

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240739

负序电流突变下基于动态热能模型的反时限 保护曲线修正方案

李振兴^{1,2}, 安喆¹, 朱益¹, 胡聪¹, 翁汉琍^{1,2}, 李振华^{1,2}

(1. 三峡大学电气与新能源学院, 湖北 宜昌 443002; 2. 新能源微电网湖北省
协同创新中心(三峡大学), 湖北 宜昌 443002)

摘要: 针对发电机常规负序电流反时限保护无法准确刻画负序电流突变后保护动作时间问题, 提出一种适应负序电流突变的基于动态热能模型的反时限保护曲线修正方法。首先, 分析了基于新能源控制的发电机机端负序抑制策略以及在送出线路非全相期间的负序电流变化关系, 提出应对负序电流三阶段变化的反时限保护动作方案。然后, 考虑非周期分量发热、对流辐射散热, 基于实时测量负序电流构建反映转子温度的动态热能模型。最后, 将此模型融入负序反时限保护, 利用定、转子稳态运行温度和预设负序电流刻画反时限保护动作曲线, 并提出以输入实时负序电流推算转子温度为基础的反时限保护曲线修正方案。仿真实验结果表明: 所构建的动态热能模型能精确刻画转子温度, 基于此提出的保护曲线刻画、修正方案具有较高的准确性和较强的适应性。

关键词: 负序反时限保护; 负序电流突变; 动态热能模型; 保护曲线修正

Correction scheme for inverse time protection curve based on dynamic thermal energy model under negative sequence current sudden change

LI Zhenxing^{1,2}, AN Zhe¹, ZHU Yi¹, HU Cong¹, WENG Hanli^{1,2}, LI Zhenhua^{1,2}

(1. College of Electrical Engineering & New Energy, China Three Gorges University, Yichang 443002, China; 2. Hubei Provincial Collaborative Innovation Center for New Energy Microgrid, Three Gorges University, Yichang 443002, China)

Abstract: To address the problem that conventional negative sequence inverse time overcurrent protection for generators cannot accurately characterize the protection's action time after sudden changes in negative sequence current, a correction approach for the negative sequence inverse time overcurrent protection curve based on the dynamic thermal energy model is proposed. First, the generator terminal negative sequence suppression strategy under new energy control and the variation of negative sequence current during unbalanced transmission line operation are analyzed. A negative sequence inverse time overcurrent protection action scheme is proposed to address the three-stage changes of negative sequence current. Then, a dynamic thermal energy model reflecting the rotor temperature is established based on the real-time measurement of negative sequence current, considering the non-periodic component heat generation and convective radiation heat dissipation. Finally, the model is incorporated into the negative sequence inverse time overcurrent protection, where steady-state temperatures of stator and rotor along with preset negative sequence current are used to characterize the negative sequence inverse time overcurrent protection curve. A correction scheme for the protection curve is further proposed that adjusts the curve based on rotor temperature estimated from real-time negative sequence current inputs. Simulation results show that the constructed dynamic thermal energy model can accurately capture rotor temperature, and the proposed curve characterization and correction scheme achieves high accuracy and strong adaptability.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52077120).

Key words: negative sequence inverse time overcurrent protection; negative sequence current sudden change; dynamic thermal energy model; protection curve correction

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52077120)

0 引言

大规模互联高压输电系统是适应我国能源、负荷逆向分布的必然结果^[1-4]。在国家发展改革委和国家能源局推动的“风光火储一体化”建设中,我国西北部地区已经建成多个风光火打捆接入系统的大型能源基地^[5]。其中,新能源出力的不确定性与故障特征迥异等特点增大了电力系统的运行风险^[6-10],而大型发电机作为大规模互联系统中的重要支撑电源,维系其继电保护正确动作具有关键意义。

风光火打捆接入系统外送线路发生单相接地故障的概率最高,通常采用综合重合闸装置^[11-12]。单相接地故障发生后,单机容量大和系统等值阻抗低等特征导致非全相运行期间侵入发电机的负序电流显著增大^[13-16]。因此有必要对负序电流进行抑制,延长负序反时限保护动作时间,防止保护先于单相重合闸动作导致切机,影响电力系统的稳定运行^[17]。负序电流侵入发电机后在气隙中产生反向旋转磁场,在转子表面感应出倍频电流,导致转子表面温度在短时间内急剧升高^[18-20]。为防止发电机受损,要求负序反时限保护能够精确刻画保护动作时间。而目前使用的常规负序反时限保护将转子发热视为绝热过程,并以此为依据构建保护动作曲线。但实际上负序电流受抑制后热积累速率减缓,散热系统的影响显著增强,实际保护动作时间延后^[18]。因此常规负序反时限保护无法适应负序电流受抑制突变的动态场合,亟须构建能够反映转子热积累的动态热能模型,以精准刻画负序电流的影响,提升保护的适应性。

国内外学者在改进负序反时限保护展开了深入研究。如文献[21]通过修正保护曲线参数使其逼近于发电机实际负序极限承受能力曲线,但不同型号发电机的负序极限承受能力曲线复杂多变,通常保护曲线难以与其适配。文献[22]将负序反时限动作曲线分为若干段分别拟合,通过引入多个参数克服这一缺陷。文献[23-24]通过选取若干保护动作点,采用最小二乘法和多项式最优拟合法构建保护动作曲线,进一步提升了负序反时限保护曲线与实际负序极限承受能力曲线的拟合度。但上述方案要求预先提供发电机实际负序极限承受能力曲线,因而存在一定的局限性。文献[25]分析了故障期间非周期分量发热对大型发电机转子温度的影响,通过计算非周期分量的等效负序能力修正负序反时限保护曲线。文献[26]考虑了大型发电机存在有效的散热途径,通过量化散热系统的影响修正负序反时限保护曲线。但上述方案未能解决负序电流突变前后的热

积累等效转换问题,因此无法提升保护的适应性。文献[27]通过补偿负序电流移动保护曲线,来克服负序电流突变的影响,但以降低保护的准确性为代价提升保护的适应性,且其适应性随负序电流突变次数的增加而逐渐变差。

针对上述问题,本文提出了一种负序电流突变场景下基于动态热能模型的反时限保护曲线修正方案。首先,分析了基于新能源控制的发电机机端负序抑制策略效果以及非全相运行期间负序电流变化关系。其次,基于发电机故障和非全相运行全过程,综合考虑非周期分量与负序分量的热积累效应并计及对流散热和辐射传热对转子表面温升的影响,建立了反映转子温度的动态热能模型。最后,基于此模型刻画负序反时限保护动作曲线,提出应对负序电流突变的保护曲线修正方案。仿真实验结果表明:本文方法提升了负序反时限保护的适应性,实现了保护动作时间的精确预测,弥补了常规负序反时限保护的不足。

1 基于发电机机端负序抑制的负序电流突变三阶段与反时限保护适应性分析

1.1 负序抑制策略

风光火打捆接入系统如图1所示,若高压输电线路发生单相接地故障,保护装置识别到故障发生后,在重合闸装置的控制下切除故障相,故障线路进入非全相运行。由于一相电流缺失,不平衡加剧,有幅值较大的负序电流侵入同步发电机,可能导致负序反时限保护先于单相重合闸动作,致使发电机组被切除,影响电力系统的稳定性。为此,文献[17]提出了一种负序抑制策略,通过控制新能源场站的并网逆变器产生与负序电流相位相反的正弦波,减小了侵入同步发电机的负序电流。

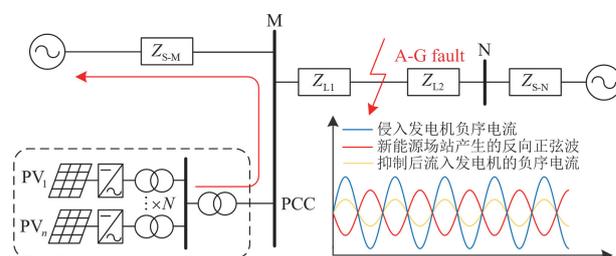


图1 风光火打捆接入系统

Fig. 1 Bundled wind-photovoltaic-thermal generation systems

该负序抑制策略的运行流程如图2所示。其中,灰色部分为负序抑制策略的判别阶段。首先,基于断路器状态判别系统是否进入非全相运行期间,之后判断故障穿越策略是否停止运行,若是,则判定

