

发电机定子单相接地故障下定子铁芯的电弧烧损过程

龚 衡¹, 桂 林¹, 周光厚², 杨 勇², 王祥珩¹

(1. 清华大学 电机系 电力系统及发电设备控制和仿真国家重点实验室, 北京 100084;

2. 东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000)

摘要:针对发电机定子单相接地故障导致定子铁芯烧损的问题,提出了基于电弧模型和定子铁芯温度场模型的仿真分析方法。首先,根据单相接地等值电路构建电弧模型,分析电路参数对电弧电压和电弧功率的影响。其次,建立定子铁芯温度场模型,利用有限元法计算电弧功率、故障时间等参数不同时铁芯的烧熔体积。仿真结果表明,电弧功率与接地故障电流大小、铁芯烧熔体积与电弧功率呈近似线性关系。最后,分析定子铁芯燃弧烧损试验数据,提出电弧功率模型,修正温度场模型,明确铁芯烧熔体积与接地故障电流大小的关系,并通过仿真与试验对比验证仿真分析方法的有效性。结合电弧烧损铁芯的仿真和试验以及电机制造厂家的铁芯局部修复水平,可以确定大型发电机的接地故障电流允许值最大为25 A。

关键词:大型发电机;定子接地故障;定子铁芯烧损过程;电弧功率;铁芯烧熔体积

中图分类号:TM 307

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202204071

0 引言

发电机发生定子绕组单相接地故障时,绝缘损坏处会燃起电弧,如果接地故障电流较大,可能烧损定子铁芯。铁芯损伤程度与接地故障电流大小、故障持续时间等因素有关。对于铁芯的轻微损伤,工程上常采用局部修复技术进行修复。一旦铁芯烧熔体积过大,就需要拆除铁芯冲片并重新叠压,维修成本高、周期长,国内外均有定子铁芯严重烧损导致重大经济损失的案例^[1-8]。

我国近年来投产的大型发电机大多采用经接地变的高阻接地方式。随着单机容量增大,接地故障电流有增大的趋势,电弧烧损定子铁芯的问题更加突出。文献[9-11]分析了不同类型电弧的特性,提出了根据电极间距、电流和气压计算电弧电压的方法。为了研究电弧对定子铁芯的烧损,文献[12]从电弧功率出发,根据配电网电弧接地实验划分电弧能量等级,评估中压系统接地故障的危害,但不适用于发电机定子铁芯的烧损过程;文献[13]基于实际案例建立了定子铁芯温度场有限元模型,模拟片间绝缘损坏情况下的铁芯烧损过程。在试验研究方面,文献[1]进行了定子铁芯燃弧试验,确定了不同电压等级下不产生电弧的最大接地故障电流;文献[2-3]推导了电弧烧损定子铁芯的温度场计算公式,通过定子铁芯烧损试验得到了不同电流和不同持续时间的铁芯烧损结果,但是由于数据较少,电弧

烧损铁芯的规律不够明确。此外,根据研究结果和运行经验,国内外相关技术标准提出了1~25 A不等^[6,14]的接地故障电流允许值,以限制定子铁芯的损伤。这些标准之间存在较大分歧,因而需要深入研究定子铁芯烧损过程。

为了进一步研究单相接地故障下定子铁芯的烧损过程,本文通过电弧模型仿真和温度场有限元分析,模拟电弧烧损铁芯的过程,分析电压等级、接地故障电流大小及性质、故障持续时间等因素对铁芯烧熔体积的影响。最后,通过与定子铁芯燃弧烧损试验结果对比,修正仿真模型,验证了仿真分析的结论,并依据继电保护装置的动作行为以及电机制造厂家的铁芯局部修复水平,确定了合理的接地故障电流允许值,为组合型接地方式^[7]的优化设计奠定了基础。

1 电弧模型仿真分析

发电机发生定子单相接地时,接地故障电流由中性点零序电流和固有的对地电容电流组成,高阻接地方式下故障点的稳态工频接地故障电流为^[5]:

$$I_k = \frac{\alpha U_N}{R_n} + j\omega \times 3C_f \alpha U_N \quad (1)$$

式中: I_k 为故障点电流; U_N 为额定相电压; α 为故障点到中性点的绕组占全部绕组的比例; R_n 为中性点等效接地电阻; C_f 为定子绕组单相对地电容; ω 为角频率。当机端发生金属性接地故障时 $\alpha=1$,接地故障电流最大,低转速大型水轮发电机的接地故障电流可达几十安培。发生接地故障时,接地故障电流即为电弧电流,因此接地电弧属于小电流电弧,可以采用国际通用的Schwarz模型^[15]描述,如式(2)所示。

收稿日期:2021-11-19;修回日期:2022-01-26

在线出版日期:2022-04-25

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52077115)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(52077115)

$$\begin{cases} \frac{1}{g} \frac{dg}{dt} = \frac{1}{\tau(g)} \left(\frac{u_a i_a}{p(g)} - 1 \right) \\ \tau(g) = a g^b \\ p(g) = c g^d \end{cases} \quad (2)$$

