



1 250 kW 永磁电机径向风冷对比及优化分析

胡天才, 李奎, 彭俊, 李益丰

(中车株洲电力机车研究所有限公司, 湖南 株洲 412001)

摘要: 为了探究两种径向风冷方案对一台 1 250 kW 实物电机冷却效果及其原因以得到共性结论, 文章建立流场和温度场仿真模型, 并基于流体力学与传热学理论, 采用有限元法对两种工况流场和温度场进行仿真计算, 因电机部件被流场所包裹, 故对比两种工况在部件外表面(外部流场)及定子缝隙、定转子气隙和转子气道(内部流场)处风速和风量、表面对流换热系数、内外流场吸热量和部件温度。结果表明, 工况1在外部流场处风速及风量更大, 但工况2在内部流场处风速及风量更高; 工况1温度仿真值与试验值误差小于5%, 其冷却方案使得定子铁芯及绕组温度均更低, 源于固体表面对流换热系数更高, 冷流体吸热量更多, 表明外部流场是冷却效果好坏的关键; 同时优化结果显示走线孔的封闭不仅使各部件温度分布更加均衡, 也有利于温度的下降。因此, 在实际生产过程中, 对于径向风冷设计, 应保证尽可能多的冷空气直接吹向高温固体表面。该研究为大型永磁电机径向风冷设计和优化提供了一种思路, 具有理论参考意义。

关键词: 大型永磁电机; 径向冷却; 流体场; 温度场; 有限元; 仿真

中图分类号: TM351; U262.41

文献标志码: A

文章编号: 1000-128X(2025)04-0080-08

0 引言

高速永磁电机因具有高功率密度、高效率、高可靠性及低噪声等诸多优势, 被广泛应用于船舶驱动及发电等领域^[1-2], 然而因其所携带的永磁体材料通常为钕铁硼, 其在高温环境下存在失磁风险; 同时电机绕组绝缘层在高温下易损坏, 存在烧毁报废的潜在威胁。因此在电机设计完后对其进行流场和温度场变化仿真是很有必要的^[3]。

目前电机散热方式主要包括自然风冷、强迫风冷、水冷及其他介质冷却等, 而对于高功率大型永磁电机则往往采用强迫风冷和水冷相结合的方式^[4]; 同时根据冷却系统可靠性、经济性^[5]及可维修性要求, 密闭式强迫空气循环冷却-水外冷的冷却方式(即背包式冷却)应运而生^[6]。在顶部冷却背包左右风机的运行下, 底部电机内热空气会流向顶部水冷却器变为冷空气, 之后冷空气吹向电机底部对内部器件进行冷却并变为热空气, 如此实现密闭式强迫空气循环冷却, 至此空气的循环路径便成了影响电机温升的主要因素; 而目

前对电机温度场的计算多采用有限元法^[6], 如文献[7]采用有限元法对 27 MW 同步电动机流场进行求解计算, 着重分析定子径向通风沟内的流体流动特性; 文献[8]采用有限元法仿真计算水冷结构并优化设计散热路径, 提高电机散热能力与持续推力; 文献[9]采用有限元法对电机三维温度场进行仿真分析和试验验证, 探讨不同损耗分布对电机温度场的影响, 并提出优化设计方法。从以上学者的研究方法、研究对象及研究成果可知, 多采用有限元法对电机流场和温度场变化进行仿真计算, 以获得电机内部流体流动及温度分布规律。

本文将一台 1 250 kW 永磁同步发电机为例, 其采用顶部加装冷却背包的形式对电机底部内部进行风冷, 为探究两种径向风冷方案对电机的冷却效果, 根据电机实物模型进行三维建模, 之后采用有限元法对该电机模型进行流场和温度场求解与分析, 确定较好的风冷方案并对其优化设计。

1 模型建立

1.1 电机基本参数

本研究对象为一台 1 250 kW 永磁同步发电机, 其

基金项目: 中国国家铁路集团有限公司科技研究开发计划项目(N2023J068-B(JB))

通信作者: 胡天才, 男, 硕士, 研究方向为电机电器热仿真技术; E-mail: 3463015502@qq.com

引用格式: 胡天才, 李奎, 彭俊, 等. 1 250 kW 永磁电机径向风冷对比及优化分析[J]. 机车电传动, 2025(4): 80-87.DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2025.03.107.

Citation: HU Tiancai, LI Kui, PENG Jun, et al. Comparative and optimization analysis of radial air cooling of 1 250 kW permanent magnet motor[J]. Electric drive for locomotives, 2025(4): 80-87.DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2025.03.107.

