

基于储能和序分量控制的直驱永磁风电系统 非对称故障穿越研究

杨航¹, 周羽生¹, 许振华², 王敏¹, 李颖许¹, 汤赐¹

(1. 智能电网运行与控制湖南省重点实验室(长沙理工大学), 湖南 长沙 410114;

2. 福建平潭大唐海上风电有限公司, 福建 厦门 361800)

摘要: 为避免电网非对称故障时直驱永磁风电机组发生脱网事故, 分析了电网电压不对称跌落时机、网侧能量不平衡引起直流链电容电压骤升的机理, 提出了一种并联超级电容储能与序分量协调控制策略。考虑了电网非对称故障时电压的跌落程度、传动系统的储能限度和变流器的约束条件, 通过对机、网侧变流器进行双闭环控制, 实现快速平衡母线有功功率, 同时补偿无功以改善电网电压。根据超级电容器寿命等影响因素选取电容容量, 采用DC-DC变换器对超级电容的储能模式进行控制, 限制故障阶段直流链支撑电容的电压。仿真结果表明了控制策略的有效性, 提高了直驱永磁风电系统非对称故障的穿越能力和运行稳定性。

关键词: 非对称故障; 超级电容储能; 正、负序分量; 永磁同步电机; 协调控制

Asymmetric fault ride-through of a direct-drive permanent magnet wind power system based on the control of energy storage and sequence components

YANG Hang¹, ZHOU Yusheng¹, XU Zhenhua², WANG Min¹, LI Yingxu¹, TANG Ci¹

(1. Smart Grids Operation and Control Key Laboratory of Hunan Province, Changsha University of Science and Technology, Changsha 410114, China; 2. Fujian Pingtan Datang Offshore Wind Power Co., Ltd., Xiamen 361800, China)

Abstract: In order to avoid an off-grid accident of a direct-drive permanent magnet wind turbine during asymmetrical grid faults, when the grid voltage drops asymmetrically, the mechanism of the DC link capacitor voltage swell caused by the unbalanced energy of the generator side and the grid side is analyzed. A coordinated control strategy of parallel super capacitor energy storage and sequence component is proposed. Some factors are considered such as the voltage drop degree of the power grid during asymmetrical faults, the energy storage limit of the drive system, and the constraints of the converter. Through the double closed-loop control of the generator and the grid side converters, the active power of the busbar can be quickly balanced, and reactive power can be compensated to improve the grid voltage. The capacity of the capacitor is selected according to the life of the super capacitor and other influencing factors, and the DC-DC converter is used to control the energy storage mode of the super capacitor to limit the voltage of the DC link supporting capacitor in the fault phase. The simulation results show the effectiveness of the control strategy and improve the asymmetric fault ride-through capability and operational stability of the direct-drive permanent magnet wind power system.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51307009).

Key words: asymmetric fault; super capacitor energy storage; positive and negative sequence components; permanent magnet synchronous motor; coordinated control

0 引言

随着传统化石能源的逐渐枯竭以及经济社会对

能源可持续发展的需要, 发展海上风电^[1-2]具有重大战略意义。海上风能资源的能量效益相较于陆上风电场高出30%左右, 还具备资源条件稳定、靠近负荷中心^[3]、发电利用小时数高、无污染排放等优势。但是海上风电机组易受海上天气等不可控因素的影响, 且海上运维环境复杂, 机组有效维护时间短,

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51307009); 湖南省教育厅科学研究重点项目资助(19A018)

维护成本高^[4], 提高海上风电故障穿越能力对于保障电网安全稳定运行和风电利用率^[5-6]尤为重要。

直驱永磁同步电机 (Direct-Drive Permanent Magnet Synchronous Generator, D-PMSG) 无齿轮箱, 机组可靠性高, 且 D-PMSG 与电网之间不存在直接的耦合^[7], 机组抗故障能力强, 在海上风电并网发电中逐渐得到采用。

近年来, 针对 D-PMSG 的低电压穿越 (Low Voltage Ride Through, LVRT) 进行了大量的研究: 文献[8]在故障发生后将桨距角控制由普通模式转变为紧急变桨模式, 减少注入变流器的功率, 从而使直流母线处功率平衡。文献[9]充分利用全功率变流器最大输出容量潜力和风机动能储能解决电网电压跌落问题。文献[10-11]通过非线性动力学分析提出协同控制算法、稳定性约束条件以及控制参数优化方法提高故障穿越能力。文献[12]提出一种混合式直流耗能装置拓扑, 其主网侧交流故障的情况下, 吸收风场注入的盈余功率, 降低子模块内部电阻功率, 减小开关损耗, 实现子模块均压放电。文献[13]采用自调控耗能子模块解决了传统耗能电路所存在的高成本问题, 以及 MPPT 降载法因通信延迟所引起的电压抬升过高问题。文献[14]分析动态电压恢复器的拓扑结构、补偿策略及参数选择, 利用基于 PR 控制器的电压单环控制策略改善机组的瞬态性能。文献[15-16]阐明超级电容应对系统故障时的优越性, 并采用并联超级电容蓄能系统与改进型网侧变流器协调控制方法改善风电系统的低电压穿越。已有研究在一定程度上对平抑直流链支撑电容电压提供了重要思路, 改善了风电并网低电压穿越能力, 但对于非对称故障研究较少, 且与转速相比在变桨控制时存在桨距角的响应速度问题、耗能子模块的复杂控制问题、超级电容容量选取等问题。因此, 尚需进一步研究直驱永磁风电系统的非对称故障穿越方案。

本文结合风电并网相关技术规定, 考虑电网电压跌落程度及网侧电流约束条件改进变流器控制策略, 利用超级电容器储能特性, 对非对称故障情况下负序分量造成的功率和直流链支撑电容电压 2 倍频波动, 以及机、网侧能量不平衡造成的直流链支撑电容电压骤升问题, 采取一种并联超级电容储能系统 (Super Capacitor Energy Storage System, SCESS) 协调控制方法, 有效抑制电容电压上升, 提高直驱永磁风电并网低电压穿越性能。