式中: g 为电弧电导; t 为时间; u_a 为电弧电压瞬时值; i_a 为电弧电流瞬时值; $\tau(g)$ 为时间常数; $p(g)$ 为耗散功率; $a-d$ 为受电路约束的参数, a, b 决定间隙击穿后电弧电压的衰减速度, c, d 决定燃弧后电弧电压的大小。

在 Simulink 中根据发电机定子绕组单相接地零序等值电路和接地故障电流的表达式建立电路模型^[16], 并将电弧模型集成到电路中, 见附录 A 图 A1。电弧模型子系统中, 微分方程编辑器控制电弧电压与电弧电流的关系, 阶跃信号控制故障开始时间, 定值检测用于检测电弧电流过零点。

根据文献[5]的电弧电压、电流试验波形, 选取电弧电导相同的点, 用 $\Delta g / \Delta t$ 代替 dg/dt , 拟合得到对应的 $\tau(g)$ 和 $p(g)$ 。根据不同电导值对应的 $\tau(g)$ 和 $p(g)$ 可以估算电弧模型参数, 取 $a=1.5 \times 10^{-4}$, $b=0.2$, $c=5000$, $d=0.68$ 。在电弧长度、电路电流变化不大的情况下, 认为电弧模型参数不变。相关电路参数包括交流电源有效值 E 、电阻 R 和电容 C , 根据仿真要求分别进行设置。

为了研究不同性质(阻性或容性)的电流对电弧的影响, 保持电压等级、电流大小不变, 进行 2 组仿真。针对阻性电流的仿真, 电路参数设置为 $E=10 \text{ kV}$, $R=500 \Omega$, $C=0$; 针对容性电流的仿真, 电路参数设置为 $E=10 \text{ kV}$, $R=10^8 \Omega$, $C=6.34 \mu\text{F}$, 仿真结果如图 1 所示。

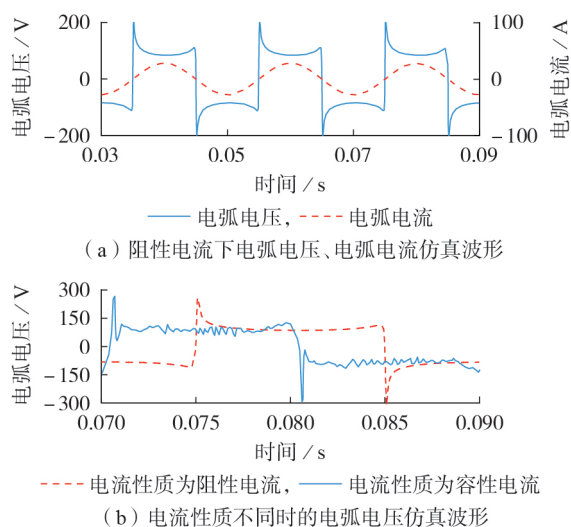


图1 电弧模型仿真结果

Fig.1 Simulative results of arc model

图1(a)为阻性电流下电弧电压与电弧电流的仿真波形。由图可见: 电弧电压波形呈明显的马鞍形,

由于介质的热惯性, 燃弧电压大于熄弧电压; 电弧电流波形接近正弦, 在零点附近具有“零休”现象; 电弧电压和电弧电流同时过零点, 说明电弧呈纯阻性; 此外, 电弧功率为电弧电压和电弧电流的乘积, 也呈周期性变化, 周期为电弧电流周期的 1/2。

不同电流性质下的电弧电压仿真波形对比如图 1(b)所示。由图可见: 与阻性电流下的仿真结果相比, 容性电流对应的电弧电压有所波动, 相位落后 1/4 的周期, 但是 2 组仿真的电弧电压幅值没有明显差异, 电流为容性时, 电弧电压出现不稳定现象的主要原因在于击穿瞬间电容相当于短路, 电流瞬时值很大。仿真结果的电弧电压有效值和电弧功率平均值如表 1 所示, 可见电流性质对电弧电压和电弧功率的幅值影响不大。这是因为电流、电压相位不同主要影响间隙击穿瞬间, 但是电弧在建立后等效为一个非线性电阻元件, 电弧电压和功率主要由电流大小决定。

表1 电流大小一定、电流性质不同时的
电弧模型仿真结果

Table 1 Simulative results of arc model under currents with same value and different properties

电流性质	电流大小 / A	电弧电压有效值 / V	电弧功率平均值 / W
阻性	20	109.7	1462.9
容性	20	106.4	1501.4

在确定电流性质影响不大的前提下, 为了便于调整参数, 后续电弧模型仿真的电流设置为阻性。在模型中设置不同的电源电压有效值 E , 同时调节电阻 R 保持电流不变, 统计不同电压等级下仿真得到的电弧电压有效值和电弧功率平均值, 探究发电机电压等级对电弧性质的影响, 仿真结果如表 2 所示。由表可见: 当电流一定时, 不同电压等级的电弧电压有效值和电弧功率平均值基本相同; 发电机电压等级的升高使维持电弧的最小电流减小^[1], 但基本不影响电弧的电压和功率。

表2 电流大小一定、电源电压不同时电弧模型仿真结果

Table 2 Simulative results of arc model under different power supply voltage levels and constant current value

E / kV	R / Ω	电弧电压有效值 / V	电弧功率平均值 / W
10	500	109.7	1462.9
14	700	108.2	1472.4
18	900	108.7	1457.9
22	1100	109.9	1463.5
24	1200	110.4	1464.1