基本参数见表1。

表1 1 250 kW 永磁同步发电机基本参数
Table1 Basic parameters of 1 250 kW PMSM

参数	数值
额定功率/kW	1 250
额定电压/V	690
额定转速/(r·min ⁻¹)	1 800
电机极数	8
定子冲片外径/mm	880
定子冲片内径/mm	650
定子冲片厚度/mm	60
定子冲片数/片	7
相邻定子冲片间隙/mm	6
定子槽数	72
转子冲片外径/mm	644
转子冲片厚度/mm	49
转子冲片数/片	8
转子冲片间隙/mm	20
转轴外径/mm	196
磁钢长度/mm	58
磁钢宽度/mm	49
磁钢厚度/mm	10

图1为生产车间电机实物图。其中图1(a)为电机顶部冷却背包结构,图1(b)为底部电机内部实物图;图2为根据电机实物所构建的三维模型简化图。

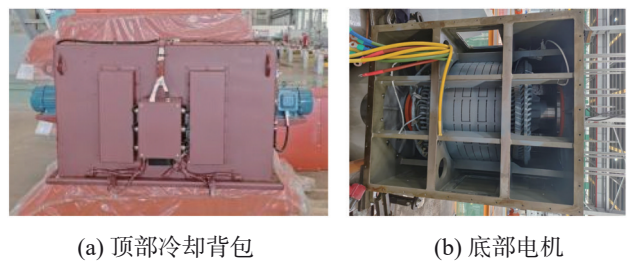


图1 电机实物图

Fig. 1 Real motor

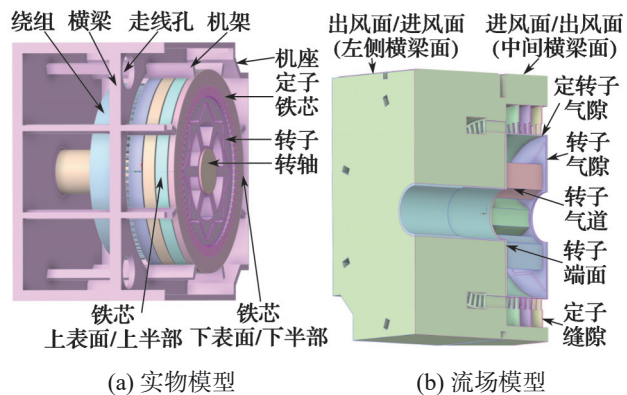


图2 电机模型图

Fig. 2 Motor model

1.2 损耗及生热率

一般大型永磁电机的内热源来自其自身的各种损

耗,如定子铁损、绕组铜损及永磁体涡流损耗等^[10],而当永磁电机在高速运行时,还需考虑转子与气隙间的摩擦损耗(风磨损耗),因该损耗有时会是电机主要损耗^[11]。根据电磁仿真计算得出1 250 kW 永磁电机各损耗值,同时结合各部件体积,计算其生热率,具体如下表2。

表2 永磁同步电机损耗值及生热率
Table 2 Loss value and heat generation rate of PMSM

参数名称	损耗/W	生热率/(W·m ⁻³)
定子铁损	14 167.0	121 096
转子铁损	2 800.0	35 897
绕组铜损	9 320.0	112 290
磁体涡损	33.0	4 520
风磨损耗	18.5	237
合计	26 338.5	

1.3 数学模型

由于电机的定转子铁芯均采用硅钢片 50WW310 材料进行叠片而成,故其导热系数在进行设定时需考虑介质的各向异性;同时电机采用风冷、水冷的耦合冷却方式,空气在电机顶部与底部之间不断循环流动,故电机内部器件热量的散失主要依靠热传导及热对流,不考虑热辐射,基于此计算数学方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) = -\phi \tag{1}$$

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \tag{2}$$

式中:λ_i为*i*方向上的导热系数,W/(m·K);*T*为待求解的稳态温度,K;φ为内热源值,W/m³; *u*、*v*、*w*分别为*x*、*y*、*z*方向上的速度,m/s;ρ为体积密度,kg/m³; *c_p*为定压比热容,J/(kg·K)。

1.4 基本假设

为了便于该款永磁电机的仿真计算,研究团队对求解模型作出如下假设^[12-14]:

- ①以横梁面为电机顶部与底部分界面,电机稳定运行时,顶部结构对底部电机内部空气流动及换热无影响,在构建仿真模型时,可忽略顶部结构。
- ②从左右两个横梁面或中间横梁面进入底部电机内部的空气是垂直于横梁面进入底部电机内的,且该流体为定常流,其各项属性不随时间而改变。
- ③电机底部内空气雷诺数较大,采用湍流模型对流场进行求解;且机箱内空气为不可压缩流体。
- ④电机内部除了定转子铁芯损耗、绕组损耗、磁钢涡流损耗及风磨损耗外,忽略其他损耗;同时损耗在各个部件体内均匀分布。
- ⑤每个定子铁芯槽插入一根导条来替代绕组,且定子槽满率为1。

1.5 边界条件

根据电机在实际额定工况下的运行情况，以及自身的风、水冷却设计方案，作出如下边界设置：

①将左右横梁面或中间横梁面中的二者之一定义为冷空气入口面，边界类型设置为速度入口，风量大小为 $1.3\text{ m}^3/\text{s}$ ，风温为 $35\text{ }^\circ\text{C}$ ；则另一个定义为热空气出口面，边界类型设置为压力出口，表压值为 0 Pa (风量、风温均由冷却背包生产厂家提供)。

②对于流场仿真模型，将转轴和转子与空气的接触面以及转子气道等设置为旋转；对于温度场仿真模型，则是直接将对应实物设为旋转件，转速均为 $1\,800\text{ r/min}$ ；其他空气与机箱相接触的内壁面设置为"wall"类型。

