

文章编号:1000-582X(2010)09-047-09

大型水轮发电机电磁场模型及其对温度场的影响

韩力¹, 范镇南^{1,2}, 周光厚^{1,3}, 侯小全³, 廖毅刚³

(1. 重庆大学输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044;

2. 四川电力职业技术学院电气工程系, 四川成都 610072;

3. 东方电机股份有限公司研究试验中心, 四川德阳 618000)

摘要:为了准确分析大型水轮发电机的损耗和发热问题, 分别建立了2维稳态电磁场、运动电磁场和场路耦合的有限元模型, 并以1台36 MW贯流式水轮发电机为例, 对转子铁芯损耗和阻尼绕组损耗进行了计算。在此基础上, 结合3维温度场有限元计算, 分析了3种不同电磁场模型对转子热源和温度计算结果的影响, 并与试验数据进行了对比。结果表明, 场路耦合模型计算精度更高, 额定工况时每根阻尼条的损耗不等, 背风面阻尼条的发热明显大于迎风面的阻尼条, 转子最高温度位于阻尼绕组而非励磁绕组。研究结果对提高大型水轮发电机转子损耗和温度场的计算精度以及设计、运行的可靠性具有参考价值。

关键词:水轮发电机; 转子; 电磁场; 温度场; 损耗; 热源; 有限元法

中图分类号:TM312; TM155

文献标志码:A

Electromagnetic field models and their influences on the temperature field of large hydro-generator

HAN Li¹, FAN Zhen-nan^{1,2}, ZHOU Guang-hou^{1,3}, HOU Xiao-quan³, LIAO Yi-gang³

(1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Safety and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, P. R. China; 2. The First Department of Electrical Engineering, Sichuan Electric Vocational and Technical College, Chengdu, Sichuan 610072, P. R. China; 3. Research & Test Center of Dongfang Electrical Machinery Company Limited, Deyang, Sichuan 618000, P. R. China)

Abstract: To accurately analyze the loss and heat of large hydro-generator, the finite element models of 2D steady-state electromagnetic field, moving electromagnetic field and field-circuit coupling are established respectively. As an example, the losses of the rotor iron and damper winding of a 36 MW tubular hydro-generator are calculated. Furthermore, the influences of 3 different electromagnetic field models on the thermal sources and temperatures are analyzed by 3D finite element calculation of the temperature field. The results are compared with the test data and indicate that the precision of the field-circuit coupling model is better. The losses of each damp bar are different and the heat of the damp bar at the lee side is larger than that at the windward with the full load. The maximal temperature of the rotor is located at the damper winding, instead of the field winding. The research is valuable for improving the calculation precision of the rotor losses and temperature field and enhancing the reliability of the hydro-generator design and operation.

Key words: hydro-generator; rotor; electromagnetic field; temperature field; losses; thermal source; finite element method

收稿日期:2010-04-01

基金项目:重庆市自然科学基金项目(CSTC, 2008BB6163)

作者简介:韩力(1963-),男,重庆大学教授,博士,主要从事电机电磁场、电机优化设计方向的研究,(Tel)023-65111229;
(E-mail)hanli@cqu.edu.cn.

随着中国电力工业的发展,发电机单机容量不断增大,电磁负荷与热负荷逐渐提高,发电机过热的可能性也随之增加。温度场的准确计算对大型发电机的优化设计与安全可靠运行具有重要价值。自 Armor 等人首次采用有限元法计算大型汽轮发电机定子铁芯 3 维温度场以来^[1],数值计算方法在汽轮发电机^[1-9]和水轮发电机^[10-15]温度场计算领域得到了广泛应用。总体来看,关于电机温度场研究的文献较多,但鉴于研究方法手段,涉及大型水轮发电机转子温度场深入研究的文献还不多^[10-15]。这主要是因为大型水轮发电机转子结构十分复杂,其散热系数难于准确确定,且转子热源中除了励磁损耗可用常规的电路方法准确计算之外,铁芯损耗与阻尼绕组损耗的精确计算都十分困难。

针对大型水轮发电机转子温度场的计算,文献[11]采用 3 维有限元法,研究了转子迎风面和背风面散热系数比与磁极表面附加损耗对转子温度场的影响;文献[12]将转子 3 维温度场与电机整体通风网络联系起来,对通风发热进行了综合计算。但上述文献^[11-12]均采用传统的电路和磁路公式或电磁场解析公式计算转子损耗,热源误差较大,影响了转子温度场的计算精度。文献[13]在对发电机空载气隙磁场进行稳态有限元分析的基础上,利用解析公式得出转子热源,但没有考虑转子运动带来的电磁场时变效应以及运行工况变化对转子热源的影响。文献[14-15]使用流场-温度场数值计算方法,研究了水轮发电机转子温度分布,但由于忽略了阻尼绕组的热源,从而对转子温度场计算结果的准确性造成了不利影响。近年来,文献[16]提出了处理电磁场有限元运动问题的新方法,并应用于鼠笼异步电动机的起动特性分析;同时,场路耦合模型也在感应电动机^[17-19]和同步发电机^[20-21]的暂态分析中得到应用。但却很少见到有文献将这些思想和模型应用于大型水轮发电机转子损耗的计算。而从电磁场模型的角度,比对研究不同损耗求解方法对大型水轮发电机转子温度场计算结果影响的文献,尚未见报道。

