第 49 卷 第 1 期：19-30 高电压技术 Vol.49, No.1: 19-30
2023 年 1 月 31 日 High Voltage Engineering January 31, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20220288

适用于海上风电分频输电的模块化多电平矩阵变换器故障穿越控制策略

孙玉巍[1]，王　童[1]，付　超[1]，郭　锋[2]，倪秋龙[3]
（1. 华北电力大学新能源电力系统国家重点实验室，保定 071003；
2. 国网浙江省电力有限公司台州供电公司，台州 318000；
3. 国网浙江省电力有限公司衢州供电公司，杭州 310007）

摘　要：作为海上风电分频输电(fractional frequency transmission system，FFTS)的重要装置，模块化多电平矩阵变换器(modular multilevel matrix converter，M3C)的故障穿越是海上风电并网安全稳定运行的重要问题之一。为研究 M3C 故障穿越控制，首先基于 M3C 双 *dq* 坐标系下的数学模型和稳态控制策略，在 MATLAB/Simulink 中搭建仿真模拟电网发生三相对称故障的情况，分析 M3C 的暂态特性，并提出故障穿越策略。通过改变 M3C 低频侧交流电压指令，迫使风电场根据自身低电压穿越策略减少输出功率，从而降低 M3C 传输的有功功率；M3C 工频侧采取有功平衡优先、剩余最大无功输出的控制策略以支撑网侧跌落电压；且根据系统对有功无功功率的需求分为有功无功兼顾、有功优先、无功优先 3 种场景的控制方案。仿真结果表明，所提策略可以根据不同的控制需求提升 M3C 故障穿越的能力，保证 M3C 各子模块电容平均电压不超过阈值，无需额外卸荷电路和通信即可实现电网故障期间的安全穿越，同时有利于维持风机持续并网运行和电网电压的恢复。

关键词：模块化多电平矩阵变换器；M3C；分频输电系统；FFTS；故障穿越控制；海上风电；功率控制

Fault Ride-through Control Strategy of Modular Multilevel Matrix Converter for Fractional Frequency Transmission System

SUN Yuwei[1], WANG Tong[1], FU Chao[1], GUO Feng[2], NI Qiulong[3]
(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Baoding 071003, China; 2. Taizhou Power Supply Company, State Grid Zhejiang Electric Power Company, Taizhou 318000, China; 3. Quzhou Power Supply Company, State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd., Hangzhou 310007, China)

Abstract: The fault ride-through of modular multilevel matrix converters (M3C), as an important device of fractional frequency transmission system (FFTS) technology for offshore wind power, is one of important issues on the safe and stable operation for offshore wind power integration. In order to study fault ride-through control of M3C, the paper first described the mathematical model and steady-state control strategy of M3C based on double *dq* axis. From the simulations of a three-phase symmetrical fault on the grid in MATLAB/Simulink, the paper analyzed the transient characteristics of M3C, and then proposed a fault ride-through strategy. The low frequency AC voltage references were regulated to force the wind farm to reduce their output power which were transferred through the M3C, and on the line frequency side, the maximized remaining reactive power capacity of the converter was utilized to support the grid voltage. According to the system demands for active and reactive power, there were three scenarios, active-reactive power trade-off, active power priority and reactive power priority. Simulation results show that the proposed strategy can improve fault ride-through capability of M3C according to different control requirements, ensure the average capacitor voltage of M3C below the threshold value, and realize safe fault ride-through without additional chopper circuit and communication. And it is beneficial to maintain continuous wind power integration and grid fault recovery.

Key words: modular multilevel matrix converters; M3C; fractional frequency transmission system; FFTS; fault ride-through control; offshore wind power; power control

基金资助项目：国网浙江省电力有限公司科技项目(2021ZK05)。
Project supported by Science and Technology Project of State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd. (2021ZK05).

0 引言

我国海上风力资源丰富，发展海上风电有助于加快能源转型进程，助力“双碳”目标的实现[1]，且随着海上风电的快速发展，规划中的海上风电场从近海逐渐延伸至中远海，大容量远距离海上风电将是风电未来发展的一个趋势[2-4]，实现大容量海上风电的远距离输送及并网是一个极具现实意义且亟待解决的问题。

目前，风电的远距离输送及并网方式主要有3种：高压交流输电、高压直流输电以及分频输电(fractional frequency transmission system，FFTS)[4]。同其他方式相比，分频输电可有效提高传输容量和功率传输距离，且只需要在陆地侧建造一个换流站，即可使经济性得到大幅提高[5]。作为海上风电 FFTS 的重要装置，模块化多电平矩阵式换流器(modular multilevel matrix converter，M3C)具有可直接实现能量双向流动，无需额外无功补偿及滤波等优势[6]，成为分频输电系统高压大功率变频器中极具竞争力的拓扑。

