# 光伏电站主变压器比率差动保护对单相 接地短路故障的适应性分析

陈晓龙<sup>1</sup>,朱雨葭<sup>1</sup>,张 浩<sup>2</sup>,王聪博<sup>2</sup>,薛志英<sup>2</sup>

(1. 天津大学 智能电网教育部重点实验室,天津 300072;2. 中国电力科学研究院有限公司,北京 100192)

摘要:结合逆变器控制策略及我国对光伏并网逆变器低电压穿越的最新要求,分析了光伏电站主变压器发生 单相接地短路故障时短路点故障电流的变化规律。在此基础上,计及主变压器绕组接线方式的影响,根据具 有比率制动特性的差动保护原理,研究了差动电流与制动电流的变化规律。进一步通过计算差动电流与制 动电流之比,分别从过渡电阻大小、光伏电站并网容量等方面定量分析了主变压器比率差动保护在该故障情 况下的适应性。理论分析和仿真验证结果均表明,受控制策略的影响,当光伏电站主变压器两侧出口处分别 发生单相接地短路故障时,主变压器比率差动保护灵敏度显著降低,并存在拒动风险。

**关键词:**光伏电站;故障特性分析;低电压穿越;变压器比率差动保护;继电保护;单相接地短路故障 中**图分类号:**TM77 **文献标志码:**A DOI:10.16081/j.epae.202304001

## 0 引言

随着光伏装机容量逐年攀升<sup>[1-2]</sup>,光伏电站集中 接入电网成为我国光伏并网发电的重要形式。光伏 电站的容量通常高达几百兆瓦,其在输电网络中 所占的发电比例不可忽略。另外,我国明确规定光 伏并网逆变器需满足低电压穿越(low voltage ride through,LVRT)要求,即当电网发生故障时,光伏电 站需保持并网,并根据故障严重程度输出一定的无 功电流以支撑电网电压。

在光伏电站对输电系统继电保护的影响方面, 现有文献大多聚焦于送出线路保护的研究,并且尚 缺乏定量的故障分析计算。文献[3]分析了光伏电 站的弱电源特性对送出线路继电保护的影响,并得 出了光伏电站的弱电源特性会造成送出线路光伏电 站侧的电流保护不能启动、纵联差动保护灵敏度下 降以及距离保护拒动的结论,但该文献强调了所提 弱电源特性主要体现在非接地故障中,并未对接地 故障下光伏电站接入对继电保护的影响进行分析。 文献[4]推导了不同故障穿越控制目标下的逆变型 电源输出电流表达式,并利用基尔霍夫电流定律,定 性分析了送出线路发生两相短路故障时故障点两侧 各相电流之间的相位关系,从而得出逆变型新能源 场站的输出电流特性使得送出线路电流纵联差动保 护灵敏度降低的结论,但由于缺乏定量分析,该文献 所得结论难以为送出线路的电流纵联差动保护改进

收稿日期:2022-09-23;修回日期:2023-03-09 在线出版日期:2023-04-10

基金项目:国家电网有限公司科技项目(5100-202155028A-0-0-00)

Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(5100-202155028A-0-0-00)

提供具体的参考依据。且文献[3]和文献[4]均未考 虑LVRT要求对逆变型新能源场站故障输出特性的 影响。文献[5]研究了三相短路故障下具备LVRT 能力的光伏电站对送出线路比率制动式和标积制动 式电流纵联差动保护的影响,但该文献对故障点两侧 电流的相位变化分析仍然仅基于定性讨论,缺乏详细 可靠的定量分析计算支撑其理论分析结果,而保护 适应性分析需建立在准确的故障特性分析基础上。

主变压器的差动保护包含比率差动元件、二次 谐波制动元件和差动速断元件。在光伏电站接入对 主变压器差动保护的影响方面,谐波制动元件的影 响已有较为成熟的研究成果<sup>[6-7]</sup>。但是,比率差动元 件作为主变压器差动保护的主要动作元件,光伏电 站接入对其动作的影响尚未得到详细分析。文献 [8]认为当光伏电站不具备LVRT能力要求时,由于 其在故障期间无须对故障点提供无功支撑,因此流 经故障点两侧电流的相位差为180°;而当光伏电站 具备LVRT能力时,故障点两侧电流的相位差小于 180°,从而使得主变压器差动保护灵敏度降低。但 该文献并未给出详细推导过程作为理论依据,也未 计及主变压器绕组接线方式的影响,相应结论待进 一步验证。

鉴于单相接地短路故障为工程实际中最常见的 短路故障,本文面向具备LVRT能力的光伏电站,分 析了主变压器两侧出口处发生单相接地短路故障时 短路点故障电流幅值和相位的变化规律。在此基础 上,结合主变压器差动保护的比率制动原理,在计及 主变压器绕组接线方式的前提下,通过计算差动电 流与制动电流的比值,分析了光伏电站对主变压器 比率差动保护的影响。最后,基于MATLAB/Simulink 的仿真结果验证了理论分析的正确性。

## 1 光伏电站控制策略及输出特性

### 1.1 光伏电站并网结构

光伏电站经主变压器升压后接入电网的示意图 见图1。图中:光伏电站中的光伏发电单元1—*n*各 自通过箱式变压器  $T_{1,1}$ — $T_{1,n}$ 升压并联至公共连接 点(point of common coupling, PCC); PCC再与升压主 变压器  $T_2$ 相连,  $T_2$ 的高压侧经送出线路接入110 kV 输电网( $T_2$ 采用 YNd11的接线方式,其低压侧由接地 变压器  $T_3$ 提供中性点接地,高压侧采用中性点直接 接地<sup>[9]</sup>);  $E_s$ 为交流系统等值电势;  $I_1$ ,  $I_2$ 为主变压器 两侧电流, 以流入主变压器为正方向。



图1 光伏电站并网示意图



## 1.2 光伏发电单元控制策略及输出特性

本文采用电网电压定向矢量控制实现逆变器输出有功功率与无功功率的解耦控制。

根据 GB / T 37408—2019《光伏发电并网逆变器技术要求》,光伏并网逆变器需具备 LVRT能力,即电网发生故障时,并网逆变器需根据其出口处并网点电压跌落程度向电网提供一定的无功支撑<sup>[10]</sup>。 光伏电站的输出特性由逆变器控制策略决定<sup>[11]</sup>。

本文采用正序分量控制策略<sup>[12]</sup>,故障期间采用 逆变器出口处电压的正序分量为参考值,其输出电 流*I*。三相对称,且与并网点正序电压相位满足式(1)。

$$\boldsymbol{I}_{g} = \sqrt{(i_{d}^{*})^{2} + (i_{q}^{*})^{2}} \angle (\boldsymbol{\varphi}_{u} - \boldsymbol{\varphi}_{iu})$$
(1)

式中: $i_q^i$ 为逆变器输出无功电流参考值; $i_a^i$ 为逆变器输出有功电流参考值; $\varphi_{iu} = \arctan(i_q^i/i_a^i)$ ,为光伏侧输出电流滞后并网点正序电压的相位; $\varphi_u$ 为并网点正序电压相位。

