

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240572

风光火储打捆接入柔直交流侧送出线路故障特征分析

张圣¹, 杨炳元¹, 宫子媛², 包红风¹

(1. 内蒙古工业大学电力学院, 内蒙古 呼和浩特 010051; 2. 内蒙古电力经济技术研究院, 内蒙古 呼和浩特 010090)

摘要: 风光火储打捆外送采用交流汇集、高压柔性直流输电、交流接入电网的方式。其中, 交流送出线路发生短路故障将产生新的故障特征。首先, 结合风光火储侧和柔直侧的故障穿越控制策略分析了故障电流特征。当电压跌落至 0.2~0.9 p.u. 范围内时, 通过理论推导, 明确了交流送出线路两侧故障电流相角受电压跌落程度和限幅环节上限控制的机理。结合相量分析, 揭示了风光火储侧故障电流相角小于 75°, 柔直侧小于 45° 的规律。借助于故障序网分析了接地故障和相间故障下的故障电流幅值特征。其次, 从短路比视角出发并利用戴维南等值法, 探究了火电接入增大系统短路容量导致故障电流相角减小的原因。此外, 分析了风光储故障电流幅值随输入功率成正比例变化的特征。最后, 通过 RTDS 仿真平台建模验证了理论分析的正确性。

关键词: 风光火储; 柔性直流输电; 跟网型; 交流故障; 故障特征分析

Fault characteristic analysis on the AC side of an MMC-HVDC transmission system connected to a wind-PV-thermal-energy storage system

ZHANG Sheng¹, YANG Bingyuan¹, GONG Ziyuan², BAO Hongfeng¹

(1. School of Electric Power, Inner Mongolia University of Technology, Hohhot 010051, China;

2. Inner Mongolia Electric Power Economic Research Institute, Hohhot 010090, China)

Abstract: A wind-PV-thermal-energy storage system (WPTESS) is bundled and transmitted using AC collection, MMC-HVDC transmission, and AC grid connection. Among them, short-circuit faults at the AC sending line will generate new fault characteristics. Firstly, the fault current characteristics are analyzed by combining the fault ride-through control strategies of the WPTESS and MMC-HVDC. When the voltage drops to a range between 0.2 p.u. and 0.9 p.u., the mechanism by which the fault current phase angle on both sides of the AC sending line is affected by the degree of voltage drop and the upper limit control of the amplitude limiting link is clarified through theoretical derivation. Using phasor analysis, it is revealed that the fault current phase angle on the WPTESS side is less than 75°, and on the MMC-HVDC side is less than 45°. The fault current amplitude characteristics under grounding faults and phase-to-phase faults are analyzed using fault sequence network. Secondly, considering the short-circuit ratio and using Thevenin's equivalent method, the reasons for the reduction of fault current phase angle due to the increase in system short-circuit capacity caused by thermal power integration are explored. In addition, the characteristics of the fault current amplitude of a wind-PV-energy storage system varying proportionally with input power are analyzed. Finally, the correctness of the theoretical analysis is verified through RTDS simulation.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52367022).

Key words: wind-PV-thermal-storage system; MMC-HVDC; grid-following; AC fault; fault characteristics analysis

0 引言

随着新能源装机比例的提高, 其发电具有的波动性、间歇性等特性会给电力系统带来许多挑战^[1-2]。

火电作为传统电源, 可以较好地平滑风光出力的波动, 再配以蓄电池储能系统进行风光出力的消纳^[3-5], 从而实现削峰填谷, 平滑波动, 进一步降低弃风弃光率, 满足定功率外送计划的要求^[6]。基于模块化多电平换流器(multilevel modular converter, MMC)的柔性直流输电技术发展日益成熟, 其具有高度可控性、有功和无功功率可解耦控制、不存在换相失

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52367022); 内蒙古自治区自然科学基金项目资助(2023LHMS05049)

败^[7-9]等特点, 逆变型电源与传统电源的多能组合经柔直外送已成为未来电力系统建设的大方向, 故亟需研究风光火储打捆经柔直送出系统的故障特征^[10]。

目前, 针对逆变型电源送出线路故障特征的相关研究有许多较为成熟的理论成果: 文献[11]研究了双馈风机和直驱风机的混合型风场故障特性, 并对短路电流进行了解析。文献[12-13]给出了风电和柔直换流器的短路电流解析式, 柔直侧采取电压-频率控制, 得出了交流线路故障时柔直侧短路电流幅值将大于风场侧的结论, 然而柔直侧采取定有功无功控制时与其呈现低压限流的电压源特征有所不同。对于新能源与火电机组打捆的工况下, 结论适用性仍需进一步研究。文献[14]将逆变型电源视为非线性电流源, 给出了其全时域短路电流表达式的计算方法, 通过对比同步发电机的等效模型来体现逆变型电源故障特性的不同, 但并未对表达式的幅值和相角特征进行具体分析。文献[15]对逆变型电源的故障电流进行了分时段的解析计算, 但其对解析式体现故障特征的描述尚待进一步研究。文献[16]研究了逆变型电源的故障特性以及影响因素, 但其中对故障电流相角的研究给出的是粗略的范围, 缺少对变化过程的定量刻画。文献[17]根据单机逆变型电源低电压穿越控制策略, 研究了其故障稳态特性, 给出了故障电流的幅值、相位与电压的关系曲线, 但并未进行数值上的过程推导, 因此需要定量进行

数学分析。在短路容量研究方面, 文献[18-19]针对逆变型电源非单一并网点的双馈入分布式系统, 进行了短路容量及短路比的计算和研究, 对于新能源打捆火电外送的单并网点送出工况需进一步探究结论的适用性。目前关于逆变型电源与火电打捆的研究普遍集中于调度配置优化、控制策略切换^[20]、出力占比和开机比例的研究^[21], 缺乏针对电源侧同时具有新能源特性和传统同步发电机特性的故障特征研究。

故本文针对逆变型电源和火电打捆经交流线路接入柔直系统的工况, 首先结合逆变型电源和柔直换流器故障穿越控制策略, 分析了逆变型电源相角受控的具体机理并给出变化范围以及影响因素, 进而探究交流送出线路两侧电流相位差的变化规律。结合故障序网, 研究了两种典型不对称故障情况下故障电流的幅值和相角特征, 最后分析了与火电打捆后系统短路容量改变对故障特征的影响, 以及逆变型电源有功出力对故障电流的影响, 并在 RTDS 中搭建仿真模型, 仿真结果验证了本文理论分析的正确性。

1 系统拓扑及控制策略

1.1 系统拓扑及并网控制

图 1 为风光火储联合经柔直外送的系统结构图, 本文所研究的新能源变流器以及柔直换流器均采用通过锁相环与电网同步的跟网型控制。

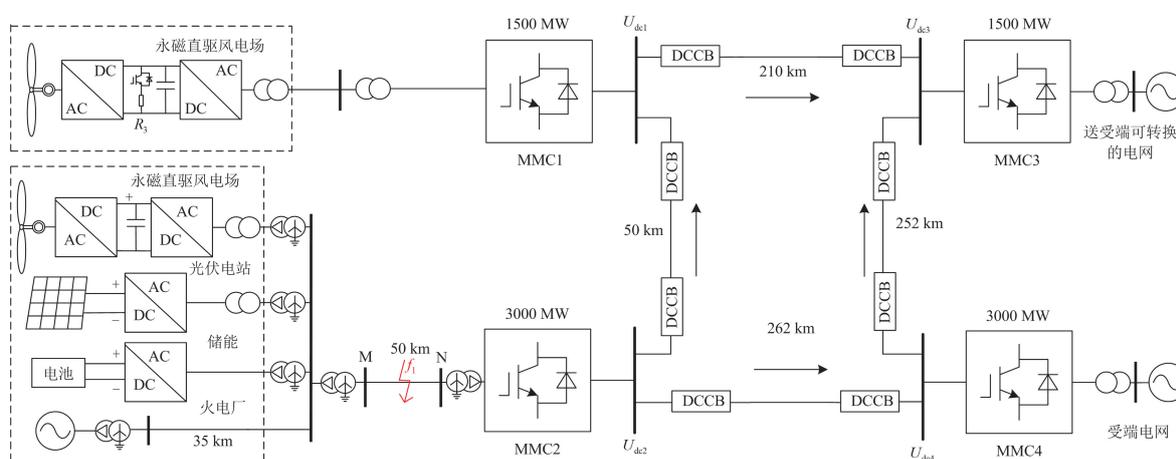


图 1 风光火储联合经柔直外送系统结构拓扑

Fig. 1 Topology of MMC-HVDC transmission combined with wind-PV-thermal-energy storage system