1 非对称故障下的风电机组运行特性

直驱永磁海上风电系统通常由风力机、D-PMSG、

背靠背双 PWM 变流器及中间直流环节等组成, 如图 1 所示。

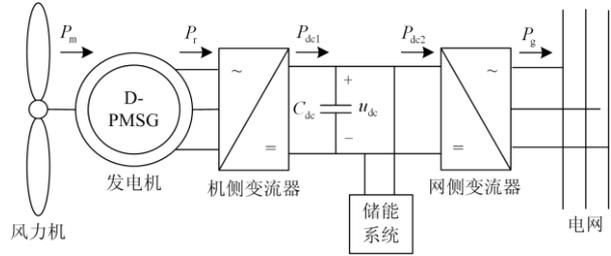


图 1 带储能系统的直驱永磁风电系统

Fig. 1 Direct drive permanent magnet wind power system with energy storage system

在忽略线路损耗以及功率器件损耗的情况下, 有

$$\begin{cases} P_m = P_r = P_{dc1} \\ P_{dc2} = P_g \end{cases} \quad (1)$$

式中: P_m 为风力机发出的功率; P_r 为机侧变流器的输入功率; P_{dc1} 为机侧变流器的直流输出功率; P_{dc2} 为网侧变流器的直流输入功率; P_g 为网侧变流器的输出功率。

当电网稳态运行时 $P_{dc1} = P_{dc2}$, 流过直流链支撑电容的有功功率 P_{dc} 为零, 两端电压 u_{dc} 保持恒定不变。

当电网电压发生不对称跌落时 P_g 减小, 而在外界环境不发生变化的条件下, 风力机捕获的功率 P_m 近似于恒定, 机侧变流器的输入功率 P_r 也不变, 此时 $P_r > P_g$, 功率的平衡被打破, 多出的能量 ΔP 将被直流链支撑电容所吸收, 引起其电压 u_{dc} 升高^[17-18]。根据功率关系可得

$$\Delta P = P_r - P_g = P_{dc1} - P_{dc2} = P_{dc} = \frac{d\left(\frac{1}{2} C_{dc} u_{dc}^2\right)}{dt} \quad (2)$$

由于 D-PMSG 通常采用三相无中线并网, 电网电压的不对称跌落只会导致网侧正序电压分量幅值降低, 同时产生负序电压、电流分量及无零序分量, 写成矢量形式并将其中的负序分量转换至正序同步旋转坐标系下, 可得到

$$u_g = u_{g\alpha}^+ + j u_{g\beta}^+ + u_{g\alpha}^- + j u_{g\beta}^- = \left(u_{gd}^+ + j u_{gq}^+\right) e^{j\omega_s t} + \left[\left(u_{gd}^- + j u_{gq}^-\right) e^{-j2\omega_s t}\right] e^{j\omega_s t} \quad (3)$$

$$i_g = i_{g\alpha}^+ + j i_{g\beta}^+ + i_{g\alpha}^- + j i_{g\beta}^- = \left(i_{gd}^+ + j i_{gq}^+\right) e^{j\omega_s t} + \left[\left(i_{gd}^- + j i_{gq}^-\right) e^{-j2\omega_s t}\right] e^{j\omega_s t} \quad (4)$$

式中: $u_{g\alpha}^+$ 、 $u_{g\beta}^+$ 、 $u_{g\alpha}^-$ 、 $u_{g\beta}^-$ 、 $i_{g\alpha}^+$ 、 $i_{g\beta}^+$ 、 $i_{g\alpha}^-$ 、 $i_{g\beta}^-$ 为

两相静止坐标系下的正、负序电压和电流矢量； u_{gd}^+ 、 u_{gq}^+ 、 u_{gd}^- 、 u_{gq}^- 、 i_{gd}^+ 、 i_{gq}^+ 、 i_{gd}^- 、 i_{gq}^- 为正、负序同步旋转坐标系下的电压、电流矢量； ω_g 为电网电压角频率。

根据瞬时功率理论，网侧变流器复功率为

$$S = \frac{3}{2} u_g \bar{i}_g = P_g + jQ_g \quad (5)$$

$$\begin{cases} P_g = P_0 + P_{c2} \cos(2\omega_g t) + P_{s2} \sin(2\omega_g t) \\ Q_g = Q_0 + Q_{c2} \cos(2\omega_g t) + Q_{s2} \sin(2\omega_g t) \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ P_{c2} \\ P_{s2} \\ Q_0 \\ Q_{c2} \\ Q_{s2} \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} u_{gd}^+ & u_{gq}^+ & u_{gd}^- & u_{gq}^- \\ u_{gd}^- & u_{gq}^- & u_{gd}^+ & u_{gq}^+ \\ u_{gq}^+ & -u_{gd}^+ & -u_{gq}^- & u_{gd}^- \\ u_{gq}^- & -u_{gd}^- & u_{gq}^+ & -u_{gd}^+ \\ u_{gd}^+ & -u_{gq}^+ & u_{gd}^- & -u_{gq}^- \\ -u_{gd}^- & -u_{gq}^- & u_{gd}^+ & u_{gq}^+ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{gd}^+ \\ i_{gq}^+ \\ i_{gd}^- \\ i_{gq}^- \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中： P_0 、 P_{c2} 、 P_{s2} 分别为有功功率直流分量、二次谐波余弦分量、二次谐波正弦分量； Q_0 、 Q_{c2} 、 Q_{s2} 分别为无功功率直流分量、二次谐波余弦分量、二次谐波正弦分量。

在发生非对称故障后，负序分量在正序同步旋转坐标系下表现为 2 倍频交流量，输出功率中存有的 2 倍频谐波功率将会致使直流链支撑电容电压也发生 2 倍频波动，影响变流器的正常工作，造成并网电能质量下降，需要利用陷波器滤除负序分量。此外，由于机、网侧能量不平衡而造成的直流链支撑电容电压骤升更会危及机组安全，降低并网可靠性，因此消除直流链支撑电容电压波动，抑制电压升高，提高 D-PMSG 系统的非对称故障穿越能力尤为重要。