为此,以大型水轮发电机电磁场计算模型的对比研究为重点,提出了 3 种不同的计算方法。在讨论稳态电磁场有限元法计算结合解析公式模型的基础上,分别建立了 2 维运动电磁场时步有限元计算模型与 2 维运动电磁场场路耦合时步有限元计算模型,分别计算了转子铁芯损耗和阻尼绕组损耗。并结合 3 维温度场有限元模型,比较研究了转子温度分布规律,进而分析了电磁场模型对转子温度场计算结果的影响。通过与试验数据的对比,验证了该

文模型及算法的正确性。

1 发电机电磁场与转子损耗模型

现有文献一般忽略端部效应,使用 2 维电磁场模型来分析计算立式水轮发电机的磁场分布^[13]。对于大型贯流式水轮发电机而言,由于铁芯长度与极距之比 L/τ 一般大于 4,转子形状较为细长,忽略端部效应带来的误差小于立式水轮发电机。因此,该文选定 1 台 36 MW 的大型贯流式水轮发电机为研究对象,其基本参数如表 1 所示。

表 1 发电机基本参数

参数	取值	参数	取值
额定功率/MW	36	空载励磁电流/A	468
额定电压/kV	10.5	额定励磁电流/A	857
额定电流/A	2 151	极数	72
额定功率因数	0.92	每极阻尼条根数	4

由于该发电机采用分数槽绕组,每极每相槽数 $q=1.5$,因此可利用周期性边界条件把 1 对磁极的范围作为电磁场的求解区域。利用法国 CEDRAT 公司研制的有限元分析软件 FLUX 2D 进行电磁场计算。考虑到阻尼槽槽口和气隙部分磁场变化剧烈,由于集肤效应的影响,磁场在极靴表面的透入深度很小,为了保证求解精度,对相关部分采用了局部细剖技术,共得到 30 806 个单元、76 210 个节点,如图 1 所示。

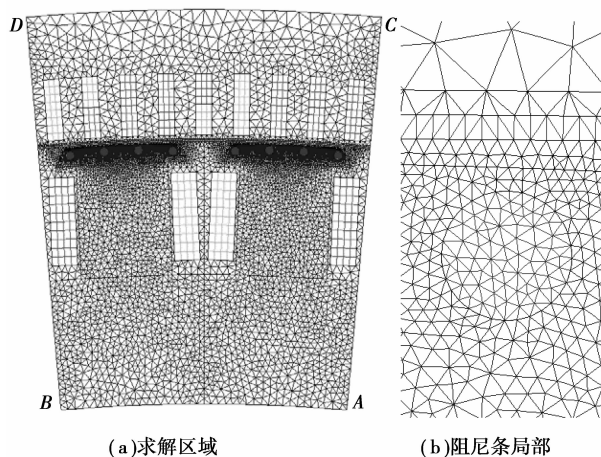


图 1 电磁场求解区域及网格剖分

为便于叙述 3 种不同的电磁场模型,首先给出其编号及含义,见表 2。

表 2 3 种电磁场计算模型

模型	含义
1	2 维稳态电磁场有限元结合解析公式计算损耗模型
2	2 维运动电磁场时步有限元及其损耗计算模型
3	2 维运动电磁场场路耦合时步有限元及其损耗计算模型

1.1 模型 1

1.1.1 稳态电磁场边值问题

求解区域内,考虑到铁磁材料的非线性,描述发电机稳态电磁场的偏微分方程为

$$\nabla \times (\nu \nabla \times \mathbf{A}) = \mathbf{J}_s, \quad (1)$$

式中: \mathbf{A} 为矢量磁位; \mathbf{J}_s 为外部强加的源电流密度; ν 为媒质的磁阻率。

在 2 维情况下,设电流密度和矢量磁位只有 z 轴分量,引入库仑规范 $\nabla \cdot \mathbf{A} = 0$, 并加入边界条件,便可得到发电机稳态电磁场边值问题

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left(\nu \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\nu \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) &= -J_{sz}, \\ A_z|_{AB} &= A_z|_{CD} = 0, \\ A_z|_{AC} &= A_z|_{BD}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中:矢量磁位在边界圆弧 AB 和 CD 上满足第 1 类齐次边界条件,在边界直线 AC 和 BD 上满足整周期性边界条件。

对发电机空载运行工况进行有限元分析,便可求得空载时的气隙平均磁密 B_δ 。将 B_δ 与相关参数代入下述解析公式,即可求出转子铁芯损耗。

1.1.2 转子铁芯损耗计算

空载时,由气隙磁导齿谐波在转子极靴表面引起的附加损耗为^[22]

$$p_{\text{Fep0}} = k_0 \left[\frac{(K_{\delta 1} - 1) B_{\delta 1} t_1}{1000} \right]^2 \left[\frac{Z n_N}{10000} \right]^{1.5} \frac{2p A_p}{1000} \times 10^{-7}, \quad (3)$$

式中: k_0 为表面损耗计算系数; $K_{\delta 1}$ 为定子齿的气隙系数; t_1 为定子齿距; Z 为定子槽数; n_N 为发电机额定转速; p 为极对数; A_p 为极靴表面计算面积。

根据式(3),可求出满载时定子齿谐波磁场在转子极靴表面产生的附加损耗^[22]

$$p_{2\text{tk}} = k' \left[X_{\text{ad}}^* \frac{2p}{Z(K_{\delta 1} - 1)} \right]^2 p_{\text{Fep0}}, \quad (4)$$