当前逆变型电源可以分为全功率和部分功率逆变电源, 永磁直驱风机、光伏、蓄电池储能均属于前者, 经过两电平或多电平换流器并网, 尽管其发电方式不同, 但经换流器并网的结构特点是一致的, 因此其故障特性与换流器的控制策略有紧密联系。柔直换流器在故障时存在电流环的响应过程, 且其

控制系统参数也会影响自身故障特征, 与全功率逆变型电源相似, 其本质上也是一种全功率逆变型换流器, 图 2 和图 3 分别为逆变器并网示意图和逆变器控制系统示意图。

全功率逆变型电源网侧变流器通常以电网电压定向矢量控制为并网控制, 其输出功率采用矢量解

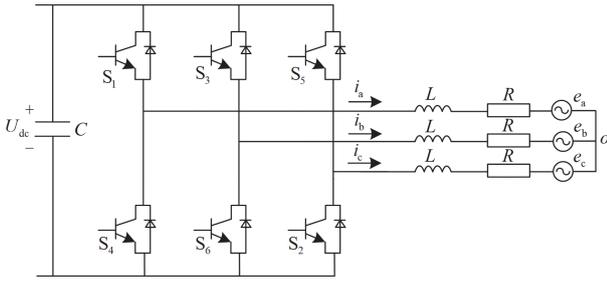


图2 逆变器并网示意图

Fig. 2 Schematic diagram of inverters grid connected

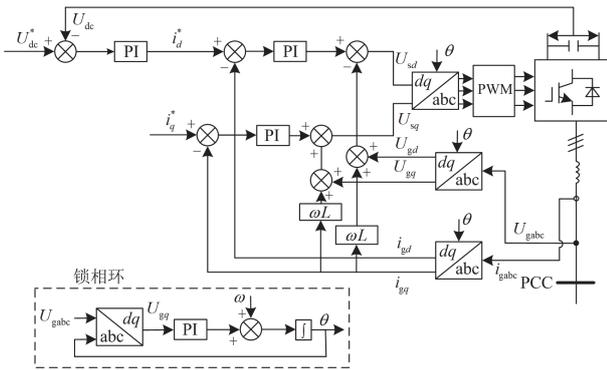


图3 逆变器控制系统示意图

Fig. 3 Schematic diagram of inverter control system

耦控制方法，将电网正序电压定向于 d 轴，则逆变型电源输出功率方程如式(1)所示。

$$\begin{cases} P = u_{gd}i_{gd} + u_{gq}i_{gq} = u_g i_{gd} \\ Q = u_{gq}i_{gd} - u_{gd}i_{gq} = -u_g i_{gq} \end{cases} \quad (1)$$

式中： P 、 Q 分别为逆变电源输出的有功和无功功率； u_{gd} 、 u_{gq} 分别为并网点 d 、 q 轴电压分量； i_{gd} 和 i_{gq} 分别为 d 、 q 轴电流分量； u_g 为并网点正序电压。

在无故障的正常稳态运行情况下，逆变型电源采用内外环控制的双环控制策略运行，以永磁风机为例，其控制方程可表示为

$$\begin{cases} u_{sd} = (k_{p1} + k_{i1}/s)(i_d^* - i_{gd}) + Ri_d - \omega Li_q + u_{gd} \\ u_{sq} = (k_{p1} + k_{i1}/s)(i_q^* - i_{gq}) + Ri_q + \omega Li_d + u_{gq} \\ i_d^* = (k_p + k_i/s)(u_{dc}^* - u_{dc}) \\ i_q^* = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中： k_p 和 k_i 、 k_{p1} 和 k_{i1} 分别为外环、内环控制器的比例、积分调节参数； u_{dc} 为直流母线电压； u_{sd} 和 u_{sq} 分别为电源端口的 d 、 q 轴电压分量；上标“*”为控制器指令值； ω 为基频角频率； R 和 L 分别为逆变器端口到并网点间的等效电阻和电感。

火电机组作为电力系统基础电源，其本质是同

步发电机，本文采用改造后的灵活性火电机组，该火电机组具备深度调峰能力，在规划设计中采取深度调峰配合风光储进行容量配置，图4为火电机组并网工作原理示意图。

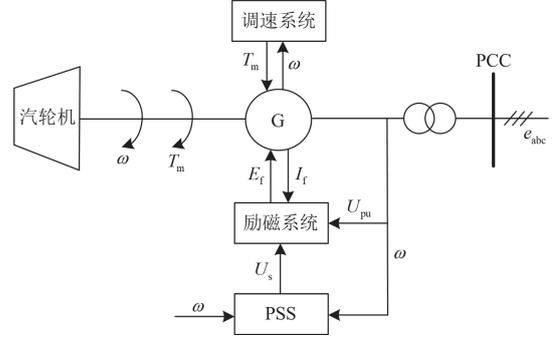


图4 火电机组并网工作原理示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the working principle of grid connected thermal power units

火电机组控制系统包括调速系统、励磁系统和电力系统稳定器(power system stabilizer, PSS)。调速系统获得机械转矩 T_m 从而维持发电机转速稳定，励磁系统通过控制励磁电流 I_f 来调节励磁电压 E_f ，PSS 接受发电机转速信号输入，根据偏差调整自身输出信号来控制励磁系统，进而抑制低频振荡，保证系统的暂态稳定性。

1.2 故障穿越控制策略

当风光火储打捆外送交流送出线故障时，柔直侧短路电流由柔直换流站提供，风光火储侧短路电流由逆变型电源换流器和火电机组共同提供。换流器检测电压跌落存在延时，从稳态下的控制策略切换为故障穿越控制策略大约需要 $5 \text{ ms}^{[22]}$ ，不同换流器之间的响应过程由于自身元件、控制器参数等的不同，存在略微差别，因此本文在分析故障特性时不计因响应特性导致的差异，故障特征直接由故障穿越控制策略的投入而决定，且认为换流器输出 d 、 q 轴电流无差跟踪参考值。

对于柔直侧，故障后交流侧电压发生迅速跌落，柔直换流站因其无功调节容量大于逆变型电源，其无功调节的能力应当被充分利用，在故障期间发出更多的无功功率。因此柔直侧故障穿越的控制方案为：当检测到交流侧电压跌落至 0.9 p.u. 以下后，柔直换流站切换为定电流控制模式，进行无功补偿以支撑交流侧电压，此时相当于运行在 STATCOM 模式，并通过限幅环节限制电流幅值。当柔直换流站采取定电流控制策略时，其输出的 d 、 q 轴电流参考值 i_{dmmc}^* 和 i_{qmmc}^* 如式(3)所示。

$$\begin{cases} i_{qmmc}^* = 1.5(0.9 - U_{AC})I_N \\ |i_{dmmc}^*| = \sqrt{I_{\max}^2 - i_{qmmc}^{*2}} \\ |i_{dmmc}^*| \leq I_{d\max} \\ i_{qmmc}^* \leq I_{q\max} \end{cases} \quad (0.2 \leq U_{AC} < 0.9) \quad (3)$$

式中: U_{AC} 为交流侧电压标幺值; I_{\max} 为柔直换流器限幅环节上限, 本文取 1.5 p.u.; $I_{d\max}$ 、 $I_{q\max}$ 分别为柔直换流器 d 轴、 q 轴电流的限幅值; I_N 为换流站输出额定电流。

在交流线路发生短路故障后, 风光火储侧的新能源需要具备低电压穿越的能力, 依据风光储各自接入电力系统的技术规定^[23-25], 图 5 为风光储各自的低电压穿越能力要求。