根据最新标准要求,在不对称故障期间,光伏并 网逆变器输出动态无功电流的最大有效值不宜超过 40%的额定电流。基于此,单相接地短路故障穿越 时逆变器输出的无功电流和有功电流参考值的设置 分别见附录A式(A1)和式(A2)。根据式(A1)和式 (A2)可得发生单相接地短路故障时,光伏电站输出 电流滞后并网点正序电压的相位范围为 $[0^{\circ}, 22.4^{\circ}]$ 。 当 $0.9 < U_{g(1)}^{*}/U_{N} < 1(U_{g(1)}^{*})$ 为逆变器并网点正序电压幅 值; $U_{N}$ 为并网点额定电压值)时,光伏电站仅输出有 功电流,其输出电流与并网点正序电压保持同相位; 当 $U_{g(1)}^{*}/U_{N} < 0.9$ 时,光伏电站同时输出有功和无功电 流,输出电流滞后并网点正序电压一定角度。

## 2 主变压器单相接地短路故障特性分析

基于正序分量控制策略,在进行故障分析计算 时可将其等效为受并网点正序电压控制的电流源 模型<sup>[13-16]</sup>。

#### 2.1 主变压器高压侧单相接地短路故障特性分析

设图1中T<sub>2</sub>高压侧出口 $f_1$ 处发生单相(A相)接 地短路故障。根据对称分量法,可得故障复合序网 图如图2所示。图中:下标1表示单相接地短路故障 发生在主变压器高压侧,下标(1)、(2)及(0)分别表 示正序、负序及零序分量,后同; $E_{s1}$ 为110 kV交流系 统等值电势; $Z_s$ 为系统等值阻抗; $I_{s1}$ 为系统电源侧提 供的故障电流; $I_{s1}$ 为光伏侧输出电流, $U_{g1(1)}^{*}$ 为逆变器 出口处并网点正序电压,两者满足式(1)所示关系;  $I_{n}$ 为故障点接地电流; $U_{n}$ 为故障点电压; $Z_{T1}$ 为箱式 变压器等效阻抗; $Z_{T2}$ 为主变压器T<sub>2</sub>等效阻抗; $Z_{L}$ 为 送出线路等效阻抗; $R_{n}$ 为短路点过渡电阻。



#### 图2 主变压器高压侧单相接地短路故障复合序网图

Fig.2 Composite sequence diagram of single-phase grounding short circuit fault on high-voltage side of transformer

通常情况下,线路的正序阻抗和负序阻抗相等, 其零序阻抗为正、负序阻抗的3倍,因此 $Z_{L(0)}=3Z_{L(1)}$ ,  $Z_{T2(1)}=Z_{T2(0)}$ , $Z_s=Z_{s(1)}=Z_{s(2)}=Z_{s(0)}$ 。令 $Z_{LS(1)}=Z_{L(1)}+Z_{s(1)}$ 、  $Z_{LS(2)}=Z_{L(2)}+Z_{s(2)}$ 、 $Z_{LS(0)}=3Z_{L(1)}+Z_{s(0)}$ ,则负序综合阻抗 满足 $Z_{\Sigma(2)}=Z_{LS(2)}$ ,零序综合阻抗满足 $Z_{\Sigma(0)}=Z_{LS(0)}//Z_{T2(0)}$ 。

根据单相接地短路故障的边界条件,可求得短路点故障电流的表达式为:

$$I_{\rm fl} = 3I_{\rm fl(1)} = \frac{3E_{\rm s1} + 3Z_{\rm LS(1)}I_{\rm gl}}{3R_{\rm fl} + Z_{\rm LS(1)} + Z_{\Sigma(2)} + Z_{\Sigma(0)}}$$
(2)

另外,结合图2所示的故障序网图,可得系统电 源侧提供的故障电流各序分量表达式为:

$$\begin{cases} I_{s1(1)} = I_{f1(1)} - I_{g1} \\ I_{s1(2)} = I_{f1(2)} \\ I_{s1(0)} = I_{f1(0)} Z_{T2(0)} / (Z_{T2(0)} + Z_{LS(0)}) \end{cases}$$
(3)

可得系统电源侧提供的故障电流表达式为:

$$I_{s1} = I_{s1(1)} + I_{s1(2)} + I_{s1(0)} = \left(2 + \frac{Z_{T2(0)}}{Z_{T2(0)} + Z_{IS(0)}}\right) I_{f1(1)} - I_{g1} \quad (4)$$

由式(2)、(4)可知,短路点故障电流与系统电源 侧提供的故障电流均受过渡电阻及光伏侧输出电流 的影响。

由1.2节已知,光伏侧输出电流的相位与并网点 正序电压的相位及幅值有关。因此,为了得出光伏 侧输出电流相位的变化规律,需分析并网点正序电 压相位的变化规律。根据正序故障等值网络可得:

 $U_{gl(1)}^{+} - I_{gl}Z_{T} = E_{sl} - I_{sl(1)}Z_{IS(1)}$ (5)  $\exists : Z_{T} = Z_{Tl(1)} + Z_{T2(1)} = jX_{T}, X_{T} \Rightarrow Z_{Tl(1)} \ddagger Z_{T2(1)}$  beh.

令并网点正序电压 $U_{gl(1)}^{+}=U_{gl(1)}^{+}\angle\varphi_{ul}$ ,光伏侧输出 电流 $I_{gl}=I_{gl}\angle\varphi_{il}$ ,系统等值电势 $E_{sl}=E_{sl}\angle0^{\circ}$ 。通过将 式(5)中各项拆分为实虚部的形式,可以推导出故障 期间并网点正序电压相位 $\varphi_{ul}$ 的表达式为:

 $\varphi_{u1} = \arctan\left[ (a_1 X'_{\Sigma} - b_1 R'_{\Sigma}) / (a_1 R'_{\Sigma} + b_1 X'_{\Sigma}) \right] + l\pi \\ l = 0, \pm 1$  (6)

式中:各变量的表达式详见附录A式(A3)。

由式(6)、(A3)可见,并网点正序电压的相位 $\varphi_{ul}$ 主要与 $R_{fl}$ 、 $U_{gl}^{*}$ ,  $I_{gl}$ 及 $\varphi_{iul}$ 有关。其中, $U_{gl}^{*}$ 主要由  $R_{fl}$ 决定,且根据式(A1)可知 $\varphi_{iul}$  由 $U_{gl}^{*}$ , 决定,而 $I_{gl}$ 与 光伏电站并网容量有关。因此,可得出影响并网点 正序电压相位的主要因素为 $R_{fl}$ 及光伏电站并网容 量。进一步地,结合式(6)和式(A3)可分析得出:当 光伏电站并网容量一定时,过渡电阻越大, $\varphi_{ul}$ 越小; 当过渡电阻一定时,光伏电站并网容量越大, $\varphi_{ul}$ 越大。

参考某110 kV 光伏电站的实际参数,其主变压 器短路电压百分比为10.5%,接地变压器零序等值 阻抗 Z<sub>T3(0)</sub>=0.306+j9.188 Ω,送出线路长度为 15 km, 送出线路正序阻抗  $Z_{L(1)}$ =1.95+j5.82  $\Omega$ ,且线路零 序阻抗为正序阻抗的3倍。交流系统等值阻抗Z= 0.893+j5.21 Ω。鉴于单相接地短路故障时短路点电 压跌落程度较轻,考虑并网点正序电压跌落最严重 的情况,即发生金属性单相接地短路故障时,经计算 可得并网点正序电压幅值约为0.7U<sub>N</sub>。因此,结合不 对称故障期间的LVRT要求,根据式(6)可以估算出 当并网容量小于600 MV·A 时的光伏侧输出电流 的相位变化范围。为便于计算,本文假设变压器 容量与并网容量一致。取 $R_{n}=5\Omega$ ,对应的并网点正 序电压幅值满足0.7<U<sup>+</sup><sub>g1(1)</sub>/U<sub>N</sub>≤0.9,可以得出此时光 伏侧输出电流的相位变化范围为(-15°,60°)。同 理,取R<sub>n</sub>=20Ω,对应并网点正序电压幅值满足0.9< U<sup>+</sup><sub>gl(1)</sub>/U<sub>N</sub><1的情况,进一步计算得到光伏侧输出电 流的相位变化范围为(0°,35°),此时光伏侧仅输出 有功电流。进而将I<sub>s1</sub>代入式(2)可得出短路点故障 电流随光伏电站并网容量和输出电流相位变化的规 律,如附录A图A1所示。