目前，M3C 的研究主要涉及拓扑建模及稳态控制策略等方面[7-10]，对其故障穿越特性及控制方面的研究还较少。文献[11]根据 M3C 的基本原理和工作特点建立了其平均值数学模型。文献[12]建立了 M3C 的动态数学模型，并提出双 *dq* 坐标系下的有功、无功独立控制方案，更易实现控制的无静差特性。在多电气量控制策略方面，文献[13]通过 *dq* 变换及比例−积分(proportion-integration，PI)控制器实现输出电压的控制，采用直接反馈及比例−谐振(proportion-resonance, PR)控制器控制桥臂电流，抑制其高频分量及环流。

对于海上风电分频输电系统，当陆上工频电网侧突然发生故障导致电网侧电压跌落时，若无故障穿越控制措施，则风电场将仍然正常输出功率，M3C 输入有功不变而输出有功能力受最大并网电流限制，随着电网电压跌落幅度的增加，并网电流将逐渐增大直至达到电流限值，进而威胁 M3C 的正常运行[14]。当 M3C 由于过流保护动作而被迫停止工作时，会对电网和其他设备的安全稳定运行造成严重影响，因此研究 M3C 的故障特性及控制，提升其故障穿越能力对分频输电技术的发展具有重要意义。

目前，国内外对风力发电和光伏发电系统故障穿越技术的研究已有较多成果[15-17]，而针对含 M3C 系统的故障穿越技术研究较少。文献[18]提出了一种工频侧系统发生不对称故障时的控制策略，但是未涉及到海上风电的场景。文献[19]提出了 M3C 作为风电机组并网换流器的故障穿越控制策略，通过直流电压外环和输入电流内环控制实现电压跌落期间输入功率的控制，通过输出电流控制实现故障穿越规范要求的输出电流；该控制策略不能应用于本文海上风电分频输电场景，M3C 是海上风电低频汇集后的岸上集中并网接口换流器，并不直接参与风电机组的功率调节。类似地，可参考故障穿越措施的应用场景是大型风电场经柔性直流输电送出工程，在我国现阶段建设中的张北柔性直流示范工程中，通过在交流侧配置耗能装置，在故障时快速投切耗能装置吸收功率，以防止系统过压/过流[20-21]。

本文在已有研究的基础上，根据 M3C 的数学模型，介绍系统稳态运行时 M3C 的控制策略，同时将风电场侧等效为 VSC 并给出其控制策略；其次通过仿真模拟电网发生三相对称故障导致电压跌落的情况，分析 M3C 的暂态特性，并提出一种故障穿越控制方案；最后通过仿真结果验证所提控制方案对提升 M3C 故障穿越能力的有效性。

1 风场分频输电模型及控制策略

图 1 为海上风电 FFTS 输电结构图，海上风电场通过风电场控制系统输出低频功率，经 20 Hz 海底电缆输送到 M3C 换流器低频侧，M3C 工频侧连接 50 Hz 电网。

1.1 M3C 模型及控制策略

M3C 的主电路结构如图 2 所示，共有 9 个桥臂，每个桥臂由电感 L、等效电阻 R 以及 N 个 H 桥子模块串联而成。M3C 连接 2 个不同频率和幅值的三相交流系统，低频侧电网电压为 u_{sa}、u_{sb}、u_{sc}，输入电流为 i_a、i_b、i_c；工频侧电网电压为 u_{gu}、u_{gv}、u_{gw}，输出电流为 i_u、i_v、i_w，各电气量的参考方向均已在图 2 中标出。M3C 主电路拓扑中，与同相输出电压源相连的 3 个桥臂可以看成一个子换流器。正常运行时，通过对各桥臂的 N 个子模块进行调制，可使桥臂输出相应的电压来实现输入输出侧的控制目标。