2 计算与分析

设计的两种通风方案中，中间横梁面作为进风面为工况 1，左右横梁面作为进风面为工况 2，以下将对比分析这两种工况的计算结果。

2.1 流场仿真

2.1.1 工况 1 流场分析

依据图 2(b)模型及参数设置，对工况 1 进行计算得图 3。由图 3 可知，速度最高点出现在定转子气隙（简称“气隙”）中，达到 61.96 m/s ，而根据 $v=\omega r$ 可得出气隙内空气最大流速为 60.86 m/s ，二者误差为 1.8% ，该仿真计算的低误差有力支撑了后续计算结果的分析。

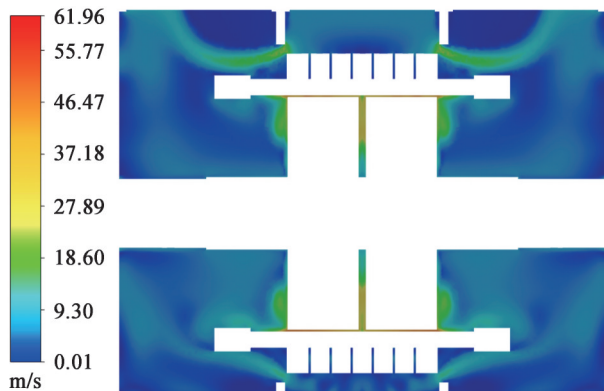


图3 轴向中间截面速度云图(工况 1)

Fig. 3 Speed cloud diagram of axial middle section (case 1)

图 4、图 5 揭示了冷空气在电机内底部的流向，具体为：冷空气吹向电机底部时，大部分风沿着定子铁芯外表面向下流动进行强迫风冷，之后从横梁与铁芯的夹缝中流出并吹向绕组端面；部分风会通过走线孔流出中部而进入左右两侧；少量风会吹向定子缝隙（简称“缝隙”）中，在缝隙内冷空气在冷却完铁芯侧面后便直接流出缝隙；从夹缝中流出的风一部分直接从左侧横梁面流出电机，剩余部分会由于转子高速旋

转而跟随转子端面一起转动，进而流入转子气道（简称“气道”）并开始内部流场冷却过程，从气道另一侧流出，进入转子气隙中跟随转子端面做半径越来越大的旋转运动，最终从端面顶部吹向定转子气隙内，在气隙内跟随转子表面一起旋转的部分空气会在气隙与缝隙的接触面上流向缝隙，剩余空气从气隙另一端面离开。由此可知，缝隙、气隙及气道是电机重要内部散热风道（内部流场），而铁芯外表面和绕组端面则是主要外部散热途径（外部流场）。

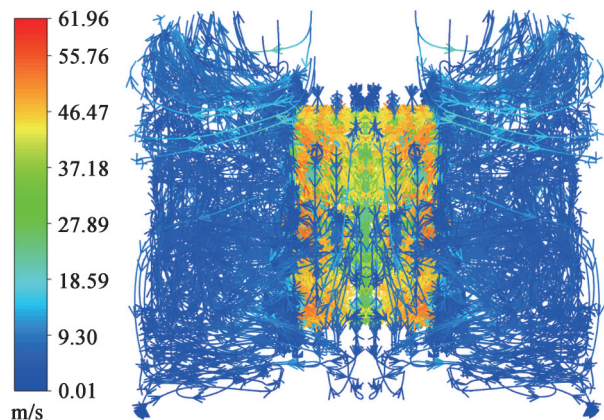


图4 空气迹线图(工况 1)

Fig. 4 Air trace diagram (case 1)

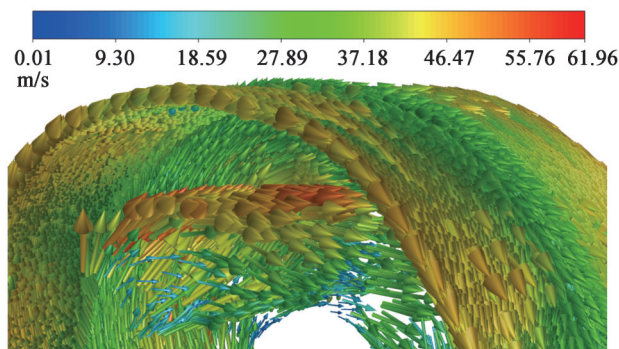


图5 内部流场速度矢量图(工况 1)

Fig. 5 Speed vector diagram of internal flow field (case 1)

2.1.2 工况 2 流场分析

对工况 2 进行仿真计算得图 6。由 6 图可知，速度分布类似工况 1，最高点依然出现在气隙中，但整体速度分布不如工况 1 均衡；同时图 7、图 8 揭示了此种工况下电机内部空气流向，具体为：冷空气从左侧横梁面吹向电机底部时，部分风会直接从横梁与定子铁芯的夹缝中流出且流向中间横梁面，剩余风会流向转子端面随转子一起旋转，其中一部分便会流进转子气道，并从气道另一侧流进转子气隙，并跟随转子做旋转半径不断增大的旋转运动，最后从转子气隙顶部吹向定转子气隙内，在气隙内随着转子表面一起旋转的同时，部分气流会在流经气隙与缝隙的接触面时离开气隙，而进入到缝隙中，且相较于图 5 进入缝隙中的风速高，并最终从缝隙的顶部流出；剩余气隙内的气流便会从气隙另一端面离开。