2 非对称故障下的变流器控制策略

2.1 机侧控制策略

直驱永磁同步电机在 dq 旋转坐标系下的数学模型为^[19]

$$\begin{cases} u_{sd} = R_s i_{sd} + L_s \frac{di_{sd}}{dt} - \omega_r L_s i_{sq} \\ u_{sq} = R_s i_{sq} + L_s \frac{di_{sq}}{dt} + \omega_r L_s i_{sd} + \omega_r \psi_f \end{cases} \quad (8)$$

式中： u_{sd} 、 u_{sq} 、 i_{sd} 、 i_{sq} 为发电机电压、电流的 d 、 q 轴分量； R_s 为定子电阻； L_s 为定子电感； ω_r 为发电机电角度； ψ_f 为永磁体磁链。

假设非对称故障发生后，电网电压跌落至正常

工作时电压 U_N 的 K_u 倍，即

$$K_u = \sqrt{(u_{g\alpha}^+ + u_{g\alpha}^-)^2 + (u_{g\beta}^+ + u_{g\beta}^-)^2} / U_N \quad (9)$$

并网电压跌落程度 $(1 - K_u)$ 会直接影响有功功率大小的给定，因此将式(9)计算得到的 K_u 引入机侧有功功率外环，并控制定子电流内环的 $i_{sd}^* = 0$ ，构成双闭环系统。机侧变流器控制框图如图 2 所示。

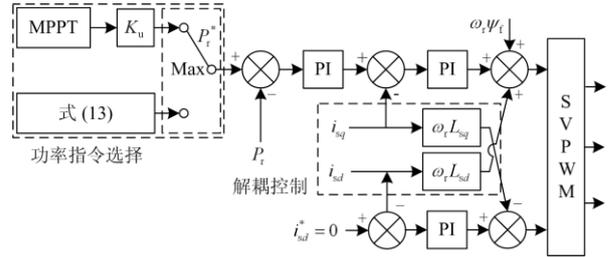


图 2 机侧变流器控制框图

Fig. 2 Block diagram of generator-side converter control

稳态运行时利用最大功率点跟踪(Maximum Power Point Tracking, MPPT)保持最佳功率 P_{opt} 输出^[20-21]，此时 $K_u = 1$ 。故障发生后，机侧变流器两侧 $P_r > P_g$ ，若将机侧变流器的输入功率 P_r 降低至故障前的 K_u 倍，则能够平衡直流链支撑电容器两侧功率，即

$$\begin{cases} P_{opt} = \frac{1}{2} \rho \pi r^5 \frac{C_{p_{max}}}{\lambda_{opt}^3} \omega^3 \\ P_{r1}^* = K_u P_{opt} \end{cases} \quad (10)$$

式中： ρ 为空气密度； r 为叶片半径； $C_{p_{max}}$ 为最大风能利用系数； λ_{opt} 为最佳叶尖速比； ω 为风轮机机械角速度。

由于故障发生后风力机发出的功率 P_m 近似恒定，根据国家电网最新颁布的海上风电并网技术规范中关于海上风电场故障穿越要求，对于并网点电压非大值跌落 $(1 - K_u \leq 0.8)$ 且最低电压持续时间不超过 0.625 s，在保证电网不发生解列的情况下，并网点电压需在跌落开始后 2 s 内恢复至安全工作范围^[22]，因此，在故障穿越时间 $t = 2$ s 的时间段内，输入系统的总能量 W_{in} 可表示为

$$W_{in} = P_m t \quad (11)$$

储存在机组传动系统的最大能量 W_{max} 受发电机的转动惯量 J 、最高转速 ω_{max} 以及额定转速 ω_N 的影响^[23-24]，即

$$W_{max} = \frac{1}{2} J (\omega_{max}^2 - \omega_N^2) \quad (12)$$

通过式(12)可知，在保证机组传动系统最大储

能的情况下, 最终由机侧变流器注入直流母线的功率 P_{r2}^* 最小, 即

$$P_{r2}^* = \frac{W_{in} - W_{max}}{t} = \frac{P_m t - \frac{1}{2} J (\omega_{max}^2 - \omega_N^2)}{t} \quad (13)$$

如图3所示, 当电网正常运行或发生小值电压跌落时 $P_{r1}^* > P_{r2}^*$, 机侧变流器的输入功率给定值取 $P_r^* = P_{r1}^*$, 可使机组传动系统所储存的能量低于最大储能, 留有裕度空间以应对其他不良情况。当电网发生严重电压跌落时 $P_{r1}^* < P_{r2}^*$, 而机组传动系统能储存的最大能量有限, 因此取 $P_r^* = P_{r2}^*$ 。

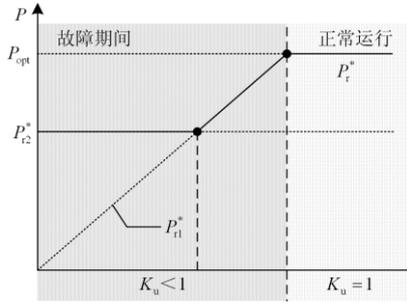


图3 机侧变流器功率选择示意图

Fig. 3 Schematic diagram of generator-side converter power selection

综上所述, 故障时功率选择指令如下:

$$P_r^* = \max(P_{r1}^*, P_{r2}^*) \quad (14)$$

2.2 网侧控制策略

利用瞬时对称分量法(ISCMM)可分离出电网电压、电流的正、负序分量, 电网侧正、负序分量分别在正、负序 dq 旋转坐标系下的数学模型为^[25]

$$\begin{cases} v_{gd}^+ = -R_g i_{gd}^+ - L_g \frac{di_{gd}^+}{dt} + \omega_g L_g i_{gq}^+ + u_{gd}^+ \\ v_{gq}^+ = -R_g i_{gq}^+ - L_g \frac{di_{gq}^+}{dt} - \omega_g L_g i_{gd}^+ + u_{gq}^+ \end{cases} \quad (15)$$

$$\begin{cases} v_{gd}^- = -R_g i_{gd}^- - L_g \frac{di_{gd}^-}{dt} - \omega_g L_g i_{gq}^- + u_{gd}^- \\ v_{gq}^- = -R_g i_{gq}^- - L_g \frac{di_{gq}^-}{dt} + \omega_g L_g i_{gd}^- + u_{gq}^- \end{cases} \quad (16)$$