设置电源电压有效值 E 为 10 kV, 通过改变电阻调节电流大小, 探究电流大小对电弧性质的影响, 仿真结果如表 3 所示, 由表可见电弧电压有效值随着

电流的增大而减小。这是因为当电流增大时,电弧的温度升高,并且电弧截面增大,电弧电阻下降很快。小电流电弧的静态特性伏安特性可以用以下经验公式表示:

$$U_a = A + \frac{B}{I_a^n} \quad (3)$$

式中: U_a 为电弧电压有效值; I_a 为电弧电流有效值; A 、 B 、 n 为与弧长和电极材料有关的常数,对于小电流短间隙电弧, n 值近似为 1。

表 3 电源电压一定、电流大小不同时电弧模型仿真结果

Table 3 Simulative results of arc model under constant power supply voltage level and different current values

电流 / A	R / Ω	电弧电压有效值 / V	电弧功率平均值 / W
10	1000	117.4	834.3
15	666	109.3	1 161.8
20	500	109.7	1 462.9
25	400	100.6	1 760.3
30	333	98.5	2 013.6
40	250	92.1	2 544.8
50	200	88.2	3 100.5

根据上述电弧静态伏安特性,电弧功率 P_a 与电弧电流 I_a 近似满足以下线性关系:

$$P_a = AI_a + B \quad (4)$$

表 3 中,随着电弧电流的增大,电弧功率 P_a 近似线性增大,用式(4)进行拟合,系数 A 约为 60 W/A 。

2 定子铁芯温度场有限元仿真

在电弧作用下,定子铁芯的温度升高过程满足热传导微分方程。假设铁芯不发生相变,导热系数各向同性,在瞬时点热源作用下,半无限大导体的温度场满足以下表达式^[17]:

$$\Delta T = \frac{2Q}{\rho C_0 (4\pi at)^{3/2}} e^{-\frac{r^2}{4at}} \quad (5)$$

式中: ΔT 为导体升高的温度; Q 为点热源热量; C_0 为比热容; ρ 为材料密度; $a = \lambda / (\rho C_0)$ 为热扩散率, λ 为导热系数; r 为距点热源的距离。

当功率为 p 的点热源持续作用时,半无限大导体中距热源 r 处的稳态升高温度为:

$$\Delta T = \frac{p}{2\pi\lambda r} \quad (6)$$

式(6)说明在持续热源的作用下,导体的烧熔区域半径达到稳定值,与热源功率成正比。但是上述解析解的假定条件与实际情况有很大差异,计算结果的误差较大。有限元法则可以考虑更多的边界条件,得到更为精确的结果,故下文采用定子铁芯温度场有限元仿真分析方法。

温度场有限元仿真采用瞬态热分析方法计算接地故障过程中定子铁芯温度和烧熔尺寸随时间的变

化关系,仿真结果可为评估不同故障电流和持续时间下定子铁芯的损伤提供参考。

以白鹤滩 DEC 发电机为仿真对象,在 ANSYS 中建立定子铁芯段的三维模型。密度、比热容、导热系数等参数根据发电机制造厂家提供的定子铁芯材料实际参数设置,如表 4 所示,表中沿铁芯叠片间的轴向导热系数明显小于周向和径向。对于铁芯发生相变吸收潜热的问题,采用等效比热法计算随温度变化的焓值,硅钢的焓特性如表 5 所示, $1\,537 \sim 1\,539 \text{ }^\circ\text{C}$ 为相变区。

表 4 定子铁芯材料参数

Table 4 Parameters of stator core material

参数	数值	参数	数值
密度 / ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7850	径向导热系数 / [$\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$]	40
比热容 / [$\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$]	485	轴向导热系数 / [$\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$]	10
周向导热系数 / [$\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$]	40		

表 5 硅钢焓特性

Table 5 Enthalpy characteristics of silicon steel

温度 / $^\circ\text{C}$	焓值 / ($\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$)	温度 / $^\circ\text{C}$	焓值 / ($\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$)
0	0	1537	8.376×10^9
100	4.004×10^8	1539	1.031×10^{10}
1000	5.409×10^9	1800	1.203×10^{10}

铁芯表面的边界条件根据试验环境设置,试验环境的温度为 $25 \text{ }^\circ\text{C}$,冷却方式为空气自然冷却,风速为 5 m/s ,对流换热系数为 $15 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 。发电机实际运行中绕组端部和定子线棒出槽口电场分布不均匀,容易产生电晕或机械损伤导致绝缘损坏,从而发生接地故障,因此在仿真中故障点设置在定子线棒出槽口附近,这与近年来二滩、龙开口和乌东德发电机实际发生的定子接地故障位置相近。线棒绝缘损坏的尺寸一般较小,载荷区域设置为直径 2 mm 的圆形区域,热源类型设置为面热源。

