, \pm 2 \dots,$$

$$\mu = k_2 Z_2 + \nu, k_2 = 0, \pm 1, \pm 2 \dots$$

(2)

$$\Lambda(\theta, t) = \Lambda_0 + \sum_m \Lambda_m \cos(mZ_1 \theta) + \sum_n \Lambda_n \cos[nZ_2(\theta - \Omega_2 t)]$$

(3)

式中:  $\nu, \mu$  分别为定子、转子谐波次数;  $\Lambda_m$  为定子开槽谐波磁导,  $m$  为定子槽数;  $\Lambda_n$  为转子开槽谐波磁导,  $n$  为转子槽数;  $\Omega_2$  为转子机械转速;  $Z_1$ 、 $Z_2$  分别为定子、转子齿数;  $\theta$  为空间位置角;  $t$  为时间;  $f_p$ 、 $f_{\nu}$ 、 $f_{\mu}$  和  $f_h$  分别为基波磁动势、定子绕组谐波磁动势、转子绕组谐波磁动势和电源侧直接引入的磁动势, 其磁势和磁导可分别表示为

$$\begin{cases} f_p(\theta, t) = F_p \cos(\theta - \omega_1 t - \varphi_1) \\ f_{\nu}(\theta, t) = F_{\nu} \cos(\nu\theta - \omega_1 t - \varphi_{\nu}) \\ f_{\mu}(\theta, t) = F_{\mu} \cos(\mu\theta - \omega_{\mu} t - \varphi_{\mu}) \\ f_h(\theta, t) = F_h \cos(p\theta - \omega_h t - \varphi_h) \end{cases}$$

(4)

$$\omega_{\mu} = \omega_1 \left[ 1 + \frac{(\mu - \nu)}{p} (1 - s) \right]$$

$$\omega_h = h \cdot \omega_1$$

式中:  $F_p$ 、 $F_{\nu}$ 、 $F_{\mu}$ 、 $F_h$  和  $\varphi_p$ 、 $\varphi_{\nu}$ 、 $\varphi_{\mu}$ 、 $\varphi_h$  分别为  $f_p$ 、 $f_{\nu}$ 、 $f_{\mu}$  和  $f_h$  的幅值和相位;  $\omega_1 = 100\pi$  为基波角频率;  $p$  为电机极对数;  $\omega_{\mu}$  为转子谐波角频率;  $\omega_h$  为电源谐波;  $s$  为转差率, 取值范围在 0~1 之间。

针对一台具体的感应电机, 分析其导条电流包含的频率分量, 基本参数如表 1 所示。

表 1 电机基本参数

Tab. 1 Basic parameters of the motor

参数名称	参数值
额定功率/kW	5.5
额定电压(角接)/V	380
基波频率/Hz	50
极对数	2
定子槽数	36
转子槽数	28
额定转速/(r · min <sup>-1</sup> )	1 425
导条材料	铸铝
气隙宽度/mm	0.4

以转差率  $s=1$  (起动瞬间) 和  $s=0.05$  (满载运行) 为例, 代入  $Z_1=36$ 、 $Z_2=28$ , 利用式(1)~(6), 以幅值较大的一阶齿谐波和 5 次、7 次磁势谐波为例, 取  $k_1$  和  $k_2$  为  $\pm 1$ , 可得相应磁密谐波表达式为

$$\begin{cases} b_5 = B_5 \cos(10\theta + \omega_1 t) \\ b_7 = B_7 \cos(14\theta - \omega_1 t) \\ b_{Z_{s1}} = B_{Z_{s1}} \cos[(36 \pm 2)\theta m \omega_1 t] \\ b_{Z_{r1}} = B_{Z_{r1}} \cos\{(28 \pm 2)\theta - [ (14 \pm 1)(1 - s) + s ] \omega_1 t\} \end{cases}$$

(7)

式中:  $Z_{s1}$ 、 $Z_{r1}$  分别为一阶定子齿、转子齿谐波, 其相应的频率可根据基波频率  $\omega_1$  与谐波阶次的乘积计算得出。

导条主要谐波及其透入深度如表 2 所示。由表 2 可知, 转子导条中较高频率的谐波主要是转子齿谐波和变频器引入的开关频率谐波, 且可以推导, 定子齿谐波的频率仅和基波频率有关, 与转速无关。因此, 不同转速工况下, 仅有转子齿谐波所表征的电流密度会有所不同。在忽略电导率随