式中: k' 为比例系数; X_{ad}^* 为直轴电枢反应电抗。

满载时,定子绕组相带谐波磁动势在极靴表面产生的附加损耗为^[22-23]

$$p_{2\nu k} = \sum k'_0 (B_{\nu b} 2\tau_\nu)^2 f_\nu^{1.5} k_{\nu}^2 A_p, \quad (5)$$

式中: $\nu = 5, 7, 11, \dots$; k'_0, k_{ν} 为与转子材料有关的计算系数; $B_{\nu b}$ 为 ν 次谐波磁密幅值; τ_ν 为 ν 次谐波极距; f_ν 为 ν 次谐波频率。

满载时,转子铁芯损耗为上述 3 项损耗之和:

$$p_{\text{iron}} = p_{\text{Fep0}} + p_{2\text{tk}} + p_{2\nu k}, \quad (6)$$

1.1.3 阻尼条损耗计算

假设每根阻尼条的损耗相等,且负载时定子齿谐波磁场在极靴表面和阻尼绕组中引起相等的附加损耗^[11],便可进一步求出阻尼绕组损耗。

模型 1 对阻尼绕组损耗的假设与计算方法缺乏足够的理论依据,且没有考虑转子旋转因素的影响。为此,该文建立了如下的运动电磁场模型。

1.2 模型 2

1.2.1 运动电磁场边值问题

描述非线性时变运动电磁场问题的偏微分方程为^[16]

$$\nabla \times (\nu \nabla \times \mathbf{A}) + \sigma \left[\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \mathbf{v} \times (\nabla \times \mathbf{A}) \right] = \mathbf{J}_s, \quad (7)$$

式中: \mathbf{v} 为媒质相对于参考坐标系的运动速度; σ 为媒质的电导率。

在 2 维情况下,设速度只有 x 轴分量 v_x ,则描述发电机 2 维非线性时变运动电磁场的边值问题为^[24]

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left(\nu \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\nu \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) &= -J_{sz} + \sigma \frac{\partial A_z}{\partial t} + v_x \sigma \frac{\partial A_z}{\partial x}, \\ A_z|_{AB} &= A_z|_{CD} = 0, \\ A_z|_{AC} &= A_z|_{BD}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中: v_x 为媒质的运动速度,采用旋转气隙法进行处理,具体方法见下文。

1.2.2 转子铁芯损耗计算

在时变电磁场中,转子铁芯损耗随时间发生变化,其瞬时体密度为^[25]

$$dp_{\text{Fe}}(t) = \left\{ k_h B_m^2 f + \frac{\sigma_p \Delta^2}{12} \left[\frac{dB(t)}{dt} \right]^2 + k_e \left[\frac{dB(t)}{dt} \right]^{\frac{3}{2}} \right\} k_f, \quad (9)$$

式中: k_h 为磁滞损耗系数; B_m 为磁密幅值; $B(t)$ 为磁密瞬时值; f 为频率; σ_p 为铁芯电导率; k_e 为附加损耗系数; k_f 为转子铁芯叠压系数。

在 1 个周期 T 内,铁芯损耗的平均体密度为:

$$dp_{\text{iron}} = \frac{1}{T} \int_T dp_{\text{Fe}}(t) dt. \quad (10)$$

因此,转子铁芯总损耗可通过下式计算得到:

$$p_{\text{iron}} = \iiint_V dp_{\text{iron}} dV. \quad (11)$$

1.2.3 阻尼条损耗计算

阻尼条中感应的涡流密度以及 1 个剖分单元中的电流和损耗分别为

$$J = -\sigma_b \frac{\partial A_z}{\partial t}, \quad (12)$$

$$I_e = \iint_{\Delta_e} J dx dy, \quad (13)$$

$$p_e = I_e^2 \frac{L_b}{\sigma_b \Delta_e}, \quad (14)$$

式中： σ_b 为阻尼条电导率； L_b 为阻尼条长度； Δ_e 为阻尼条区域内 1 个剖分单元的面积。

因此，1 根阻尼条的涡流损耗计算：

$$p_{\text{db}} = \sum_{e=1}^k p_e, \quad (15)$$

式中： k 为 1 根阻尼条区域的剖分单元总数。

模型 2 可以较好地考虑转子旋转和负载工况变化对磁场和损耗的影响，但却难以考虑定子绕组端部和转子阻尼绕组端环的影响。为此，还可进一步建立场路耦合时步有限元法计算模型。

1.3 模型 3

该模型是一种准 3 维模型，其基本思想是：通过场路耦合的方法来考虑定子绕组端部和转子阻尼绕组端环的影响，把外电路方程和电磁场方程结合起来一并求解。在式(8)的基础上，下面进一步研究大型水轮发电机运动电磁场场路耦合计算模型，并将其应用于阻尼条涡流及损耗的计算。

1.3.1 定子绕组耦合电路及方程

根据如图 2 所示的定子绕组耦合电路^[24]，可得到定子回路的电压方程式

$$e_s = u_s + R_{1e} i_s + L_{1e} \frac{di_s}{dt}. \quad (16)$$

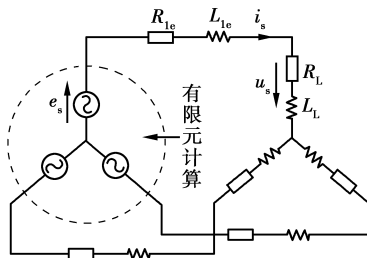


图 2 定子绕组耦合电路

式中： e_s 为定子相绕组直线部分感应电动势，由有限元计算得到； u_s 为负载相电压； i_s 为定子绕组相电流； R_{1e} 和 L_{1e} 分别为定子相绕组端部的电阻和漏电感。

e_s 是场路耦合模型中重要的一项，可由定子绕组区域内各单元的平均矢量磁位求出^[19]

$$e_s = \frac{N_s L_s}{S} \sum_{i=1}^N \left\{ \iint_{S_i^+} \frac{\partial A_i}{\partial t} dS - \iint_{S_i^-} \frac{\partial A_i}{\partial t} dS \right\}, \quad (17)$$