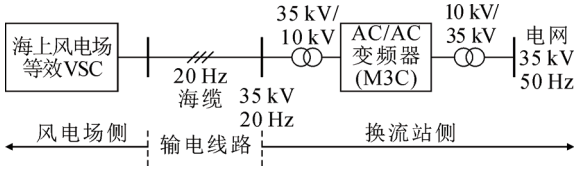


图 1 海上风电 FFTS 输电结构

Fig.1 Configuration of FFTS for offshore wind power system

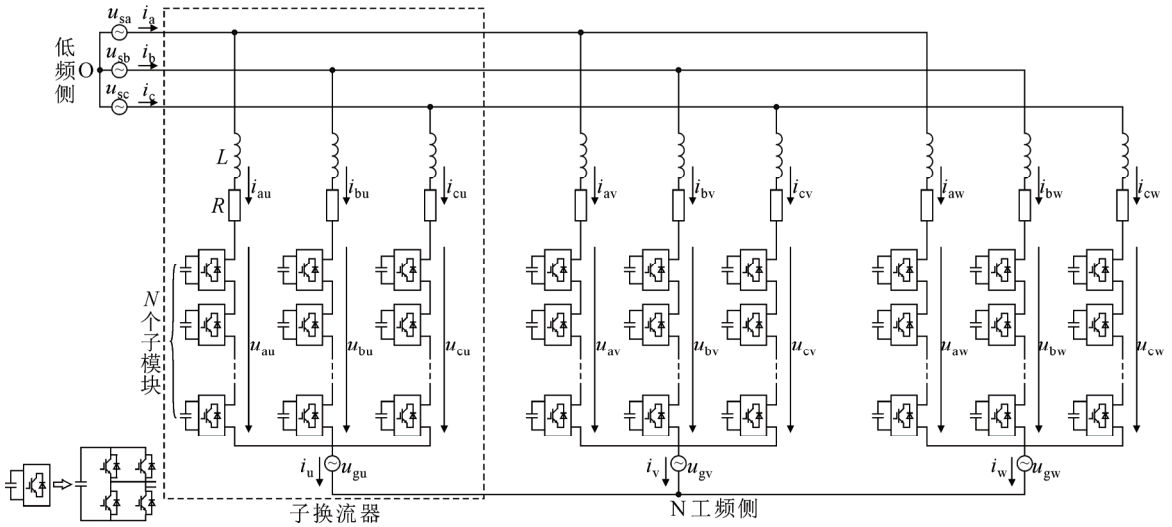


图 2　M3C 主电路结构

Fig.2　Main circuit of M3C

1.1.1　M3C 的数学模型

由图 2 所示的输入输出电压关系，可以建立相应的交流回路电压方程，即 M3C 系统在 abc 三相静止坐标系下的交流侧数学模型，如式(1)所示。其中 x=u，v，w，分别对应 M3C 的 3 个子换流器。i_{ax}、i_{bx}、i_{cx} 为桥臂电流，u_{ax}、u_{bx}、u_{cx} 为桥臂电压，u_{gx} 为工频侧电网电压，u_{N0} 为中性点间的电压。

$$\begin{cases} u_{sa}=Ri_{ax}+L\dfrac{\mathrm{d}i_{ax}}{\mathrm{d}t}+u_{ax}+u_{gx}+u_{N0} \\ u_{sb}=Ri_{bx}+L\dfrac{\mathrm{d}i_{bx}}{\mathrm{d}t}+u_{bx}+u_{gx}+u_{N0} \\ u_{sc}=Ri_{cx}+L\dfrac{\mathrm{d}i_{cx}}{\mathrm{d}t}+u_{cx}+u_{gx}+u_{N0} \end{cases} \tag{1}$$

式中：R、L 分别为桥臂等效电阻、电感。

将系统在 abc 坐标系下的数学模型变换到 dq 旋转坐标系下[12]，整理可得系统在双 dq 坐标系下的数学模型如式(2)、式(3)所示。其中，ω_s 为低频侧电网角频率，ω_g 为工频侧电网角频率；i_{dx}、i_{qx}(x=u，v，w)分别为各子换流器的 d、q 轴电流分量；u_{dx}、u_{qx}(x=u，v，w)分别为各子换流器的 d、q 轴电压分量；u_{gd}、u_{gq} 为工频侧电压的 d、q 轴分量；u_{sd}、u_{sq} 为低频侧电压的 d、q 轴分量。u_{d0}、u_{q0}、i_{d0}、i_{q0} 分别为与低频侧系统同频的桥臂电压、电流的 0 分量。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} u_{du} \\ u_{qu} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} u_{gd} \\ u_{gq} \end{bmatrix}-\left(R\begin{bmatrix} i_{du} \\ i_{qu} \end{bmatrix}+L\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\begin{bmatrix} i_{du} \\ i_{qu} \end{bmatrix}+\omega_g L\begin{bmatrix} -i_{qu} \\ i_{du} \end{bmatrix}\right) \\ \begin{bmatrix} u_{dv} \\ u_{qv} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} u_{gd} \\ u_{gq} \end{bmatrix}-\left(R\begin{bmatrix} i_{dv} \\ i_{qv} \end{bmatrix}+L\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\begin{bmatrix} i_{dv} \\ i_{qv} \end{bmatrix}+\omega_g L\begin{bmatrix} -i_{qv} \\ i_{dv} \end{bmatrix}\right) \\ \begin{bmatrix} u_{dw} \\ u_{qw} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} u_{gd} \\ u_{gq} \end{bmatrix}-\left(R\begin{bmatrix} i_{dw} \\ i_{qw} \end{bmatrix}+L\dfrac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\begin{bmatrix} i_{dw} \\ i_{qw} \end{bmatrix}+\omega_g L\begin{bmatrix} -i_{qw} \\ i_{dw} \end{bmatrix}\right) \end{cases} \tag{2}$$