温度变化的情况下,根据欧姆定律,即可直接计算各谐波电流造成的谐波铜耗。

表 2 导条主要谐波及其透入深度

参数名称	角频率/(rad·s <sup>-1</sup> )	透入深度/mm
基波	100π	11.96
定子 5 次、7 次谐波	500π、700π	5.35、4.52
定子齿谐波-起动、满载	100π、100π	11.96、11.96
转子齿谐波-起动、满载	100π、1 430π	11.96、3.16
1 倍、2 倍开关频率	6 300π、12 600π	1.50、1.06

## 2 消谐槽尺寸设计及优化

### 2.1 不同供电下槽口损耗

根据表 1 参数建立电机的有限元模型,分别在正弦和变频供电下进行仿真,对比分析了导条电流密度的分布情况。对于同一根导条,在满载工况下,两种供电的电流密度分布如图 2 所示。

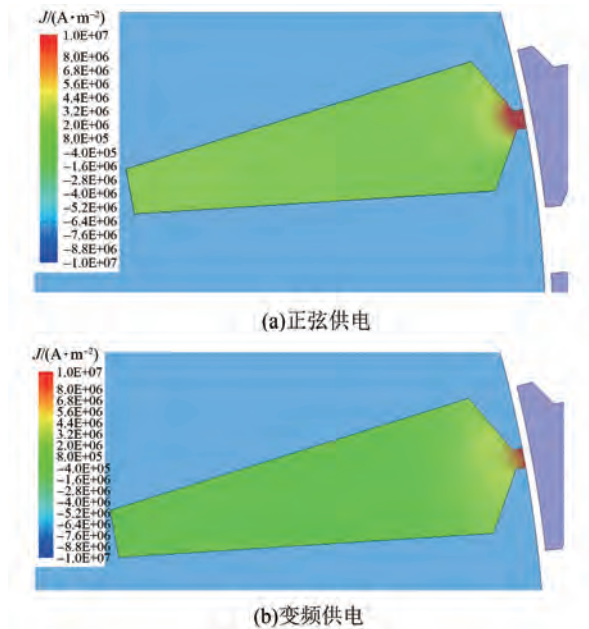


图 2 正弦和变频供电下导条电流密度

Fig. 2 Current density in the bar under sinusoidal and variable-frequency power supply

由图 2 可知,无论是正弦供电还是变频供电,导条电流密度在槽口明显偏大,归因于多种气隙磁场谐波的趋肤效应。为进一步定量分析谐波电流产生的损耗,将槽口切分成多层,如图 3 所示,并分析槽口区域和扇形区域的总铜耗,如表 3 所

示。其中,第  $n$  层的铜耗表示计及槽口区域铜耗和扇形区域 1~ $n$  层扇面铜耗的损耗总和。

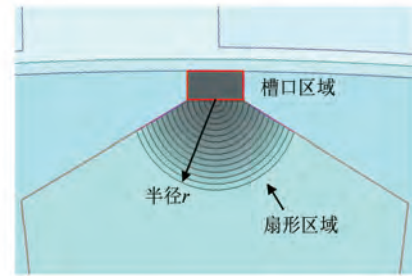


图 3 导条槽口和扇形区域示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the bar slot opening and fan-shaped region

表 3 槽口及扇形区铜耗分布

Tab. 3 Copper loss distribution in the slot opening and fan-shaped region

层数	半径/mm	正弦供电/W	变频供电/W
1	0	6.77	9.77
2	0.1	6.89	9.94
3	0.2	7.21	10.39
4	0.3	7.69	11.07
5	0.4	8.29	11.90
6	0.5	8.98	12.84
7	0.6	9.69	13.79
8	0.7	10.41	14.70
9	0.8	11.12	15.59
10	0.9	11.85	16.46
11	1.0	12.58	17.32
12	1.1	13.33	18.18
13	1.2	14.09	19.03
14	1.3	14.86	19.89
15	1.4	15.65	20.74
16	1.5	16.45	21.59
剩余损耗/W		100.07	100.17
总损耗/W		116.51	121.76

由表 3 可知,在槽口至半径 1.5 mm 扇形共同组成的区域内,无论电机采用正弦供电还是变频供电,槽口矩形导体占该区域总损耗的比例都超过 40%。和整个导条总损耗相比,正弦供电时,槽口至半径 1.5 mm 扇形区域损耗占比为 14.1%;而变频供电时,其损耗占比为 17.7%。

基于满载工况的损耗分布情况,本文提出一种铸铝转子消谐槽结构,即通过铸铝后再加工的方式将铸铝导条的槽口区域去除,并同时去除一部分扇形区域,具体挖槽的大小可按照后文优化部分进行。