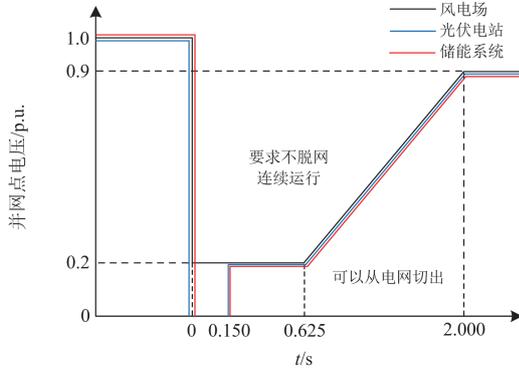


图 5 逆变型电源低电压穿越能力要求

Fig. 5 Standard of low voltage ride-through capability of inverter-interfaced sources

在电压跌落到一定程度后, 逆变型电源需要向电网注入动态无功电流以满足电网系统无功支撑要求, 如式(4)所示。

$$\begin{cases} I_w = K_1(0.9 - U_t)I_{N1} \\ I_{pv} = K_2(0.9 - U_t)I_{N2} \\ I_{bess} = K_3(0.9 - U_t)I_{N3} \end{cases} \quad (0.2 \leq U_t < 0.9) \quad (4)$$

式中: I_w 、 I_{pv} 、 I_{bess} 分别为风、光、储各自向电网注入的无功电流; K_1 、 K_2 、 K_3 分别为风、光、储各自动态无功电流的比例系数; U_t 为场站并网节点电压标幺值; I_{N1} 、 I_{N2} 、 I_{N3} 分别为风、光、储各自输出的额定电流。

进入故障穿越阶段后, 逆变型电源换流器内环给定 d 、 q 轴电流参考值 i_d^* 、 i_q^* , 并采取限幅策略, q 轴电流参考值与式(4)相同, 其 d 轴参考值以及限幅策略表示为

$$\begin{cases} |i_d^*| = \sqrt{i_{\max}^2 - i_q^{*2}} \\ |i_d^*| \leq i_{d\max} \\ i_q^* \leq i_{q\max} \end{cases} \quad (5)$$

式中: i_{\max} 为逆变型电源限幅环节限幅上限, 本文取 1.1 p.u.; $i_{d\max}$ 和 $i_{q\max}$ 分别为逆变型电源 d 、 q 轴电流的限幅值。

在不对称故障情况下, 逆变型电源换流器还将采取抑制负序电流的控制策略, 将 d 、 q 轴电流的负序分量输入参考值置于 0, 故逆变型电源 d 、 q 轴电流参考值仅存在正序分量。由于当线路双端电力电子器件均采用抑制负序电流控制策略时, 在交流侧可能会发生过电压现象或给系统带来不利影响^[13,26-27], 故柔直侧不采取抑制负序电流控制。

当线路发生短路故障时电压瞬间跌落, 产生无功功率的缺口导致同步发电机机端电压降低, 因此火电机组将通过强励作用调节励磁电压来增大励磁电流, 进而改变发电机内电势, 以此来保持发电机机端电压恒定, 如图 6 所示。发电机此时运行于过励状态, 输出无功功率阻止电压进一步跌落。

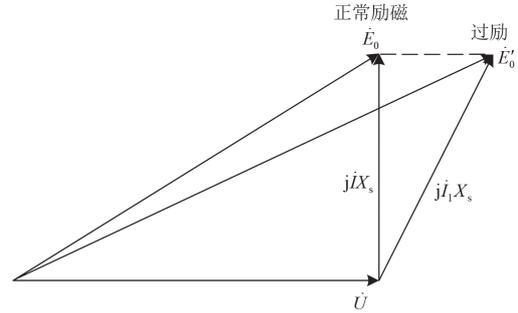


图 6 励磁调节原理图

Fig. 6 Principle diagram of excitation regulation

2 故障特征分析

2.1 故障电流分析

由前文对故障期间柔直侧故障穿越控制分析可知, 故障后的 MMC 可以等效为一个受控于电压的电流源, 当运行在限幅模式时, 其输出的三相短路电流 I_{mmca} 、 I_{mmcb} 、 I_{mmcc} 为

$$\begin{cases} I_{mmca} = I_{\max} \cos(\omega t + \beta_{mmc}) \\ I_{mmcb} = I_{\max} \cos(\omega t + \beta_{mmc} - 2\pi/3) \\ I_{mmcc} = I_{\max} \cos(\omega t + \beta_{mmc} + 2\pi/3) \end{cases} \quad (6)$$

$$\beta_{mmc} = \theta_{mmc0} + \varphi_{mmc} \quad (7)$$

式中: θ_{mmc0} 为故障初相角; $\varphi_{mmc} = \arctan(i_{qmmc}^* / i_{dmmc}^*)$ 。

对于直驱风机、光伏电站和蓄电池储能三类逆

变型电源, 不计响应特性导致的微小差异, 且由于其采取相同控制策略, 故对风光储三类换流器等效总称为逆变型电源。在故障后, 逆变型电源提供的故障电流 I_R 可以表示为

$$I_R = i_d^* \cos(\omega t + \theta_{R0} + \alpha_\phi) - i_q^* \sin(\omega t + \theta_{R0} + \alpha_\phi) \quad (8)$$

对式(8)通过辅助角公式进行变换, 可得

$$\begin{cases} I_R = I \cos(\omega t + \beta_R + \alpha_\phi) \\ \beta_R = \theta_{R0} + \varphi_R \end{cases} \quad (9)$$

式中: α_ϕ 为相别角, 分别取 0 、 $-2\pi/3$ 、 $2\pi/3$;

$\varphi_R = \arctan(i_q^*/i_d^*)$; θ_{R0} 为逆变型电源故障初相角。

由式(9)可知, 输出的短路电流相角将会受到 d 、 q 轴电流参考值的控制。

$$\tan(\varphi_R) = \frac{i_q^*}{i_d^*} \quad (10)$$

对式(10)进行数学分析可知, 当 $-i_d^* = i_q^* = \lambda$ 时, 此时 $(i_q^*/i_d^*) = -1$, 则 $\varphi_R = \arctan(i_q^*/i_d^*) = -45^\circ$, 此时并网点电压 U_{U1} (以直驱风机为例)为

$$U_{U1} = 0.9 - \frac{\lambda}{K_I I_{N1}} \quad (11)$$

当并网点电压跌落程度处于 $(0.9, U_{U1}]$ p.u. 时, 必有 $i_q^* \leq \lambda$ 和 $-i_d^* \geq \lambda$, 此时 $(i_q^*/i_d^*) \geq -1$, 由于反正切函数在定义域内单调递增, 因此随着电压跌落程度从 0.9 p.u. 逐渐加深, 逆变型电源相角大小的变化范围为 $(0, 45^\circ]$ 。当电压跌落程度处于 $(U_{U1}, 0.2]$ p.u. 时, 取极限情况, 此时有 $\varphi_{Rmax} = \arctan(i_{qmax}^*/i_{dmax}^*)$, 故变化范围大小的上限由 45° 变为 $-\varphi_{Rmax}$ 。

由图 6 可知, 同步发电机运行在过励状态下时, $\cos \varphi < 1$, 且励磁电流越大, 端口电压与电流的夹角 φ 越大, 发出的无功功率就越多, 呈正比关系。 φ 的典型变化范围为 $[60^\circ, 85^\circ]$, 本文取 75° 为例分析。由于逆变型电源短路电流和同步机短路电流的初相位差可以是 $[0, 90^\circ]$ 内任意情况, 限于篇幅, 下面针对电压跌落程度的两种情况, 以及每一种情况下初相位差的两种极限情况对电源侧电流相角变化展开分析。