表 3 中电弧功率平均值的范围为 $1\,000 \sim 3\,000 \text{ W}$,与文献[5]试验得到的电弧功率范围基本一致。在以上电弧功率范围内选取不同值作为温度场仿真中的恒功率热源载荷。首先,热源载荷设置为 $1\,500 \text{ W}$ 恒功率,仿真时间设置为白鹤滩 DEC 发电机灭磁过程结束时间 13 s ,步长设置为 0.1 s ,打开时间自动积分。仿真得到的铁芯温度分布如附录 A 图 A2 所示,图中温度超过 $1\,539 \text{ }^\circ\text{C}$ 的部分为红色烧熔区域,形状呈半椭圆形。由于电弧持续时间短,且作用范围很小,定子铁芯受电弧影响而升温的区域较小。

测量不同仿真时间点的烧熔尺寸,定子铁芯的径向(Y 轴)、轴向(Z 轴)和周向(X 轴)分别对应烧熔区域的长度、宽度和深度。根据烧熔尺寸计算半椭

球烧熔区域的体积,烧熔体积与仿真时间的关系如图2(a)所示。由图可见:电弧作用起始阶段,铁芯的烧熔体积随时间迅速增大;随着烧熔体积的增大,向周围传导的热量增加,体积的增大速率逐渐变小。最后,烧熔体积趋于稳定,铁芯的温度场达到稳态;由于边界散热的存在,铁芯烧熔体积在仿真中达到稳定的值相比式(6)的计算值偏小。

为了探究电弧功率对烧熔体积的影响,设置不同功率的热源,仿真时间设置为白鹤滩DEC发电机定子接地保护动作时间0.5 s,步长设置为0.02 s,仿真得到的烧熔尺寸和电弧功率的关系如图2(b)所示。由图可见:随着电弧功率的增大,铁芯烧熔尺寸的增大速度变缓,烧熔区域的长度、宽度、深度有明显差异;由于片间绝缘的存在,宽度方向的导热系数较小,烧熔尺寸的宽度小于长度;由于电弧作用于铁芯表面,热量较难深入铁芯,烧熔的深度最小。此外,不同电弧功率下的仿真结果说明烧熔体积与电弧功率呈近似线性关系,这与电弧作用集中,传递给铁芯的大部分热量用于熔化铁芯有关。

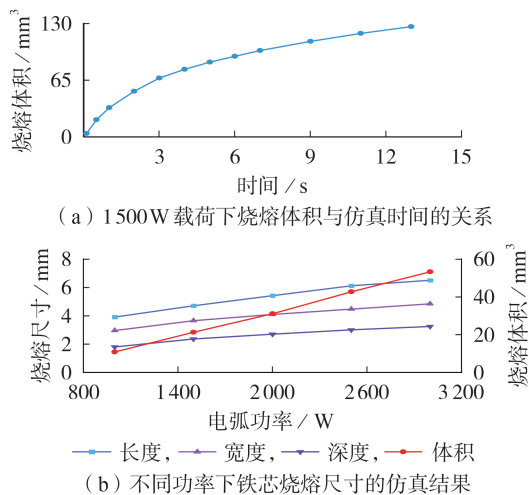


图2 定子铁芯温度场有限元仿真结果

Fig.2 Results of finite element simulation for stator core temperature field

发电机实际工作时的环境与试验环境有所不同,工作环境的温度为60℃,冷却方式为空冷,风速为40 m/s,对流换热系数为25 W/(m²·℃)。通过不同环境下的温度场仿真研究环境因素对电弧烧损过程的影响。当电弧功率相同时,仿真发现工作环境与试验环境下铁芯的烧熔尺寸几乎完全一致,说明在电弧瞬时而集中的作用下,环境温度与冷却方式对电弧烧损铁芯的过程影响不大。

电弧模型的仿真结果显示电弧功率与电弧电流呈近似线性关系,温度场有限元仿真结果显示铁芯烧熔体积与电弧功率呈近似线性关系,因此推断铁芯烧熔体积与接地故障电流呈近似线性关系,下文

将通过对定子铁芯燃弧烧损试验结果的拟合进一步说明。

3 定子铁芯燃弧烧损试验验证与分析

3.1 试验过程与结果

针对白鹤滩DEC发电机进行定子铁芯燃弧烧损试验,定子线棒和铁芯模型采用与真机相同的材料和工艺。白鹤滩铁芯模型试验电路如附录A图A3所示。

试验开始前,完成接线,在线棒上钻孔以引弧,并将线棒安装到铁芯模型槽内。然后通过调压器设置电压等级,通过电阻箱、电容器设置故障电流,通过时间继电器设置故障持续时间。其中,故障持续时间根据定子接地保护动作时间(0.5 s)和灭磁结束时间(13 s)设置。

参数设置完成后,开始录波并闭合断路器,电弧在钻孔处燃起并烧损定子铁芯,到达时间继电器预设时间后断路器自动分闸,电弧熄灭。试验结束后,保存电弧的电压、电流波形,拆除线棒并记录烧损点的尺寸。

设置不同的电压等级、故障电流和故障持续时间重复以上试验,比较不同试验条件下的铁芯烧熔尺寸,研究电压等级、故障电流大小及性质、故障持续时间对铁芯烧损过程的影响。

由于试验中电弧在绝缘破损处产生,其特性与空气中的自由电弧有所不同。不同试验条件下记录的电弧电压和电弧电流波形具有以下特征:电弧电流的波形近似正弦,幅值基本不变;电弧电压随时间分为3个阶段。在断路器闭合后的0.1 s内,间隙的击穿电压较高,并且含有非周期分量。非周期分量基本衰减完毕后,进入稳定燃弧阶段,电弧电压波形呈马鞍形。随着铁芯的熔化和熔渣在间隙的积累,电弧电压幅值逐渐衰减,波形逐渐向正弦波转变。在试验中,电流幅值基本不变,电弧功率与电弧电压的变化趋势一致,也随时间逐渐衰减。