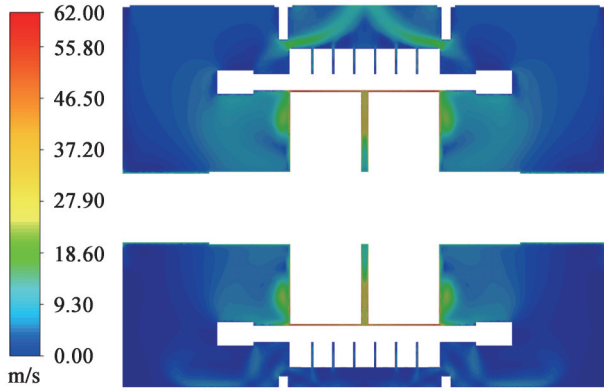


图6 轴向中间截面速度云图(工况2)

Fig. 6 Speed cloud diagram of axial middle section (case 2)

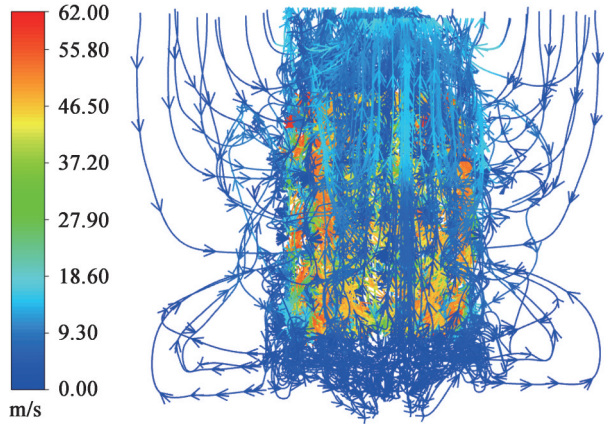


图7 空气迹线图(工况2)

Fig. 7 Air trace diagram (case 2)

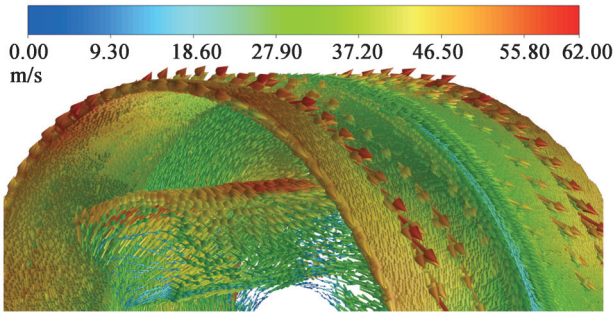


图8 内部流场速度矢量图(工况2)

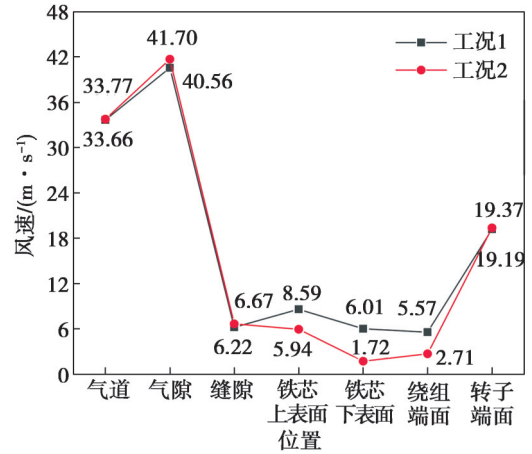
Fig. 8 Speed vector diagram of internal flow field (case 2)

2.1.3 工况对比

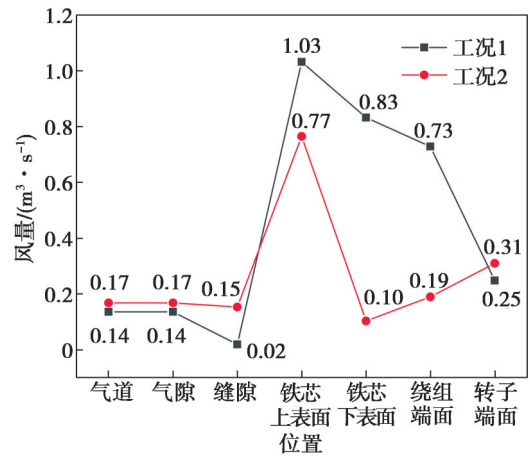
从上述两种工况的分析可知,内部流场(缝隙、气隙和气道)及外部流场(定子铁芯和绕组与流场相接触的表面)是电机内部器件两种散热途径,故计算并对比工况在内、外流场处平均风速及风量以探究对冷却效果起主要作用的因素,如图9。由图9可知,工况2在内部流场处平均风速和风量均高于工况1,而在外部流场处却低于工况1,故为探究具体冷却效果,便对两种工况下的温度场变化开展仿真计算。