式中: v_{gd}^+ 、 v_{gq}^+ 、 v_{gd}^- 、 v_{gq}^- 为网侧变流器交流侧正、负序电压的 d 、 q 轴分量; R_g 为网侧等效电阻; L_g 为网侧滤波电感。

为减少直流链支撑电容电压的二倍频波动对系统产生的影响, 采用陷波频率 $\omega_n = 2\omega_g$ 的陷波器对直流链支撑电容电压 u_{dc} 进行滤波, 并将电流指令计

算及约束条件引入网侧变流器控制系统, 得到双闭环控制框图, 如图4所示。

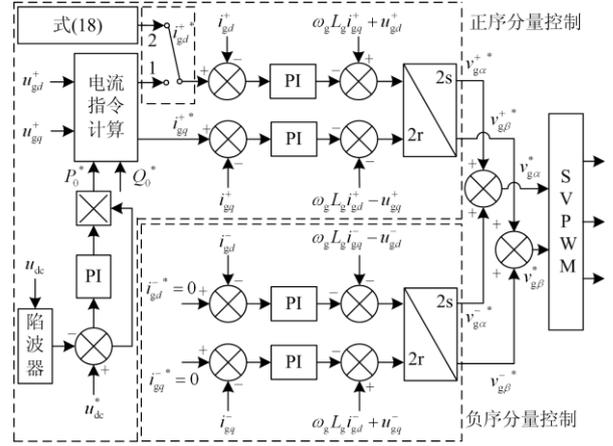


图4 网侧变流器控制框图

Fig. 4 Block diagram of grid-side converter control

在非对称故障情况下, 负序电流的存在将破坏系统的稳定性, 为实现网侧三相电流对称并尽可能地消除负序电流^[26], 本文采用 $i_{gd}^- = 0$ 、 $i_{gq}^- = 0$ 的负序电流控制方法, 代入式(7)可得到正序电流指令为

$$\begin{bmatrix} i_{gd1}^+ \\ i_{gq}^+ \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} u_{gd}^+ & u_{gq}^+ \\ u_{gq}^- & -u_{gd}^- \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} P_0^* \\ Q_0^* \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中: P_0^* 为有功功率指令, 该指令通过电压外环求得; Q_0^* 为无功功率指令, 无功功率参考值 Q_0^* 大小可根据直驱永磁风电机组运行的功率因数需求而设定。在故障情况下, 通常可将功率因数大小调节在超前0.9到滞后0.9之间, 从而为电网提供无功补偿, 但由于本文未定量研究电压跌落深度与功率因数大小调节之间的关系, 因此文中不考虑改变 Q_0^* 大小, 始终设定无功功率直流分量参考值为0。

当电网电压骤降时, 若要维持机侧输入与网侧输出功率的平衡, 网侧变流器输出电流 i_g 将升高, 当 i_g 超过变流器的最大受限电流 I_{max} 时, 将会对变流器造成严重损害, 因此需要对式(17)求得的电流采取限幅措施。为了尽可能地对故障下的风电系统提供无功支撑, 增强系统恢复稳态运行的能力, 采用正序有功电流按无功优先约束条件求得, 无功电流保持式(17)中的电流指令不变, 即

$$i_{gd2}^+ = -\sqrt{I_{max}^2 - (i_{gq}^+)^2}, \quad (i_{gd}^+)^2 + (i_{gq}^+)^2 > I_{max}^2 \quad (18)$$

因此, 正序有功分量选择指令如下:

$$i_{gd}^+ = \begin{cases} i_{gd1}^+, & (i_{gd}^+)^2 + (i_{gq}^+)^2 < I_{max}^2 \\ i_{gd2}^+, & (i_{gd}^+)^2 + (i_{gq}^+)^2 > I_{max}^2 \end{cases} \quad (19)$$

综上所述,通过控制网侧变流器可使机组在正常工作时保持单位功率因数运行;当发生电压跌落,使机组按照无功优先原则运行在无功补偿模式下,为系统提供无功支撑,帮助电网电压尽快恢复。

3 超级电容储能系统

目前,超级电容器已经成为发展新能源汽车、智能分布式电网等领域的重要突破口之一,其具有的充放电速度快且能量转换效率高、使用寿命长且没有“记忆效应”、超低温特性好且绿色无污染等特点,同样使其能够在海上风电领域中得到有效应用。

3.1 储能系统拓扑结构

储能系统由双向 DC-DC 变换器和超级电容器组成,而已有的超级电容器模型大多为非线性(与电压相关)传输线或者是有限梯形 RC 网络,为简化分析,本文采用如图 5 所示的储能系统拓扑图^[23]。

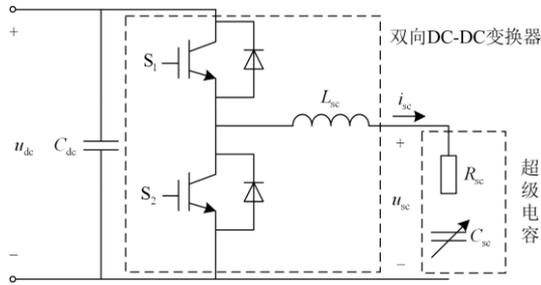


图 5 储能系统拓扑结构

Fig. 5 Energy storage system topology

当直流链支撑电容电压 u_{dc} 因发生故障而升高时,储能系统作用于 Buck 降压状态(S_1 导通, S_2 断开),电感电流 i_{sc} 自左向右流入超级电容器,使其进入充电模式。当故障消除且直流链支撑电容电压 u_{dc} 趋于稳定范围内时,储能系统作用于 Boost 升压状态(S_1 断开, S_2 导通),电感电流 i_{sc} 自右向左流出超级电容器,使其进入放电模式。