此时具备对负序电流进行抑制的条件；白色部分为负序抑制策略的工作阶段，其依托于对新能源机组并网逆变器的控制产生相位相反的正弦波，利用解析几何法确定最优抑制容量，并采用无锁相环的控制

制方式提升响应速度，实现对负序电流的快速抑制。由于其控制过程较为复杂，而本文仅关注其输入与输出，故不再赘述。

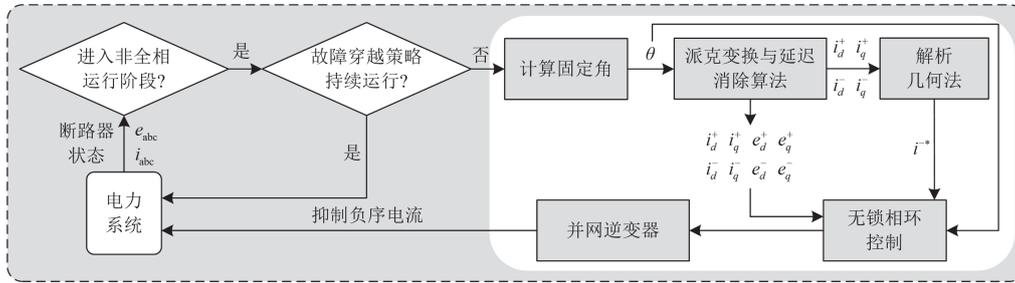


图 2 负序抑制策略运行流程

Fig. 2 Operation process of negative-sequence suppression strategy

该负序抑制策略能够在进入工作阶段 0.01 s 后使负序电流达到预设值，且该策略对侵入发电机的负序电流可最大降低至原值的 37%，如图 3 所示。

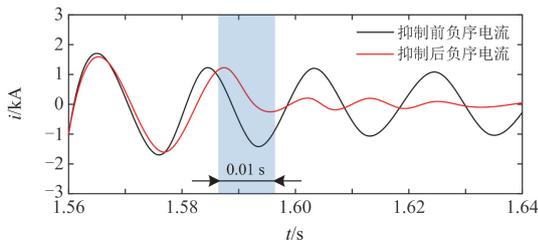


图 3 非全相运行负序电流抑制效果

Fig. 3 Suppression effect of negative-sequence current in open-phase operation

关于该负序抑制策略，有以下两点说明。

1) 该负序抑制策略面向的背景为风光火打捆接入系统，主要作用是抑制非全相运行期间侵入同步发电机的负序电流。而本文以此为基础进一步探讨了非全相运行期间，负序电流受到抑制情况下传统负序反时限保护适应性下降的问题，并提出一种适应于负序电流突变的保护曲线修正新方法。

2) 该负序抑制策略主要针对非全相运行期间的负序电流进行抑制，此时风光火打捆接入系统已经因单相跳闸而与电网隔离。单相跳闸后，系统中新能源机组的端电压在同步发电机组的支撑作用下快速恢复至额定电压，故障穿越策略在单相跳闸后短时间内停止运行^[28]。此外，该策略为故障穿越策略设置了更高的优先级，仅当故障穿越策略退出后才能投入运行。因此负序抑制策略与故障穿越策略并不冲突。

1.2 负序电流突变三阶段分析

在单相接地故障发生后，保护跳闸以及判别负

序抑制策略是否投入均需要一定时间，且保护跳闸和负序抑制策略生效后均会导致负序电流发生突变，因此负序电流的变化可分为故障、负序抑制判别以及负序抑制生效 3 个阶段，如图 4 所示，横轴表示时间，纵轴表示负序电流的有效值。

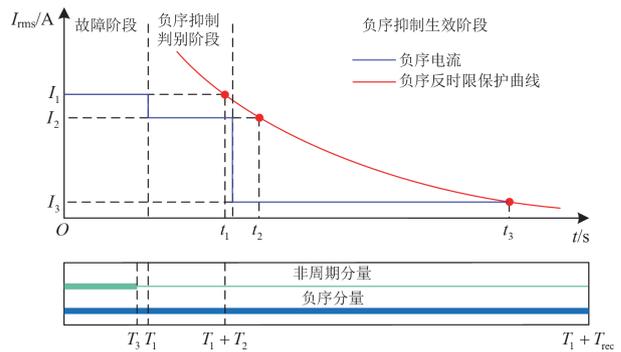


图 4 负序电流突变三阶段示意

Fig. 4 Three-stage schematic diagram of negative-sequence current sudden change

当单相接地故障发生后，假定侵入发电机的负序电流为 I_1 ，故障阶段持续时长为 T_1 ，负序抑制判别阶段持续时长为 T_2 ，重合闸时长为 T_{rec} 。

在故障阶段，除负序分量外，瞬间产生的非周期分量也对发电机造成冲击。由于大容量发电机定子回路的时间常数较大，非周期分量衰减较慢，对转子表层发热影响较大，因此不可忽视非周期分量对转子的加热过程。

现有的保护措施可将保护跳闸时间控制在 3~4 个周期(60~80 ms)以内，非周期分量在 2 个周期(40 ms)内衰减完成，假定非周期分量持续时长为 T_3 ，有 $T_3 < T_1$ 。此时预测的保护动作时间为 t_1 ，但由于故障阶段持续时间极短，保护一般不会在此阶

段动作, 且这一情况不是本文考虑的重点, 因此在之后的分析中假定保护不在故障阶段动作。

在负序抑制判别阶段, 假定单相跳闸后由三相不平衡引发的负序电流为 I_2 , 文献[17]所提负序抑制策略需要 60 ms 判断系统是否满足负序抑制运行条件, 此时预测的保护动作时间为 t_2 。若 $t_2 > T_1 + T_{rec}$, 则保护在重合闸之后动作, 无需对负序电流进行抑制; 若 $t_2 < T_1 + T_{rec}$, 则保护在重合闸之前动作, 需要对负序电流进行抑制, 延长保护动作时间, 以确保单相重合闸成功, 避免切机对电力系统的稳定性造成影响。

在负序抑制生效阶段, 受并网逆变器容量的限制, 负序抑制策略无法完全抑制负序电流, 因此仍需评估负序电流的影响, 假定经抑制后的负序电流为 I_3 , 此时预测的保护动作时间为 t_3 。若 $t_3 > T_1 + T_{rec}$, 则保护在重合闸之后动作, 负序抑制成功; 若 $t_3 < T_1 + T_{rec}$, 则保护在重合闸之前动作, 需要发出警告, 重新调整负序抑制策略。

1.3 负序电流反时限保护适应性分析

以通用负序反时限保护为例, 分析常规负序反时限保护的缺陷。通用负序反时限保护曲线动作特性方程如式(1)所示。

$$t_{act} = \frac{A}{\left(\frac{I_2}{I_c}\right)^2 - 1} \quad (1)$$

式中: t_{act} 为保护动作时间; A 为温度系数, 反映转子负序极限承受能力; I_c 为基准电流, 当 $I_2 > I_c$ 时保护启动。

由该方程实现的负序反时限保护具有计算简单、易于实现的优点, 但在实际应用中, 该保护曲线存在以下问题。

1) 虽然大型同步发电机的负序极限承受能力曲线基本具有反时限特性, 但不同型号发电机的负序极限承受能力曲线是复杂多变的, 因此两条曲线时常难以适配, 严重影响保护的可靠性, 且无法充分发挥机组的支撑作用。

2) 该曲线难以适应负序电流突变的动态场合。负序电流突变对常规保护的影响如图 5 所示, 为简化分析, 此处假设负序电流仅突变一次, 突变前后有效值保持恒定, 且负序电流的抑制瞬间完成。点 a 为负序电流突变点, θ_0 为负序电流突变时对应的转子温度, θ_{max} 为转子极限运行温度。为了最大限度地保证发电机安全, 通用负序反时限保护曲线采用的整定系数会使其略低于发电机实际负序极限承受能力曲线, 即该保护曲线反映的转子温升快于实际