2.2 温度场仿真

在上述流场仿真模型基础上,将电机绕组、定子铁芯、磁钢及转轴等实物部件添加至温度场仿真模



(a)风速对比



(b)风量对比

图9 流场特性对比图

Fig. 9 Comparison diagram of flow field characteristics

型中,因对流换热强度决定电机温升,故对对流换热系数及电机温度场进行研究。

2.2.1 换热系数及换热量计算分析

电机内部流体与固体表面之间的对流换热是影响电机温升的主要因素,而对流换热系数(h)既受到流体自身物理性质(如 ρ 、动力黏度 η 、 λ 及 C_p)影响,又受到流体在流经固体表面时流速 v 的影响,而雷诺数 Re 与努塞尔数 Nu 便是关联 v 与 h 的特征数,具体计算公式如下^[15-16]:

$$\left. \begin{aligned} Re &= \frac{\rho v l}{\eta} \\ Nu &= \frac{h l}{\lambda} = C Re^n Pr^{1/3} \end{aligned} \right\} \rightarrow h = \frac{C \lambda \rho^n l^{n-1}}{\eta^n} Pr^{1/3} v^n \quad (3)$$

$$Pr = \frac{\eta C_p}{\lambda} \quad (4)$$

式中: l 为特征长度, m; η 为动力黏度, kg/(m·s); C 和 n 为常数,其值在0~1之间; Pr 为普朗特数。

由上述计算公式可推导出, h 正相关于 v^n ,即流速越大,对流换热系数也越大。

根据牛顿冷却公式可知, h 又影响换热量 ψ ,计算公式如下:

$$\psi = hA(t_w - t_f) \tag{5}$$

式中： A 为流固换热面积， m^2 ； t_w 为固体壁面温度， K ； t_f 为流体温度， K 。

由上述计算公式可知， ψ 正相关于 h 。因此当流体流经固体表面时，流速越大，固体表面对流换热系数便会更高，从而与固体之间产生更多的换热量。

2.2.2 工况1温度场分析

依据上述模型及参数的设置，对工况1进行温度场仿真及试验验证，得到温度云图如图10，温度数据见表3。由表3可知，绕组端部区域无论是平均温度还是最高温度，仿真值与试验值误差均小于5%，可见仿真结果具有较高可靠性，也从侧面进一步反映上述流场仿真结果的准确性。绕组温度呈现端部低、中部高，这源于端部绕组只与外部冷空气进行强迫对流换热，而中部绕组在气隙内与高温空气进行对流换热时，还受到高温定子铁芯热传导的影响；此外绕组温度还呈现顶部低、底部高的现象，由前文流场速度云图可知，包裹着顶部绕组的空气流速要高于包裹着底部绕组的空气流速，也即表明顶部的对流换热过程更加剧烈，同时也就解释了定子铁芯顶部温度低而底部温度高的现象，且整个温度最高点出现在定子铁芯底部；此外转子温度呈现外径处高、内径处低的现象，一是源于转子气道内风温低于气隙内风温；二是整个转子在内部以热传导的方式将热量传递到与内径相接的转轴上，从而形成了外径处高、内径处低的温度分布趋势。

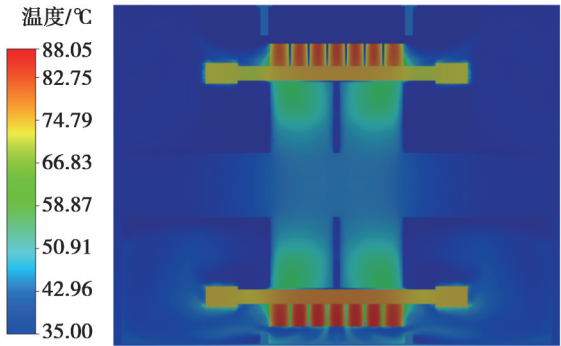


图10 轴向中间截面温度云图(工况1)

Fig. 10 Temperature cloud diagram of axial middle section (case 1)

表3 绕组端部温度仿真值与试验值对比

Table 3 Temperature comparison between simulation value and experimental value of end winding			°C
数据来源	平均温度	最高温度	
仿真	73.1	74.2	
试验	72.9	78.0	
误差/%	0.27	4.87	

2.2.3 工况2温度场分析

对工况2进行仿真计算得到温度云图如图11。由图11可知，工况2温度分布情况与工况1相比总体是相似

的，最高温度依然出现在定子铁芯底部，且高于工况1的最高温度，但铁芯上半部出现了明显的温度分布不均的现象，从工况2流场迹线图可知，这是由中间区域铁芯表面空气流量大，左右区域铁芯表面空气流量小所造成的。

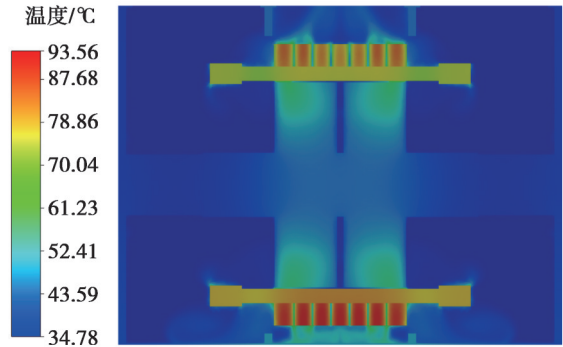


图11 轴向中间截面温度云图(工况2)

Fig. 11 Temperature cloud diagram of axial middle section (case 2)