式中： N_s 为定子每相绕组串联导体数； L_s 为定子铁芯有效长度； S 为 1 相绕组电流分布区域； N 为该相绕组区域的剖分单元数； S_i^+ 和 S_i^- 分别为该相绕组电流流入和流出 1 个单元的区域； A_i 为该单元矢量磁位的平均值。

1.3.2 阻尼绕组耦合电路及方程

根据如图 3 所示的阻尼绕组电路结构^[24]，设 i_{k-1} 、 i_k 分别为第 k 根阻尼条左、右两侧的端环电流，它们与第 k 根阻尼条的电流 i_{bk} 之间满足下列关系

$$i_k - i_{k-1} + i_{bk} = 0, \quad (18)$$

第 k 根和第 $k+1$ 根阻尼条之间满足下列电压方程式

$$u_k - u_{k+1} = 2i_k R_{2e} + 2L_{2e} \frac{di_k}{dt}, \quad (19)$$

式中： R_{2e} 和 L_{2e} 分别为阻尼绕组端环电阻和电感。

设求解区域有 n 根阻尼条，由周期特性条件，可确定边界处电流和电压的约束条件为

$$i_1 - i_n + i_{b1} = 0, \quad (20)$$

$$u_n - u_1 = 2i_n R_{2e} + 2L_{2e} \frac{di_n}{dt}. \quad (21)$$

式中： i_{b1} 为第 1 根阻尼条的电流， i_1 和 i_n 分别为第 1 根端环和第 n 根端环的电流。

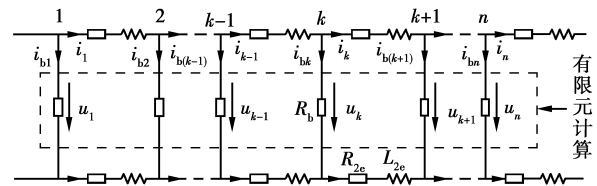


图 3 阻尼绕组耦合电路

将发电机定转子电路方程与对应的 2 维运动电磁场边值问题方程联立后，进行时间和空间离散，即可通过时步有限元计算，求出矢量磁位 A_z ，进而求出磁密 B 以及转子铁芯和阻尼条损耗。

1.3.3 铁芯损耗及阻尼条损耗计算

铁芯损耗计算仍然采用式(9)-(11)。

计入阻尼绕组端环的影响之后，第 k 根阻尼条的涡流密度为

$$J = -\sigma_b \frac{\partial A_z}{\partial t} + \sigma_b \frac{u_k}{L_b}, \quad (22)$$

式中 u_k 为第 k 根阻尼条电压。

然后根据式(13)–(15),可计算出阻尼条电流及损耗。

2 转子 3 维温度场模型

2.1 求解区域及其剖分

用于发电机转子磁极结构对称,其轴向中心断面为绝热层。因此,可把温度场的求解区域确定为 1 个磁极从转子端面到中心断面的半个轴向段,该区域由转子铁芯、阻尼绕组、励磁绕组、托板、绝缘材料等部件组成。使用 ANSYS 软件的 3 维热分析单元进行剖分,共得到 238 670 个棱柱单元和 131 967 个节点,如图 4 所示。

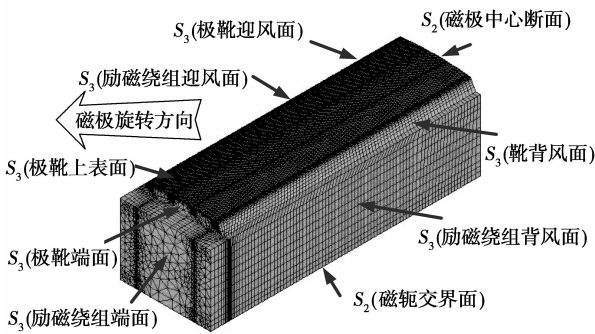


图 4 温度场求解区域及网格剖分

2.2 转子 3 维温度场边值问题

考虑到磁极铁芯导热能力的各向异性特点,求解区域内的 3 维稳态温度场边值问题为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) &= -q_v, \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{S_2} &= 0, \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{S_3} &= -\alpha(T - T_f). \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

式中: T 为待求温度, $^{\circ}\text{C}$; $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ 分别为 x, y, z 方向上的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C})$; q_v 为热源密度, W/m^3 ; S_2 为满足绝热边界条件的转子中心断面及转子与磁轭交界面; S_3 为满足散热边界条件的各边界面; α 为 S_3 边界面上的散热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$; T_f 为 S_3 边界面上的温度。