温升, 保护提前动作。此外, 该保护曲线将转子发热视为绝热过程, 当负序电流较大时, 发热严重, 冷却系统的作用不明显, 此时保护动作时间的预测较为精确。但负序抑制策略作用后负序电流大幅下降, 冷却系统的影响显著增强, 实际保护动作时间延长, 导致预测保护动作时间与实际保护动作时间的偏差 Δt 进一步增大^[22]。因此, 在负序电流突变后, 通用负序反时限保护曲线反映的转子温升曲线 ab 会高于转子实际温升曲线 ac , 致使保护过早动作, 无法充分发挥机组的支撑作用。

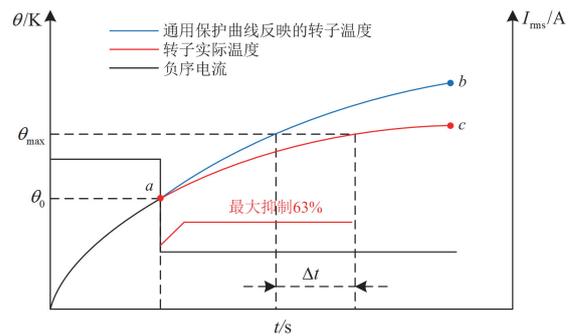


图 5 负序电流突变对常规保护的影响

Fig. 5 Impact of sudden changes in negative-sequence current on conventional protection

最后, 该曲线未能考虑非周期分量对转子发热的影响, 进一步增大了预测保护动作时间的误差。

2 负序电流热累计效应分析及热能模型构建

2.1 非周期分量测量与等效负序发热能力计算

由于非周期分量对大型发电机造成的冲击较大, 不可忽视非周期分量对转子的加热过程, 因此构建的动态热能模型应能测量其相关参数并计算等效负序发热能力, 量化非周期分量对转子的影响。

高压电力系统单相接地故障模型如图 6 所示, 该模型采用集中参数, 可在保证精度的同时简化计算。其中: QF 为断路器; $U(t)$ 为系统电源电压; U_{pm} 为系统电源电压峰值; $I_1(t)$ 为电源侧短路故障电流; $I_2(t)$ 为负载侧短路故障电流; $I_F(t)$ 为对地短路故障电流; α_0 为故障初相角; ω 为电源角频率; $L_s + R_s$ 为电源侧阻抗; $L_L + R_L$ 为负载侧阻抗^[29]。

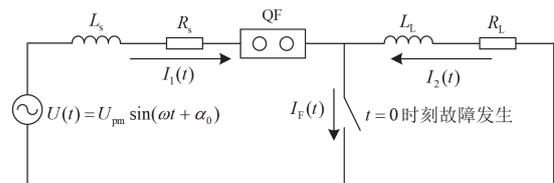


图 6 单相接地故障模型

Fig. 6 Single-phase ground fault model

文献[30]基于基尔霍夫定律和拉氏变换求得故障电流为

$$i(t) = I_{pm} \sin(\omega t + \alpha_0 - \varphi) + [I_{pm0} \sin(\alpha_0 - \varphi_0) - I_{pm} \sin(\alpha_0 - \varphi)] \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2)$$

式中: I_{pm} 为故障发生后的电流幅值; φ 为故障发生后电压电流的相位差; I_{pm0} 为故障发生前的电流幅值; φ_0 为故障发生前电压电流的相位差; τ 为故障衰减时间常数。

由式(2)可知, 单相接地故障发生后的短路电流由周期分量和非周期分量组成, 且非周期分量的初始值取决于故障发生时刻, 衰减速率取决于衰减时间常数。引用文献[29]提出的基于递推最小二乘(recursive least squares, RLS)法的故障电流参数超快速估算方法, 将式(2)利用泰勒级数展开并作线性化处理得到故障电流方程组, 采用 RLS 对非周期分量参数进行推算, 该算法在故障发生后两个周期内可得非周期分量参数。由于非周期分量参数的测定不是本文研究的重点, 故不再赘述。

利用文献[29]所提方法可在故障发生后两个周期内完成非周期分量初值 I_m 与衰减时间常数 T_m 的计算, 非周期分量 i_m 可表示为

$$i_m = I_m e^{-\frac{t}{T_m}} \quad (3)$$

非周期分量的持续时间较短, 一般非周期分量在两个周期内衰减完成, 因此, 在计算时可将非周期分量发热视为绝热过程, 不考虑冷却系统的影响。非周期分量产生的热量 Q 可表示为

$$Q = R_m \int_0^{t_{span}} i_m^2 dt \quad (4)$$

式中: R_m 为非周期分量等效发热电阻; t_{span} 为非周期分量持续时间。

侵入发电机的负序分量在转子表面感应出倍频分量, 而非周期分量感应出基频分量。由于损耗与频率的平方成正比, 且除频率外, 损耗仅与发电机的结构参数相关。因此不同频率分量的产热能力不同, 有必要将非周期分量发热等效为负序发热量 Q_2 , 如式(5)所示。

$$Q_2 = \frac{R_m}{4} \int_0^{t_{span}} i_m^2 dt \quad (5)$$

2.2 转子冷却的物理效应分析

故障发生后, 负序分量是造成转子发热的主要因素, 但在转子加热过程中不能忽视发电机冷却系统的影响, 因此在构建热能模型时应量化冷却系统的影响。

现有的保护措施可以将跳闸时间控制在 3~4 个

周期(60~80 ms)内, 单相重合闸的动作时间一般在 0.5~1.5 s, 因此负序电流存在时间不会超过 2 s。在此期间, 由于发电机内部各部件的传热速率较慢, 故影响发电机转子温度的主要因素有冷却介质的对流散热和定、转子之间的辐射换热。值得注意的是, 发电机未达到极限运行温度前各部件材料参数基本不受温度的影响, 因此可以将相关材料参数视为定值来简化计算。

2.2.1 定、转子与冷却介质的对流换热

大型发电机采用的冷却系统可以确保冷却介质通过定转子时保持温度恒定。假定冷却介质的温度为 θ_{vent} , 其对定、转子温度的影响可以用流体和固体的对流换热公式来描述, 分别如式(6)和式(7)所示。

$$q_{conv1} = \alpha(\theta_{rotor} - \theta_{vent}) \quad (6)$$

$$q_{conv2} = \alpha(\theta_{stator} - \theta_{vent}) \quad (7)$$

式中: q_{conv1} 、 q_{conv2} 分别为转子、定子的对流散热密度; α 为对流散热系数; θ_{rotor} 为转子温度; θ_{stator} 为定子温度。

2.2.2 定、转子之间的辐射换热

在发电机运行过程中, 由于发电机的定、转子表面相互靠近, 材料相同, 两者存在辐射换热。斯特藩—玻尔兹曼辐射定律指出, 黑体辐射出的总能量与波长无关, 仅与绝对温度的 4 次方成正比, 其数学表达式为

$$M = \sigma \left(\frac{\theta}{100} \right)^4 \quad (8)$$

式中: M 为黑体的辐射功率密度; σ 为斯特藩—玻尔兹曼常数, 其值为 5.67; θ 为黑体的绝对温度。

由于自然界中不存在绝对黑体, 故引入发射率 ε 来表征定、转子的辐射换热效率。

$$q_{rad} = \sigma \varepsilon \left[\left(\frac{\theta_{stator}}{100} \right)^4 - \left(\frac{\theta_{rotor}}{100} \right)^4 \right] \quad (9)$$

式中: q_{rad} 为定、转子之间的辐射换热密度。

2.3 动态热能模型构建

由 1.2 节的分析可知, 负序电流存在于故障期间与非全相运行期间, 因此需建立以负序电流为输入量的动态热能模型; 而非周期分量仅存在于故障期间且持续时间较短, 可将其发热视为绝热过程, 计算其等效负序发热量, 修正转子温度。

由于实际测量量均为离散值, 故需要将定、转子对流散热公式与辐射换热公式作离散化处理, 按采样点次序进行迭代计算, 依次推算转子温度。发电机动态热能模型具体构建方法如下。