当电压跌落程度在 $(0.9, U_{U1}]$ p.u. 时, 图 7 给出了两种情形相量关系示意图(图中相量长度不代表幅值实际大小, 仅供分析示意, 下同)。图 7 中 i_s 为逆变型电源故障电流和同步发电机故障电流的相量叠加, 下标 “G” 表示火电机组。在情形 1 下, 假设逆变型电源短路电流和同步发电机短路电流的初相位同向且为 0° , 随后由于风光火储各自控制策略投入, 相角发生变化, 通过相量叠加后, 由图 7 可知其大小变化最大为 60° ; 在情形 2 下, 两者初相

位差为 90° 时, 以逆变型电源故障电流初相角为参考相量, 此时电源侧故障电流相角变化大小的范围仍然约为 $[0, 60^\circ]$ 。

当电压跌落程度在 $(U_{U1}, 0.2]$ p.u. 时, 故障电流相角变化如图 8 所示。取跌落程度的极限情况 0.2 p.u., i_{max} 为 1.1 p.u., 由式(10)可知此时 φ_R 约为 -73° , 相角大小变化的上限为 74° , 且无论风光储和火电出力比例如何变化, 通过相量分析均可知存在固定角度关系导致角度变化的上限不变。

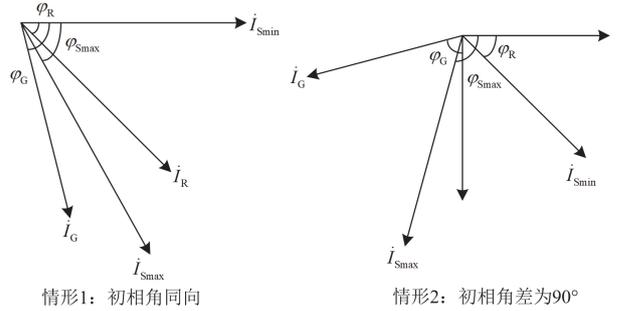


图 7 电压跌落程度在 $(0.9, U_{U1}]$ p.u. 内故障电流相角变化示意图
Fig. 7 Schematic diagram of phase angle variation of fault current with voltage drop degree between $(0.9, U_{U1}]$ p.u.

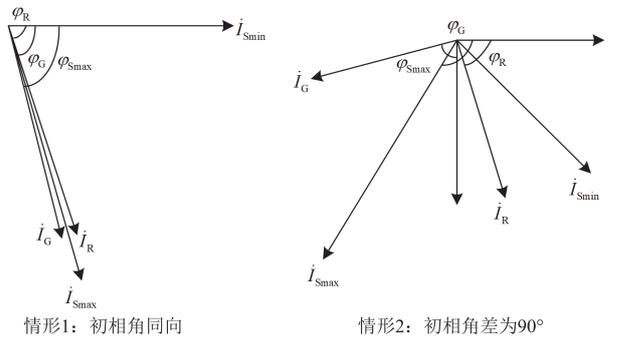


图 8 电压跌落程度在 $(U_{U1}, 0.2]$ p.u. 内故障电流相角变化示意图

Fig. 8 Schematic diagram of phase angle variation of fault current with voltage drop degree between $(U_{U1}, 0.2]$ p.u.

对于柔直侧, 其提供的故障电流相角变化情况与对逆变型电源的分析类似, 因此变化情况同样受并网点电压的跌落程度以及限幅环节的限幅上限影响。由于其限幅环节上限为 1.5 倍, 当 d 、 q 轴电流指令值相等时, 交流侧电压已经低于 0.2 p.u.。因此当电压跌落程度在 $(0.2, 0.9)$ p.u. 内时, 其角度大小变化范围为 $(0, 45^\circ)$, 分析过程不再赘述。

对于电源侧和柔直侧故障后的幅值特征, 下面结合典型不对称故障类型进一步进行说明。

2.2 接地故障分析

以单相金属性接地故障为例, 故障等效序网如

图 9 所示。图中下标“R”、“G”和“mmc”分别表示新能源站、火电机组和柔直侧；下标“+”、“-”、“0”分别表示正序、负序和零序；下标“L”表示线路，下标“T”表示变压器。

由于风光储在故障时均采取抑制负序电流的控制策略，其负序阻抗近似无穷大，因此在负序网络中新能源不提供负序通路，等效为开路，在图 9 中由虚线表示，故在负序网络中仅由柔直换流器和同步发电机提供负序通路。

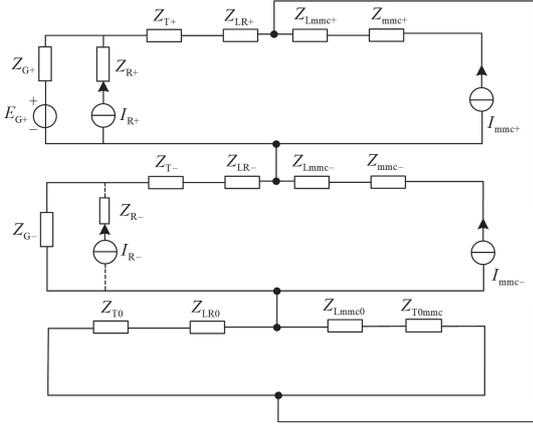


图 9 单相接地故障等效序网络

Fig. 9 Equivalent sequence network of single phase to ground fault

根据单相接地序分量表示的电流边界条件可得

$$I_{mmc+} + I_{R+} + I_{G+} = I_{mmc-} + I_{G-} = I_{mmc0} + I_{R0} + I_{G0} \quad (12)$$

故障点左右两侧电流分量均满足式(13)。

$$\begin{cases} I_{mmc} = I_{mmc+} + I_{mmc-} + I_{mmc0} \\ I_R = I_{R+} + I_{R0} \\ I_G = I_{G+} + I_{G-} + I_{G0} \end{cases} \quad (13)$$

联立式(12)和式(13)，可得到两侧故障电流序分量表达式为

$$\begin{cases} I_R + I_G = 3I_{G-} + 2I_{mmc-} - I_{mmc+} - I_{mmc0} \\ I_{mmc} = I_{mmc+} + I_{mmc-} + I_{mmc0} \end{cases} \quad (14)$$

由式(14)分析可知，两侧故障电流组成部分差异明显，由于逆变型电源和柔直换流器均采用限幅的控制策略，且逆变型电源还采取抑制负序电流的控制策略，故两者故障电流幅值将会呈现明显受限特征。但电源侧由于火电机组的存在，同步发电机故障时的故障电流通常是额定电流的数倍，且会提供显著的负序电流分量，因此电源侧故障电流幅值必然大于柔直侧且不再呈现受限特征。对于两相接地故障，其分析思路与单相接地故障相同，并且有相似结论。

2.3 相间故障分析

以 BC 两相发生相间故障为例，故障等效序网

如图 10 所示。

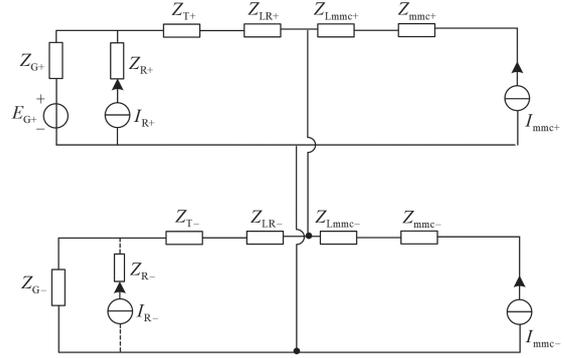


图 10 两相相间故障等效序网络

Fig. 10 Equivalent sequence network of phase-to-phase fault

根据两相相间短路的电流边界条件以及故障等效序网图可得

$$(I_{G+} + I_{R+} + I_{mmc+}) + (I_{G-} + I_{mmc-}) = 0 \quad (15)$$

记电源侧为 M 侧，MMC 换流站侧为 N 侧，下标 A、B、C 表示相别。由式(15)及基尔霍夫电流定律可得

$$\dot{I}_{RB} + \dot{I}_{GB} + \dot{I}_{RC} + \dot{I}_{GC} + \dot{I}_{NB} + \dot{I}_{NC} = 0 \quad (16)$$