3.2 超级电容器的容量选取

电网非对称故障期间,网侧输出功率 P_g 由直流分量 P_0 和波动分量构成,而输出功率的波动分量幅值相对于直流分量幅值较小,故网侧变流器输出的总能量 W_g 可近似于

$$W_g = \int_0^t P_g dt = \int_0^t P_0 + P_{c2} \cos(2\omega_g t) + P_{s2} \sin(2\omega_g t) dt = \int_0^t P_0 dt \quad (20)$$

考虑到经济成本,计算超级电容容量时取 $P_t^* = P_{c2}^*$ 。因此,在非对称故障期间,由于机、网侧

功率传输不平衡,需要储存在超级电容器的总能量 W_{sc} 为

$$W_{sc} = P_{t2}^* t - W_g = P_m t - \frac{1}{2} J (\omega_{\max}^2 - \omega_N^2) - \int_0^t P_0 dt \quad (21)$$

根据储能系统拓扑结构,超级电容器为非线性电容,其容量大小将受其扩散层影响系数以及其内部静电电容器的电容初始值等因素的影响,但是对于一组超级电容器单元而言,归一化的初始电容 k_0 是恒定的^[28],一般取值为 0.7~0.8。因此,在非对称故障期间,其总能量的变化量可表示为

$$W_{sc} = C_{sc} \left[\frac{k_0}{2} (u_{sc,t}^2 - u_{sc,0}^2) + \frac{2(1-k_0)}{3} \frac{1}{u_{CON}} (u_{sc,t}^3 - u_{sc,0}^3) \right] \quad (22)$$

式中: $u_{sc,0}$ 、 $u_{sc,t}$ 分别为故障发生前超级电容器的端电压和故障发生后端电压; u_{CON} 为超级电容器额定电压。

当超级电容器寿命终止(End-of-Life, EOL)发生时,超级电容容量将降低至标称电容的 80%,为保证超级电容器的储能能力,必须考虑 EOL 因素的影响,再结合式(21)、式(22)可知,超级电容器的容量 C_{sc} 为

$$C_{sc} = \frac{1}{0.8} \frac{P_m t - \frac{1}{2} J (\omega_{\max}^2 - \omega_N^2) - \int_0^t P_0 dt}{\frac{k_0}{2} (u_{sc,t}^2 - u_{sc,0}^2) + \frac{2(1-k_0)}{3} \frac{1}{u_{CON}} (u_{sc,t}^3 - u_{sc,0}^3)} \quad (23)$$

3.3 超级电容储能系统控制策略

对于 DC-DC 变换器仍然采用双闭环控制策略,电压外环保持直流链支撑电容电压 u_{dc} 恒定,电流内环提高系统响应速度,如图 6 所示。

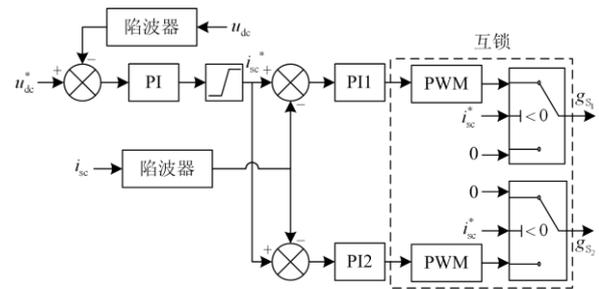


图 6 储能系统控制框图

Fig. 6 Block diagram of energy storage system control

此外,当双向 DC-DC 变换器的两个触发信号 g_{s1} 和 g_{s2} 同时导通时,直流母线将被短路,进而可能使整个系统瘫痪,造成巨大损失。因此,不能使触发信号 g_{s1} 和 g_{s2} 同时导通,需要对其进行互锁。

对于 PI1 和 PI2 控制器 $K_{p1} = -K_{p2}$ 、 $K_{i1} = K_{i2}$ ，且当电流内环给定信号 $i_{sc}^* < 0$ 时，触发信号 g_{s1} 等同于经 PWM 调制后得到的开关信号，触发信号 g_{s2} 为 0；当电流内环给定信号 $i_{sc}^* > 0$ 时，触发信号 g_{s2} 等同于经 PWM 调制后得到的开关信号，触发信号 g_{s1} 为 0。

通过对机、网侧变流器和储能系统的控制，与已有方案相比，本文方案具有如下特点：机、网侧变流器采用改进式双闭环控制，机侧考虑故障程度和传动系统最大动能储能，从而较快减小机侧功率输出，提高系统响应速度；网侧在故障时考虑无功优先原则进行无功补偿；选取超级电容容量时，考虑超级电容的扩散层影响系数、内部静电电容初始值以及实际应用中的寿命终止情况等影响，使容量选取更为精确可靠，系统可靠性进一步提高。

4 仿真分析方法

为检验上述控制方案及参数设计的可行性，在 Matlab/Simulink 环境下建立风电并网系统模型，所选取的部分参数如表 1 所示。

表 1 参数设置

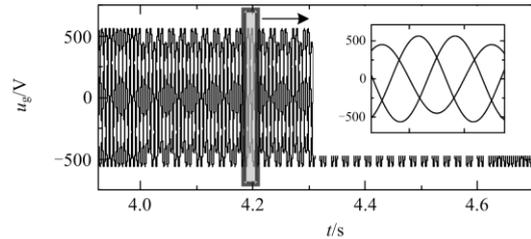
Table 2 Parameter settings

物理量	数值	物理量	数值
额定功率/MW	2	交直流电感/mH	0.835
网侧额定电压/V	690	永磁体磁链/Wb	1.1
直流母线额定电压/V	1 100	极对数	20
滤波电感/mH	10	滤波电容容量/ μ F	2
直流支撑电容容量/mF	40	超级电容容量/F	5
机侧外环 PI 控制器	10/100	机侧内环 PI 控制器	30/100
K_{sop}/K_{sol}		K_{sip}/K_{sil}	
网侧外环 PI 控制器	0.3/3	网侧内环 PI 控制器	20/120
K_{gop}/K_{gol}		K_{gip}/K_{gil}	