假定第 k 个采样点对应的负序电流有效值为

$I_{2(k)}$, 电流采样时间间隔为 Δt , 利用焦耳定律计算该采样点由负序分量引起的定、转子温升如式(10)所示。

$$\begin{cases} \Delta\theta'_{\text{rotor}(k)} = \Delta t \cdot I_{2(k)}^2 \cdot R_{\text{rotor}} \\ \Delta\theta'_{\text{stator}(k)} = \Delta t \cdot I_{2(k)}^2 \cdot R_{\text{stator}} \end{cases} \quad (10)$$

式中: $\Delta\theta'_{\text{rotor}(k)}$ 为第 k 个采样点由负序分量引起的转子温升; $\Delta\theta'_{\text{stator}(k)}$ 为第 k 个采样点由负序分量引起的定子温升; R_{rotor} 为转子负序发热等效电阻; R_{stator} 为定子负序发热等效电阻。

之后计及对流散热与辐射换热的影响, 对定、转子温升进行修正。第 k 个采样点对应的定、转子的散热情况为

$$q_{\text{conv1}(k)} = \alpha(\theta_{\text{rotor}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{rotor}(k)} - \theta_{\text{vent}}) \quad (11)$$

$$q_{\text{conv2}(k)} = \alpha(\theta_{\text{stator}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{stator}(k)} - \theta_{\text{vent}}) \quad (12)$$

$$q_{\text{rad}(k)} = \sigma \varepsilon \left[\left(\frac{\theta_{\text{stator}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{stator}(k)}}{100} \right)^4 - \left(\frac{\theta_{\text{rotor}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{rotor}(k)}}{100} \right)^4 \right] \quad (13)$$

式中: $q_{\text{conv1}(k)}$ 为第 k 个采样点的转子对流散热密度; $q_{\text{conv2}(k)}$ 为第 k 个采样点的定子对流散热密度; $q_{\text{rad}(k)}$ 为第 k 个采样点的定、转子辐射换热密度; $\theta_{\text{stator}(k-1)}$ 、 $\theta_{\text{rotor}(k-1)}$ 分别为第 $k-1$ 个采样点推算的定、转子温度。

因此修正后第 k 个采样点对应的定、转子温度为

$$\begin{cases} \theta_{\text{stator}(k)} = \theta_{\text{stator}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{stator}(k)} + \frac{\Delta t(q_{\text{rad}(k)}A_3 - q_{\text{conv2}(k)}A_2)}{m_2c_2} \\ \theta_{\text{rotor}(k)} = \theta_{\text{rotor}(k-1)} + \Delta\theta'_{\text{rotor}(k)} + \frac{\Delta t(q_{\text{rad}(k)}A_3 - q_{\text{conv1}(k)}A_1)}{m_1c_1} \end{cases} \quad (14)$$

式中: $\theta_{\text{stator}(k)}$ 、 $\theta_{\text{rotor}(k)}$ 分别为第 k 个采样点对应的定、转子温度; A_1 、 A_2 分别为转子、定子与散热介质的等效接触面积; A_3 为定、转子之间的辐射换热等效面积; m_1 、 m_2 分别为转子、定子的质量; c_1 、 c_2 分别为转子、定子的比热容。

式(10)反映了第 k 个采样点对应负序分量引起的定、转子温升, 式(11)~式(13)通过离散化定、转子散热条件, 对温升进行修正, 并最终推导出反映定、转子温度变化的迭代公式, 式(14)的初始值为

$$\begin{cases} \theta_{\text{rotor}(0)} = \theta_1 \\ \theta_{\text{stator}(0)} = \theta_2 \end{cases} \quad (15)$$

式中: θ_1 、 θ_2 分别为转子和定子在正常运行状态下的稳态运行温度。

因此, 式(10)~式(14)共同构成了发电机的动态热能模型, 通过输入迭代初始值以及各采样点测量的负序电流有效值即可推算各个时刻的定、转子温度。

但该模型还未计入非周期分量发热的影响, 需要对其进行修正。由前述分析可知, 非周期分量仅存在于故障阶段且持续时间较短, 因此可在测得相关参数后计算其等效负序发热能力, 并对该时刻温度进行修正, 具体步骤如下。

假定故障发生后两个周期对应的采样点为 k_1 , 此时非周期分量相关参数已经确定, 由式(3)、式(5)可得非周期分量造成的温度变化 $\Delta\theta$ 为

$$\Delta\theta = \frac{R_m}{4m_1c_1} \int_0^{0.04} i_m^2 dt \quad (16)$$

则第 k_1+1 个采样点的转子温度推算应由式(14)修正为

$$\theta_{\text{rotor}(k_1+1)} = \theta_{\text{rotor}(k_1)} + \Delta\theta'_{\text{rotor}(k_1+1)} + \Delta\theta + \frac{\Delta t(q_{\text{rad}(k_1+1)}A_3 - q_{\text{conv1}(k_1+1)}A_1)}{m_1c_1} \quad (17)$$

其余采样点的温度仍按(14)进行推算, 仅第 k_1+1 个采样点的温度需要修正。

3 基于反时限曲线重新刻画的负序电流保护动作方案

3.1 负序电流反时限曲线刻画方法

由于常规负序反时限保护曲线无法与实际负序极限承受力曲线适配, 存在一定安全风险且无法充分发挥机组的支撑作用, 因此可通过动态热能模型离线刻画精确的负序反时限保护动作曲线, 为预测负序反时限保护动作时间提供依据。具体步骤如下:

1) 预设 $I_{\min} \sim I_{\max}$ 为负序电流预测范围, ΔI 为预测间隔设置一组负序电流预测值, 并以定、转子的稳态运行温度为初始值分别代入动态热能模型进行温度推算;

2) 当转子温度达到极限值 θ_{\max} 时停止迭代并记录迭代次数, 分别乘以采样时间间隔 Δt 可得各负序电流预测值对应的保护动作时间;

3) 利用三次样条函数对各保护动作点进行插值得到负序电流反时限保护动作曲线。

3.2 适应电流突变的负序电流反时限保护动作方案

由 1.2 节的分析可知, 发生单相接地故障后, 故障选相启动, 3~4 个周期后单相跳闸, 此时负序电流发生第一次突变, 进入非全相运行期间, 60 ms 后判定是否需要投入负序抑制策略, 若投入, 负序

电流发生第二次突变。由此可见，故障发生后负序电流发生多次突变，均需要重新刻画负序反时限保护曲线。

由 1.3 节的分析可知，常规负序反时限保护无法适应负序电流突变的根本原因是其无法精确刻画转子的累计温度。而本文构建的发电机动态热能模型在故障后以定、转子稳态运行温度为初始值，通过实时输入负序电流有效值，并对非周期分量引起转子温度变化进行修正，实现了转子温度的精确刻画。在负序电流突变时以推算的转子温度为初始值，重新刻画负序反时限保护曲线。具体步骤如下：

- 1) 故障发生后利用动态热能模型实时推算转子温度；
- 2) 监测到负序电流突变后，以电流下降前推算的定、转子温度为初始值，将预设的负序电流预测值分别代入动态热能模型进行推算；
- 3) 当转子温度超过极限值 θ_{max} 时停止迭代并记录迭代次数，分别乘以采样时间间隔 Δt 可得各负序电流值对应的保护剩余动作时间，分别加上负序电流突变时间 $t_{mutation}$ 可得保护动作时间；
- 4) 利用三次样条函数对各保护动作点进行插值可重新刻画负序反时限保护动作曲线。

3.3 负序电流反时限保护整体方案

在故障发生后，负序保护投入运行，实时监测转子温度变化情况，并在负序电流突变后重新刻画负序反时限保护动作曲线，预测保护动作时间。利用保护动作时间、负序抑制判别时间以及保护动作时间判断负序抑制策略能否有效延长保护动作时间，若不能，则发出警告。

当负序反时限保护动作或单相重合闸成功后，负序电流消失，此后转子温度仅受散热系统影响。为防止短时间内故障再次发生，转子累计温度未被计入而导致保护延迟动作，负序反时限保护应在转子温度降至稳态运行温度附近后退出。因此需要对动态热能模型进行修正。