在上述 3 维温度场模型中,考虑了励磁绕组端部的影响,同时近似认为阻尼条与端环之间不存在热交换,把阻尼条端面作为绝热边界面 S_2 处理。

3 计算中的关键问题

3.1 转子运动问题的处理

由转子旋转造成的场域内介质间相对运动,将导致有限元剖分网格发生变化。如果处理不当,容易引起解的不稳定,甚至导致错误的结果。

笔者采用旋转气隙法来处理上述问题。在定、转子交界的气隙部分,定义 1 个薄层区域作为过渡层,形成旋转气隙,其剖分仅包含 1 层单元,如图 5 所示。在时步有限元计算中,每当转子旋转到 1 个新的位置时,旋转气隙的单元剖分会被重新构建,即对该层单元进行重新连接和编号,而其他部分的网格、节点及其编号均不必改变。该方法可以较好地保证时步有限元法的计算精度与收敛性。

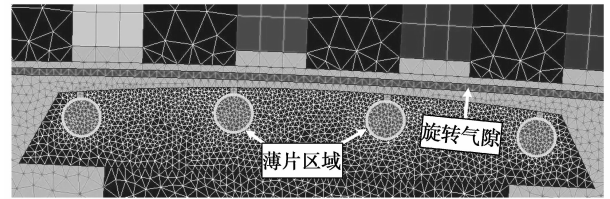


图 5 旋转气隙与薄片区域

3.2 薄片区域的处理

阻尼条与阻尼槽之间、极身与磁轭之间的装配气隙为求解区域中的薄片区域。合理处理薄片区域是另一个关键问题。如果忽略,将产生较大的误差;如果完全对其剖分,将大量增加单元数量和求解时间,同时很有可能产生畸变单元,造成求解过程不收敛。

在电磁场计算时,该文采用无剖分薄片区域(shell element)模拟技术,见图 5。该薄片区域不剖分,但参与计算,可赋予其材料、厚度等属性。根据工厂实际制造经验,阻尼条与阻尼槽之间、极身与磁轭之间的装配气隙分别取 0.15 和 0.25 mm,材料属性均为空气。

在温度场计算时,由于阻尼条与阻尼槽之间、励磁绕组与极身之间的薄片区域对散热影响很大,则分别对其进行加密剖分。在励磁绕组与极身之间,填充有绝缘材料环氧酚醛玻璃布,该绝缘层的厚度在磁极直线部分取 3 mm、在端部取 4 mm^[22],其导热系数按 F 级绝缘取 0.16 $\text{W}/(\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C})$ ^[23]。

3.3 时步迭代的处理

对于非线性时变运动电磁场方程的数值求解,

采用 N-R 迭代法求解非线性方程组,采用时步迭代法求解不同时刻的电磁场状态。在时步迭代中,该文计算步长取 0.2 ms,通过 4 000 次迭代,仿真了 0.8 s 的动态过程,这时阻尼系统的电流与损耗已达到稳定值。

3.4 散热系数的确定

转子旋转时,极靴端面和励磁绕组端面的散热系数分别为^[22]

$$\alpha_{\text{极靴端面}} = \frac{1 + 0.1\tau}{450}, \quad (24)$$

$$\alpha_{\text{励磁绕组端面}} = K\alpha', \quad (25)$$

式中: τ 为极距,cm; K 、 α' 根据电机结构确定。

由上两式计算得到的极靴端面和励磁绕组端面的散热系数分别为 88.8 和 101 W/(m²·°C)。考虑到转子迎风面的散热能力优于背风面,在确定其散热系数时,应分别乘以 1 个比例系数^[23]。根据实际经验,该文将迎风面和背风面的比例系数分别取 1.2 和 0.8,上表面的散热系数取迎风面和背风面的平均值。各部分的散热系数取值见表 3。

表 3 磁极各部分的散热系数 W/(m²·°C)

位置	散热系数	位置	散热系数
极靴端面	88.80	励磁绕组端面	101.00
极靴迎风面	106.56	励磁绕组迎风面	121.20
极靴背风面	71.04	励磁绕组背风面	80.80
极靴上表面	88.80	托板表面	21.00

3.5 阻尼条电导率的确定

阻尼条电导率的准确性直接影响到其损耗和温度计算的准确性。为考虑温度对阻尼条电导率的影响,采用迭代试探的方法来确定阻尼条的电导率。首先假设 1 个平均初始温度 t_1 ,从而得到阻尼条的电导率;然后进行电磁场和温度场计算,得到阻尼条的损耗和平均实际温度 t_2 ;再以 t_2 为平均初始温度,重复以上计算,直到 t_1 接近 t_2 。在最后 1 次计算中,阻尼条的平均初始温度和电导率如表 4。

表 4 阻尼条的电导率

电磁场模型	平均初始温度/°C	电导率/(S·m ⁻¹)
模型 1	90	4.40×10 ⁷
模型 2	138	3.83×10 ⁷
模型 3	128	3.94×10 ⁷

4 计算结果及其对比分析

根据上述电磁场模型与温度场模型,对发电机额定工况进行计算,其结果与对比分析如下。

4.1 热源计算结果及其分析

4.1.1 铁芯损耗

表 5 1 个磁极的铁芯损耗

电磁场模型	模型 1	模型 2	模型 3
铁芯损耗/W	1 006.0	2 712.0	2 189.0

由表 5 可见,3 种电磁场模型计算得到的 1 个磁极的铁芯损耗差别相当大。模型 1 用解析公式近似计算得到的铁芯表面附加损耗,比模型 2 与模型 3 用有限元计算得到的结果小 1 倍以上。

4.1.2 阻尼条损耗

3 种电磁场模型计算得到的 1 个磁极阻尼条损耗见表 6,其中阻尼条从磁极背风面到迎风面依次编号,最靠近背风面的阻尼条编号为 1,最靠近迎风面的阻尼条编号为 4,如图 6(b)所示。