在相同的电流下,电弧模型仿真的电压波形与试验中稳定燃弧阶段的电压波形基本一致。电流为19.6 A时电弧电压仿真与试验的对比如图3所示,结果验证了电弧模型的正确性。

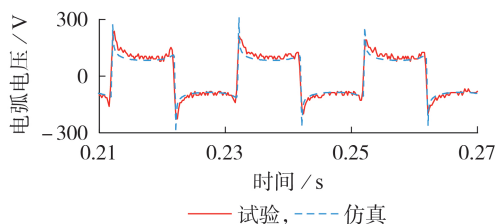


图3 电弧电压的仿真与试验结果对比

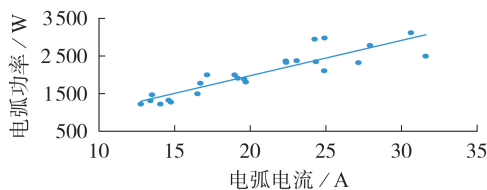
Fig.3 Comparison between experimental and simulative results of arc voltage

统计不同组别试验的烧损结果,部分结果如附录 A 表 A1 所示,初步分析可以得到以下规律:铁芯损伤程度与故障电流和故障持续时间正相关,与电压等级、电流性质关系不大,试验结果与仿真分析得到的规律一致。

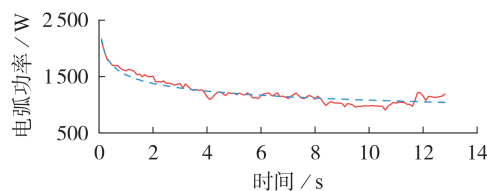
3.2 电弧功率模型及其影响因素

定子铁芯燃弧烧损试验中,断路器闭合 0.1 s 后进入稳定燃弧阶段,选取 0.1~0.3 s 时间段进行处理。计算 0.1~0.3 s 的电弧功率平均值,电弧功率与电弧电流的关系如图 4(a)所示,式(7)为线性拟合结果。

$$P_a = 94 I_a + 101 \quad (7)$$



(a) 电弧功率与电弧电流的关系



— 试验功率, - - - 功率模型曲线
(b) 电弧功率与时间的关系

图 4 电弧功率与电弧电流及时间的关系

Fig.4 Relationship between arc power and arc current and between arc power and time

由于交流电弧的随机性以及试验设备的影响,电弧功率数据的分散性强,且电流越大,分散性越强,但电弧功率和电弧电流总体呈近似线性关系。对 0.3 s 之后的电弧功率进行分段统计分析,也得到了相同的规律。

针对定子铁芯燃弧烧损试验中电弧功率的衰减过程,对不同试验条件下的电弧功率数据进行拟合,拟合函数如下:

$$P_a = kt^x \quad (8)$$

式中: k 、 x 分别为待拟合的系数。部分拟合结果如表 6 所示,可见系数 k 随试验电流变化,系数 x 基本保持稳定,取 x 为平均值-0.15。拟合结果表明,电流不同时,电弧功率随时间的衰减规律一致。

式(7)可视为燃弧 0.2 s 的电弧功率,式(8)为整个燃弧烧损过程的电弧功率表达式,根据两式的关系可得 $k=74 I_a + 79$ 。通过以上计算分析可得电弧功率模型的表达式如下:

$$P_a = (74 I_a + 79)t^{-0.15} \quad (9)$$

以电流为 19.6 A 的数据为例,式(9)的电弧功率模型曲线和试验功率的对比如图 4(b)所示,两者差

表 6 部分电弧功率拟合结果

Table 6 Partial fitting results of arc power

试验电流 / A	k	x
13.5	1 156.1	-0.16
14.6	987.5	-0.16
19.6	1 523.9	-0.15
24.9	2 361.2	-0.14
27.2	1 872.6	-0.14
30.8	3 529.6	-0.15

别较小,说明电弧功率模型的表达式是相对合理的。

3.3 温度场模型修正及铁芯烧熔体积影响因素

根据拟合得到的电弧功率模型,对恒功率温度场模型进行修正,热源功率改用式(9)所示的时变功率。仿真结果显示在电弧功率有所衰减的情况下,烧熔体积更快达到稳定。

为了探究烧熔体积和电弧电流的关系,在温度场仿真中施加不同电弧电流对应的电弧功率,功率数据由功率模型式(9)计算。燃弧时间为 0.5 s 时,仿真和试验得到的烧熔体积以及拟合结果如附录 A 图 A4(a)所示。仿真结果比试验结果明显偏大,主要原因在于电弧功率以热能形式散失在周围介质中,只有部分施加给定子铁芯。用于加热铁芯的功率占电弧总功率的比例称为热效率。电弧的热效率难以确定,是限制温度场仿真准确度的关键因素。