# 2.2 主变压器低压侧单相接地短路故障特性分析

主变压器T2低压侧出口f2处发生A相接地短路

故障时的故障复合序网图如图3所示。图中:下标2 表示单相接地短路故障发生在主变压器低压侧,后 同;具体变量定义可参考高压侧,此处不再赘述。



图3 主变压器低压侧单相接地短路故障复合序网图

Fig.3 Composite sequence diagram of single-phase grounding short circuit fault at low-voltage side of transformer

令 $Z_{LST(1)}=Z_{L(1)}+Z_{s(1)}+Z_{T2(1)}$ ,则故障等值电路的负 序综合阻抗满足 $Z'_{\Sigma(2)}=Z_{LST(2)}=Z_{L(2)}+Z_{s(2)}+Z_{T2(2)}$ ,零序 综合阻抗满足 $Z'_{\Sigma(0)}=Z_{T3(0)}$ 。

同理,可求得短路点故障电流表达式为:

$$I_{12} = 3I_{12(1)} = \frac{3E_{s2} + 3Z_{LST(1)}I_{g2}}{3R_{12} + 2Z_{LST(1)} + Z_{T3(0)}}$$
(7)

结合图3可得系统电源侧提供的故障电流各序 分量表达式为:

$$I_{s2(1)} = I_{I2(1)} - I_{s2}, I_{s2(2)} = I_{I2(2)}, I_{s2(0)} = 0$$
(8)  
系统电源侧提供的故障电流表达式为:

$$I_{s2} = I_{s2(1)} + I_{s2(2)} + I_{s2(0)} = 2I_{I2(1)} - I_{g2}$$
(9)  
并网点正序电压相位 $\varphi_{y2}$ 的表达式为:

 $\varphi_{u2} = \arctan\left[(c_1 X_1 - d_1 R_1)/(c_1 R_1 + d_1 X_1)\right] + l\pi$   $l = 0, +1 \qquad (10)$ 

由式(10)可以看出,当主变压器低压侧出口处 发生单相接地短路故障时,并网点正序电压相位的 变化规律与高压侧一致。

同样地,考虑并网点正序电压跌落最严重的情况,计算得出主变压器低压侧发生金属性单相接地 短路故障时并网点正序电压幅值约为0.8U<sub>N</sub>。以过 渡电阻 R<sub>12</sub>分别取为1、10 Ω的情况为例,其分别对应 0.8<U<sup>\*</sup><sub>g2(1)</sub>/U<sub>N</sub>≤0.9和0.9<U<sup>\*</sup><sub>g2(1)</sub>/U<sub>N</sub><1的情况,并进一 步计算得到光伏侧输出电流相位的变化范围分别为 (-22.5°,45°)、(0°,30°),此处不再赘述。进一步地, 将 I<sub>g2</sub>代入式(7)得出短路点故障电流随光伏电站并 网容量和输出电流相位变化的规律见附录A图A2。

## 3 主变压器比率差动保护适应性分析

## 3.1 主变压器比率差动保护原理

主变压器广泛采用具有比率制动特性的差动保 护原理,其中,常见的两折线比率制动原理的动作判 据如式(11)所示。

$$\begin{cases} I_{op} \ge I_{set.min} & I_{res} < I_{res.min} \\ I_{op} \ge I_{set.min} + k(I_{res} - I_{res.min}) & I_{res} > I_{res.min} \\ I_{op} = |I_1 + I_2|, & I_{res} = |I_1 - I_2|/2 \end{cases}$$
(11)

式中:k为比率制动系数,通常取0.5~0.8<sup>[15]</sup>,考虑对 比率差动保护最不利的情况,本文将其取为0.8;*I*<sub>op</sub> 为差动电流;*I*<sub>res</sub>为制动电流;*I*<sub>setmin</sub>为最小动作电流整 定值;*I*<sub>resmin</sub>为最小制动电流整定值。

根据文献[17]和文献[18]中过原点的整定方法 对式(11)中各参数进行整定。进一步地,设差动电 流与制动电流之比*m=I<sub>op</sub>/I<sub>res</sub>*。比率制动特性曲线如 附录A图A3所示。图中:黑色实线为比率制动特性 曲线;当主变压器保护动作区内发生故障但*m<*0.8 时,比率差动保护拒动,如红色虚线所示。

基于上述整定方法,结合文献[5]中对比率差动 保护的灵敏系数*K*<sub>sen</sub>的定义,可以得出式(12)所示关 系。由式(12)可知,比率差动保护灵敏度与*m*成正 比,从而可通过差动电流与制动电流之比*m*反映比 率差动保护灵敏度的变化。

$$K_{\rm sen} = \frac{I_{\rm op}}{I_{\rm sel,min} + k(I_{\rm res} - I_{\rm res,min})} = \frac{I_{\rm op}}{kI_{\rm res}} = \frac{m}{k} \qquad (12)$$

3.2 YNd11 接线方式下主变压器比率差动保护计 算方法

设 $I_A^{Y}$ 为主变压器星形侧A相电流, $I_a^{\triangle}$ 为主变压器三角形侧A相电流,两侧A相线电流的正、负序分量关系如式(13)所示。同理可得B、C相同理线电流的正、负序分量关系,本文不再赘述。

$$I_{a(1)}^{\Delta} = n_{\mathrm{T}} I_{A(1)}^{\mathrm{Y}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}30^{\circ}}, \quad I_{a(2)}^{\Delta} = n_{\mathrm{T}} I_{A(2)}^{\mathrm{Y}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(-30^{\circ})}$$
(13)  
式中: $n_{\mathrm{T}}$ 为主变压器变比。

上述两侧电流之间的相位差会使得主变压器正 常运行或发生区外故障时计算得到的差动电流不为 0,因此分析YNd11接线方式下主变压器比率差动 保护的动作性能时,需根据附录A式(A5)、(A6)对 差动电流与制动电流进行计算,从而减小不平衡电 流的影响,并保证在主变压器正常运行或区外故障 时差动保护不会误动<sup>[17]</sup>。

#### 3.3 主变压器比率差动保护适应性分析

当主变压器高压侧出口处发生A相接地短路故障时,2.1节中的短路计算为故障等效计算。在进行差动保护计算时,根据式(A5)、(A6)可得:

$$\begin{vmatrix} I_{\rm op1} = | I_{\rm g1} e^{j30^{\circ}} + [(1-a^{2}) I_{\rm s1(1)} + (1-a^{2}) I_{\rm s1(2)}] / \sqrt{3} | = \\ | I_{1}' + I_{2}' | \\ I_{\rm res1} = \frac{1}{2} | I_{\rm g1} e^{j30^{\circ}} - [(1-a^{2}) I_{\rm s1(1)} + (1-a^{2}) I_{\rm s1(2)}] / \sqrt{3} | = \\ | I_{1}' - I_{2}' | / 2 \end{vmatrix}$$
(14)