由于负序电流消失，定、转子温度不再升高，因此，式(10)可改写为

$$\begin{cases} \Delta\theta'_{rotor(k)} = 0 \\ \Delta\theta'_{stator(k)} = 0 \end{cases} \quad (18)$$

将式(18)代入式(11)一式(14)可得修正发电机动态热能模型。

在负序反时限保护动作或单相重合闸成功后以修正发电机动态热能模型继续推算转子温度，其初始值为负序反时限保护动作或单相重合闸成功时刻

推算的定、转子温度。

负序电流反时限保护退出条件为

$$\theta_{rotor(k)} \leq 1.1\theta_1 \quad (19)$$

式中：1.1 为考虑在较长时间内转子实际散热条件优于动态热能模型考虑的散热条件而留有的裕量。

若短时间内故障再次发生，将推算的定、转子温度作为迭代初始值，重新刻画负序反时限保护曲线，以确保保护正确动作。负序电流反时限保护总体方案如图 7 所示。

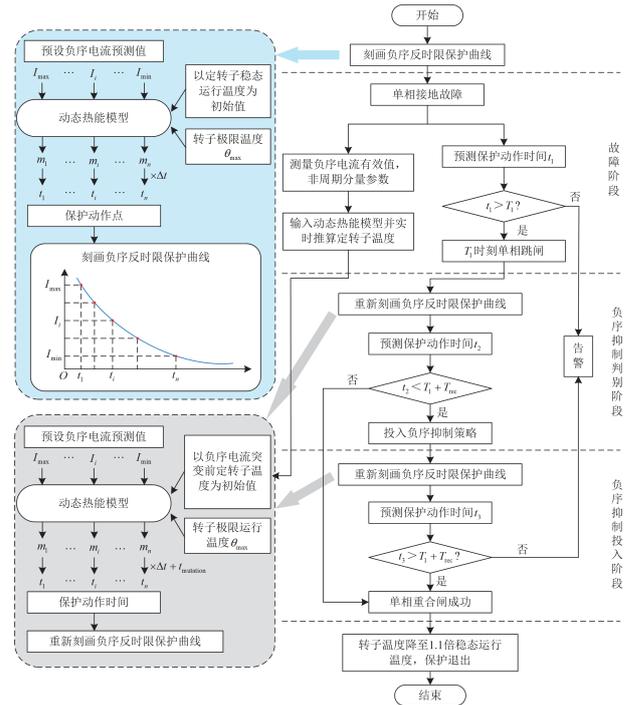


图 7 负序反时限保护流程图

Fig. 7 Flowchart of negative-sequence inverse time protection

4 仿真实验

4.1 发电机热能仿真模型构建

本文使用 MATLAB/Simulink 仿真软件搭建某发电机的热能仿真模型，其结构参数如表 1 所示，材料参数如表 2 所示。

该仿真模型的结构如图 8 所示，主要通过 3 条散热路径来模拟发电机热行为：

- 1) 定、转子与发电机散热系统之间的对流传热模型；
- 2) 定、转子之间的辐射传热模型；
- 3) 定、转子发热向周围部件的传热模型以及机壳与周围环境温度的散热模型。

发电机热路由热导率、热质量、对流散热和辐射散热模块组成，在绕组、定子铁芯、转子、轴承、

表 1 发电机结构参数

Table 1 Generator's structure parameters

| 名称 | 数值 |
|-----------|------|
| 机壳外径/mm | 1223 |
| 机壳轴向长度/mm | 1150 |
| 定子外径/mm | 1208 |
| 定子内径/mm | 720 |
| 定子轴向长度/mm | 1000 |
| 定子槽数 | 84 |
| 定子槽深/mm | 129 |
| 转子外径/mm | 716 |
| 转子内径/mm | 190 |
| 转子轴向长度/mm | 1000 |
| 转子槽数 | 90 |
| 转子槽深/mm | 120 |

表 2 发电机材料参数

Table 2 Generator's material parameters

| 部件 | 密度/(kg/m ³) | 比热容/(J/(kg·K)) | 导热系数/(W/(m·K)) |
|------|-------------------------|----------------|----------------|
| 铁芯 | 7650 | 460 | 30 |
| 线圈 | 8900 | 390 | 394 |
| 绝缘材料 | 1500 | 1450 | 0.2 |
| 机壳 | 7200 | 490 | 46.4 |
| 端盖 | 7200 | 461 | 35.2 |
| 转轴 | 7850 | 465 | 39.5 |

法兰和外壳等部件中构建热路径, 发电机通过转子-散热系统和定子-散热系统直接散热, 并通过外壳-大气、法兰-大气和轴承-大气间接散热。散热介质温度为 320 K, 自然环境温度为 300 K, 发电机转子极限温度为 420 K。

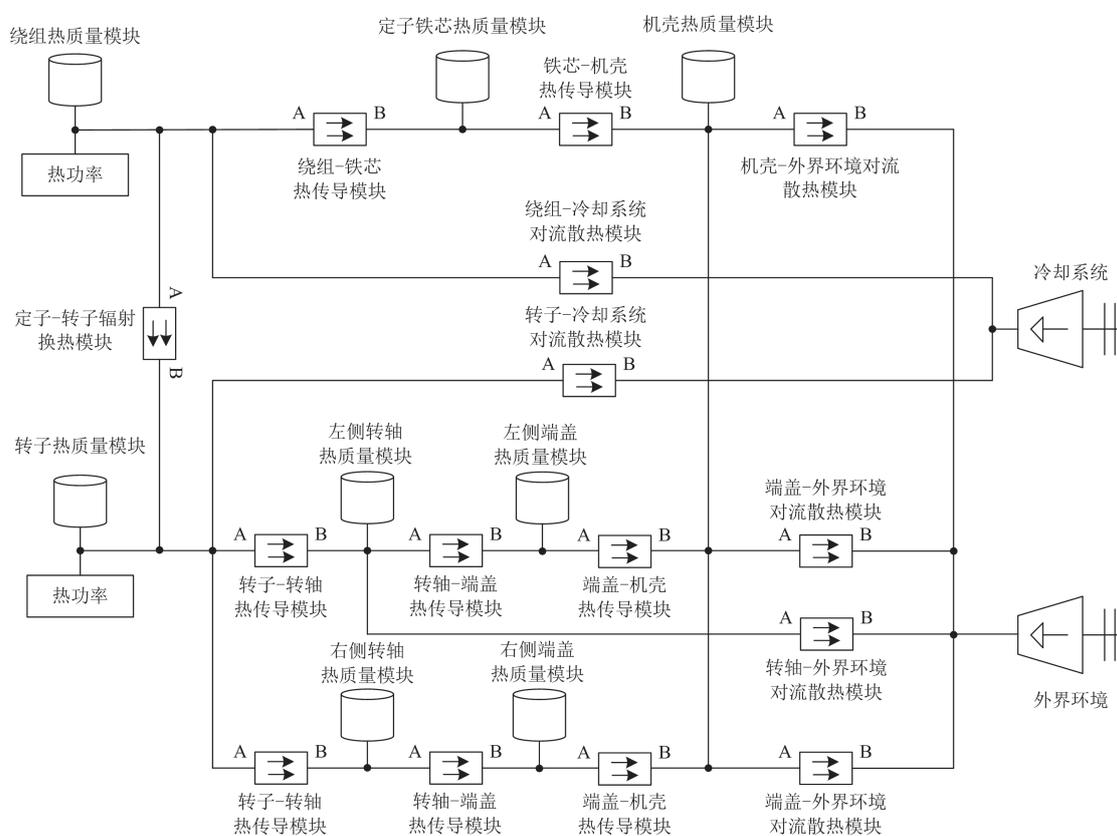


图 8 发电机热能仿真模型

Fig. 8 Thermal simulation model of generator

4.2 动态热能模型准确性验证

4.2.1 非周期分量等效负序能力验证

考虑非周期分量发热的转子温度推算如图 9 所示。

由图 9 可以看出：在故障发生瞬间，非周期分量对转子温度有明显的抬升作用，若不计非周期分量影响，预测转子温升会与实际温升曲线产生较大

偏差。而本文所提方法将非周期分量发热视为绝热过程，在故障发生后两个周期内推算非周期分量参数，计算其等效负序发热量并修正转子温升，有效提高了转子温度推算的精确性。

4.2.2 基于热能仿真模型的转子温升验证

在发电机实际运行过程中，定、转子除了与冷却系统的对流散热和两者之间的辐射换热外，还可

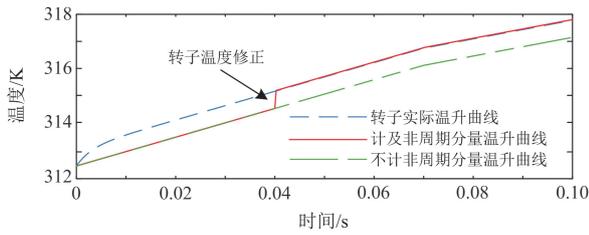


图 9 考虑非周期分量发热的转子温度推算

Fig. 9 Calculation of rotor temperature considering non-periodic component heating