由于相间故障不存在零序网络，故 M 侧和 N 侧短路电流三相的相量和为 0。结合逆变型电源故障时采取的控制策略，可知逆变型电源故障电流三相对称，相角差总为 120°，且不受故障条件影响，由此可得

$$\begin{cases} \dot{I}_{RB} + \dot{I}_{RC} = -\dot{I}_{RA} \\ \dot{I}_{GA} + \dot{I}_{GB} + \dot{I}_{GC} = 0 \\ \dot{I}_{NA} + \dot{I}_{NB} + \dot{I}_{NC} = 0 \end{cases} \quad (17)$$

结合式(16)和式(17)可得

$$\dot{I}_{NB} + \dot{I}_{NC} = \dot{I}_{MA} \quad (18)$$

由式(18)可以看出，当 BC 两相发生相间故障时，柔直侧 BC 两相的故障电流与风光火储打捆侧非故障相电流存在相量关系，因此在幅值和相角上均会产生与接地故障不一样的情形。

对于幅值特征，由于 BC 相故障时变化过程相似且电流初始相角差为 120°，故柔直侧 BC 相电流夹角必然为小于 120°的钝角，结合式(18)可知 \dot{I}_{MA} 的幅值必然大于 \dot{I}_{NB} 和 \dot{I}_{NC} 。对于电源侧，由于存在同步发电机特性，故障相电流大于非故障相电流，综上分析可得到故障时风光火储侧与柔直侧故障电流的幅值关系，如式(19)所示。

$$\begin{cases} |\dot{I}_{MB}| > |\dot{I}_{NA}| = |\dot{I}_{MA}| > |\dot{I}_{NB}| = |\dot{I}_{NC}| \\ |\dot{I}_{MC}| > |\dot{I}_{NA}| = |\dot{I}_{MA}| > |\dot{I}_{NB}| = |\dot{I}_{NC}| \end{cases} \quad (19)$$

由式(19)分析可知,在故障时柔直侧短路电流的幅值出现了非故障相电流的幅值大于故障相电流幅值这一区别于传统故障情况的特征。

进一步分析幅值相角关系,设

$$\begin{cases} \dot{I}_{NB} = A \angle \theta_{NB} = A(\cos \theta_{NB} + j \sin \theta_{NB}) \\ \dot{I}_{NC} = A \angle \theta_{NC} = A(\cos \theta_{NC} + j \sin \theta_{NC}) \end{cases} \quad (20)$$

结合式(18)可得

$$\dot{I}_{MA} = A(\cos \theta_{NB} + j \sin \theta_{NB} + \cos \theta_{NC} + j \sin \theta_{NC}) \quad (21)$$

通过三角公式对式(21)进行变形,得

$$\begin{aligned} \dot{I}_{MA} &= 2A \cos \left(\frac{\theta_{NB} - \theta_{NC}}{2} \right) \\ &\quad \left[\cos \left(\frac{\theta_{NB} + \theta_{NC}}{2} \right) + j \sin \left(\frac{\theta_{NB} + \theta_{NC}}{2} \right) \right] \end{aligned} \quad (22)$$

由式(22)可知 M 侧 A 相电流的幅值 $|\dot{I}_{MA}|$ 和角度 θ_{MA} 分别为

$$\begin{cases} |\dot{I}_{MA}| = 2A \cos \left(\frac{\theta_{NB} - \theta_{NC}}{2} \right) \\ \theta_{MA} = \frac{\theta_{NB} + \theta_{NC}}{2} \end{cases} \quad (23)$$

由于柔直侧 BC 相故障电流相角差的范围为 $(90^\circ, 120^\circ)$, 因此幅值中余弦项的大小必然在 $(1/2, \sqrt{2}/2)$ 之间, 进而可以得出柔直侧 A 相电流的幅值不再与 BC 相电流的幅值相等, 其大小在 $(A, \sqrt{2}A)$ 之间。

综上所述,电源侧和柔直侧非故障相电流表现出受柔直侧故障相电流幅值和相角共同影响的特征,并存在定量关系,但由于限幅环节的存在,当电流大于限幅值时将会被限制在限幅上限。由式(23)可以看出,两侧非故障相电流的相角特征也受到柔直侧 BC 相故障电流相角变化的影响,存在定量关系。

2.4 短路容量对故障特征影响分析

短路容量普遍作为表征系统电网强度的标志,其大小会影响并网点电压故障后的跌落程度,从而对故障电流的相角特征产生影响。

结合本系统拓扑可知风光储三类电源接入同一并网点近似于单馈入新能源系统,以并网点为研究对象,对于一般新能源单馈入的交流系统采用戴维南等值方法,因此将风、光、储三条支路均先各自等效为一个理想电源串联阻抗的形式,如图 11 所示。

在新能源并网系统中,现有研究均采用短路比来表征系统的强度,其定义为系统短路容量 S_{AC} 与新能源等效并网容量 $S_{N\Sigma}$ 的比值,结合本文研究场景,并网点处短路比 S_{CR} 为

$$S_{CR} = \frac{S_{AC}}{S_{N\Sigma}} = \frac{U_N^2 / Z_{AC}}{S_{N\Sigma}} \quad (24)$$

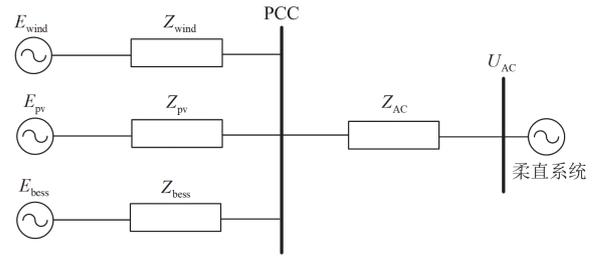


图 11 戴维南等效示意图

Fig. 11 Thevenin equivalent diagram

$$S_{N\Sigma} = S_{wind} + S_{pv} + S_{bess} \quad (25)$$

式中: U_N 为并网点额定电压; Z_{AC} 为交流系统对并网点的等值阻抗; S_{wind} 、 S_{pv} 和 S_{bess} 分别为风、光、储三类逆变型电源的额定容量。

对于新能源并网接入柔直的系统,当新能源及柔直换流站运行在限流模式下,两端电力电子器件提供稳态短路电流能力有限,故逆变型电源和柔直换流站提供的短路容量远小于传统火电机组。由于火电机组特性类似于一个交流电网,可以增大短路容量以提升电网强度,以短路比的视角分析,火电机组打捆接入并网点等效为并入交流系统,并对风光储 3 种电源进行合并等效,如图 12 所示。

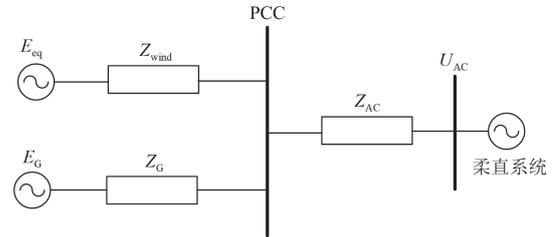


图 12 火电接入后等效示意图

Fig. 12 Equivalent diagram after thermal power connection

此时计算短路容量的交流系统阻抗 $Z_{eq} = Z_{AC} // Z_G$, Z_G 为火电支路线路阻抗和同步发电机电抗之和。对比式(24)可知,在与火电打捆后,交流系统的等值阻抗变小,系统短路容量随着火电接入将会增加,故与火电打捆后系统短路比会提高,故障后并网点电压的维持能力将会增强,并且随着短路容量增加,相同故障下系统电压跌落程度会逐渐减轻,因此导致故障电流相角变化减小。

3 仿真验证

在 RTDS 中搭建如图 1 所示的风光火储联合经柔直外送系统,交流送出线路额定交流电压为 500 kV。仿真模型具体参数如表 1 所示。故障点为送端交流线路中点处,故障开始时间为 0.2 s,下文分析中理

论值从故障穿越阶段开始时刻计算。

表 1 仿真模型参数

Table 1 Parameters of simulation model		
模型名称	参数名称	数值
永磁直驱风场		900
光伏电站	额定有功	450
灵活性火电机组	出力/MW	300
蓄电池储能系统		450
柔直换流器	子模块电容/ μF	10 000
	桥臂电感/mH	28.7
	子模块数/个	500