式中: $a = -1/2 + j\sqrt{3}/2_{\circ}$ 

设*I*<sub>1</sub>'与*I*<sub>2</sub>之间的夹角为θ,由平行四边形法则可 知,式(14)可表示为:

$$\begin{cases} I_{\rm op1} = \sqrt{|I_1'|^2 + |I_2'|^2 + 2|I_1'||I_2'|\cos\theta} \\ I_{\rm res1} = \sqrt{|I_1'|^2 + |I_2'|^2 - 2|I_1'||I_2'|\cos\theta} /2 \end{cases}$$
(15)

由式(15)可知,在 $|I'_1|$ 、 $|I'_2|$ 一定的情况下,若夹 角 $\theta$ >90°,则 $I_{opl}/I_{resl}$ <2,且该比值将随着 $\theta$ 的增大而进 一步减小,即意味着比率差动保护的灵敏度降低,并 存在拒动的可能性。

根据 2.1 节计算所得  $I_{s1}$  各序分量与  $I_{f1}$  各序分量 及  $I_{g1}$  的关系,结合式(15)可得不同工况下  $I'_{1}$  和  $I'_{2}$  的 相量图,如图4所示。图中: $\alpha_{1}$ 为 $I_{g1}$ 、 $I_{f1}$ 间的夹角。



## 故障时的电流相量图



由图4可知,当 $\alpha_1$ 为锐角时,无论 $I_{gl}$ 的幅值相对 短路点故障电流幅值较大或较小, $I'_1$ 与 $I'_2$ 之间的夹 角 $\theta$ 均大于90°。此外,当 $\alpha_1$ 为钝角甚至可能出现 $\theta$ = 180°的情况时,差动电流达到其最小值,而制动电流 达到其最大值,差动保护拒动风险大幅增加。

同理,当主变压器低压侧出口处发生A相接地 短路故障时,根据式(A5)、(A6),并结合对称分量法 计算得到的A相差动电流与制动电流如下:

$$\begin{cases}
I_{op2} = \left| \left( I_{g2} + I_{f2(0)} \right) + I_{s2} \right| \\
I_{res2} = \left| \left( I_{g2} + I_{f2(0)} \right) - I_{s2} \right| / 2
\end{cases}$$
(16)

同样根据平行四边形法则对差动电流与制动电 流进行化简计算以分析各电流量之间的关系。将 2.2节所得系统电源侧提供的各序故障电流与短路 点故障电流正序分量及光伏侧输出电流的关系代入 式(16),可以得到式(17)所示的表达式。

$$\begin{cases} I_{op2} = \sqrt{\left| I_{f2} \right|^{2}} \\ I_{res2} = \sqrt{\left| I_{f2(1)} \right|^{2} + 4 \left| I_{g2} \right|^{2} - 4 \left| I_{f2(1)} \right| \left| I_{g2} \right| \cos \beta_{1}} \end{cases}$$
(17)

式中: $\beta_1$ 为 $I_{g2}$ 与 $I_{D(1)}$ 之间的夹角,由于短路点故障电 流满足 $I_D = 3I_{D(1)}$ ,因此 $\beta_1$ 即为短路点故障电流与光 伏侧输出电流的夹角。

由式(17)可得,此时差动电流与制动电流的相

对大小主要取决于 $I_{12}$ 与 $I_{g2}$ 的相对大小及 $\beta_1$ 。 $I_{g2}$ 大 小一定时,若 $\beta_1$ >90°,则 $\beta_1$ 越大,制动电流越大。 $\beta_1$ 一 定时,若满足 $\beta_1$ >90°或 $\beta_1$ <90°且2 $|I_{g2}|>|I_{12(1)}|\cos\beta_1$ , 则 $I_{g2}$ 幅值越大,制动电流越大。因此, $\beta_1$ 增大或 $I_{g2}$ 幅值增大均可能使得制动电流增加,从而使得主变 压器比率差动保护灵敏度下降,并存在拒动风险。

此外,为了更加准确地分析比率差动保护的动 作情况,首先以主变压器高压侧出口处发生单相接 地短路故障为例,计算故障相和非故障相的差动电 流与制动电流之比,如式(18)所示。

$$\begin{cases} m_{1_{L}A} = \frac{2 \left| \sqrt{3} Z_{1S(1)} Z_{1} I_{g1} + \sqrt{3} Z_{1} E_{s1} \right| \\ m_{1_{L}A} = \frac{2 \left| \sqrt{3} Z_{1S(1)} Z_{1} I_{g1} - \sqrt{3} Z_{1} E_{s1} \right| \\ m_{1_{L}B} = 0 \\ m_{1_{L}C} = \frac{2 \left| \sqrt{3} Z_{1S(1)} Z_{1} I_{g1} + \sqrt{3} Z_{1} E_{s1} \right| \\ \left| \left[ \left( j - \sqrt{3} \right) Z_{3} + \left( j 2 - \sqrt{3} \right) Z_{1S(1)} Z_{1} \right] I_{g1} - \sqrt{3} Z_{1} E_{s1} \right| \end{cases}$$

$$(18)$$

式中: $Z_1=Z_{T2(0)}+Z_{LS(0)}$ ; $Z_2=3R_{f1}+Z_1+Z_{T2(0)}Z_{LS(0)}$ ; $Z_3=Z_2+2Z_{LS(1)}Z_1$ ; $m_{1_A}$ 、 $m_{1_B}$ 和 $m_{1_C}$ 分别为主变压器高压侧出口处发生A相接地短路故障时,A、B、C相的差动电流与制动电流之比。

由式(18)可知,将星形侧电流折算至三角形侧时,由于C相差动电流计算公式中含有故障相A相电流,因此对应的m<sub>1\_c</sub>并不为0。考虑到比率差动保护采用三相"或门"逻辑,当任意相差动电流满足动作条件时,比率差动保护便会动作。因此,还需分析C相差动保护的动作情况。

主变压器低压侧出口处发生单相接地短路故障 时各相差动电流与制动电流之比如式(19)所示。

$$\begin{vmatrix}
m_{2_{A}} = 2 \frac{\left| 3 \left( E_{s2} + Z_{\text{LST}(1)} I_{g2} \right) \right| \\
m_{2_{A}} = 2 \frac{\left| 2 I_{g2} \left( 3 R_{i2} + Z_{\text{LST}(1)} + Z_{\text{T3}(0)} \right) - 2 E_{s2} \right| \\
m_{2_{A}} = 0 \\
m_{2_{A}} = 0
\end{cases}$$
(19)

式中:m<sub>2\_A</sub>、m<sub>2\_B</sub>和m<sub>2\_C</sub>分别为主变压器低压侧出口处 发生A相接地短路故障时,A、B、C相差动电流与制 动电流之比。

### 3.4 光伏电站并网容量对比率差动保护的影响

根据式(18)所得计算结果,结合前文理论分析, 可得在不同过渡电阻取值下, $m_{1,A}$ 和 $m_{1,c}$ 随光伏电站 并网容量及输出电流相位变化的规律见附录A图 A4。由图可见,当光伏电站并网容量大于200 MV·A 时, $R_{\Pi}$ =20 Ω情况下的 $m_{1,A}$ 和 $m_{1,c}$ 恒小于 $R_{\Pi}$ =5 Ω情 况下的对应数值。这意味着当过渡电阻较大时,比 率差动保护的灵敏度更低。此外,当 $R_{\Pi}$ =5 Ω时,根 据 $m_{1,A}$ 和 $m_{1,c}$ 的变化规律可以看出,比率差动保护存 在故障相保护灵敏度降低的问题,但保护拒动的风 险较小。而当*R*<sub>fl</sub>=20 Ω时,*m*<sub>1,A</sub>、*m*<sub>1,c</sub>的值均存在小 于0.8的情况,即当过渡电阻较大时,主变压器比率 差动保护存在拒动的风险。