向周围部件传热，并最终向周围环境散热。因此发电机的散热途径较多，但为了简化运算量，本文仅考虑了转子与冷却系统的对流散热以及定转子之间辐射传热两条主要散热途径。

为了验证本文所提动态热能模型的准确性，首先仅保留发电机热能仿真模型中定、转子与发电机散热系统之间的对流传热模型与定、转子之间的辐射传热模型两个部分，搭建简化后的发电机热能仿真模型，验证本文所提动态热能模型是否能用于转子温度推算。

设置仿真总时长为 200 s，100 s 时设置单相接地故障，负序电流侵入发电机。前 100 s 反映了发电机从投入至稳定运行的温升过程，后 100 s 反映了在负序电流影响下转子表面温度急剧升高的过程。将由简化后热能仿真模型得到的转子温升曲线与动态热能模型得到的转子温升预测曲线相比较，如图 10 所示。

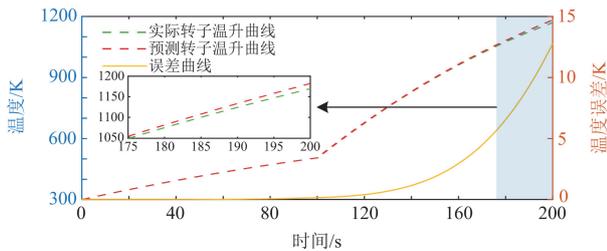


图 10 简化热能仿真模型下转子温升验证

Fig. 10 Verification of rotor temperature rise under simplified thermal energy simulation model

皮尔逊相关系数用于衡量两组数据的线性相关程度，也可以评估两条曲线的相似度，因而在工程中得到了广泛应用^[31]。因此，本文引入皮尔逊相关系数来衡量两条曲线的相似度，其值越接近于 1，则表明两条曲线的相似度越高；其值越接近于 0，则表明两条曲线的相似度越低。图 10 所示两条曲线的皮尔逊相关系数为 0.9999，两条曲线高度重合，这表明本文利用迭代方法构建的动态热能模型能够适

应转子温度变化的物理过程，可用于转子温度推算。

由于故障期间与非全相运行期间持续时间较短，总时长不超 2 s，本文所提动态热能模型忽略了这段时间内转子向周围部件的传热过程，因此需要验证忽略传热过程造成的误差是否在合理范围内。

假定在 100 s 时转子达到稳定运行温度，将其作为初始值进行推算。将热能仿真模型得到的转子温升曲线与转子实际温升曲线进行比较，如图 11 所示。

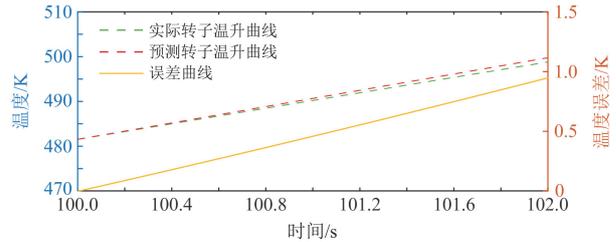


图 11 热能仿真模型下转子温升验证

Fig. 11 Verification of rotor temperature rise under thermal energy simulation model

图 11 所示的预测与实际转子温升曲线在故障发生后 2 s 内的皮尔逊相关系数为 0.9998，且忽略转子向周围部件的传热过程造成的误差不超过 1 K，这表明转子向周围部件的传热速率较慢，短时间对转子温升影响甚微，转子实际温升曲线与预测温升曲线仍高度重合。因此，短时间内忽略转子向周围部件传热的假设合理，由此造成的误差在合理范围之内，不影响保护正确动作。

4.3 负序电流反时限曲线刻画

将各负序电流预测值分别输入搭建的发电机热能仿真模型，记录转子温度达到极限值所用的时间，拟合可得发电机实际负序极限承受能力曲线。将通用负序反时限保护曲线分别与基于动态热能模型刻画的负序电流反时限曲线和发电机实际负序极限承受能力曲线进行比较，皮尔逊相关系数分别为 0.9879 和 0.9999，如图 12 所示。

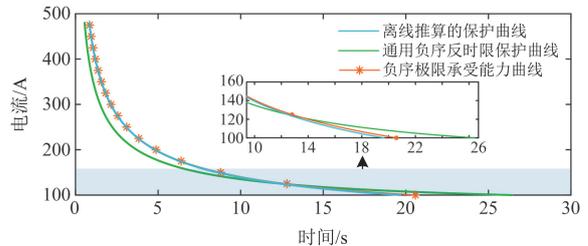


图 12 负序反时限保护曲线刻画

Fig. 12 Characterization of negative-sequence inverse time overcurrent protection curve

由图 12 可以看出:

1) 为了最大限度地保证发电机安全, 一般整定通用负序反时限保护曲线所用参数会使保护略低于发电机实际负序极限承受能力曲线, 在负序电流有效值为 $[150, 400]$ A 的区间内, 这一情况较为明显, 保护提前动作;

2) 在负序电流有效值为 $[100, 150]$ A 的区间内, 通用负序反时限保护曲线与发电机实际负序极限承受能力曲线出现交叉, 通用负序反时限保护曲线预测的动作时间延时较长。这反映了两条曲线难以适配, 严重影响保护的可靠性, 给机组带来极大的安全隐患;

3) 本文所提的动态热能模型对转子温度的刻画较为精准, 基于此离线推算的保护曲线能够最大程度地逼近实际负序极限承受能力曲线。

由此可见, 通用负序反时限保护曲线在实际应用中误差较大, 无法精确预测保护动作时间, 而本文通过构建动态热能模型克服了这一缺陷, 离线推算的负序反时限保护曲线与发电机实际负序极限承受能力曲线高度重合, 能够在保证正确动作的同时提升机组效益。

4.4 负序电流突变后反时限曲线重新刻画

不同阶段的反时限保护曲线重新刻画流程相同, 此处以负序电流因负序抑制策略运行造成突变为例进行验证。

假定发生单相接地故障后, 非周期分量持续 0.04 s, 故障发生 0.06 s 后保护动作, 单相跳闸, 重合闸时间为 1.5 s。进入非全相运行阶段后, 负序抑制策略耗时 0.06 s, 判断是否满足运行条件, 若满足, 在判别阶段结束后 0.01 s 负序电流被抑制至预设值。故障后流入转子的负序电流有效值为 462.5 A, 假定在非完全抑制条件下负序电流降至 215 A。转子温度变化如图 13 所示。

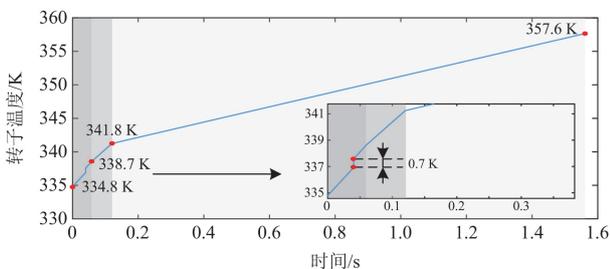


图 13 单相接地故障后转子温度变化
Fig. 13 Changes in rotor temperature after single-phase ground fault