## 2.2 基于解析法的槽口优化模型

由于带消谐槽的电机工作于变频工况下,其对仿真步长和网格精度要求较高,导致常规优化工作效率很低。为了节约计算资源,本文提出一种基于有限元结果拟合的解析优化算法,如图4所示。

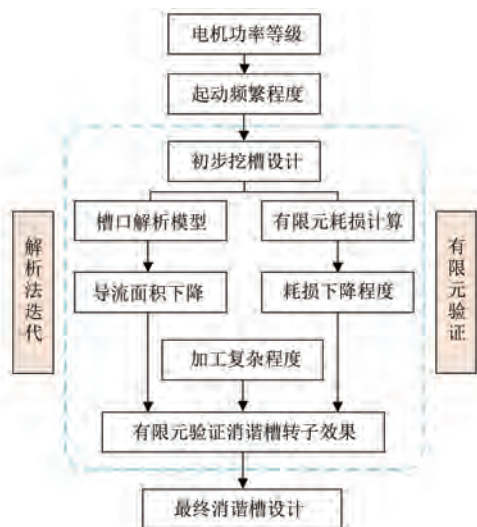


图4 基于有限元结果拟合的消谐槽优化方法

Fig. 4 Optimization method of harmonic elimination slots based on finite element results fitting

本文所提优化方法首先需建立槽口几何模型,推导消谐槽尺寸和导条载流面积的关系式;其次通过有限元,仿真原始导条结构在不同扇区的总损耗,并利用扇区半径-铜耗曲线拟合解析式,得出消谐槽能降低谐波损耗的近似数值;最后,综合考虑消谐槽降损效果、载流面积下降不利影响以及加工难度,决定消谐槽的形状和尺寸。该流程仅需至多两次有限元计算,即可获得合理的消谐槽设计,显著节省了优化时间。

针对本文研究的5.5 kW感应电机,其导条形状初步设计为将槽口区域完全挖去,而后以同心圆的形式进行尺寸优化。槽口几何模型如图5所示。

根据电机算单,已知 $\alpha = 30^\circ$ ,槽口宽度 $l_{AD}$ 为1 mm, $l_{OA}$ 为0.5 mm。在挖去矩形槽口的基础上,

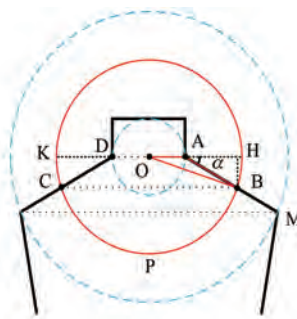


图5 转子槽口几何模型

Fig. 5 Geometric model of the rotor slot opening

假设进一步挖槽的半径为 $r$ ,即 $l_{OB}$ 的长度,需要求解消谐槽挖槽后所缺失的载流面积,即梯形DABC与弓形BPC围成的封闭平面图形的总面积。图中,假设 $\angle OAB = \beta$ , $\angle AOB = \gamma$ 。对三角形OAB使用余弦定理,则:

$$l_{OA}^2 + l_{AB}^2 - l_{OB}^2 = 2 \cdot l_{OA} \cdot l_{AB} \cdot \cos \beta \quad (8)$$

由式(8)可推导出边长 $l_{AB}$ 的表达式为

$$l_{AB}^2 +$$

$$[2\cos(150^\circ) \cdot l_{OA}]l_{AB} + (l_{OA}^2 - l_{OB}^2) = 0 \quad (9)$$

运用求根公式可得:

$$l_{AB} = \frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \pm \sqrt{\frac{\sqrt{3}^2}{2} - 4 \cdot \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}\right) \cdot (0.5^2 - r^2)}}{2} = -\frac{\sqrt{3}}{4} + \frac{1}{2} \sqrt{4r^2 - \frac{1}{4}}, r \geq 0.25 \quad (10)$$

进而, $BH$ 的长度 $l_{BH}$ 和三角形OAB的面积 $S_{OAB}$ 分别为

$$l_{BH} = l_{AB} \cdot \sin \alpha = \frac{1}{2} l_{AB} \quad (11)$$

$$S_{OAB} = \frac{1}{2} \cdot l_{OA} \cdot l_{BH} = \frac{1}{8} \left( -\frac{\sqrt{3}}{4} + \frac{1}{2} \sqrt{4r^2 - \frac{1}{4}} \right) \quad (12)$$