由式(19)可知,当主变压器低压侧出口处发生 A相接地短路故障时,非故障相B相和C相的差动电 流均为0,此时比率差动保护的动作情况由A相决 定。在不同过渡电阻下,故障相A相差动电流与制 动电流之比的变化规律如图5所示。



#### 图 5 低压侧故障下差动电流与制动电流的比值变化规律

Fig.5 Law of change in ratio of differential current to braking current under low-voltage-side fault

由图5可知,此时A相差动电流与制动电流之 比的变化规律与高压侧类似,即该比值均随着光伏 电站并网容量的增加和输出电流相位的增加而减 小。但是,与高压侧单相接地短路故障相比,低压侧 故障下m<sub>2,A</sub>的最小值更小,且在较大范围内m<sub>2,A</sub>均 小于1。因此,主变压器低压侧出口处发生单相接 地短路故障时比率差动保护拒动的可能性更大。

#### 3.5 交流系统强度对比率差动保护的影响

考虑到实际工程中主变压器的容量有限,本节引入短路容量比*R*scr表征交流系统与光伏电站的相对强弱<sup>[6]</sup>,其表达式如式(20)所示。

$$R_{\rm SCR} = U_{\rm n}^2 / (Z_{\rm s} S_{\rm PV}) \tag{20}$$

式中: $U_n$ 为110 kV 侧额定电压; $S_{PV}$ 为光伏电站并网容量。当 $R_{SCR}$ <3时,交流系统为弱电网。

以光伏电站并网容量为230 MV·A为例(对应 主变压器容量取为240 MV·A),通过改变交流系统 等值阻抗分析交流系统强度对比率差动保护的影 响。同样遵循前述分析思路,以低压侧为例,可以估 算出当 $0.7 \le U_{g2(1)}^{*}/U_{N} \le 1 \pm 2 < R_{SCR} < 10$ 时,光伏侧输出 电流的相位变化范围为( $-30^{\circ}, 60^{\circ}$ )。进一步地,代 入 $R_{12}$ 及 $I_{g2}$ 即可得出 $m_{2,A}$ 的变化规律,如附录A图A5 所示。由图可以看出,当 $R_{SCR}$ 较小时, $m_{2,A}$ 的值可能 小于0.8,比率差动保护存在拒动的可能。

综上所述,当光伏电站接入的主变压器两侧出 口处发生A相接地短路故障时,主变压器比率差动 保护的动作结果主要受光伏侧和交流系统相对强弱 的影响;在单相接地短路故障下,比率差动保护抗过 渡电阻的能力较弱;另外,改变交流系统等值阻抗与 改变光伏电站并网容量有类似的影响规律。

## 4 仿真验证

本文基于MATLAB / Simulink 仿真平台搭建如 图1所示的光伏电站并网模型,以验证上述短路点 故障电流变化规律与比率差动保护适应性分析的可 靠性。仿真系统采用的各阻抗参数与前述分析计算 中所用各参数一致。

## 4.1 主变压器两侧出口处发生单相接地短路故障 时故障点接地电流的变化规律

4.1.1 主变压器高压侧出口处发生单相接地短路故障时的短路点故障电流变化规律

以主变压器高压侧出口处发生单相接地短路故障为例,通过改变光伏电站并网容量,分别验证当  $R_n$ 取50和200时短路点故障电流的变化规律,结果如附录B表B1所示。由表可以看出,随着光伏电站并网容量的增大, $I_{g1}$ 与 $I_n$ 的夹角变化较小, $I_n$ 的幅值随光伏电站并网容量的增大而略有增加。由 3.2节的分析可知,当夹角 $\alpha$ 一定时,影响主变压器比率的主要因素为 $I_{g1}$ 与 $I_{g1}$ 的相对大小。

4.1.2 主变压器低压侧出口处发生单相接地短路故障时的短路点故障电流变化规律

当主变压器低压侧出口处发生单相接地短路故障时,*I*<sub>2</sub>的变化规律见附录B表B2。由表可以看出, 主变压器低压侧故障下,由于故障序网的等值阻抗 较高压侧更大,故*I*<sub>2</sub>之大小的改变对*I*<sub>2</sub>幅值的影响更 小。通过对比表B1、B2可以发现,光伏侧同时输出 有功和无功电流时,其输出电流与短路点故障电流 的夹角均大于光伏侧仅输出有功电流的情况。除此 之外,短路点故障电流变化规律与主变压器高压侧 出口处发生单相接地短路故障时类似。表B1和表 B2所得仿真验证结果均与前述理论分析结果一致。

## 4.2 主变压器比率差动保护动作性能分析

4.2.1 情形1:主变压器高压侧出口处发生单相接地 短路故障

以*R*<sub>f1</sub>取5Ω和20Ω为例,主变压器高压侧出口 处发生单相接地短路故障时,*m*<sub>1,A</sub>、*m*<sub>1,c</sub>受并网容量 影响的变化规律分别如附录A图A6、A7所示。

由图 A6(a)可知, 当 $R_{\Pi}$ 较小时,由于 $I_{gl}$ 与 $I_{sl}$ 的 幅值差较大,光伏电站并网容量的增加对故障相比 率差动保护的影响主要为使其灵敏度逐渐降低,但 是不存在拒动的问题。另外,由图 A6(b)可见, $m_{1,c}$ 的变化规律与 $m_{1,A}$ 不同: $m_{1,c}$ 不随着光伏电站并网容 量的增加而单调变化。由于当 $R_{\Pi}$ 较小时, $m_{1,c}$ 的值 远大于 0.8,结合 A、C 两相比率差动保护的动作情况 可知,此时主变压器比率差动保护能够可靠动作。

由图 A7(a)可知,当*R*<sub>п</sub>较大时,由于*I*<sub>s1</sub>与*I*<sub>s1</sub>的 幅值差较小,随着光伏电站并网容量的增加,A相比 率差动保护的灵敏度不断降低,最终出现*m*<sub>1A</sub>小于 制动系数整定值0.8的现象。由图A7(b)可知,随着 光伏电站并网容量由95 MV·A增大至580 MV·A, m<sub>1.c</sub>先增大后减小。结合A、C两相的比率差动保护 动作情况可得,当光伏电站并网容量为580 MV·A 时,比率差动保护存在拒动的风险。此时R<sub>scr</sub>=3.95, 意味着在交流系统仍为强系统时,比率差动保护便已 存在拒动的风险。图A6、A7所示的仿真验证结果与 理论计算结果基本一致,证明了理论计算的正确性。

以光伏电站并网容量为580 MV·A为例,进一步分析在不同过渡电阻下光伏电站接入对主变压器 比率差动保护的影响。将光伏电站侧替换为传统电 源,其余参数保持不变,比较光伏电站接入和传统电 源接入下主变压器比率差动保护的动作情况。表1 为在不同过渡电阻取值下,光伏电站接入和传统电 源接入时,m<sub>1.A</sub>与m<sub>1.c</sub>的变化规律及相应的比率差动 保护动作情况。比率差动保护为相量值差动保护, 其判据计算通常在1个周期后进行,故下文表格中 的差动电流与制动电流之比均为1个周期后的数据。