表 6 1 个磁极的阻尼条损耗

电磁场模型	阻尼条损耗/W				阻尼条总损耗/W
	1	2	3	4	
模型 1	35.25	35.25	35.25	35.25	141.00
模型 2	549.70	286.10	159.29	78.70	1 073.79
模型 3	469.07	208.03	135.77	55.23	868.10

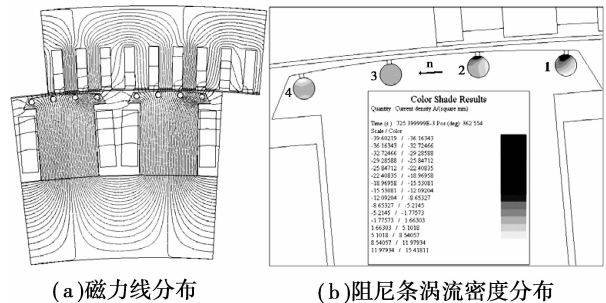


图 6 额定工况下的磁力线与阻尼条涡流密度分布(模型 3)

由表 6 可见,模型 1 根据近似等效的思路,用稳态电磁场有限元法结合解析公式计算得到的每根阻尼条损耗相等,且阻尼条总损耗比模型 2 与模型 3 的计算结果小 6 倍以上。而模型 2 与模型 3 采用时步有限元法,计算得到的阻尼条损耗分布很不均匀,越接近磁极背风面,阻尼条的损耗越大。从模型 2

与模型 3 的计算结果分析,位于背风面阻尼条的损耗比位于迎风面阻尼条的损耗分别大 7.0 倍和 8.5 倍。通过图 6 的磁力线及阻尼条涡流密度分布还可进一步看出,在额定工况下,电枢反应的作用使气隙磁场的分布发生了畸变,磁极迎风面的磁场被削弱、背风面的磁场被加强,此时位于背风面的阻尼条涡流密度分布很不均匀,集肤效应现象十分明显,因此

感应的涡流及其损耗明显大于迎风面。

4.2 温度场计算结果及其分析

4.2.1 温度分布云图

根据模型 3 计算得到的转子温度分布如图 7 所示,转子各部件的最高温度点都位于靠近背风面的轴向中部,而最低温度点都位于靠近迎风面的端部。

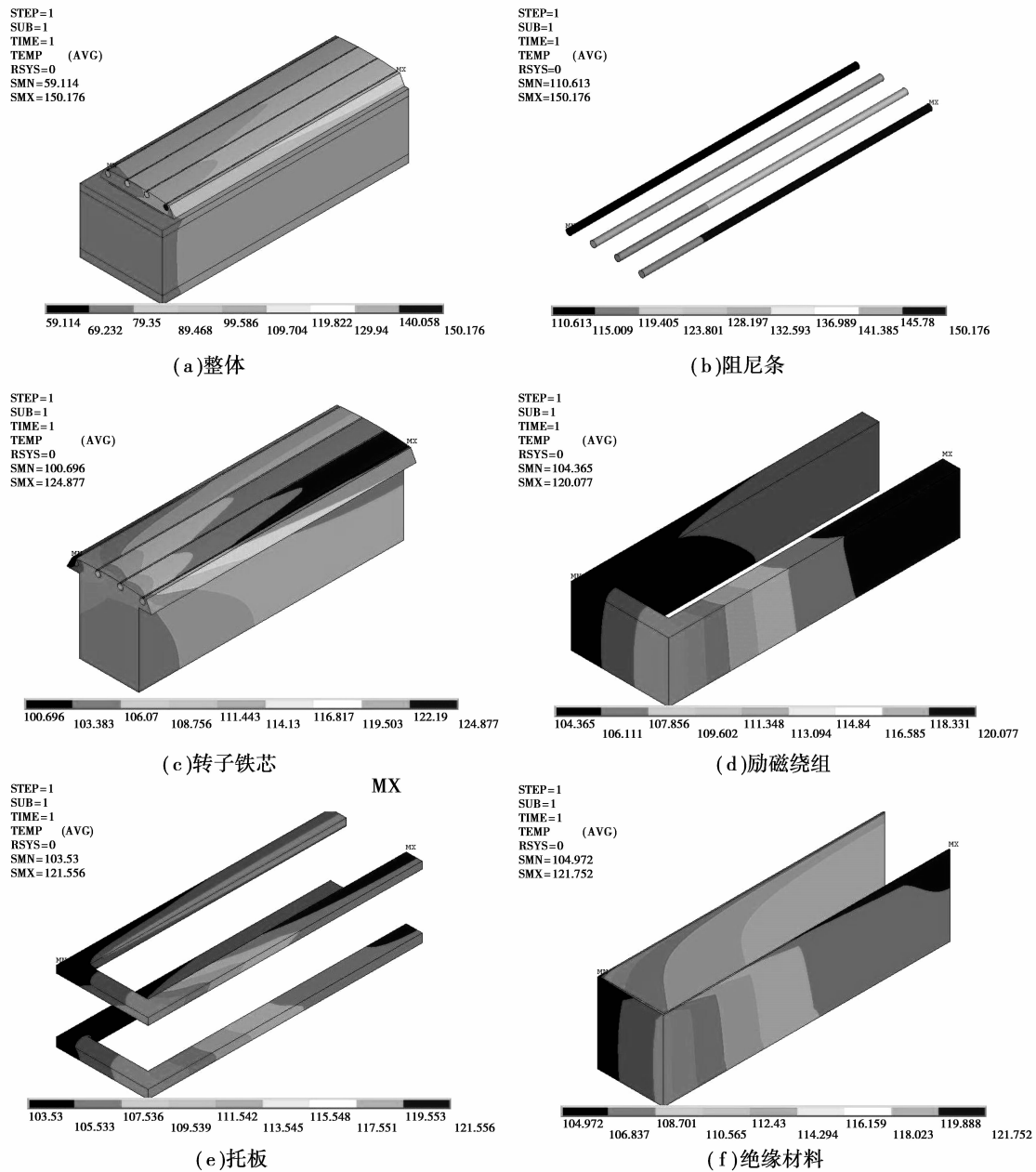


图 7 额定工况下转子温度分布(模型 3)