3.1 故障电流相角分析验证

当交流送出线发生故障后, 故障电流角度变化的仿真结果如图 13 所示。

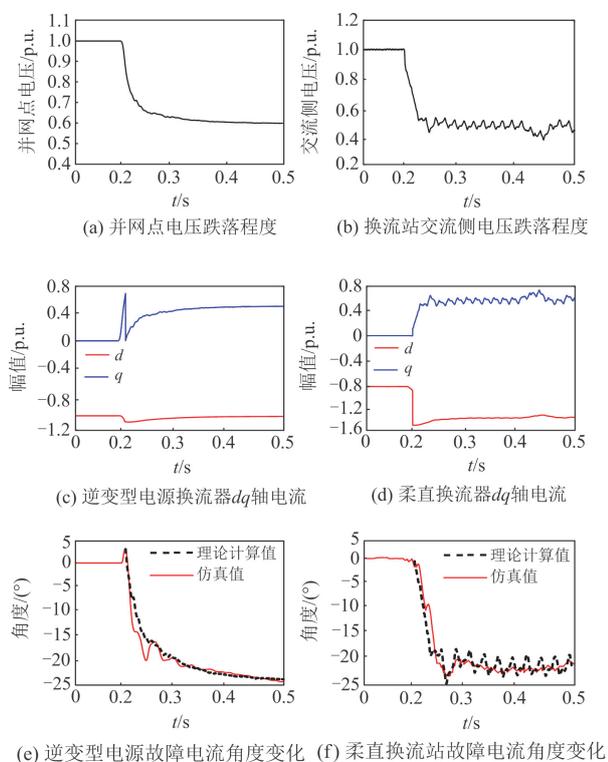


图 13 故障电流角度变化分析

Fig. 13 Analysis of angle changes of fault current

由于逆变型电源换流器稳态控制策略是维持直流和交流电压稳定, 在进入低电压穿越阶段前, 功率在直流母线上持续累积, 造成直流电压短暂上升, $(u_{dc}^* - u_{dc})$ 减小, 故 i_d 从 -1.0 p.u. 减小到约 -1.1 p.u. , 由此导致故障电流相角呈现先短暂增大的趋势。当电压跌落至 0.9 p.u. 以下时, 根据 2.1 节进行理论计算, 将计算值与仿真值作对比, 如图 13(e) 所示。由图 13(a) — 图 13(e) 可得, 当电压最终稳定至 0.6 p.u. 时, i_q 大约为 0.45 p.u. , i_d 约为 -1.004 p.u. , 计算可得 $\varphi_R \approx -24.147^\circ$, 仿真值与计算值基本相符, 风光

火储侧故障电流的相角变化过程符合前文理论分析的机理。

对于柔直侧, 由于稳态时采取定有功、无功功率的控制策略, 故其 d 、 q 轴电流的初始值分别为 -0.8 p.u. 和 0 。由图 13(b) — 图 13(f) 可知, 当电压最终稳定在 0.5 p.u. , 可得 $i_{q\text{mmc}} = 0.6 \text{ p.u.}$, $i_{d\text{mmc}} = -1.375 \text{ p.u.}$, 由此计算得 φ_{mmc} 约为 -23.58° , 与仿真值基本相符。其中计算值的小范围波动误差来自于 q 轴电流的波动。

综上所述, 通过仿真值和理论计算值的对比, 验证了故障穿越阶段故障电流相角受控的具体机理, 明确了影响和控制其相角变化的因素。

3.2 接地故障分析验证

当交流送出线发生 A 相接地故障后, 两侧序分量仿真波形如图 14 所示。

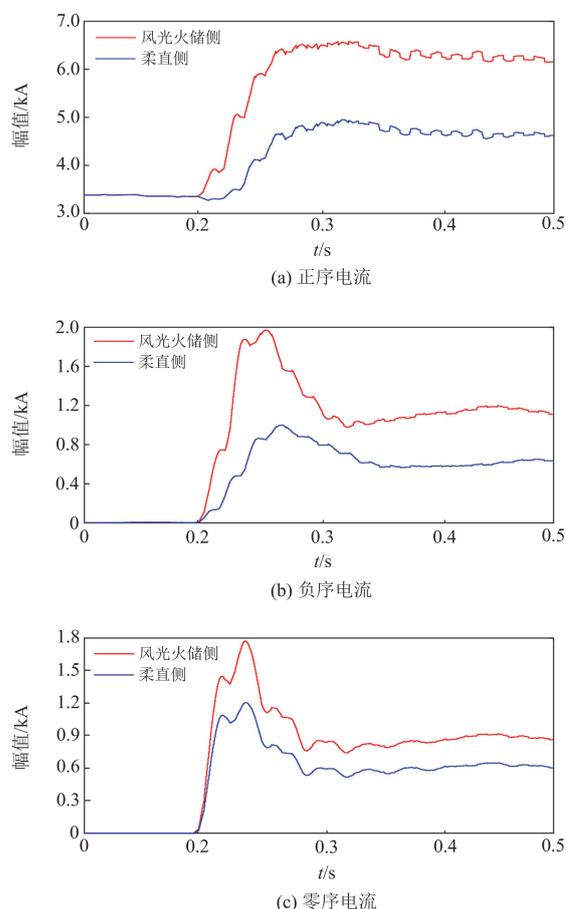


图 14 接地故障序分量波形

Fig. 14 Sequence components waveform of ground fault

由于柔直侧采取限幅的控制策略, 故其正序电流呈现明显受限特征, 幅值最大值被限制在 1.5 倍额定电流左右。

对于风光火储侧, 由图 14(a) 可知其正序电流显

著大于柔直侧，且为额定电流的 2 倍左右。对于负序电流，如图 14(b)所示，电源侧电流负序分量在故障后增大到 2.0 kA 左右，但由于逆变型电源抑制负序电流的控制策略，负序电流幅值迅速减小，最终稳定在 1.0~1.2 kA 左右，仍显著大于柔直侧，因此在电源侧电流中，同步发电机故障电流幅值的特征体现明显。

3.3 相间故障分析验证

相间故障波形仿真结果如图 15 所示，结合图 15(a)和式(19)可知，电源侧故障相电流的幅值大于两侧非故障相电流幅值，非故障相电流幅值大于柔直侧 BC 相的电流幅值。在柔直侧出现了非故障相电流大于故障相电流的特征，验证了定性分析的正确性。

对于相角关系，根据式(23)计算得到理论计算值，仿真值为 A 相电流相角实际变化情况，作出理论计算值和实验仿真值的对比，由图 15(b)可知两者表现出较好的一致性，验证了前文理论推导的正确性。

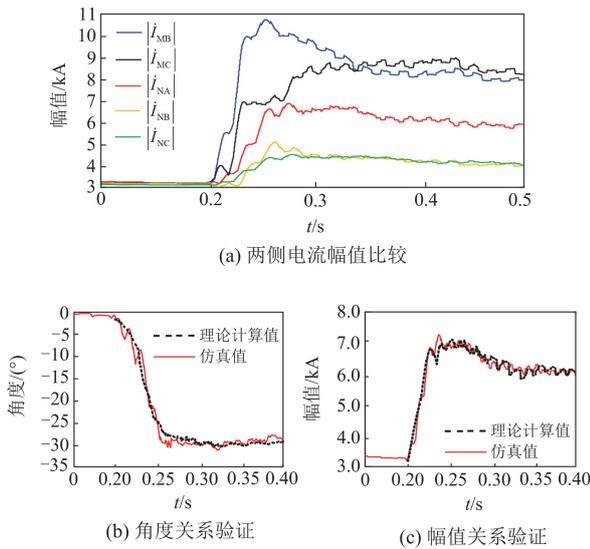


图 15 相间故障波形

Fig. 15 Waveforms of phase-to-phase fault

对于幅值关系，由于柔直侧限幅器上限为 1.5 倍，故柔直侧 A 相电流幅值受限从而无法体现幅值关系，将限幅上限更改为 2 倍后，将理论计算值与仿真结果进行对比，如图 15(c)所示。由图 15(c)可以观察到理论计算值与实验仿真值基本吻合，其计算值的小范围波动误差来自于相角和幅值变化的波动。由图 15(a)可知柔直侧 BC 相故障电流值最终稳定在 4.5 kA 左右，结合前文理论分析可知，A 相故障电流在 $(4.5, 4.5\sqrt{2})$ kA 之间，故图 15(c)可验证 2.3 节分析结论的有效性。