## 表1 光伏接入与传统电源接入情况下主变压器差动 保护动作情况比较(情形1)

 Table 1
 Comparison of main transformer action

 between PV access and traditional power

supply access (Situation 1)

D / O	光伏接入			传统双端电源接入		
$K_{\rm f1} / \Omega$		$m_{1\_C}$	动作情况	m <sub>1_A</sub>	$m_{1_{\rm C}}$	动作情况
0	1.34	3.56	动作	3.18	2.50	动作
5	1.32	3.41	动作	2.61	2.19	动作
10	1.05	1.62	动作	2.20	1.95	动作
20	0.65	0.74	拒动	1.69	1.57	动作

对比表1中 $m_{1_A}$ 与 $m_{1_C}$ 的值可以看出,光伏电站 接入和传统电源接入2种情况下的A、C相比率差动 保护灵敏度均随着 $R_{\Pi}$ 增大而下降,即比率差动保护 的抗过渡电阻能力较弱。但光伏电站接入下的 $m_{1_A}$ 较传统电源接入情况下明显降低。当 $R_{\Pi}$ 较小时,光 伏电站接入下 $m_{1_C}$ 比传统电源接入时高,但随着 $R_{\Pi}$ 的增大, $m_{1_C}$ 的值迅速下降至0.8以下。因此,结合 A、C两相比率差动保护的动作情况,可以得出主变 压器比率差动保护存在拒动的风险。

4.2.2 情形2:主变压器低压侧出口处发生单相接 地短路故障

以 $R_{2}$ 取1  $\Omega$ 和10  $\Omega$ 为例验证 $m_{2,A}$ 的变化规律, 结果如附录A图A8所示。由图A8(a)可得,当 $R_{2}$ 较 小时,由于 $I_{g2}$ 与 $I_{s2}$ 的幅值差较大,因此光伏电站并 网容量的增加对差动电流与制动电流相对大小的影 响较弱,当并网容量大于等于375 MV·A后, $m_{2,A}$ 才 存在小于0.8 的情况。由图A8(b)可得,当 $R_{2}$ 较大 时,由于 $I_{g2}$ 与 $I_{s2}$ 的幅值差较小,此时并网容量的增 加对差动电流与制动电流的相对大小的影响较为显 著,除并网容量为95 MV·A的情况外,其他并网容量下的m<sub>2\_A</sub>均小于0.8。图A8所示的仿真验证结果与理论分析结果基本一致。

以光伏电站并网容量为480 MV·A为例,比较 光伏电站接入与传统电源接入时主变压器比率差动 保护的动作情况,结果如表2所示。此时,光伏电站 接入下的m<sub>2A</sub>不仅显著低于传统电源接入的情况, 且在不同过渡电阻取值下,主变压器比率差动保护 均出现拒动的情况。由于此时短路比R<sub>scr</sub>=4.77,因 此同样意味着在光伏电站接入的交流系统为强系统 时,主变压器比率差动保护便已经存在拒动的可能。

## 表2 光伏接入与传统电源接入的主变压器比率差动 保护动作情况比较(情形2)

Table 2Comparison of main transformer actionbetween PV access and traditional power

supply	access(Situation	2)
--------	------------------	----

$R_{ m f1}$ / $\Omega$	光伏接入		传统双端电源接入	
		动作情况	m2_A	动作情况
0	0.63	拒动	6.40	动作
1	0.61	拒动	5.03	动作
5	0.46	拒动	2.12	动作
10	0.22	拒动	1.17	动作

另外,对比主变压器高压侧出口处发生单相接 地短路故障的情况可知:由于主变压器低压侧出口 处距离光伏电站更近,光伏电站并网容量的变化 更容易影响比率差动保护的灵敏度及其动作的可 靠性。

4.2.3 情形3:交流系统强度对比率差动保护的 影响

本节以光伏电站额定容量为230 MV·A,低压侧 发生单相接地短路故障为例,仿真验证不同短路容 量比及过渡电阻下比率差动保护的动作情况,结果 如附录B表B3所示。由表可以看出,比率差动保护 的动作情况主要由光伏并网发电系统与交流系统的 相对强弱决定。当短路容量比*R*<sub>scr</sub><5时,比率差动 保护存在拒动风险。

由表2、B3可得,差动电流与制动电流之比存在 小于0.5的情况。由于比率制动系数的整定范围通 常为0.5~0.8,当*R*<sub>scr</sub>>5时,可以在不改变主变压器比 率差动保护原理的前提下,通过适当减小*k*提高比 率差动保护的灵敏度;当*R*<sub>scr</sub><5时,则需考虑增大交 流系统强度以提高短路容量比,或进一步改进差动 保护原理来提高差动保护的灵敏度和可靠性。

### 5 结论

本文基于光伏电站LVRT期间的输出特性,对 主变压器两侧出口处的单相接地短路故障进行了分 析;并计及主变压器绕组接线方式,推导了差动电流 与制动电流的比值表达式,进一步得出了光伏电站 接入对主变压器比率差动保护的影响。所得主要结 论如下:光伏电站的输出特性对主变压器比率差动 保护的动作性能造成了一定影响;对比传统双端电 源网络,主变压器比率差动保护抗过渡电阻能力更 差;同时,受光伏电站与交流系统相对强弱的影响, 主变压器比率差动保护的灵敏度变化显著,甚至存 在较高的拒动风险;在不改变主变压器比率差动保 护原理的前提下,可通过适当减小k、增大交流系统 强度以提高短路容量比等措施,进而减小对光伏电 站主变压器比率差动保护的影响。本文针对光伏电 站主变压器比率差动保护的影响。本文针对光伏电

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

#### 参考文献:

- 贾科,陈金锋,钮厚敏,等.光伏并网系统的谐振抑制策略及无源阻尼选取方法[J].电力系统自动化,2021,45(15):109-114. JIA Ke, CHEN Jinfeng, NIU Houmin, et al. Resonance suppression strategy and passive damping resistance selection method for photovoltaic grid-connected system[J]. Automation of Electric Power Systems,2021,45(15):109-114.
- [2] 刘嘉诚,刘俊,赵宏炎,等. 基于DKDE与改进mRMR特征选择 的短期光伏出力预测[J]. 电力系统自动化,2021,45(14):13-21.

LIU Jiacheng, LIU Jun, ZHAO Hongyan, et al. Short-term photovol-taic output forecasting based on diffusion kernel density estimation and improved max-relevance and min-redundancy feature Selection [J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(14):13-21.

 [3] 瞿继平,吴兴全,闫凯,等.光伏电站弱电源特性对送出线路继 电保护的影响[J].电力自动化设备,2015,35(5):146-151.
 QU Jiping, WU Xingquan, YAN Kai, et al. Influence of PV station weak power feature on relay protection of outgoing transmission line[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015,35(5):146-151.

[4] 李彦宾,贾科,毕天妹,等. 电流差动保护在逆变型新能源场站 送出线路中的适应性分析[J]. 电力系统自动化,2017,41(12): 100-105.

LI Yanbin, JIA Ke, BI Tianshu, et al. Adaptability analysis of current differential protection of outgoing transmission line emanating inverter-interfaced renewable energy power plants [J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41 (12) : 100-105.

[5] 王秀莲,胡广,毕大强.光伏低电压穿越期间无功补偿对差动 保护灵敏度的影响分析[J].电力系统保护与控制,2016,44 (4):51-56.