$$\begin{bmatrix} u_{d0} \\ u_{q0} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}-R\begin{bmatrix} i_{d0} \\ i_{q0} \end{bmatrix}-L\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\begin{bmatrix} i_{d0} \\ i_{q0} \end{bmatrix}-\omega_s L\begin{bmatrix} -i_{q0} \\ i_{d0} \end{bmatrix}-\sqrt{3}\begin{bmatrix} u_{sd} \\ u_{sq} \end{bmatrix} \tag{3}$$

1.1.2　M3C 的控制策略

根据式(2)、式(3)，可采用 dq 解耦控制策略来实现低频侧和工频侧有功、无功的独立控制。本文中低频侧和工频侧均采用电压电流双闭环控制，首先对工频侧控制器进行设计，系统对称运行时 3 个子换流器桥臂电压中工频侧 d、q 分量相同，并有

$$\begin{bmatrix} i_{du} \\ i_{qu} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} i_{dv} \\ i_{qv} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} i_{dw} \\ i_{qw} \end{bmatrix}=\frac{1}{3}\begin{bmatrix} i_{gd} \\ i_{gq} \end{bmatrix} \tag{4}$$

式中：i_{gd}、i_{gq} 分别为工频侧电流的 d、q 轴分量。

因而可采用相同的控制器对 3 个子换流器进行控制。这里以 u 相子换流器为例，其内环电流控制器设计如下：

$$u_{du}=u_{gd}-Ri_{du}-L\frac{\mathrm{d}i_{du}}{\mathrm{d}t}+\omega_g Li_{qu}=u_{gd}+\omega_g Li_{qu}-K_P\left(i_{du_ref}-i_{du}\right)-K_I\int\left(i_{du_ref}-i_{du}\right)\mathrm{d}t \tag{5}$$

$$u_{qu}=u_{gq}-Ri_{qu}-L\frac{\mathrm{d}i_{qu}}{\mathrm{d}t}-\omega_g Li_{du}=u_{gq}-\omega_g Li_{du}-K_P\left(i_{qu_ref}-i_{qu}\right)-K_I\int\left(i_{qu_ref}-i_{qu}\right)\mathrm{d}t \tag{6}$$

式中：i_{du_ref}、i_{qu_ref} 为工频侧 u 相子换流器的有功、无功电流分量参考值；u_{gd}、u_{gq} 为工频侧电压的 d、q 轴分量；K_P、K_I 为 PI 控制器的比例和积分参数。

对于有功电流参考值，可由外环定子模块电容平均电压控制得到，即

$$i_{du_ref}=K_P\left(u_{dc_ref}-u_{dc}\right)+K_I\int\left(u_{dc_ref}-u_{dc}\right)\mathrm{d}t \tag{7}$$

式中：u_{dc} 为 M3C 换流器所有子模块电容电压的平

均值；$u_{\mathrm{dc_ref}}$为u_{dc}的给定值。

低频侧电流内环控制和工频侧类似，如式(8)、式(9)所示。

$$u_{da}=u_{sd}-Ri_{da}-L\frac{\mathrm{d}i_{da}}{\mathrm{d}t}+\omega_{\mathrm{s}}Li_{qa}= u_{sd}+\omega_{\mathrm{s}}Li_{qa}-K_{\mathrm{P}}\left(i_{da_\mathrm{ref}}-i_{da}\right)-K_{\mathrm{I}}\int\left(i_{da_\mathrm{ref}}-i_{da}\right)\mathrm{d}t \tag{8}$$

$$u_{qa}=u_{sq}-Ri_{qa}-L\frac{\mathrm{d}i_{qa}}{\mathrm{d}t}-\omega_{\mathrm{s}}Li_{da}= u_{sq}-\omega_{\mathrm{s}}Li_{da}-K_{\mathrm{P}}\left(i_{qa_\mathrm{ref}}-i_{qa}\right)-K_{\mathrm{I}}\int\left(i_{qa_\mathrm{ref}}-i_{qa}\right)\mathrm{d}t \tag{9}$$