3.4 短路容量影响分析验证

通过改变火电机组支路的等值阻抗来实现改变

系统的短路容量，当等值阻抗依次为 $Z_1 = 0.966 + j10.5 \Omega$ ， $Z_2 = 0.966 + j14 \Omega$ ， $Z_3 = 0.966 + j17.5 \Omega$ 时，对比不同短路容量以及火电未接入情况下，并网点处发生同一故障后的电压跌落程度，如图 16 所示。

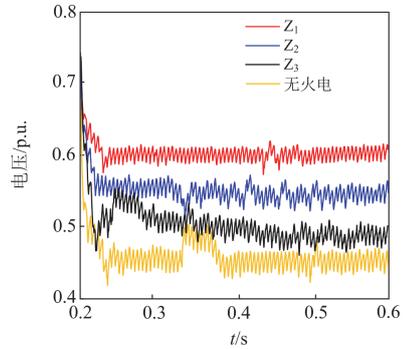


图 16 故障后并网点电压维持程度

Fig. 16 Degree of voltage maintenance at the grid connection point after fault

首先对比火电机组接入与无火电机组的情况：未接入火电机组时，电压在发生故障后短时下降至 0.43 p.u.左右，后恢复并稳定至 0.45 p.u.左右，但显著低于任何一种火电机组接入的情况。在火电接入后的 3 种情况下，随着火电机组等值阻抗增大，系统等值阻抗增大，短路容量减少，同一故障后电压跌落程度从 0.6 p.u.左右逐渐下降至 0.56 p.u.左右、0.5 p.u.左右。

综上所述，火电接入可以提高系统短路容量从而提升系统强度，且短路容量越大，系统故障后并网点电压跌落的程度越轻，结合前文分析，故障电流的相角变化越小。

3.5 不同输入有功功率对故障电流的影响

风、光、储故障电流与输入有功功率大小相关，因此故障电流特性应考虑逆变型电源有功功率大小，表 2 对比分析了逆变型电源和火电机组不同输入功率情况下，不同电压跌落程度的故障电流幅值情况。

由表 2 可知：当风光储输入有功功率越大，故障前电流的幅值越大，故障电流峰值稳态值也越大，且与输入有功功率成比例；故障后短时间内电流峰值会超出限幅环节上限，且随着电压跌落程度加深，故障电流峰值将会增加；随后由于限幅环节的作用，故障稳态电流幅值最终被限制于限幅上限，与电压跌落程度无关。火电机组的故障电流峰值和稳态值在不同输入功率下波动较大，特别是在满载下表现出显著的增大趋势，体现出同步发电机故障电流与逆变型电源故障电流的差异特性。

表 2 不同输入有功功率下故障电流情况

Table 2 Fault currents at different input active power levels

输入功率情况	电压跌落程度/%	发电单元	故障前电流幅值/kA	故障电流峰值/kA	故障电流稳态值/kA
满载	80	永磁直驱风场	3.45	3.98	3.81
		光伏电站	1.65	1.92	1.84
		储能系统	1.64	1.89	1.82
		火电机组	0.53	4.94	4.88
	50	永磁直驱风场	3.46	4.02	3.79
		光伏电站	1.63	1.87	1.82
		储能系统	1.64	1.90	1.81
		火电机组	0.53	8.37	6.65
	20	永磁直驱风场	3.47	4.49	3.79
		光伏电站	1.64	2.14	1.84
		储能系统	1.63	2.08	1.81
		火电机组	0.54	10.26	9.41
半载	80	永磁直驱风场	1.72	2.04	1.92
		光伏电站	0.83	1.01	0.93
		储能系统	0.84	0.99	0.92
		火电机组	1.93	6.21	5.87
	50	永磁直驱风场	1.72	1.98	1.91
		光伏电站	0.83	0.96	0.91
		储能系统	0.83	0.98	0.90
		火电机组	1.93	9.90	6.67
	20	永磁直驱风场	1.72	2.27	1.91
		光伏电站	0.83	1.10	0.92
		储能系统	0.82	1.13	0.91
		火电机组	1.94	10.34	9.22

4 结论

本文针对风光火储打捆外送接入柔直系统场景下的故障特征研究, 结合电源侧和柔直侧的故障穿越控制, 从故障电流的相角、幅值、系统短路容量、风光储有功功率的影响 4 个角度分析了交流线路故障时的故障特征, 得到以下结论。

1) 对于逆变型电源和柔直换流站, 其故障电流相角受并网点电压跌落程度、限幅环节的限幅上限控制。火电机组励磁电流增大会使电源侧短路电流相角变化范围的上限增大。当电压跌落程度在(0.9, 0.2) p.u.内时, 电源侧故障电流相角大小变化上限为 $[60^\circ, 75^\circ)$, 柔直侧故障电流相角大小变化范围为 $(0, 45^\circ)$ 。

2) 交流送出线路发生接地故障时, 故障点两侧正负零序电流幅值差别显著。当发生相间故障时, 柔直侧故障相电流相量和等于电源侧非故障相电流, 且两者幅值和相角存在定量关系。

3) 送端电源侧与火电打捆后将会提升系统的短

路容量, 且随着短路容量的增加, 故障后并网点电压跌落程度逐渐减轻, 进而影响故障电流的相角特征。

4) 风、光、储故障电流的幅值特性与输入有功功率大小成正相关, 随着输入有功功率的增加, 故障电流的峰值和稳态值均会增加, 且在输入功率不变的情况下, 随着电压跌落程度加深, 故障电流峰值将会增加, 但故障稳态电流幅值只与限幅环节上限有关。

参考文献

- [1] 余浩, 王盼盼, 段瑶, 等. 海上风电集群与火电打捆外送系统低电压穿越特性[J]. 现代电力, 2022, 39(6): 739-748.
YU Hao, WANG Panpan, DUAN Yao, et al. Low voltage ride through characteristics of bundled transmission system with offshore wind power cluster and thermal power[J]. Modern Electric Power, 2022, 39(6): 739-748.
- [2] 周文俊, 曹毅, 李杰, 等. 考虑风电场调控裕度的风火打捆直流外送系统无功电压紧急控制策略[J]. 中国电力, 2023, 56(4): 77-87.