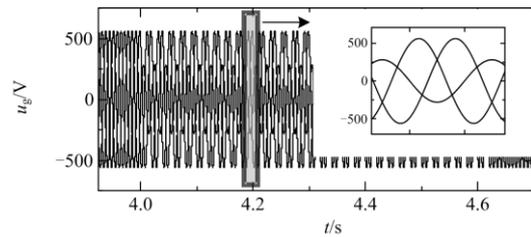
根据第 1 节的分析，直流链支撑电容电压由于机、网侧功率的不平衡而产生骤升，为验证本文控制方案能否有效抑制直流链支撑电容电压的上升，使仿真系统在 $t = 4$ s 时发生单相或两相短路接地故障，并在两种故障类型下分别进行电压跌落程度为 20%、50%、80%，最低电压持续时间为 0.625 s 的仿真模拟，电网发生单相短路接地故障的仿真结果如图 7 所示，发生两相短路接地故障的仿真结果如图 8 所示。

直流链支撑电容电压的振荡程度及最大上升幅度随单相或两相电压跌落程度的增大而增大。图 7 表明，当单相电压跌落程度 D_1 分别为 20%、50% 时，直流链支撑电容电压仅在额定电压 1 100 V 上下小

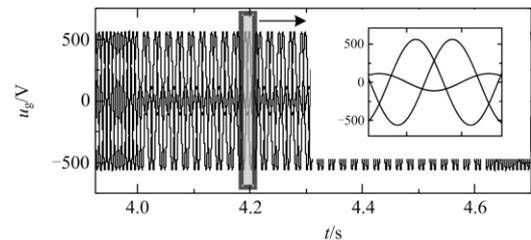
幅度波动；当单相电压跌落程度 $D_1 = 80\%$ 时，直流链支撑电容电压的峰值约为 1 137.74 V，最大上升幅度约为 3.43%，处于安全运行范围内。因此，在单相短路接地故障下应用本文的控制策略能够很好的抑制直流链支撑电容电压的骤升，具有很好的控制效果。



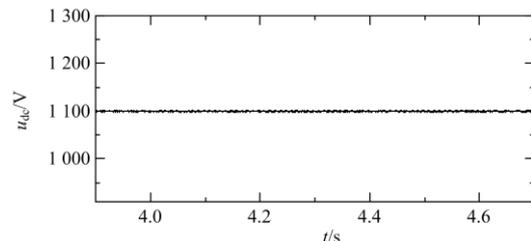
(a) $D_1=20\%$ 时网侧电压波形



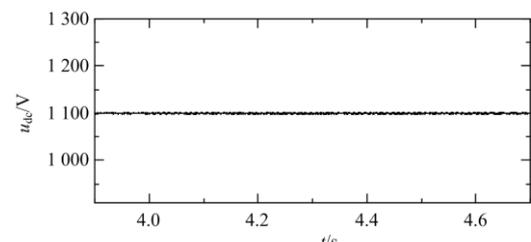
(b) $D_1=50\%$ 时网侧电压波形



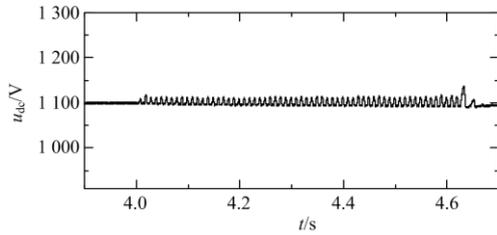
(c) $D_1=80\%$ 时网侧电压波形



(d) $D_1=20\%$ 时直流链支撑电容电压



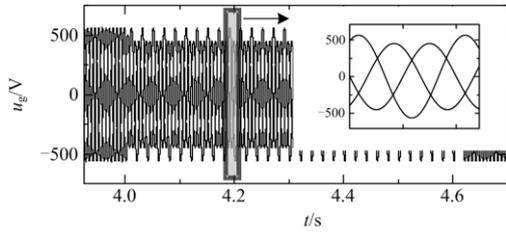
(e) $D_1=50\%$ 时直流链支撑电容电压



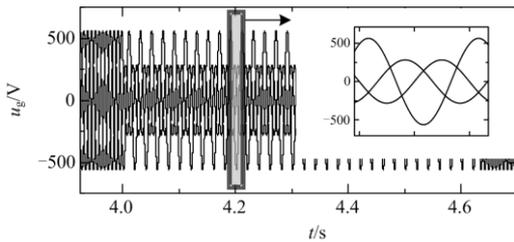
(f) $D_1=80\%$ 时直流链支撑电容电压

图 7 单相短路接地故障仿真结果

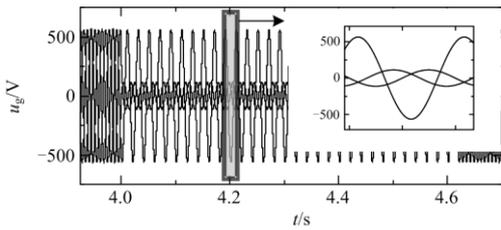
Fig. 7 Single-phase ground fault simulation results