2.2.4 工况对比

为探究更好的风冷方案，计算上述两种工况下电机关键部位表面对流换热系数、内外流场吸热量及温度并进行对比，得到图12~图14。

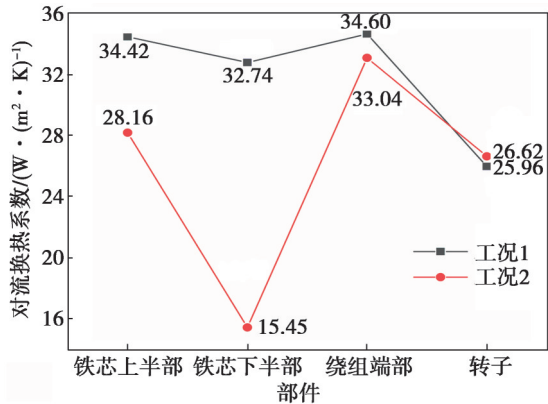


图12 对流换热系数对比

Fig. 12 Comparison of convective heat transfer coefficients

由图12可知，在工况1的风冷方案下，电机内定子铁芯、绕组、转子等部件表面对流换热系数一直高于或接近工况2的状态，由前述流场计算结果及换热系数计算分析可知，此源于包裹着铁芯及绕组周围的冷空气其风速始终高于工况2（图9）；而由换热量计算分析可得，当对流换热系数越高，流体与固体之间的换热量便越多，如图13。

根据图9和图12~图14可知，虽然工况1在内部流场处的风速和风量不及工况2，造成内流场吸热量低于工况2，但外部流速大，使得各部件表面对流换热系数高，从而引起外部流场吸热量大，进而导致电机内定子铁芯、绕组等部件平均温度和最高温度一直处于低于工况2的状态，也即表明外部流场是冷却定子铁芯及

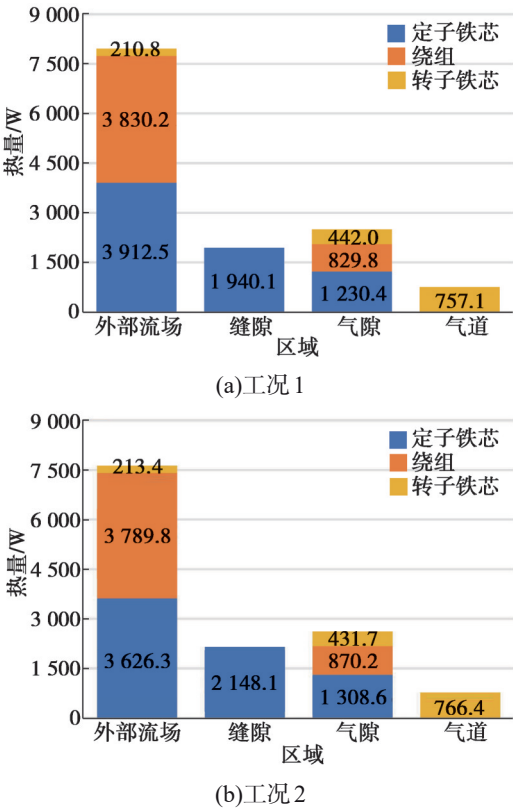


图 13 吸热量对比图

Fig. 13 Comparison diagram of heat absorptions

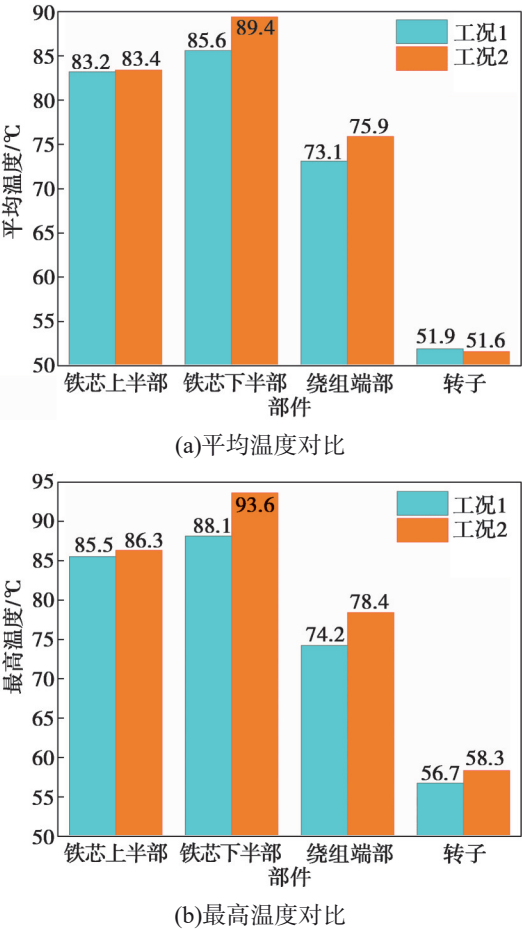


图 14 温度对比图

Fig. 14 Comparison diagram of temperatures

绕组的关键。结合工况 1 和工况 2 两种通风冷却结果, 以及从电机温升越小越好角度而言, 工况 1 是更优的风冷方案。

3 优化分析

由前文分析可知, 工况 1 的风冷方案更优, 但其依然存在定子铁芯顶部温度低而底部温度高的现象, 而温度分布不均影响电机使用寿命, 故为改善温度分布不均衡的缺点, 便需降低无效风的比例、提高有效风的利用率。通过对工况 1 流场的计算与分析可知, 大部分冷空气会从横梁与铁芯的夹缝中流出, 剩余冷空气会从横梁上的走线孔流出, 且该部分风是在没有和发热器件进行充分对流换热的情况下便直接流出, 属于无效风。故针对此现象, 做出将走线孔封闭, 让冷空气只能从夹缝流出的优化措施, 再次对工况 1 进行温度场分布仿真以探究其对温度分布的影响, 得到温度云图如图 15, 温度数据如表 4。