WANG Xiulian, HU Guang, BI Daqiang. Impact analysis of reactive power compensation on sensitivity of differential protection during the low voltage ride-through of photovoltaic systems[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(4): 51-56.

 [6]郑涛,王铭灏,于吉,等.相邻变压器空载合闸对光伏输出电流二次谐波分量影响的研究[J].电网技术,2021,45(2): 570-578.

ZHENG Tao, WANG Minghao, YU Ji, et al. Research on the impact of no-load closing of adjacent transformer on the se-

cond harmonic current components of photovoltaic power[J]. Power System Technology,2021,45(2):570-578.

[7]黄涛,王胜利,谢华,等.光伏逆变器短路电流3次谐波及其对保护的影响分析[J].电力自动化设备,2020,40(5):99-105.
 HUANG Tao, WANG Shengli, XIE Hua, et al. Analysis of third harmonic current of photovoltaic inverter and its influence on protection [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020,40(5):99-105.

224

- [8] 王冰冰. 并网光伏电站 LVRT 特性对升压变压器继电保护的 影响[J]. 电工电气,2019(8):11-16.
   WANG Bingbing. Influence of grid-connected photovoltaic station with low voltage ride-through capability on step-up transformer relay protection[J]. Electrotechnics Electric,2019(8): 11-16.
- [9] 耿华,刘淳,张兴,等.新能源并网发电系统的低电压穿越 [M].北京:机械工业出版社,2014:104-110.
- [10] 景柳铭,王一博,赵通,等.考虑光伏低电压穿越特性的交流微 电网保护方法[J].电力自动化设备,2022,42(5):54-60.
   JING Liuming, WANG Yibo, ZHAO Tong, et al. AC microgrid protection method considering photovoltaic low voltage ride through characteristics [J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(5):54-60.
- [11] ALEPUZ S, BUSQUETS-MONGE S, BORDONAU J, et al. Control strategies based on symmetrical components for gridconnected converters under voltage dips [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(6):2162-2173.
- [12] 梁营玉,卢正杰. 增强序分量选相元件适应性的光伏并网逆变 器序阻抗角重构方案[J]. 电力自动化设备,2022,42(1): 133-139.
   LIANG Yingyu, LU Zhengjie. Sequence impedance angle reconstruction scheme of photovoltaic grid-connected inverter to anhance adaptibility of phase selecter based on accurate

enhance adaptability of phase selector based on sequence component[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42 (1):133-139.

[13] 孔祥平,张哲,尹项根,等. 含逆变型分布式电源的电网故障电

流特性与故障分析方法研究[J]. 中国电机工程学报,2013.33 (34):65-74,13.

KONG Xiangping, ZHANG Zhe, YIN Xianggen, et al. Study on fault current characteristics and fault analysis method of power grid with inverter interfaced distributed generation [J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(34):65-74, 13.

- [14] 宋国兵,常仲学,王晨清,等.大规模风电接入系统的继电保护 [M].北京:科学出版社,2020:50-61.
- [15] 贾科,汪执雅,戴明,等.分布式光伏接入对110kV主变中性 点电压的影响分析[J].电力自动化设备,2018,38(11):181-186.
  JIA Ke,WANG Zhiya,DAI Ming,et al. Influence of distributed PV integration on neutral point voltage of 110kV main transformer[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(11): 181-186.
- [16] 潘国清,曾德辉,王钢,等. 含 PQ 控制逆变型分布式电源的配电网故障分析方法[J]. 中国电机工程学报,2014,34(4): 555-561.
   PAN Guoqing,ZENG Dehui,WANG Gang, et al. Fault analy-

sis on distribution network with inverter interfaced distributed generations based on PQ control strategy [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(4):555-561.

- [17] 贺家李,李永丽,董新洲,等.电力系统继电保护原理[M].5 版.北京:中国电力出版社,2018:250-278.
- [18] 国家能源局.大型发电机变压器继电保护整定计算导则: DL/T 684-2012[S].北京:中国电力出版社,2012.

#### 作者简介:

陈晓龙(1985—),男,副教授,博士,主要研究方向为电 力系统故障分析、保护与控制(E-mail:xiaolong.chen@tju.edu. cn);

朱雨葭(1998—),女,硕士研究生,主要研究方向为光储 联合发电系统接入变压器的故障分析及保护原理(E-mail: jamie\_215yjz@tju.edu.cn)。

(编辑 任思思)

## Adaptability analysis of photovoltaic power station main transformer ratio differential protection to single-phase grounding short circuit fault

CHEN Xiaolong<sup>1</sup>, ZHU Yujia<sup>1</sup>, ZHANG Hao<sup>2</sup>, WANG Congbo<sup>2</sup>, XUE Zhiying<sup>2</sup>

(1. Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. China Electric Power Research Institute Co., Ltd., Beijing 100192, China)

Abstract: Combined with inverter control strategy and the latest requirements of China for low voltage ride through of photovoltaic grid-connected inverters, the variation rule of fault current at short circuit point when the single-phase grounding short circuit fault occurs inside the main transformer is analyzed. On this basis, considering the influence of winding connection mode of the main transformer and principle of ratio differential protection with ratio braking characteristics, the variation rule of differential current and braking current is studied. Further, by calculating the ratio of differential current to braking current, the adaptability of the ratio differential protection in this fault case is quantitatively analyzed from the aspects of transition resistance and grid-connected capacity of photovoltaic power station and so on. The theoretical analysis and simulative verification results show that due to the influence of the control strategy, when the single-phase grounding short circuit fault occurs at both sides of the main transformer, the ratio differential protection sensitivity is significantly reduced, and there is a risk of rejecting tripping.

Key words: photovoltaic power station; fault characteristic analysis; low voltage ride through; transformer ratio differential protection; relay protection; single-phase grounding short circuit fault

附录A

$$i_q^* = \begin{cases} 0 & 0.9 < U_g^+ / U_N < 1 \\ K_1 (0.9 - U_g^+ / U_N) I_N & 0.74 \le U_g^+ / U_N \le 0.9 \\ 0.4 I_N & U_g^+ / U_N < 0.74 \end{cases}$$
(A1)

式中: $U_{g}^{+}$ 为逆变器并网点正序电压幅值; $U_{N}$ 为并网点额定电压值; $I_{N}$ 为逆变器并网点额定电流值,根据标准要求 $K_{1}$ 取值范围为1.5~2.5,本文将其取为2.5。

$$i_{d}^{*} = \begin{cases} I_{\rm N} & 0.77 < U_{g}^{+} / U_{\rm N} < 1\\ \sqrt{(1.05I_{\rm N})^{2} - (i_{q}^{*})^{2}} & U_{g}^{+} / U_{\rm N} \leqslant 0.77 \end{cases}$$
(A2)