由图 13 可以看出: 在故障阶段, 受非周期分量的影响, 转子温度上升了 0.7 K, 本文将其视为绝热过程, 并在 4.2.1 节验证了假设的合理性; 在负序抑制判别阶段, 单相跳闸后负序电流发生突变, 但该变化并不明显, 因此转子温升速率稍有下降; 在负序抑制投入阶段, 在不完全抑制情况下负序电流下降了 50%, 此时转子温升速率明显下降, 有利于延长保护剩余动作时间。

保护跳闸后 0.06 s 内, 由负序抑制策略判别可知满足负序抑制运行条件, 且有必要对负序电流进行抑制, 负序电流在负序抑制判别阶段结束后 0.01 s 内被抑制至预定值。此时距离故障发生已经经过 0.13 s, 负序电流在重合闸抑制策略作用下第二次突变完成。通过设置相关参数, 将各负序电流预测值分别输入搭建的发电机热能仿真模型, 重新拟合负序极限承受能力曲线。

负序电流突变后常规负序反时限保护效果如图 14 所示。

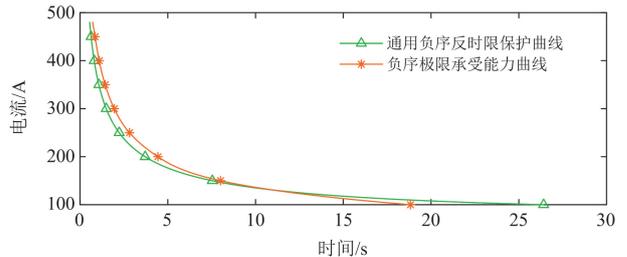


图 14 负序电流突变后常规负序反时限保护效果

Fig. 14 Effect of conventional negative-sequence inverse time overcurrent protection after negative-sequence current sudden change

不同负序电流抑制情况下常规负序反时限保护的误差如表 3 所示。

表 3 不同负序电流抑制情况下常规负序保护误差分析

Table 3 Error analysis of conventional negative-sequence protection under different negative-sequence current suppression conditions

| 负序电流有效值/A | 转子温度到达负序极限运行温度时间/s | 常规负序保护预测动作时间/s | 误差/s |
|-----------|--------------------|----------------|---------|
| 400 | 1.0928 | 0.7372 | 0.3556 |
| 350 | 1.4295 | 1.0014 | 0.4281 |
| 300 | 1.9500 | 1.4226 | 0.5274 |
| 250 | 2.8185 | 2.1585 | 0.6600 |
| 200 | 4.4345 | 3.6388 | 0.7957 |
| 150 | 8.0043 | 7.4672 | 0.5371 |
| 100 | 18.8280 | 26.3430 | -7.5150 |

负序电流受到抑制后,冷却系统的影响显著增强,转子的积热速率下降、散热速率上升,实际保护动作时间发生一定延迟后,因此需要重新修正负序反时限保护曲线,如图 15 所示。

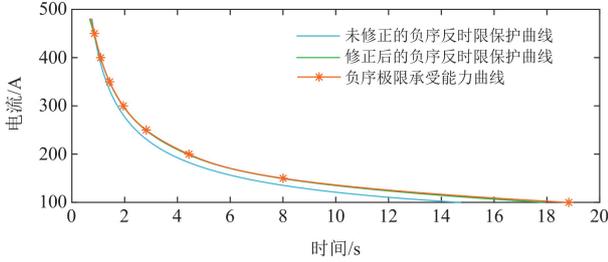


图 15 负序电流突变后保护曲线修正效果

Fig. 15 Correction effect of protection curve after negative-sequence current sudden change

修正后的负序反时限曲线与负序极限承受能力曲线的皮尔逊相关系数为 0.9998,不同负序电流抑制情况下保护曲线修正效果如表 4 所示。

表 4 不同负序电流抑制情况下保护曲线修正效果

Table 4 Correction effect of protection curve under different negative-sequence current suppression conditions

| 负序电流有效值/A | 转子温度到达负序极限运行温度时间/s | 修正后保护曲线对应的动作时间/s | 误差/s |
|-----------|--------------------|------------------|--------|
| 400 | 1.0928 | 1.0893 | 0.0035 |
| 350 | 1.4295 | 1.4233 | 0.0062 |
| 300 | 1.9500 | 1.9390 | 0.0110 |
| 250 | 2.8185 | 2.7960 | 0.0225 |
| 200 | 4.4345 | 4.3803 | 0.0542 |
| 150 | 8.0043 | 7.9320 | 0.0723 |
| 100 | 18.8280 | 17.9268 | 0.9012 |

通过分析表 4 数据可以看出:

1) 通用负序反时限保护曲线与实际负序极限承受能力曲线仍难以适配,并且在负序电流下降较为严重时这一误差显著增大,这表明通用负序反时限保护曲线对负序电流突变的适应性较差,在实际应用时极易导致转子受损;

2) 随着负序电流抑制效果的逐渐增强,散热系统的影响显著提升,实际保护动作时间随之逐渐延长,因此有必要对负序反时限保护曲线进行修正;

3) 本文所提方法能够通过负序电流实时推算转子温度,在负序电流突变后能够以此为新的初始值重新刻画负序反时限保护曲线。重新刻画后的保护曲线与实际负序极限承受能力曲线高度重合,实现了保护剩余动作时间的精确预测,提升了保护对负序电流突变的适应性。

5 结论

针对常规负序电流反时限保护对负序电流突变的不适应问题,提出一种负序电流突变下基于动态热能模型的反时限保护曲线修正方案,通过搭建发电机热能仿真模型进行验证,得出以下结论。

1) 常规负序反时限保护将转子发热视为绝热过程,在负序电流受抑制,保护动作时间延长的场景下与实际情况偏差较大,故不再适用。而考虑散热条件进行改进难以实现电流突变前后热积累量的等效转换,进一步导致保护的适应性下降。因此有必要构建发电机热能模型,以准确刻画热积累情况,进而修正保护曲线。

2) 非周期分量与散热系统对大容量发电机热积累效应的影响较大,故结合辐射换热和对流换热公式构建迭代方程作为发电机动态热能模型,并将非周期分量的影响量化为负序承受能力,以修正保护曲线。所构建模型能精确刻画发电机热积累情况,且其求解速度能够满足继电保护的要求。

3) 基于发电机动态热能模型提出保护曲线的刻画和修正方案,并针对短时间内故障重复发生制定合理的运行方案。所得保护曲线与发电机实际负序承受能力曲线基本吻合,在保证机组安全运行的同时充分发挥机组的支撑作用,并且在负序电流突变时能自主修正保护动作曲线,显著提升了保护的适应性。

参考文献

- [1] 刘振亚,张启平,董存,等.通过特高压直流实现大型能源基地风、光、火电力大规模高效率安全外送研究[J].中国电机工程学报,2014,34(16):2513-2522.
LIU Zhenya, ZHANG Qiping, DONG Cun, et al. Efficient and security transmission of wind, photovoltaic and thermal power of large-scale energy resource bases through UHVDC projects[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(16): 2513-2522.
- [2] 谷兵,蒋琛,黄思遥,等.基于对称分量法的调相机定子故障特征分析[J].电力工程技术,2024,43(2):210-217.
GU Bing, JIANG Chen, HUANG Siyao, et al. Fault feature analysis of stator winding for synchronous condenser based on symmetrical component method[J]. Electric Power Engineering Technology, 2024, 43(2): 210-217.
- [3] 孙勇,刘青松,谷裕,等. ± 800 kV 特高压柔性直流桥臂电抗器设计方法[J].高压电器,2023,59(11):217-223.
SUN Yong, LIU Qingsong, GU Yu, et al. Design method of bridge arm reactor for ± 800 kV UHV flexible DC[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(11): 217-223.