当燃弧时间为 0.5 s 时,图 A4(a)中的仿真和试验结果均表明烧熔体积和电弧电流呈近似线性关系,仿真数据拟合得到的关系式为:

$$V = 2.11 I_a - 10.27 \quad (10)$$

式中: V 为烧熔体积。

试验数据拟合得到的关系式为:

$$V = 1.47 I_a - 18.52 \quad (11)$$

根据试验和仿真拟合结果的系数差异,可以估算电弧烧损定子铁芯的热效率约为 70%。

当燃弧时间为 13 s 时,根据试验数据拟合烧熔体积和电弧电流的关系式为:

$$V = 3.89 I_a - 53.11 \quad (12)$$

不同燃弧时间的试验数据拟合结果如附录 A 图 A4(b)所示,电弧电流较小时,烧损程度较轻,不同燃弧时间的烧熔体积相差不大;电弧电流较大时,烧熔体积随时间迅速增大。这说明接地故障电流较大时,定子接地保护的快速动作可以有效减轻定子铁芯的损伤程度。

结合定子铁芯燃弧烧损试验和铁芯局部修复技术,可以确定接地故障电流允许值。过去将接地故障电流限制到很小,是因为假定电弧阻值恒定,认为功率与电流的平方成正比,担心较大的接地故障电流会对铁芯造成严重烧损。而本文通过仿真和试验发现,电弧功率、烧熔体积与接地故障电流为近似线性关系,可以适当放宽对接地故障电流的限制。

此外,铁芯修复水平的提高也支持适当增大接地故障电流允许值。目前常用的铁芯局部修复技术包含以下步骤:局部磨削、电腐蚀、添加绝缘片或充入环氧树脂胶,修复后的铁芯需要通过铁损试验确认能否正常运行。根据技术人员的铁芯修复经验,试验中燃弧时间0.5 s、接地故障电流30 A以上的情况对铁芯造成的烧损难以进行局部修复。在定子接地保护快速动作的前提下,考虑一定的裕度,建议将白鹤滩机组的接地故障电流限制在25 A以内。

此外,对大亚湾的汽轮发电机进行了相同的定子铁芯燃弧烧损试验^[5]。试验数据的分析结果显示,电弧功率和电弧电流、烧熔体积和电弧电流近似满足线性关系。但是由于定子线棒绝缘厚度有差异,电弧长度不同,线性拟合的系数有所不同。当电流大小相同,故障持续时间设置为大亚湾机组定子接地保护动作时间0.9 s,试验得到的铁芯烧熔体积与白鹤滩机组燃弧0.5 s的试验结果相差不大。文献[5]在当时的铁芯修复水平下建议将大亚湾机组的接地故障电流限制在20 A以内。考虑到铁芯修复水平的提高,将大亚湾机组的接地故障电流允许值增大到25 A也是合理的。

4 结论

本文通过电弧模型和温度场有限元仿真模拟电弧烧损定子铁芯的全过程,与定子铁芯燃弧烧损试验对比分析后得到以下结论:

1) 电弧功率与接地故障电流呈近似线性关系,且随时间衰减,发电机电压等级和电流性质对电弧功率影响不大;

2) 铁芯烧熔体积与电弧功率、接地故障电流呈近似线性关系,与故障持续时间呈正相关,与发电机电压等级和电流性质基本无关;

3) 接地故障电流越大,故障持续时间的延长导致铁芯烧熔体积的增长越大。

在本文涉及的燃弧试验条件下,结合电弧烧损铁芯的规律和铁芯修复水平的提高,建议将大型发电机的接地故障电流限制在25 A以内,对于有条件的机组,宜限制到20 A以内。接地故障电流允许值的确定将为后续组合型接地方式中接地变压器的优化设计提供依据,从而保障大型发电机的安全稳定运行,避免定子接地故障烧损铁芯或发展成危害严重的匝间/相间短路。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

[1] 要焕年,曹梅月. 电力系统谐振接地[M]. 2版. 北京:中国电力出版社,2009:187-194.
[2] 容健纲. 发电机铁芯电弧烧损的分析与试验[J]. 高电压技术,1993,19(2):18-22.