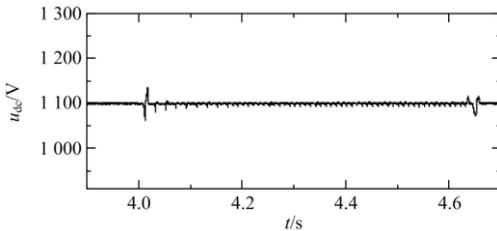
(a) $D_2=20\%$ 时网侧电压波形



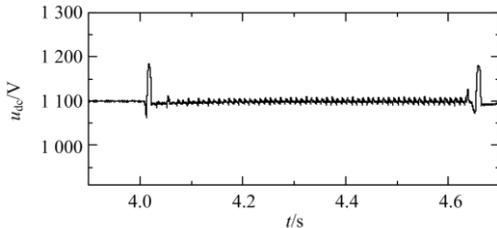
(b) $D_2=50\%$ 时网侧电压波形



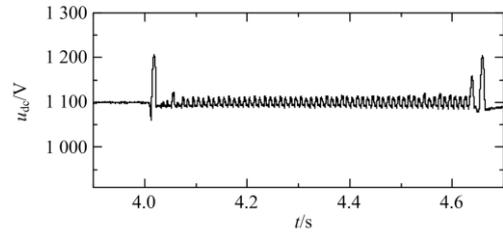
(c) $D_2=80\%$ 时网侧电压波形



(d) $D_2=20\%$ 时直流链支撑电容电压



(e) $D_2=50\%$ 时直流链支撑电容电压



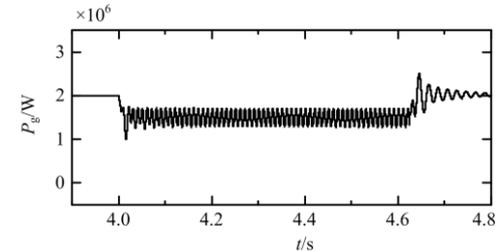
(f) $D_2=80\%$ 时直流链支撑电容电压

图 8 两相短路接地故障仿真结果

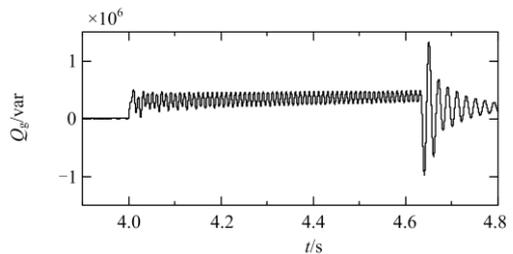
Fig. 8 Two-phase ground fault simulation results

图 8 表明, 当两相电压跌落程度 D_2 分别为 20%、50% 及 80% 时, 直流链支撑电容电压的峰值分别为 1 134.96 V、1 184.98 V、1 208.16 V, 最大上升幅度分别为 3.18%、7.73%、9.83%, 均处于安全运行范围内。

图 9 表明, 正常稳态运行时, 系统处于单位功率运行状态; 发生故障后, 新型控制方案中采取的无功优先原则会为系统提供一定的无功支撑, 帮助直流链支撑电容电压保持恒定, 增强系统恢复稳态运行的能力, 表明了该控制策略的有效性。



(a) 有功功率



(b) 无功功率

图 9 $D_2 = 50\%$ 时两相短路接地功率曲线

Fig. 9 Two-phase short-circuit grounding power curve with $D_2 = 50\%$

5 结论

本文对直驱永磁风电系统电网电压非对称跌落引起的机、网侧能量不平衡、直流链支撑电容电压骤升, 以及功率和电压 2 倍频波动问题, 提出了一种超级电容储能与序分量协调控制方案。该方案关于机、网侧变流器的控制考虑了电网电压跌落程度,

结合了网侧电流约束条件,并对超级电容容量的选取考虑了寿命终止等影响因素。仿真结果表明,该方法可以抑制电网故障时直流链支撑电容电压的上升,同时提供无功支撑,提高了直驱永磁风电系统的抗电网非对称故障能力和运行稳定性。

参考文献

- [1] 袁艺嘉,孔明,李元贞. 海上风电柔性直流换流平台用 ± 200 kV 直流 GIS 关键电气应力研究[J]. 广东电力, 2021, 34(5): 38-47.
YUAN Yijia, KONG Ming, LI Yuanzhen. Study on key electrical stress of ± 200 kV DC GIS for VSC-HVDC converter platform for offshore wind power[J]. Guangdong Electric Power, 2021, 34(5): 38-47.
- [2] 王邦彦,王秀丽,宁联辉. 海上风电场集电系统开关配置最优化及可靠性评估[J]. 供用电, 2021, 38(4): 43-51.
WANG Bangyan, WANG Xiuli, NING Lianhui. Switch configuration optimization and reliability evaluation of offshore wind farm collector system[J]. Distribution & Utilization, 2021, 38(4): 43-51.
- [3] 迟永宁,梁伟,张占奎,等. 大规模海上风电输电与并网关键技术研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(14): 3758-3770.
CHI Yongning, LIANG Wei, ZHANG Zhankui, et al. An overview on key technologies regarding power transmission and grid integration of large scale offshore wind power[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3758-3770.
- [4] 符杨,杨凡,刘璐洁,等. 考虑部件相关性的海上风电机组预防性维护策略[J]. 电网技术, 2019, 43(11): 4057-4063.
FU Yang, YANG Fan, LIU Lujie, et al. Preventive maintenance strategy for offshore wind turbines considering component correlation[J]. Power System Technology, 2019, 43(11): 4057-4063.
- [5] 黄景光,汪潭,林湘宁,等. 面向风电消纳的区域综合能源系统鲁棒优化调度[J]. 电测与仪表, 2021, 58(12): 110-117.
HUANG Jingguang, WANG Tan, LIN Xiangning, et al. Robust optimal dispatch of regional integrated energy system for wind power consumption[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2021, 58(12): 110-117.
- [6] 许傲然,高阳,郝建宽,等. 基于声雷达技术与神经网络的风电预测研究[J]. 供用电, 2021, 38(8): 83-90.
XU Aoran, GAO Yang, HAO Jiankuan, et al. Prediction of wind power based on acoustic radar technology and neural network[J]. Distribution & Utilization, 2021, 38(8): 83-90.
- [7] 黄守道,高剑,罗德荣. 直驱永磁风力发电机设计及并网控制[M]. 北京: 电子工业出版社, 2014.
- [8] 边晓燕,田春笋,符杨. 提升直驱型永磁风电机组故障穿越能力的改进控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(9): 69-74.
BIAN Xiaoyan, TIAN Chunsun, FU Yang. A coordinated control strategy for fault ride-through capacity of direct-drive permanent magnet wind power generating units[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(9): 69-74.
- [9] 贾波,张辉. 直驱永磁同步风电系统低电压穿越控制策略[J]. 电力系统及其自动化学报, 2015, 27(2): 15-19.
JIA Bo, ZHANG Hui. Low voltage ride through control strategy for direct-drive permanent magnet synchronous wind power generation system[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2015, 27(2): 15-19.
- [10] 甄永赞,苏宁赛,李美林. 适用于高/低电压穿越的双馈风机协同控制策略及其稳定技术研究[J]. 电网技术, 2021, 45(1): 39-49.
ZHEN Yongzan, SU Ningsai, LI Meilin. Research on doubly-fed induction generators synergetic control strategy and stability technology for high/low voltage ride through[J]. Power System Protection and Control, 2021, 45(1): 39-49.
- [11] BAHIRAT H J, MORK B A. Operation of DC series-parallel connected offshore wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(2): 596-603.
- [12] 许彬,高冲,张静. 应用于海上风电接入的 VSC-HVDC 系统主网侧交流故障穿越的新型直流耗能装置拓扑[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(1): 88-97.
XU Bin, GAO Chong, ZHANG Jing. A novel DC chopper topology for grid side fault ride through in VSC-HVDC based offshore wind power connection[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(1): 88-97.
- [13] 张钦智,王宾,李琰,等. 风电场经柔性直流输电系统故障穿越协调控制研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(10): 131-138.
ZHANG Qinzi, WANG Bin, LI Yan, et al. Research on fault crossing coordination control of a wind farm via a flexible direct current transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(10): 131-138.
- [14] 凌禹,窦真兰. 基于 DVR 的双馈风电机组不对称电压故障穿越[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(2): 65-70, 77.
LING Yu, DOU Zhenlan. Asymmetrical voltage fault ride-through of wind turbine with DFIG using DVR[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(2): 65-70, 77.
- [15] 刘诗涵,周羽生,许振华,等. 基于超级电容蓄能的永