继续求解扇面OBPC的面积 $S_{OBPC}$ 。首先对三角形AOB再次使用正弦定理,可得:

$$\frac{l_{OB}}{\sin \beta} = \frac{l_{AB}}{\sin \gamma} \quad (13)$$

$$\gamma = \sin^{-1} \left( \frac{l_{AB}}{\sin \beta \cdot r} \right) \quad (14)$$

则扇面OBPC的面积 $S_{OBPC}$ 为

$$S_{OBPC} = \pi r^2 \cdot \frac{\pi - 2\beta}{2\pi} \quad (15)$$

由此可知,封闭平面图形的总面积  $S_{total}$  为

$$S_{total} = S_{OBPC} + S_{OAB} \quad (16)$$

已知原始单根导体面积为  $94.64 \text{ mm}^2$ , 由此可知,载流面积  $S_j$  随半径  $r$  变化的关系式为

$$S_j = 94.64 - S_{total} = 94.64 - \frac{1}{8} \left( -\frac{\sqrt{3}}{4} + \frac{1}{2} \sqrt{4r^2 - \frac{1}{4}} \right) - \pi r^2 \cdot \frac{\pi - 2\sin^{-1} \left[ \frac{1}{2r} \left( -\frac{\sqrt{3}}{4} + \frac{1}{2} \sqrt{4r^2 - \frac{1}{4}} \right) \right]}{2\pi} \quad (17)$$

根据式(17)绘制载流面积随  $r$  变化的曲线,如图 6 所示。

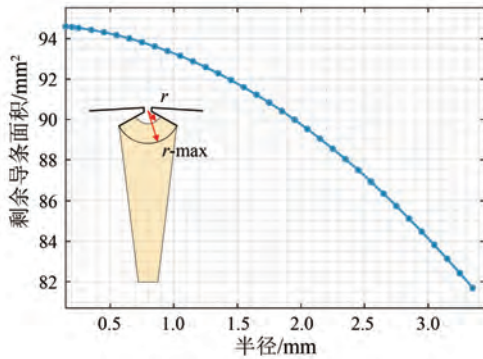


图 6 转子导条载流面积随挖槽半径  $r$  变化的趋势  
Fig. 6 Variation of the rotor bar current-carrying area with the slot radius  $r$

图 6 仅考虑了开槽半径  $r$  小于  $l_{OM}$  的情况,因为当  $r$  过大时,载流面积会大幅下降。通过有限元得到导条不开槽时槽口和扇面的损耗随扇面半径  $r$  的变化规律,如图 7 所示。

综合解析曲线和有限元结果,并考虑到挖槽

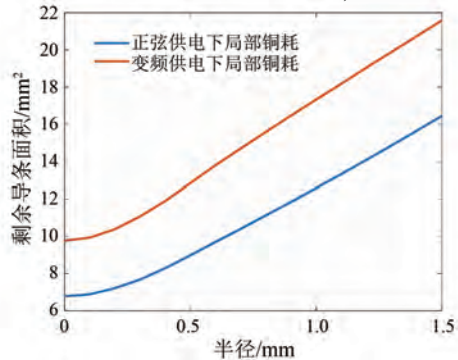


图 7 槽口及扇形区铜耗曲线  
Fig. 7 Copper loss curves of the slot opening and fan-shaped region

半径  $r$  大于  $l_{OA}$  时,后期加工难度较大、成本剧增,因此本文选用“槽口+挖槽 0.5 mm”作为转子消谐槽最终方案,如图 8 所示。这样无论是数控机床还是常规铣床,球形铣刀都能直接对导条顶部进行切割,甚至可以一次性加工完成,在只增加一道工序的前提下,不会显著增加制造成本。

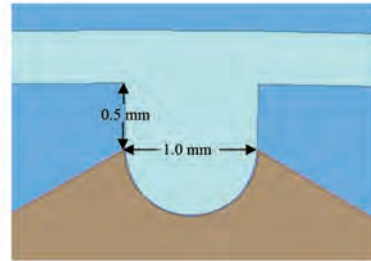


图 8 最终确定的消谐槽方案  
Fig. 8 Finalized harmonic suppression slot design

### 3 不同工况仿真对比

#### 3.1 空载工况对比

仿真不同工况下消谐槽对电磁性能的影响。电机参数同表 1,仿真参数如表 4 所示,电机模型如图 9 所示。在计算导条槽口电流密度损耗分布时,选定一个导条的槽口进行加密,因此未开槽总网格数量略多。

表 4 有限元仿真关键参数

Tab. 4 Key parameters of finite element simulation

参数名称	参数值
求解器类型	二维瞬态电磁场
时间步长/ $\mu\text{s}$	5
保存场间隔/ $\mu\text{s}$	50
定子铁心	DW540_50_2DSF0.960
转子铁心	DW540_50_2DSF0.960
定子绕组	Copper
转子鼠笼	Cast_Aluminum_75 °C
单元数-未开槽	15 623
单元数-消谐槽	13 816