4.2.2 电磁场模型对温度场计算结果的影响

在额定工况下,3 种电磁场模型对应的温度计算结果见表 7。

由表 7 可见,模型 1 对同一转子部件计算得到

的温度明显低于模型 2 和模型 3,并且各部件最高温度与最低温度之差也低于后两者。

对整个转子求解区域而言,模型 1 计算得到的最高温度点位于励磁绕组,这与文献[11,13]计算得

到的转子温度分布规律相吻合。但实际上,根据模型2和模型3的计算结果,最高温度点位于阻尼绕组,而不是励磁绕组。

表7 转子主要部件温度

部件	温度/°C	模型1	模型2	模型3
转子铁芯	T_{\max}	97.28	135.85	124.88
	T_{\min}	85.96	106.58	100.70
阻尼绕组	T_{\max}	97.09	164.70	150.18
	T_{\min}	91.48	119.25	110.61
励磁绕组	T_{\max}	100.00	127.65	120.08
	T_{\min}	91.49	109.17	104.37

4.2.3 计算精度比较

根据国家标准^[26],该文采用电阻法进行试验,来获取励磁绕组的实测温度,并以此验证电磁场和温度场综合计算的准确性。试验时,发电机处于额定运行工况,环境温度为47.6°C。通过实测发电机励磁绕组的直流电压与电流,计算出励磁绕组的热态电阻;然后根据励磁绕组在常温下的冷态电阻值,以及励磁绕组材料的温度系数,计算得到发电机励磁绕组的平均温度为110°C。计算结果及实测数据对比见表8。

表8 励磁绕组温度

电磁场模型	T_{\max}	T_{\min}	T_{av}	$T_{\text{实测av}}$	误差/%
模型1	100.00	91.49	95.75		-13.0
模型2	127.65	109.17	118.41	110	+7.6
模型3	120.08	104.37	112.23		+2.0

对比可见,模型1的计算误差最大,达到-13%;模型2的计算误差较小,为7.6%;模型3的计算误差最小,为2.0%。

5 结 语

大型水轮发电机电磁场与转子损耗计算模型对转子热源及温度场计算结果的准确性具有直接影响。模型1不考虑转子旋转的影响,近似认为每根阻尼条损耗相等,且阻尼条总损耗等于负载时定子齿谐波磁场在极靴表面产生的附加损耗,算法简单,但误差较大。模型2考虑了转子旋转的因素,模型3进一步考虑了定子绕组端部与阻尼绕组端部的影响,可得到更为准确、合理的转子损耗和温度

分布。

在负载工况时,每根阻尼条的损耗不等,磁极背风面阻尼条的损耗与发热明显大于迎风面阻尼条的损耗与发热。转子最高温度出现在阻尼绕组上,而不是出现在励磁绕组上。

参考文献:

- [1] ARMOR A F, CHARI M V K. Heat flow in the stator core of large turbine generators by the method of three-dimensional finite elements[J]. IEEE on Trans PAS, 1976, 95(5):1648-1668.
- [2] ARMOR A F. Transient three-dimensional finite-element analysis of heat flow in turbine-generator rotors[J]. IEEE on Trans PAS, 1980, 99(3):934-946.
- [3] SALON S J, SHAH M R, MONTGOMERY L W. Analysis and testing of negative sequence heating of turbine generator rotors[J]. IEEE on Trans PAS, 1981, 100(8):3940-3949.
- [4] KHAN G K M, BUCKLEY G W, BENNETT R B, et al. An integrated approach for the calculation of losses and temperatures in the end-region of large turbine generators [J]. IEEE Trans on Energy Conversion, 1990, 5(1):183-194.
- [5] 靳慧勇, 李伟力, 马贤好, 等. 大型空冷汽轮发电机定子内流体速度与流体温度数值计算与分析[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(16):168-173.
JIN HUI-YONG, LI WEI-LI, MA XIAN-HAO, et al. Calculation and analysis of fluid velocity and fluid temperature in large air-cooled turbo-generator stator [J]. Proceeding of the CSEE, 2006, 26(16):168-173.
- [6] 路义萍, 李伟力, 马贤好, 等. 大型空冷汽轮发电机转子温度场数值模拟[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(12):7-13.
LU YI-PING, LI WEI-LI, MA XIAN-HAO, et al. Numerical Simulation of temperature field in rotor of large turbo generator with air-coolant[J]. Proceeding of the CSEE, 2007, 27(12):7-13.
- [7] 李伟力, 李勇, 杨雪峰, 等. 大型空冷汽轮发电机定子端部温度场与流体场的计算与分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(36):80-87.
LI WEI-LI, LI YONG, YANG XUE-FENG, et al. Temperature and fluid flow field calculation and analysis of stator end of air cooled turbo-generator[J]. Proceeding of the CSEE, 2009, 29(36):80-87.
- [8] 路义萍, 陈朋飞, 李俊亭, 等. 某新型空冷汽轮发电机转子通风方式的流场分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(6):63-68.
LU YI-PING, CHEN PENG-FEI, LI JUN-TING, et al. Flow field analysis of new type ventilation method in