RONG Jiangang. Analysis and test of generator core burning by arc[J]. High Voltage Engineering, 1993, 19(2): 18-22.
[3] 王志英,容健纲. 发电机中性点接地方式的研究[J]. 电网技术,1994,18(4):13-17.
WANG Zhiying, RONG Jiangang. A study on neutral grounding of generators[J]. Power System Technology, 1994, 18(4): 13-17.
[4] 张琦雪. 大型发电机定子单相接地及中性点接地方式的研究[D]. 北京:清华大学,2003.
ZHANG Qixue. Studies on stator ground-fault and method of neutral grounding for large generator[D]. Beijing: Tsinghua University, 2003.
[5] 张国栋. 大型发电机定子接地故障安全电流值的试验与研究[D]. 北京:清华大学,2018.
ZHANG Guodong. Experimental research on phase-to-ground fault current of large generators[D]. Beijing: Tsinghua University, 2018.
[6] 赵思腾. 大型水轮发电机中性点接地变优化设计研究[D]. 北京:清华大学,2020.
ZHAO Siteng. Research on optimal design of neutral grounding transformer for large hydro generator[D]. Beijing: Tsinghua University, 2020.
[7] 张琦雪,曾祥君,徐金,等. 大型发电机中性点组合型接地方式的分析与探讨[J]. 电力自动化设备,2018,38(11):217-222.
ZHANG Qixue, ZENG Xiangjun, XU Jin, et al. Analysis and discussion on combination-type grounding scheme for large-sized generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 217-222.
[8] 薛磊,孙钢虎,王小辉,等. 大型隐极发电机定子单相接地故障定位新方法[J]. 电力自动化设备,2022,42(1):221-224.
XUE Lei, SUN Ganghu, WANG Xiaohui, et al. Novel location method for stator single-phase grounding fault of large non-salient pole generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(1): 221-224.
[9] 欧阳子卿,杜志叶,黎鹏,等. 封闭容器内部短路燃弧特性及电弧电压计算[J]. 电力自动化设备,2018,38(11):155-161.
OUYANG Ziqing, DU Zhiye, LI Peng, et al. Internal arcing characteristic and arc voltage calculation in closed container[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 155-161.
[10] 殷林鹏,桂林,张琦雪,等. 基于基波电势分布特征的大型发电机定子接地故障定位方法[J]. 电力自动化设备,2019,39(7):141-146.
YIN Linpeng, GUI Lin, ZHANG Qixue, et al. Stator grounding fault location method based on distribution characteristics of fundamental wave potential[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(7): 141-146.
[11] 周玮,臧春艳,何俊佳. 电气参数和机械参数对继电器直流电弧的影响[J]. 中国电机工程学报,2006,26(19):151-155.
ZHOU Wei, ZANG Chunyan, HE Junjia. Influence of electric and mechanism parameters on DC arc in relays[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(19): 151-155.
[12] WU A Y. MV generator ground fault arcing power damage assessment[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2018, 54(1): 912-915.
[13] EDMONDS J, DANESHPOOY A, MURRAY S J, et al. Turbo-generator stator core study[C]//2007 IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives. Cracow, Poland: IEEE, 2007: 441-446.
[14] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. 继电保护和安全自动装置技术规程:GB/T 14285—2006[S]. 北京:中国标准出版社,2006.
[15] SCHAVEMAKER P H, VAN DER SLUI L. An improved Mayr-

type arc model based on current-zero measurements[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2000, 15(2): 580-584.

- [16] 黄绍平, 杨青, 李靖. 基于 MATLAB 的电弧模型仿真[J]. 电力系统及其自动化学报, 2005(5): 64-66, 70.

HUANG Shaoping, YANG Qing, LI Jing. Simulation of arc model based on MATLAB[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2005(5): 64-66, 70.

- [17] 王晓军, 刘天佐, 夏天东, 等. 厚板焊接温度场解析分析[J]. 兰州理工大学学报, 2007, 33(4): 27-30.

WANG Xiaojun, LIU Tianzuo, XIA Tiandong, et al. Analysis of analytic solution of temperature field of welded thick plate [J]. Journal of Lanzhou University of Technology, 2007, 33(4): 27-30.

作者简介:



龚 衡

龚 衡(1997—),男,硕士研究生,主要研究方向为发电机定子铁芯烧损仿真分析(E-mail: gongh19@mails.tsinghua.edu.cn);

桂 林(1974—),男,副教授,博士,主要研究方向为大机组保护及故障分析(E-mail: guilin99@mails.tsinghua.edu.cn);

周光厚(1970—),男,教授级高级工程师,硕士,主要研究方向为大型发电机分析计算及试验(E-mail: Zghdfem@163.com)。

(编辑 任思思)

Arc burning process of stator core under stator single-phase grounding fault of generator

GONG Heng¹, GUI Lin¹, ZHOU Guanghou², YANG Yong², WANG Xiangheng¹

(1. State Key Laboratory of Control and Simulation of Power Systems and Generation Equipment,

Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Dongfang Electrical Machinery Company Limited, Deyang 618000, China)

Abstract: Aiming at the phenomenon of arc burning stator core under stator single-phase grounding fault, a simulation analysis method based on arc model and stator core temperature field model is proposed. Firstly, the arc model is built according to the single-phase grounding equivalent circuit, and the influence of circuit parameters on arc voltage and arc power is analyzed. Secondly, the temperature field model of the stator core is established, and the core melting volume of the core with different parameters such as arc power and fault time is calculated by finite element method. The simulative results show that the relationship between arc power and grounding fault current is approximately linear, so as the relationship between core melting volume and arc power. Finally, the arc power model is proposed by analyzing the data of stator core arc burning test, and the temperature field model is modified. The relationship between core melting volume and grounding fault current is clarified. The effectiveness of the simulation analysis method is verified by comparing with the test. Combined with the simulation and test results and the core repair level of the motor manufacturer, it can be determined that the maximum permissible value of grounding fault current of large generator is 25 A.