对最终消谐槽方案进行不同工况的仿真对比。对图 1 变频器施加电压激励,得到空载工况下,原始电机和转子带消谐槽电机的 A 相电流频谱,如图 10 所示。

图 10 进一步验证了所述气隙磁场谐波分量。

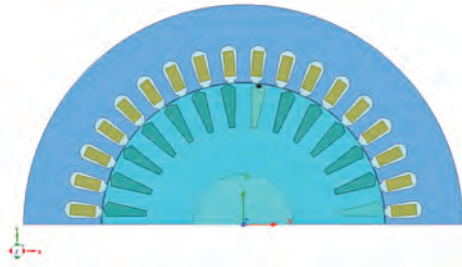


图 9 有限元仿真的电机模型

Fig. 9 Motor model for finite element simulation

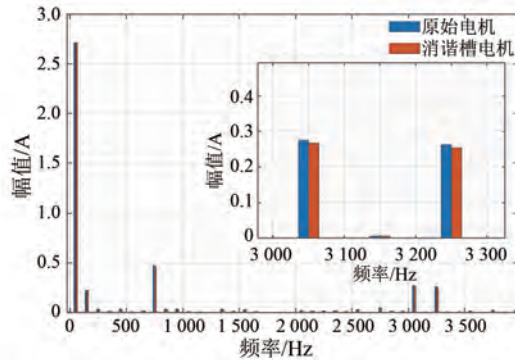


图 10 空载工况 A 相电流频谱图

Fig. 10 Spectrum of phase-A current under no-load condition

根据仿真得到电流数据和实测电阻,可计算定子铜耗,相关电磁性能数据如表 5 所示。

表 5 空载工况电磁性能对比

Tab. 5 Comparison of electromagnetic performance under no-load condition

电磁性能	原始导条	开消谐槽
定子铜耗/W	31.70	31.80
转子铜耗/W	25.20	14.90
总铁耗/W	80.00	79.90
平均转矩/(N·m)	0.05	0.05

由于二维电磁场仿真不考虑机械损耗和风磨耗,空载时给定转速接近同步转速,因此平均转矩几乎为 0。由此可知,消谐槽转子几乎不会影响空载铁耗和定子铜耗,但可以显著降低空载时的转子铜耗,并且消谐槽转子会略微削弱基波电流和主要的开关频率谐波电流。

### 3.2 满载工况对比

满载工况下,原始电机和转子带消谐槽电机的 A 相电流频谱如图 11 所示,相关电磁性能如表 6 所示。

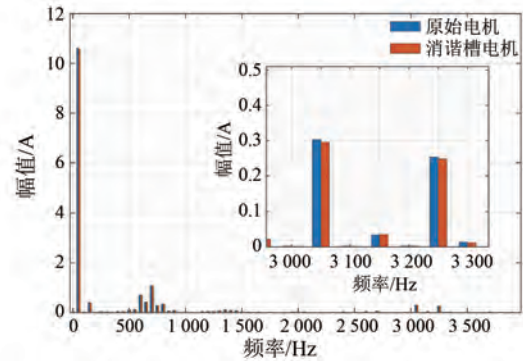


图 11 满载工况 A 相电流频谱图

Fig. 11 Spectrum of phase-A current under full-load condition

表 6 满载工况电磁性能对比

Tab. 6 Comparison of electromagnetic performance under full-load condition

电磁性能	原始导条	开消谐槽
定子铜耗/W	487.50	483.70
转子铜耗/W	383.40	362.20
总铁耗/W	89.50	89.10
平均转矩/(N·m)	36.12	35.95

由图 11 和表 6 可知,消谐槽转子也几乎不会影响满载铁耗,可略微削弱定子铜耗、明显降低满载转子铜耗,同时会使平均转矩下降 0.47%。

### 3.3 损耗分布云图对比

相比电流密度矢量,欧姆损耗  $P_v$  能够直接反映出电流密度的绝对值,更适合用来量化消谐槽对谐波损耗的直接削弱作用。通过二维瞬态电磁场仿真,可得变频供电下,原始电机和转子带消谐槽电机同一导条在同一时刻的欧姆损耗分布,如图 12 所示。