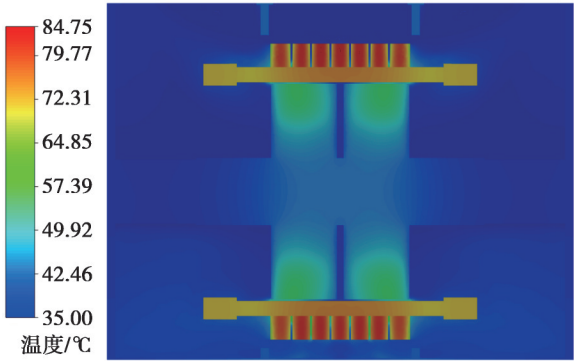


图 15 优化后轴向中间截面温度云图

Fig. 15 Temperature cloud diagram of axial middle section after optimization

表 4 仿真计算结果

Table 4 Simulation calculation results

区域	平均温度/℃	最高温度/℃	对流换热系数/(W·(m ² ·K) ⁻¹)
铁芯上半部	81.60	84.75	42.20
铁芯下半部	81.40	84.50	43.60
绕组端部	71.30	71.80	37.02

由计算结果可知, 相较于没有封闭走线孔的工况 1, 封闭后定子铁芯上下两部分平均温度之差便由 2.4 °C 降至 0.2 °C, 表明铁芯温度分布更加均衡; 同时绕组端部最高温度降低了 2.4 °C、平均温度降低了 1.8 °C, 均较优化前有所降低。从计算出的对流换热系数可知, 优化后铁芯及绕组的表面对流换热过程变得更加剧烈, 使得二者温度较优化前均有下降。以上分析表明, 走线孔的封闭不仅使得各部件温度分布会更加均衡, 也有利于整台电机温度的下降。

综上所述, 工况 1 使电机内各部件温度均低于工况

2, 源于此种通风方案是空气直接吹向定子铁芯表面, 使得铁芯及绕组外表面的对流换热系数更高, 冷流体吸热量更大, 造成部件温度更低。故在实际生产过程中, 采用径向风冷方案时, 应尽可能多地保证冷空气直接吹向需要冷却的部件表面。

4 结论

本研究以一台 1 250 kW 实物永磁电机为模型, 对其径向通风冷却方案提出两种设计思路, 分别为工况 1 和工况 2, 之后建立仿真模型, 基于流体力学与传热学理论, 采用有限元法对两种工况下的流场和温度场进行仿真计算与比较, 得到如下结论:

①工况 1 在定子铁芯及绕组外表面 (外部流场) 处的风速及风量更高, 但工况 2 在缝隙、气隙及气道 (内部流场) 处风速及风量更大; 两种工况风速最大值均出现在气隙内。

②两种工况温度最高点均出现在定子铁芯底部, 但工况 1 较低, 为 88.05 °C; 且工况 1 计算值与试验值误差小于 5%, 其风冷方案使各部件温度均低于工况 2; 同时相较于内部流场, 外部流场是冷却定子铁芯及绕组的关键。

③走线孔的封闭使得定子铁芯上下两部分温差由 2.4 °C 降至 0.2 °C, 绕组端部最高温度降低 2.4 °C, 平均温度降低 1.8 °C。优化方案使得部件温度分布更加均衡, 且有利于电机温度的下降。

④流场流速越大, 固体表面对流换热系数越高, 引起流体吸热量更大, 部件温度更低, 故对于径向风冷设计, 应尽可能多地使冷空气吹向需要冷却的高温固体表面。

参考文献:

- [1] 冯江华. 轨道交通永磁同步牵引系统研究[J]. 机车电传动, 2010(5): 15-21.
FENG Jianghua. Study on the permanent magnet synchronous motor drive system of rolling stock[J]. Electric drive for locomotives, 2010(5): 15-21.
- [2] FENG Ling, WANG Zhaohui, FENG Jianghua, et al. Cascaded model predictive control of six-phase permanent magnet synchronous motor with fault tolerant ability[J]. CES transactions on electrical machines and systems, 2023, 7(3): 311-319.
- [3] WU Shengnan, LI Zhimin, TONG Wenming. Research on thermal calculation and end winding heat conduction optimization of low speed high torque permanent magnet synchronous motor[J]. CES transactions on electrical machines and systems, 2023, 7(4): 397-403.
- [4] 武涛. 电机空水冷却器漏水检测系统在宣钢的应用[J]. 中国新技术新产品, 2021(4): 16-18.
- WU Tao. Application of water leakage detection system of motor air-water cooler in Xuan steel[J]. New technologies and new products of China, 2021(4): 16-18.
- [5] 申剑, 仇宝云, 裴蓓, 等. 大型灯泡贯流泵机组电机冷却系统比较[J]. 流体机械, 2011, 39(6): 34-37.
SHEN Jian, QIU Baoyun, PEI Bei, et al. Comparison of motor cooling system of large bulb tubular pump unit[J]. Fluid machinery, 2011, 39(6): 34-37.
- [6] 姚若萍, 饶芳权. 蒸发冷却水轮发电机定子温度场研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(6): 87-90.
YAO Ruoping, RAO Fangquan. Analysis of 3D thermal field in the stator of large hydro-generator with evaporation-cooling system[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(6): 87-90.
- [7] 路义萍, 刘涔钰, 李梦启, 等. 某凸极同步电动机三维流场数值模拟[J]. 电机与控制学报, 2012, 16(8): 61-66.
LU Yiping, LIU Cenyu, LI Mengqi, et al. 3D flow field numerical simulation of some salient synchronous motor[J]. Electric machines and control, 2012, 16(8): 61-66.
- [8] PEI Zhongliang, ZHAO Jiwen, SONG Juncai, et al. Temperature field calculation and water-cooling structure design of coreless permanent magnet synchronous linear motor[J]. IEEE transactions on industrial electronics, 2021, 68(2): 1065-1076.
- [9] YU Xiwei, CHEN Deyun, WU Xuandong, et al. The influence of loss distribution on the temperature field of high-speed induction motor[J]. IEEE access, 2024, 12: 40196-40203.
- [10] 冯江华. 高速动车组永磁同步牵引系统的研制[J]. 机车电传动, 2016(4): 1-5.
FENG Jianghua. Research on the permanent magnet synchronous motor drive system for high-speed EMUs[J]. Electric drive for locomotives, 2016(4): 1-5.
- [11] 董剑宁, 黄允凯, 金龙, 等. 高速永磁电机设计与分析技术综述[J]. 中国电机工程学报, 2014(27): 4640-4653.
DONG Jianning, HUANG Yunkai, JIN Long, et al. Review on high speed permanent magnet machines including design and analysis technologies[J]. Proceedings of the CSEE, 2014(27): 4640-4653.
- [12] 李伟力, 杨雪峰, 顾德宝, 等. 多风路空冷汽轮发电机定子内流体流动与传热耦合计算与分析[J]. 电工技术学报, 2009, 24(12): 24-31.
LI Weili, YANG Xuefeng, GU Debao, et al. Calculation and analysis of fluid flow and heat transfer of air-cooled turbo-generator with multipath ventilation[J]. Transactions of China electrotechnical society, 2009, 24(12): 24-31.
- [13] 韩家德, 马贤好, 路义萍, 等. 汽轮发电机转子径向空气流量分布数值计算[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(32): 72-76.
HAN Jiade, MA Xianhao, LU Yiping, et al. Numerical calculation of air mass flow rate distribution in rotor radial

ducts of large turbo generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2007, 27(32): 72-76.

[14] 丁树业, 申淑锋, 杨智, 等. 高速永磁同步电机流固耦合仿真与性能分析[J]. 电机与控制学报, 2021, 25(10): 112-121. DING Shuye, SHEN Shufeng, YANG Zhi, et al. Fluid-solid coupling simulation and performance analysis of high-speed permanent magnet synchronous motor[J]. Electric machines and control, 2021, 25(10): 112-121.

[15] HUANG Xuzhen, WANG Zheng, ZHANG Yiwei, et al. Temperature rise calculation and velocity planning of permanent magnet linear synchronous motor under trapezoidal speed[J]. CES transactions on electrical machines and systems, 2022, 6(3): 225-234.

[16] 赵玫, 邹继斌, 张云亮, 等. 横向磁场永磁直线电机连续往复运行时温度场计算与分析[J]. 电机与控制学报, 2016, 20(5): 77-83. ZHAO Mei, ZOU Jibin, ZHANG Yunliang, et al. Computation and analysis of temperature field for transverse flux permanent magnet linear motor in continuous reciprocating running[J]. Electric machines and control, 2016, 20(5): 77-83.

Comparative and optimization analysis of radial air cooling of 1 250 kW permanent magnet motor

HU Tiancai, LI Kui, PENG Jun, LI Yifeng

(CRRC Zhuzhou Institute Co., Ltd., Zhuzhou, Hunan 412001, China)

Abstract: To explore the cooling effect of two radial air cooling schemes on a real 1 250 kW motor and understand the reasons behind a common conclusion, a simulation model of the flow field and temperature field was established. Based on the theory of fluid mechanics and heat transfer, simulations were conducted on the flow and temperature fields in the two cases using the finite element method. Because the motor components are enveloped by the flow field, comparisons were made regarding air speed and air volume at component surfaces (the external flow field), stator gaps, stator and rotor air gaps, and rotor air channels (the internal flow field), as well as component temperature, heat absorption of internal and external flow fields and the surface convection heat transfer coefficient in the two cases. The results show that the air speed and air volume are higher in the external flow field for case 1, while they are greater in the internal flow field for case 2. The difference between the temperature simulation value and the experimental value for case 1 is less than 5%. The cooling scheme reduces the temperature of the core and winding due to the higher convective heat transfer coefficient on the solid surface, allowing the cold fluid to absorb more heat. This indicates that the external flow field is the key to the cooling effect. Additionally, the optimization results demonstrate that the sealing of the wiring holes not only balances the temperature distribution among all components but also contributes to reducing the temperature. Therefore, in the radial air cooling design, it is essential to ensure that cold air is directed as much as possible onto the surfaces of high-temperature solids. This study provides insights and theoretical references for the design and optimization of radial air cooling for large permanent magnet motors.

Keywords: large permanent magnet motor; radial cooling; flow field; temperature field; finite element; simulation