Key words: large generator; stator grounding fault; stator core burning process; arc power; core melting volume

(上接第 196 页 continued from page 196)

Transformer winding fault diagnosis method based on oscillating wave multi-feature fusion

ZHOU Lijun, ZHOU Meng, LI Woyang, CHEN Tiandong, WU Zhenyu, WANG Dongyang

(School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, China)

Abstract: In order to obtain more state information of transformer windings and improve the accuracy of winding fault diagnosis, a transformer winding fault diagnosis method based on oscillating wave multi-feature fusion is proposed. In this method, the fault type, fault degree and fault location are judged by the waveform characteristics of oscillating wave and the colour characteristics of time-frequency graph, and the automatic recognition of transformer winding state is realized by PSO-SVM (Particle Swarm Optimization-Support Vector Machine). The proposed method is verified by transformer fault simulation test platform. The results show that waveform feature, colour moment and colour coherence vector have the characteristics of separation and clustering respectively for the spatial distribution of fault type, fault degree and fault location, and the recognition accuracy of PSO-SVM is higher than 95%, so the proposed method can accurately identify the state of transformer winding, and provide a reference for on-site transformer winding status detection.

Key words: electric transformers; oscillating wave; winding fault; waveform features; colour features; PSO-SVM

附录 A

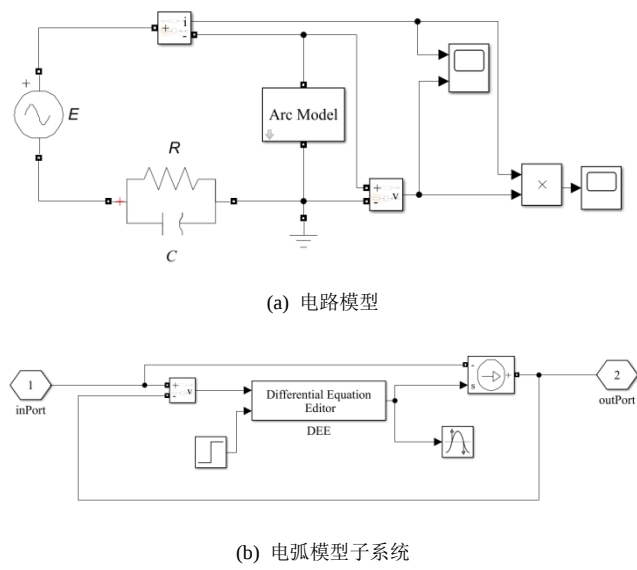


图 A1 电路电弧模型
Fig.A1 Arc model in circuit

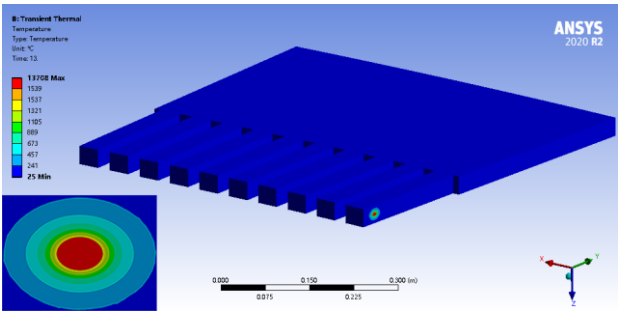
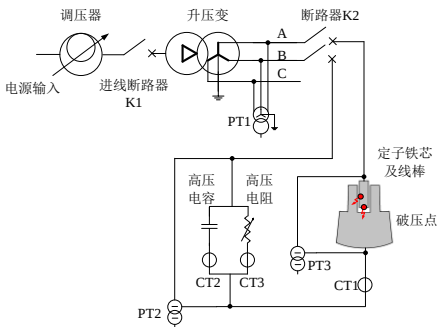


图 A2 定子铁芯段温度场分布
Fig.A2 Temperature field distribution of stator core segment



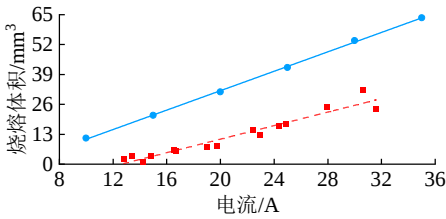
(a) 定子铁芯模型



(b) 试验电路

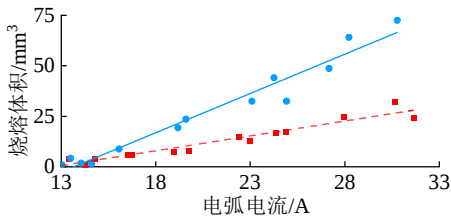
图 A3 定子铁芯模型和试验电路

Fig.A3 Model of stator core and experimental circuit



● 仿真, ■ 试验, — 仿真拟合, - - - 试验拟合

(a) 不同电弧电流燃弧 0.5s 的试验结果与仿真结果



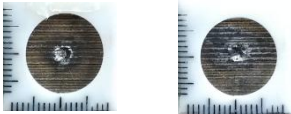
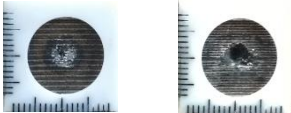
■ 燃弧0.5s, ● 燃弧13s, - - - 0.5s拟合, — 13s拟合

(b) 不同燃弧时间不同电弧电流的试验结果

图 A4 烧熔体积与电弧电流及时间的关系

Fig.A4 Relationship between melting volume and variables

表 A1 部分试验结果
Table A1 Partial experimental results

电流/A	$t=0.5s$	$t=13s$
13.0		
19.6		
30.8	