为了统一图例,将图 12 中最大欧姆损耗设置为  $9 \times 10^6 \text{ W/m}^3$ 。由图 12 可知,原始电机的槽口部分电流密度远大于其他部分,且挖去消谐槽后,谐波电流并不会全部转移到后方的导条区域中,而是几乎直接消失。损耗云图也进一步验证了消谐槽所降低的转子铜耗中大部分属于转子谐波铜耗,而非基波铜耗。总体来看,消谐槽能够使得导条电流密度更均匀,也更容易达到热平衡状态,验证了转子消谐槽在削弱导条谐波电流损耗、预防转子断条方面的有效性。

在机械强度方面,由于硅钢强度远大于铸铝,

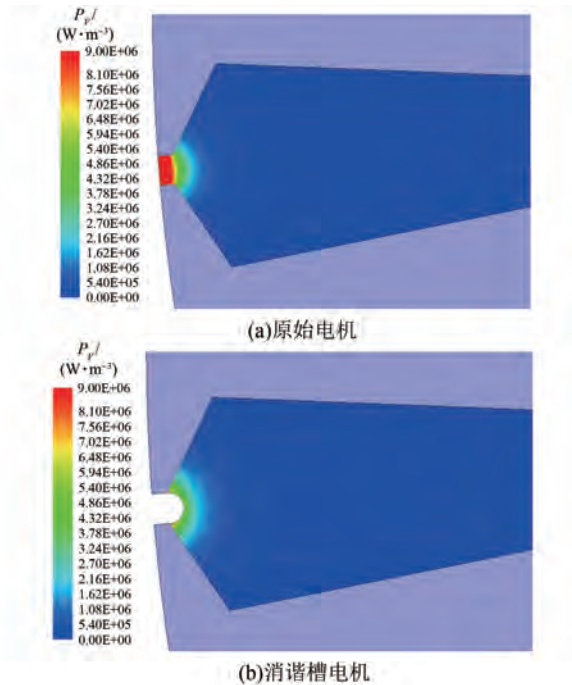


图 12 原始电机和消谐槽电机导条损耗密度

Fig. 12 Loss density distribution in the bar of the original motor and the motor with harmonic suppression slots

转子及其齿顶的机械强度主要来自于硅钢片粘结,并且粘结完毕的转子铁心不会因为加工消谐槽而松动。因此在消谐槽尺寸较小时,无需考虑机械强度的限制因素。

## 4 结语

为满足 5.5 kW 变频供电鼠笼式感应电机的高效可靠运行需求,本文设计了一种转子导条消谐槽结构,围绕其作用机理、优化方法及性能提升效果展开系统研究,主要结论如下。

(1) 针对变频供电下电机气隙磁场畸变及导条谐波电流损耗的问题,通过磁场解耦分析,明确了电机气隙磁场的谐波构成,并结合趋肤效应原理,精准计算了不同频次谐波对应的透入深度,为消谐槽结构的设计提供了理论依据。

(2) 基于转子槽口的几何特征,构建了消谐槽关键参数与导条有效载流面积的数学关联模型,提出了高效优化设计流程,最终确定了适配 5.5 kW 电机的最优消谐槽结构参数。

(3) 有限元仿真表明,空载工况下,消谐槽对导条谐波电流的抑制效果显著,转子铜耗较传统

结构降低 40.9%;满载工况下,转子铜耗降低 5.5%,且电机其他电磁性能未受明显影响。同时,消谐槽结构通过改善导条内部电流分布,降低了电机温升,延长了使用寿命。

未来将聚焦于含转子消谐槽感应电机的样机制造和系统试验研究,探索并创新消谐槽加工工装与工艺,为规模化应用奠定基础。

## 利益冲突声明

所有作者声明不存在利益冲突。

All authors disclose no relevant conflict of interests.

## 作者贡献

王山和赵海森提出了本文的核心创新点;何荣山负责电机设计参数的提供与验证;王陈博和王俊进一步深化了创新点的理论推导,并主导了论文的撰写与修改。所有作者均阅读并同意了最终稿件的提交。

The core innovations of this paper were proposed by Wang Shan and Zhao Haisen. The motor design parameters were provided and validated by He Rongshan. The theoretical derivations of the innovations were further developed, and the writing and revision of the paper were led by Wang Chenbo and Wang Jun. All authors have read and approved the final version of the paper for submission.