$$\begin{cases} R_{\Sigma}^{'} = 3R_{\rm f1} + R_{\rm LS(1)} + \frac{R_{\rm LS(0)} X_{\rm T2(0)}^{2}}{R_{\rm LS(0)}^{2} + (X_{\rm LS(0)} + X_{\rm T2(0)})^{2}} \\ X_{\Sigma}^{'} = X_{\rm LS(1)} + \frac{X_{\rm T2(0)} [X_{\rm LS(0)} (X_{\rm LS(0)} + X_{\rm T2(0)}) + R_{\rm LS(0)}^{2}]}{R_{\rm LS(0)}^{2} + (X_{\rm LS(0)} + X_{\rm T2(0)})^{2}} \\ R_{\Sigma} = R_{\Sigma}^{'} + R_{\rm LS(1)} \\ X_{\Sigma} = X_{\Sigma}^{'} + X_{\rm LS(1)} \\ \alpha = R_{\Sigma}^{'} R_{\rm LS(1)} - X_{\rm T} X_{\Sigma} - X_{\Sigma}^{'} X_{\rm LS(1)} \\ \beta = X_{\rm T} R_{\Sigma} + R_{\Sigma}^{'} X_{\rm LS(1)} + X_{\Sigma} R_{\rm LS(1)} \\ a_{1} = U_{\rm g1}^{4} R_{\Sigma} - I_{\rm g1} (\alpha \cos \varphi_{\rm iu1} + \beta \sin \varphi_{\rm iu1}) \\ b_{1} = U_{\rm g1}^{4} X_{\Sigma} + I_{\rm g1} (\alpha \sin \varphi_{\rm iu1} - \beta \cos \varphi_{\rm iu1}) \end{cases}$$
(A3)

$$\begin{cases} X_{1} = X_{T3(0)} \\ R_{1} = 3R_{f2} + R_{T3(0)} \\ \alpha' = -X_{T3(0)} \left( X_{T1(1)} + X_{LST(1)} \right) + 3R_{f2}R_{LS(1)} - 2X_{LST(1)}X_{T1(1)} \\ \beta' = \left( 3R_{f2} + R_{T3(0)} \right) \left( X_{T1(1)} + X_{LST(1)} \right) + R_{LS(1)} \left( 2X_{T1(1)} + X_{T3(0)} \right) \\ c_{1} = \left( 3R_{f2} + R_{T3(0)} + 2R_{LS(1)} \right) U_{g2}^{+} - \left( \alpha' \cos \varphi_{u2} + \beta' \sin \varphi_{u2} \right) I_{g2} \\ d_{1} = \left( X_{T3(0)} + 2X_{LST(1)} \right) U_{g2}^{+} - \left( \beta' \cos \varphi_{u2} - \alpha' \sin \varphi_{u2} \right) I_{g2} \end{cases}$$
(A4)

$$\begin{cases} I_{op_{A}} = \left| I_{a}^{\triangle} + n_{T} \left( I_{A}^{Y} - I_{B}^{Y} \right) / \sqrt{3} \right| \\ I_{op_{B}} = \left| I_{b}^{\triangle} + n_{T} \left( I_{B}^{Y} - I_{C}^{Y} \right) / \sqrt{3} \right| \\ I_{op_{C}C} = \left| I_{c}^{\triangle} + n_{T} \left( I_{C}^{Y} - I_{A}^{Y} \right) / \sqrt{3} \right| \end{cases}$$
(A5)

$$\begin{cases} I_{\text{res}_A} = 1/2 \left| \boldsymbol{I}_{a}^{\triangle} - n_{\text{T}} \left( \boldsymbol{I}_{A}^{\text{Y}} - \boldsymbol{I}_{B}^{\text{Y}} \right) / \sqrt{3} \right| \\ I_{\text{res}_B} = 1/2 \left| \boldsymbol{I}_{b}^{\triangle} - n_{\text{T}} \left( \boldsymbol{I}_{B}^{\text{Y}} - \boldsymbol{I}_{C}^{\text{Y}} \right) / \sqrt{3} \right| \\ I_{\text{res}_C} = 1/2 \left| \boldsymbol{I}_{c}^{\triangle} - n_{\text{T}} \left( \boldsymbol{I}_{C}^{\text{Y}} - \boldsymbol{I}_{A}^{\text{Y}} \right) / \sqrt{3} \right| \end{cases}$$
(A6)



图 A1 高压侧短路点故障电流幅值和相位的变化规律

Fig.A1 Law of amplitude and phase angle of ground current at fault point on high-voltage side





Fig.A2 Law of amplitude and phase angle of ground current at fault point on low-voltage side





Fig.A3 Operating characteristic curve of ratio protection of transformer





Fig.A4 Law of the change in ratio of differential current to braking current under high-voltage-side faults







Fig.A6 Differential protection action under faults on high-voltage side ( $R_{\rm fl}$ =5 $\Omega$ )





Fig.A7 Differential protection action under faults on high-voltage side ( $R_{\rm fl}=20\Omega$ )



Fig.A8 Differential protection action under faults on low-voltage side

## 附录 B

$R_{ m fl}/\Omega$	$U_{ m gl}^{\scriptscriptstyle +}/U_{ m N}  ot\! arphi_{ m ul}$	并网容量 /MVA	$m{I}_{ m fl}$ /kA	α/ (° )
	0.78∠3.04°	95	8.16∠-45.15°	31.60
	0.79∠5.61 °	180	8.85∠-40.28 °	30.29
0.81∠6.88 °         270         9.15           5         0.82 (14.77 °         275         0.25	9.15∠-35.80°	31.31		
5	0.82∠14.77 °	375	9.35∠-34.18°	33.47
	0.83∠18.52°	480	9.42∠-29.68 °	33.92
	0.83∠23.73°	580	10.13∠-20.50°	34.64
	0.93∠0.74°	95	3.78∠-13.03°	13.73
	$0.95 \angle 4.40^{\circ}$	180	3.96∠-10.68°	15.07
20	0.97∠10.59°	270	4.02∠-6.71 °	17.29
20	0.97∠12.93°	375	4.07∠2.39°	15.34
	0.97∠18.25°	480	4.09∠4.18°	14.04
	0.98∠24.93°	580	4.12∠9.34°	15.58

表 B1 高压侧故障下的短路点故障电流变化规律 Table B1 Variation law of fault current under faults on the high-voltage side

#### 表 B2 低压侧故障下的短路点故障电流变化规律

Table B2 Variation law of fault current under faults on the low-voltage side

$R_{ m f2}/\Omega$		并网容量	T (1-A	0/(°)
	$U_{g2}^+/U_N \ge \varphi_{u2}$	/MVA	<i>I</i> <sub>f2</sub> /KA	β/()
	$0.85 \angle 10.04 ^{\circ}$	95	6.12∠-63.62°	60.41
	0.86∠17.21 °	180	6.65∠-56.85°	68.55
1	0.86∠23.15°	270	6.80∠-50.95°	68.62
I	0.87∠27.40°	375	6.90∠-46.24°	69.58
	0.88∠30.48°	480	6.81∠-39.38°	67.13
	0.88∠36.14°	580	6.73∠-32.64°	66.07
10	0.94∠-3.54°	95	2.56∠-14.82°	18.34
	$0.95 \angle 10.04 ^{\circ}$	180	2.64∠-9.02°	18.13
	0.96∠14.08°	270	2.67∠-3.25 °	17.30
	0.98∠18.16°	375	2.52∠2.55 °	15.57
	0.99∠23.93°	480	2.61∠8.48°	15.54
	0.99∠29.37 °	580	2.58∠14.38°	14.96

表 B3 不同短路容量比及过渡电阻下下主变压器比率差动保护动作情况(情形 3)

Table B3 Comparison of different  $R_{SCR}$  and different  $R_{f2}$  for main transformer action (Situation 3)

$R_{ m SCR}$	$R_{\rm f2}/\Omega$	<i>m</i> 2_A	动作情况
	5	0.77	拒动
2	10	0.48	拒动
5	5	0.95	动作
	10	0.61	拒动
10	5	1.06	动作
10	10	0.84	动作