- one air-cooled turbo-generator rotor [J]. Proceeding of the CSEE, 2010, 30(6): 63-68.
- [9] 路义萍, 阴文豪, 韩家德, 等. 汽轮发电机转子端部及槽内绕组温升[J]. 电工技术学报, 2010, 25(2): 1-5.
LU YI-PING, YIN WEN-HAO, HAN JIA-DE, et al. Winding temperature rise of rotor end and inner slot of turbo generator [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(2): 1-5.
- [10] 夏海霞, 李桃, 姚纓英, 等. 灯泡贯流式水轮发电机通风系统及定子温度场[J]. 电工技术学报, 2008, 23(7): 9-13.
XIA HAI-XIA, LI TAO, YAO YING-YING, et al. Ventilation and stator temperature field of bulb tubular turbine generator [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2008, 23(7): 9-13.
- [11] 李伟力, 周封, 侯云鹏, 等. 大型水轮发电机转子温度场的有限元计算及相关因素的分析[J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(10): 85-90.
LI WEI-LI, ZHOU FENG, HOU YUN-PENG, et al. Calculation of rotor temperature field for hydro-generator as well as the analysis on relevant factors[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(10): 85-90.
- [12] 温嘉斌, 孟大伟, 鲁长滨. 大型水轮发电机通风发热综合计算[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(11): 6-9.
WEN JIA-BIN, MENG DA-WEI, LU CHANG-BIN. Tynthetic calculation for the ventilation and heating of large waterwheel generator [J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(11): 115-119.
- [13] 南日山, 张东, 李伟力. 凸极同步发电机空载下的气隙磁场波形特征系数及转子温度场的数值计算[J]. 大电机技术, 2003, 24(4): 23-26.
NAN RI-SHAN, ZHANG DONG, LI WEI-LI. Coupled numerical calculation of wave shape eigen coefficient of air-gap magnetic field and rotor temperature field of a salient pole synchronous generator [J]. Large Electric Machine, 2003, 24(4): 23-26.
- [14] 夏海霞, 姚纓英, 倪光正. 发电机通风系统流场及转子温度场分析[J]. 电机与控制学报, 2007, 11(5): 472-476.
XIA HAI-XIA, YAO YING-YING, NI GUANG-ZHENG. Analysis of ventilation fluid field and rotor temperature field of a generator [J]. Electric Machines and Control, 2007, 11(5): 472-476.
- [15] 徐旭, 徐鸿, 李桃, 等. 立式水轮发电机通风系统及转子温度场研究[J]. 工程热物理学报, 2009, 30(10): 1717-1719.
XU XU, XU HONG, LI TAO, et al. Ventilation and stator temperature field in a vertical hydro-power generator [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2009, 30(10): 1717-1719.
- [16] 严登俊, 刘瑞芳, 胡敏强, 等. 处理电磁场有限元运动问题的新方法[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(8): 163-167.
YAN DENG-JUN, LIU RUI-FANG, HU MIN-QIANG, et al. A new method to deal with the motion problem in electromagnetic field finite element analysis [J]. Proceeding of the CSEE, 2003, 23(8): 163-167.
- [17] HO S L, FU W N, LI H L. The state of art on dynamic mathematical models of induction machines; circuit-field coupled models[C]// 3rd IEEE International Conference on Power Electronics and Drive Systems; PEDS' 99, July 27-29, 1999, Hong kong, China. [S. l.]: IEEE Service Center, 1999: 525-530.
- [18] HO S L, FU W N, WONG H C. Direct modeling of the starting process of skewed rotor induction motors using a multi-slice technique [J]. IEEE Trans on Energy Conversion, 1999, 14(4): 1253-1258.
- [19] 胡敏强, 黄学良. 电机运行性能数值计算方法及应用[M]. 南京: 东南大学出版社, 2003.
- [20] KARMAKER H C. Broken damper bar detection studies using flux probe measurements and time-stepping finite element analysis for salient-pole synchronous machines [C] // 4th IEEE International Symposium, 26-26 Aug, 2003, Atlanta, USA; Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives, 2003: 193-197.
- [21] NABETA S I, FOGGIA A, LOUIS J, et al. A non-linear time-stepped finite-element simulation of a symmetrical short-circuit in a synchronous machine [J]. IEEE on Trans Magnetics, 1995, 31(3): 2040-2043.
- [22] 白延年. 水轮发电机设计与计算[M]. 北京: 机械工业出版社, 1982.
- [23] 魏永田, 孟大伟, 温嘉斌. 电机内热交换[M]. 北京: 机械工业出版社, 1998.
- [24] 周光厚, 韩力, 范镇南, 等. 采用不对称磁极优化水轮发电机空载电压波形[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(15): 67-73.
ZHOU GUANG-HOU, HAN LI, FAN ZHEN-NAN, et al. No-load voltage waveform optimization of hydro-generator with asymmetric poles [J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(15): 67-73.
- [25] CEDRAT. User's Guide for FLUX2D 9. 3 [M]. France: [s. n.], 2005.
- [26] 富立新. GB/T 1029—2005, 三相同步电机试验方法 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2006.

(编辑 赵静)