## 参考文献

- [1] 周明杰, 骆皓, 高阳, 等. 分数槽集中绕组单转子感应电机偏心故障分析[J]. 电机与控制应用, 2025, 52(3): 305-314.  
Zhou M J, Luo H, Gao Y, et al. Fault analysis of single-rotor induction motor with fractional slot concentrated winding [J]. Electric Machines & Control Application, 2025, 52(3): 305-314.
- [2] 郭家豪, 欧阳晖, 刘振兴. 基于 APSO-SSVM 的异步电动机转子故障诊断[J]. 电机与控制应用, 2023, 50(10): 91-99.  
Guo J H, Ouyang H, Liu Z X. Rotor fault diagnosis of asynchronous motor based on APSO-SSVM [J]. Electric Machines & Control Application, 2023, 50(10): 91-99.

- [ 3 ] 庞彬, 郑涵升, 周紫焯, 等. 考虑不平衡磁拉力的双馈异步风力发电机轴承外圈故障动力学建模 [J]. 电机与控制应用, 2024, 51(3): 30-37.  
Pang B, Zheng H S, Zhou Z Y, et al. Dynamic modeling of doubly-fed wind turbine bearing outer ring fault considering unbalanced magnetic pull [J]. Electric Machines & Control Application, 2024, 51(3): 30-37.
- [ 4 ] 薛秀慧, 李广, 许晓亮, 等. 鼠笼转子端部扭振特性研究及其对结构可靠性影响 [J]. 电机与控制应用, 2024, 51(3): 69-78.  
Xue X H, Li G, Xu X L, et al. Research on torsional vibration characteristics of squirrel cage rotor end and its influence on structural reliability [J]. Electric Machines & Control Application, 2024, 51(3): 69-78.
- [ 5 ] 王晓俊, 曲振业, 蔡合超, 等. 不同转子通风结构对高压异步电机传热特性的影响 [J]. 电机与控制应用, 2022, 49(4): 77-82.  
Wang X J, Qu Z Y, Cai H C, et al. Influence of different rotor ventilation structures on heat transfer performance of high voltage induction motor [J]. Electric Machines & Control Application, 2022, 49(4): 77-82.
- [ 6 ] 贾振宇, 曲兵妮, 宋建成, 等. 紧凑型高压异步电机三维流体场分析及温度场仿真计算 [J]. 电机与控制应用, 2021, 48(6): 77-82.  
Jia Z Y, Qu B N, Song J C, et al. Three-dimensional flow field analysis and temperature field simulation calculation of compact high-voltage asynchronous motor [J]. Electric Machines & Control Application, 2021, 48(6): 77-82.
- [ 7 ] 王艳武, 杨立, 陈翱, 等. 异步电机转子三维温度场及热应力场研究 [J]. 电机与控制学报, 2010, 14(6): 27-32.  
Wang Y W, Yang L, Chen X, et al. Study on 3D thermal field and thermal stress field of the induction motor rotor [J]. Electric Machines and Control, 2010, 14(6): 27-32.
- [ 8 ] 陈艺, 邓文哲, 钱喆, 等. 转子气孔条件下鼠笼式感应电机电磁力时空特性研究 [J/OL]. 电工技术学报, 2026-04-23. <https://link.cnki.net/doi/10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.242047>.  
Chen Y, Deng W Z, Qian Z, et al. Research on the spatiotemporal characteristics of electromagnetic force in squirrel cage induction motors with rotor bar porosity [J/OL]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2026-04-23. <https://link.cnki.net/doi/10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.242047>.
- [ 9 ] 王万丁, 宋向金, 陈前, 等. 采用整流技术的变频供电感应电机转子断条故障诊断方法 [J]. 电工技术学报, 2022, 37(16): 4074-4083.  
Wang W D, Song X J, Chen Q, et al. Broken rotor bar fault diagnosis in inverter-fed induction motors using the rectification technology [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(16): 4074-4083.
- [ 10 ] Xie Y, Guo J P, Chen P, et al. Coupled fluid-thermal analysis for induction motors with broken bars operating under the rated load [J]. Energies, 2024, 11(8): 2024.
- [ 11 ] 陈鹏, 谢颖, 李道璐. 感应电机定子匝间短路故障温升特性研究 [J]. 电工技术学报, 2023, 38(18): 4875-4888.  
Chen P, Xie Y, Li D L. Research on the temperature rise characteristics of induction motors with stator inter-turn fault [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(18): 4875-4888.
- [ 12 ] 张诗雨, 夏加宽. 新型转子结构感应电机设计及温度场研究 [J]. 电工技术, 2021(14): 140-142+145.  
Zhang S Y, Xia J K. Study on the design and temperature field of induction motor with a novel rotor structure [J]. Electrical Engineering Technology, 2021(14): 140-142+145.
- [ 13 ] Li W L, Wang P R, LI D, et al. Multiphysical field collaborative optimization of premium induction motor based on GA [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(2): 1704-1710.
- [ 14 ] 邵永, 刘赵森. 感应电机全域三维瞬态温度场分析 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(30): 114-120.  
Tai Y, Liu Z M. Analysis on three-dimensional transient temperature field of induction motor [J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(30): 114-120.
- [ 15 ] Pillay P, Al-Badri M, Angers P, et al. A new stray-load loss formula for small and medium-sized induction motors [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(3): 1221-1227.
- [ 16 ] Cheaytani A, Benabou A, Tounzi A, et al. Stray