- ZHOU Wenjun, CAO Yi, LI Jie, et al. Reactive voltage emergency control strategy of Wind-Thermal-Bundled DC transmission system considering wind farm regulation margin[J]. *Electric Power*, 2023, 56(4): 77-87.
- [3] 田景奇, 方旭, 王天堃, 等. 风-光-蓄电-燃煤互补系统的参数匹配优化[J]. *热力发电*, 2022, 51(5): 27-33.
- TIAN Jingqi, FANG Xu, WANG Tiankun, et al. Optimization on parameter matching for complementary system combing wind-photovoltaic-electric storage with coal-fired unit[J]. *Thermal Power Generation*, 2022, 51(5): 27-33.
- [4] 韩自奋, 张柏林, 崔凯华, 等. 考虑新能源消纳能力及发电成本的风光火储联合调度策略研究[J]. *电工技术*, 2020(8): 21-25.
- HAN Zifen, ZHANG Bolin, CUI Kaihua, et al. Research on joint dispatching strategy of wind-solar-thermal power storage system considering new energy accommodation capacity and power generation cost[J]. *Electric Engineering*, 2020(8): 21-25.
- [5] 李铁, 李正文, 杨俊友, 等. 计及调峰主动性的风光水火储多能系统互补协调优化调度[J]. *电网技术*, 2020, 44(10): 3622-3630.
- LI Tie, LI Zhengwen, YANG Junyou, et al. Coordination and optimal scheduling of multi-energy complementary system considering peak regulation initiative[J]. *Power System Technology*, 2020, 44(10): 3622-3630.
- [6] 叶泽, 李湘旗, 姜飞, 等. 考虑最优弃能率的风光火储联合系统分层优化经济调度[J]. *电网技术*, 2021, 45(6): 2270-2280.
- YE Ze, LI Xiangqi, JIANG Fei, et al. Hierarchical optimization economic dispatching of combined wind-PV-thermal-energy storage system considering the optimal energy abandonment rate[J]. *Power System Technology*, 2021, 45(6): 2270-2280.
- [7] 杨旭红, 袁春, 钱峰伟, 等. 电网不平衡下基于 MMC 的分数阶积分滑模控制策略研究[J]. *电力科学与技术学报*, 2024, 39(5): 226-234.
- YANG Xuhong, YUAN Chun, QIAN Fengwei, et al. Fractional-order integral sliding mode control strategy based on MMC under unbalanced grid conditions[J]. *Journal of Electric Power Science and Technology*, 2024, 39(5): 226-234.
- [8] 王泽青, 夏成军, 赖胜杰, 等. 混合型MMC非闭锁型直流故障穿越的故障等效模型[J]. *电力工程技术*, 2023, 42(2): 103-111.
- WANG Zeqing, XIA Chengjun, LAI Shengjie, et al. Fault equivalent model for non-blocking DC fault ride-through of hybrid MMC[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2023, 42(2): 103-111.
- [9] 赖逸洋, 王增平, 王彤. 电流差动保护在柔直接入的交流电网中适应性分析及改进措施研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(3): 145-154.
- LAI Yiyang, WANG Zengping, WANG Tong. Adaptability analysis of current differential protection in an AC power grid with an MMC-HVDC and improvement measures[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(3): 145-154.
- [10] 赵越, 严干贵, 王振洋, 等. 风火打捆经LCC-HVDC送出系统的次同步扭振分析[J]. *中国电力*, 2023, 56(6): 18-30.
- ZHAO Yue, YAN Gangui, WANG Zhenyang, et al. Analysis of sub-synchronous torsional vibration of Wind-Thermal bundling transmission system via LCC-HVDC[J]. *Electric Power*, 2023, 56(6): 18-30.
- [11] 冯海洋, 束洪春, 杨兴雄, 等. 计及阻容式撬棒的混合型风电场协同控制及故障特性分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(8): 111-122.
- FENG Haiyang, SHU Hongchun, YANG Xingxiong, et al. Synergetic control and fault characteristics analysis of hybrid wind farm considering resistance-capacitance crowbar[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(8): 111-122.
- [12] 郑黎明, 贾科, 侯来运, 等. 基于奇异值分解的海上风电接入柔直系统的交流线路保护[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(增刊 1): 75-83.
- ZHENG Liming, JIA Ke, HOU Laiyun, et al. Singular value decomposition based protection for AC transmission lines of VSC-HVDC system with offshore wind farms[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(S1): 75-83.
- [13] 郑黎明, 贾科, 毕天姝, 等. 海上风电接入柔直系统交流侧故障特征及对保护的影响分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2021, 49(20): 20-32.
- ZHENG Liming, JIA Ke, BI Tianshu, et al. AC-side fault analysis of a VSC-HVDC transmission system connected to offshore wind farms and the impact on protection[J]. *Power System Protection and Control*, 2021, 49(20): 20-32.
- [14] 匡晓云, 方煜, 关红兵, 等. 适用于含新能源逆变电源网络的全时域短路电流计算方法[J]. *电力自动化设备*, 2020, 40(5): 113-122.
- KUANG Xiaoyun, FANG Yu, GUAN Hongbing, et al. Full-time domain short circuit current calculation method suitable for power network with inverter-interfaced renewable energy source[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2020, 40(5): 113-122.
- [15] 郑涛, 邹芑蕊, 王子鸣, 等. 计及锁相环动态响应特性的光伏并网系统故障电流解析计算[J]. *电网技术*, 2022, 46(12): 4656-4667.

- ZHENG Tao, ZOU Pengying, WANG Ziming, et al. Fault current analysis of photovoltaic grid-connected system considering dynamic response characteristics of PLL[J]. Power System Technology, 2022, 46(12): 4656-4667.
- [16] 徐可寒, 张哲, 刘慧媛, 等. 光伏电源故障特性研究及影响因素分析[J]. 电工技术学报, 2020, 35(2): 359-371. XU Kehan, ZHANG Zhe, LIU Huiyuan, et al. Study on fault characteristics and its related impact factors of photovoltaic generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(2): 359-371.
- [17] 汤亚芳, 宋国兵, 郝正航, 等. 逆变型电源场站故障稳态电流实用化计算方法[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(10): 182-191. TANG Yafang, SONG Guobing, HAO Zhenghang, et al. Practical calculation method for fault steady-state current in inverter-interfaced generator stations[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(10): 182-191.
- [18] 于琳, 孙华东, 赵兵, 等. 新能源并网系统短路比指标分析及临界短路比计算方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(3): 919-929. YU Lin, SUN Huadong, ZHAO Bing, et al. Short circuit ratio index analysis and critical short circuit ratio calculation of renewable energy grid-connected system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(3): 919-929.
- [19] 孙华东, 于琳, 赵兵, 等. 基于故障后稳态电压安全约束的新能源并网系统电压支撑强度量化分析方法[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(9): 3322-3332. SUN Huadong, YU Lin, ZHAO Bing, et al. Quantitative analysis method for system strength of renewable energy generation grid-connected system based on post-fault steady-state voltage security constraint[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(9): 3322-3332.
- [20] 李阳, 王海云, 武家辉, 等. 风火打捆交直流外送的运行切换控制策略[J]. 高压电器, 2018, 54(2): 194-201. LI Yang, WANG Haiyun, WU Jiahui, et al. Switching strategy of wind-thermal bundling control mode in AC/DC hybrid system[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(2): 194-201.
- [21] 秦建茹, 李海波, 孙谊嫔, 等. 考虑新能源极限并网强度约束的常规机组最小开机方式优化方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(16): 127-135. QIN Jianru, LI Haibo, SUN Yiqian, et al. Optimal method of minimum start-up mode for conventional units considering new energy limit grid-connection strength constraint[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(16): 127-135.
- [22] PEI Jinxin, YAO Jun, LIU Yuan, et al. Modeling and transient synchronization stability analysis for PLL-based renewable energy generator considering sequential switching schemes[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(2): 2165-2179.
- [23] 风电场接入电力系统技术规定 第 1 部分: 陆上风电: GB/T 19963.1—2021[S]. Technical specification for connecting wind farm to power system part 1: on shore wind power: GB/T 19963.1—2021[S].
- [24] 光伏电站接入电力系统技术规定: GB/T 19964—2024[S]. Technical requirements for connecting photovoltaic power station to power system: GB/T 19964—2024[S].
- [25] 电化学储能系统接入电网技术规定: GB/T 36547—2024[S]. Technical rule for electrochemical energy storage system connected to power grid: GB/T 36547—2024[S].
- [26] 郑涛, 庄心怡, 吕文轩. 海上风电柔直换流站负序电流参考值选取及保护适应性分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(3): 133-141. ZHENG Tao, ZHUANG Xinyi, LÜ Wenxuan. Negative sequence current reference selection and protection adaptability analysis of flexible DC converter station for offshore wind power[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(3): 133-141.
- [27] SHI Lei, ADAM G P, LI Rui, et al. Control of offshore MMC asymmetric offshore AC faults for wind power transmission[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1074-1083.
-
- 收稿日期: 2024-05-10; 修回日期: 2024-09-09
- 作者简介:
- 张 圣(1999—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统继电保护; E-mail: 870205337@qq.com
- 杨炳元(1967—), 男, 通信作者, 教授, 研究方向为电力系统规划运行分析、继电保护; E-mail: yangbingyuan@imut.edu.cn
- 宫子媛(1995—), 女, 工程师, 研究方向为变电站电气设计。E-mail: gongziyuan2020@163.com
- (编辑 张 颖)