- [4] 周远翔, 陈健宁, 张灵, 等. “双碳”与“新基建”背景下特高压输电技术的发展机遇[J]. 高电压技术, 2021, 47(7): 2396-2408.
ZHOU Yuanxiang, CHEN Jianning, ZHANG Ling, et al. Opportunity for developing ultra high voltage transmission technology under the emission peak, carbon neutrality and new infrastructure[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(7): 2396-2408.
- [5] 和萍, 方祺元, 武小鹏, 等. 风光火打捆外送系统 STATCOM-POD 协调优化设计[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(1): 78-87.
HE Ping, FANG Qiyuan, WU Xiaopeng, et al. Coordinated optimization design of STATCOM-POD for a wind-PV-thermal-bundled power transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(1): 78-87.
- [6] LI B, ZHENG D, LI B, et al. Analysis of low voltage ride-through capability and optimal control strategy of doubly-fed wind farms under symmetrical fault[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(2): 1-15.
- [7] 徐衍会, 任晋, 田鑫, 等. 综合提升新能源高占比受端电网小干扰和暂态电压稳定性的 SVG 优化配置方法[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(19): 119-130.
XU Yanhui, REN Jin, TIAN Xin, et al. An SVG optimal configuration method for enhancing small disturbance and transient voltage stability in a receiving-end power grid with a high proportion of renewable energy[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(19): 119-130.
- [8] 李响, 武海潮, 王文雪, 等. 考虑大规模新能源接入的电网性能评价指标体系[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(15): 178-187.
LI Xiang, WU Haichao, WANG Wenxue, et al. Performance evaluation index system of a power grid considering large-scale new energy[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(15): 178-187.
- [9] 叶远波, 李端超, 汪胜和, 等. 基于广义 S 变换和皮尔逊相关系数的新能源接入电网纵联保护[J]. 电力科学与技术学报, 2024, 39(6): 194-202.
YE Yuanbo, LI Duanchao, WANG Shenghe, et al. Pilot protection for new energy access to power grid based on generalized S transform and Pearson correlation coefficient[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2024, 39(6): 194-202.
- [10] 杨锡勇, 张仰飞, 林纲, 等. 考虑需求响应的源-荷-储多时间尺度协同优化调度策略[J]. 发电技术, 2023, 44(2): 253-260.
YANG Xiyong, ZHANG Yangfei, LIN Gang, et al. Multi-time scale collaborative optimal scheduling strategy for source-load-storage considering demand response[J]. Power Generation Technology, 2023, 44(2): 253-260.
- [11] 邵文权, 刘朋跃, 王斌, 等. 基于等值阻抗相位特征的带并补电抗线路单相自适应重合闸故障识别方法[J]. 电网技术, 2020, 44(5): 1796-1805.
SHAO Wenquan, LIU Pengyue, WANG Bin, et al. Single-phase adaptive reclosure fault identification for transmission lines with shunt reactors based on equivalent impedance phase property[J]. Power System Technology, 2020, 44(5): 1796-1805.
- [12] 李振兴, 张萌萌, 万佳灵, 等. 紧急功率支援下自适应重合闸附加稳定控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(10): 78-87.
LI Zhenxing, ZHANG Mengmeng, WAN Jialing, et al. Adaptive reclosure additional stability control strategy with emergency power support[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(10): 78-87.
- [13] 李辉, 王梦思, 李帅虎, 等. 基于态势利导的同步逆变器负序电流抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(9): 141-148, 179.
LI Hui, WANG Mengsi, LI Shuaihu, et al. Situation orientation based suppression method of negative sequence current for synchronverter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(9): 141-148, 179.
- [14] 党晓强, 郜能灵, 王海田, 等. 大型水轮发电机定子接地方式及其继电保护的相关问题分析[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(7): 25-29.
DANG Xiaoliang, GAO Nengling, WANG Haitian, et al. Analysis of stator grounding methods and related issues of relay protection for large hydroelectric generators[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(7): 25-29.
- [15] 樊肖杰, 迟永宁, 马士聪, 等. 大规模海上风电接入电网关键技术与技术标准的研究及应用[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 2859-2870.
FAN Xiaojie, CHI Yongning, MA Shicong, et al. Research and application of key technologies and technical standards for large-scale offshore wind farms connecting to power grid[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 2859-2870.
- [16] 贺之渊, 杨杰, 吴亚楠, 等. 能源转型下的未来交流和直流联合运行模式及发展趋势探讨[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(1): 99-114.
HE Zhiyuan, YANG Jie, WU Yanan, et al. Investigation on the future AC and DC combined operation form and development trend under energy transition[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(1): 99-114.
- [17] LI Z, ZHU Y, HU C, et al. Optimal negative sequence

- current suppression strategy without phase-locked loop based on the control of clustered new energy power stations[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2023, 17(19): 4248-4257.
- [18] 卫琳, 张健康, 粟小华, 等. 大型发电机组非全相保护存在问题及对策[J]. 电网技术, 2020, 44(6): 2336-2342. WEI Lin, ZHANG Jiankang, SU Xiaohua, et al. Problems and solutions of open-phase protection for large generator-transformer unit[J]. Power System Technology, 2020, 44(6): 2336-2342.
- [19] XU W, YU K, LIU Y, et al. Improved collaborative control of standalone brushless doubly fed induction generator under unbalanced and nonlinear loads considering voltage rating of converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 35(5): 4959-4970.
- [20] WANG B, DONG X, BO Z, et al. Negative-sequence pilot protection with applications in open-phase transmission lines[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(3): 1306-1313.
- [21] RANSOM D L, HAMILTON R. Extending motor life with updated thermal model overload protection[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2013, 49(6): 2471-2477.
- [22] 张侃君. 特大型水轮发电机保护系统及其动模试验新技术[D]. 武汉: 华中科技大学, 2009. ZHANG Kanjun. Protection system and new dynamic model testing technology for extra large hydroelectric generators[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2009.
- [23] 李鑫婧. 特大型水轮发电机变压器组保护的整定与分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2010. LI Xinjing. Setting and analysis of transformer protection for extra large hydroelectric generators[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2010.
- [24] RUAN L, TAC Q, CUI Y, et al. A novel inverse time protection scheme of large generator based on polynomial optimal fitting[C] // 2019 IEEE Asia Power and Energy Engineering Conference (APEEC), March 29-31, 2019, Chengdu, China: 206-211.
- [25] GE B, GUO W, GUO J, et al. Improvement of the transient negative-sequence rating formula for large generators based on the negative-sequence current component[J]. International Transactions on Electrical Energy Systems, 2016, 26(3): 539-554.
- [26] BURGUND D, NIKOLOVSKI S. Improved model of thermal rotor protection including negative sequence protection[J]. Energies, 2022, 15(7).
- [27] LI Z, XIE Z, WANG Z, et al. A new protection strategy based on negative sequence current coordinated control on the generator extremity[J]. IEEE Access, 2020, 8: 135329-135338.
- [28] XU K, ZHANG Z, LAI Q, et al. Applicability study of single-phase reclosing in tie line of photovoltaic power plant[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2021, 15(6): 997-1012.
- [29] 黄智慧, 段雄英, 邹积岩, 等. 基于改进 RLS 算法的故障电流参数估计[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(15): 2460-2469. HUANG Zhihui, DUAN Xiongying, ZOU Jiyan, et al. Fault current parameter estimation based on adaptive RLS algorithm[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(15): 2460-2469.
- [30] 黄智慧, 张冬波, 邹积岩, 等. 基于改进 RLS 算法的短路电流相控开断控制系统设计[J]. 高电压技术, 2016, 42(10): 3214-3220. HUANG Zhihui, ZHANG Dongbo, ZOU Jiyan, et al. Design of control system for controlled fault interruption based on adaptive RLS algorithm[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10): 3214-3220.
- [31] 田阳, 王晓卫, 刘伟博, 等. 基于多故障特征融合的直流配电网单极故障选线方法[J]. 电力系统及其自动化学报, 2024, 36(6): 23-33. TIAN Yang, WANG Xiaowei, LIU Weibo, et al. Single-pole fault feeder selection method for DC distribution network based on multi-fault feature fusion[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2024, 36(6): 23-33.

收稿日期: 2024-06-21; 修回日期: 2024-09-02

作者简介:

李振兴(1977—), 男, 博士, 教授, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: lzx2007001@163.com

安喆(2001—), 男, 通信作者, 博士研究生, 研究方向为电力系统继电保护; E-mail: anzhe1129@163.com

朱益(1999—), 男, 博士研究生, 研究方向为电力系统继电保护。E-mail: zhuyidianqi@163.com

(编辑 张颖)