- load losses analysis of cage induction motor using 3-D finite-element method with external circuit coupling [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2017, 53(6): 1-4.
- [17] Gao Y H, Sanmaru T, Urabe G, et al. Evaluation of stray load losses in cores and secondary conductors of induction motor using magnetic field analysis [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, 49(5): 1965-1968.
- [18] 鲍晓华, 明帅, 陈国玮, 等. 变频驱动下双斜槽转子感应电机径向电磁力特性分析[J]. *电工技术学报*, 2023, 38(10): 2613-2624.  
Bao X H, Ming S, Chen G W, et al. Analysis of radial electromagnetic force characteristics of inverter drive double skewed rotor induction motor [J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2023, 38(10): 2613-2624.
- [19] Rakesh R, Krishna R R, Apurv K Y, et al. A switched capacitive filter-based harmonic elimination technique by generating a 30-sided voltage space vector structure for IM drive [J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2020, 35(3): 2402-2410.
- [20] Asad B, Vaimann T, Belahcen A, et al. The modeling and investigation of slot skews and supply imbalance on the development of principal slotting harmonics in squirrel cage induction machines [J]. *IEEE Access*, 2021, 9: 165932-165946.
- [21] Qiu H B, Wang K, Liu Z Y, et al. Influence of magnetic slot wedge on parameter and loss distribution of high voltage induction motor [J]. *Journal of Electrical Engineering & Technology*, 2022, 17: 3399-3411.
- [22] 李祥成, 王迎春, 王德国, 等. 感应牵引电机定子绕组涡流附加损耗分析[J]. *电机与控制应用*, 2021, 48(11): 45-50.  
Li X C, Wang Y C, Wang D G, et al. Analysis of eddy current additional loss in induction traction motor stator winding [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2021, 48(11): 45-50.
- [23] 彭凯. 车用异步电机谐波损耗分析与优化设计[J]. *电机技术*, 2025(5): 1-6.  
Peng K. Analysis of harmonic loss and optimization design of automotive asynchronous motor [J]. *Electrical Machinery Technology*, 2025(5): 1-6.
- [24] 李聪波, 黄明利, 李伟, 等. 基于电磁-结构耦合的异步电机外特性优化[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 2022, 50(6): 74-80.  
Li C B, Huang M L, Li W, et al. Optimization of external characteristics of asynchronous motor based on electromagnetic-structure coupling [J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2022, 50(6): 74-80.
- [25] Zhao H S, Xu G R, Dai X, et al. Improved rotor bar shape in high-voltage large-power induction motors to eliminate hotspot and avoid broken bars [J]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2021, 57(5): 4606-4616.
- [26] 吴新振. 笼型转子导条集肤效应的数值计算[J]. *电机与控制学报*, 1997(2): 127-129.  
Wu X Z. Numerical calculation on skin effect of cage rotor induction motors [J]. *Electric Machines and Control*, 1997(2): 127-129.
- [27] 汪朗, 周洋, 潘晋, 等. 电动叉车感应电机转子导条运行参数的研究[J]. *电机与控制应用*, 2015, 42(2): 42-46.  
Wang L, Zhou Y, Pan J, et al. Research on rotor bars operating parameters of electric forklift induction motor [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2015, 42(2): 42-46.
- [28] 李阳, 王天宝, 王海燕, 等. 车用永磁同步电机的电磁噪声分析与抑制[J]. *电机与控制应用*, 2022, 49(10): 86-94.  
Li Y, Wang T B, Wang H Y, et al. Analysis of natural frequencies of stator structure of permanent magnet synchronous motors for electric vehicles [J]. *Electric Machines & Control Application*, 2022, 49(10): 86-94.

---

收稿日期:2025-11-30

收到修改稿日期:2026-01-07

作者简介:

王 山(1986—),男,学士,副高级工程师,研究方向为电动机设计,shanda4516@163.com;

\* 通信作者:赵海森(1982—),男,博士,教授,研究方向为电能转换与高效利用、新能源电力系统分析与控制, zhaohisen@163.com。