- 磁同步海上风电低电压穿越研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(5): 9-15.
- LIU Shihan, ZHOU Yusheng, XU Zhenhua, et al. Research on low-voltage ride through capability of permanent magnetic synchronous offshore wind power based on super-capacitor energy storage[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(5): 9-15.
- [16] 杜雄, 彭国秀, 戴朋岑, 等. 基于超级电容的永磁同步风力发电机非对称故障穿越方法[J]. 重庆大学学报, 2014, 37(1): 46-53.
- DU Xiong, PENG Guoxiu, DAI Pengcen, et al. An asymmetric fault ride-through control method for PMSG wind turbine based on super-capacitors[J]. Journal of Chongqing University, 2014, 37(1): 46-53.
- [17] TAO R, LI F, CHEN W, et al. Research on the protection coordination of permanent magnet synchronous generator based wind farms with low voltage ride through capability[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(1): 28-36.
- [18] OUYANG J X, TANG T, YAO J, et al. Active voltage control for DFIG-based wind farm integrated power system by coordinating active and reactive powers under wind speed variations[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(3): 1504-1511.
- [19] YANG J, FLETCHER J E, O'REILLY J. A series-dynamic-resistor-based converter protection scheme for doubly-fed induction generator during various fault conditions[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2010, 25(2): 422-432.
- [20] 李国庆, 张林, 江守其, 等. 风电经双极混合型 MMC-HVDC 并网的直流故障穿越协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(10): 27-36.
- LI Guoqing, ZHANG Lin, JIANG Shouqi, et al. Coordinated control strategies for DC fault ride-through of wind power integration via bipolar hybrid MMC-HVDC overhead lines[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(10): 27-36.
- [21] LIU R K, YAO J, WANG W X, et al. Dynamic stability analysis and improved LVRT schemes of DFIG-based wind turbines during a symmetrical fault in a weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 303-318.
- [22] 中国电力科学研究院. 海上风电场接入电网技术规定: Q/GDW 11410—2015[S]. 北京: 国家电网公司, 2016.
- [23] 王鹏, 王晗, 张健文, 等. 超级电容储能系统在风电系统低电压穿越中的设计及应用[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(10): 1528-1537.
- WANG Peng, WANG Han, ZHANG Jianwen, et al. Design and application of supercapacitor energy storage system used in low voltage ride through of wind power generation system[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(10): 1528-1537.
- [24] 卢一菲, 陈冲, 金成日, 等. 直驱永磁风电机组高电压穿越协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(15): 50-60.
- LU Yifei, CHEN Chong, JIN Richeng, et al. HVRT coordinated control strategy of a direct-driven PMSG[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(15): 50-60.
- [25] 代林旺, 秦世耀, 王瑞明, 等. 直驱永磁同步风电机组高电压穿越技术与试验[J]. 电网技术, 2018, 42(1): 147-153.
- DAI Linwang, QIN Shiyao, WANG Ruiming, et al. Research and experiment on high voltage ride through for direct-drive PMSG-based wind turbines[J]. Power System Technology, 2018, 42(1): 147-153.
- [26] 王鹏, 王海松, 张健文, 等. 超级电容储能系统在电网电压不平衡风电系统中的协调控制[J]. 太阳能学报, 2015, 36(12): 2937-2945.
- WANG Peng, WANG Haisong, ZHANG Jianwen, et al. Coordinated control of supercapacitor energy storage system used in wind power generation system under unbalanced grid voltage[J]. Acta Energetica Sinica, 2015, 36(12): 2937-2945.
- [27] 颜湘武, 宋子君, 崔森, 等. 基于变功率点跟踪和超级电容器储能协调控制的双馈风电机组一次调频策略[J]. 电工技术学报, 2020, 35(3): 530-541.
- YAN Xiangwu, SONG Zijun, CUI Sen, et al. Primary frequency regulation strategy of doubly-fed wind turbine based on variable power point tracking and supercapacitor energy storage[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(3): 530-541.
- [28] 佩塔尔 J. 格尔波维奇. 超级电容器在功率变换系统中的应用、分析与设计—从理论到实际[M]. 田立亭, 李相俊, 等译. 北京: 机械工业出版社, 2017.

收稿日期: 2021-04-21; 修回日期: 2021-08-10

作者简介:

杨航(1997—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源发电及并网技术; E-mail: 1173351077@qq.com

周羽生(1965—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 硕士生导师, 研究方向为风电并网与配电网自动化、电网安全与融冰防灾技术、高温超导技术等; E-mail: zysdl0193@sina.com

许振华(1975—), 男, 高级工程师, 研究方向为风电场能源开发、建设和运行维护管理。E-mail: xzh@dtzzfd.com

(编辑 许威)