对于低频侧 a 相子换流器的有功和无功电流分量i_{da}、i_{qa}的参考值i_{da_ref}、i_{qa_ref}，可由外环定低频侧交流电压控制得到，即：

$$i_{da_\mathrm{ref}}=K_{\mathrm{P}}\left(u_{sd_\mathrm{ref}}-u_{sd}\right)+K_{\mathrm{I}}\int\left(u_{sd_\mathrm{ref}}-u_{sd}\right)\mathrm{d}t \tag{10}$$

$$i_{qa_\mathrm{ref}}=K_{\mathrm{P}}\left(u_{sq_\mathrm{ref}}-u_{sq}\right)+K_{\mathrm{I}}\int\left(u_{sq_\mathrm{ref}}-u_{sq}\right)\mathrm{d}t \tag{11}$$

式中：u_{sd}、u_{sq}为低频侧电压的 d、q 分量；u_{sd_ref}、u_{sq_ref}为对应的参考指令值。

综上所述，本文选取的 M3C 稳态运行时控制方案为低频输入侧采用定交流电压控制，工频输出侧采用定子模块电容平均电压控制；输入输出侧电压调制信号作差得到各桥臂电压的调制信号 M_{sa}、M_{sb}、M_{sc}、M_{gu}、M_{gv}、M_{gw}，采用脉冲宽度调制(pulse width modulation，PWM)策略来实现对各子模块的触发脉冲控制，最终可得 M3C 稳态运行控制策略框图如图 3 所示。由于本文所研究系统的暂态过程受大时间尺度桥臂间和模块间直流电压不均衡的影响较小，因此控制策略暂未涉及相关控制。

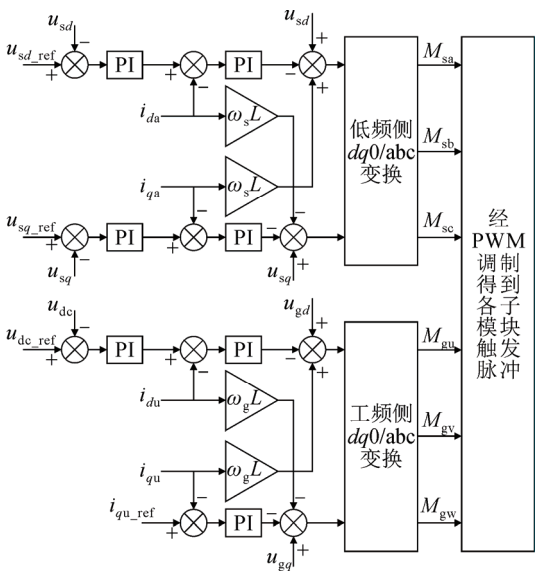


图 3 M3C 的稳态运行控制策略

Fig.3 Control diagram of M3C in steady-state operation

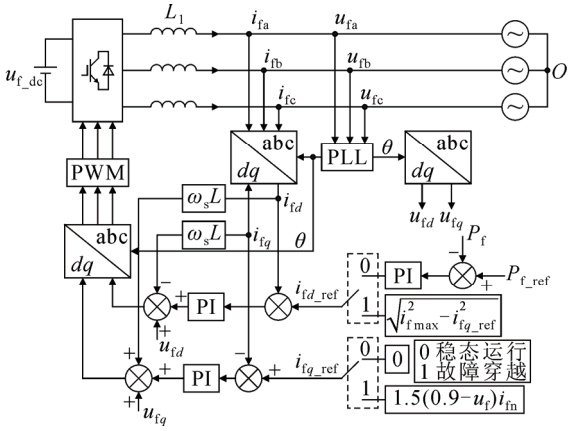


图 4 等效风电场 VSC 拓扑及其控制策略

Fig.4 Topology and control strategy of VSC of equivalent wind farm

1.2 等效风电场的 VSC 模型及其控制

本文重点研究 M3C 的故障穿越控制，针对海上风电较常用的永磁直驱风机模型，将风电场用一个电流控制型的电压源换流器(voltage source converter，VSC)进行等效，模拟故障场景下风电场的功率变化[22]。VSC 拓扑及其控制策略如图 4 所示，图中$u_{\mathrm{f_dc}}$为直流侧电容电压，交流侧连接滤波电感L_1，u_{fx}与 i_{fx}分别为 VSC 的输出相电压与电流，θ为输出电压相角。控制策略为：稳态运行时，有功、无功电流参考值处于模式 0，d 轴电流参考值由有功功率外环给定，q 轴电流参考值为 0，以保持单位功率因数运行；电网侧故障时，切换到模式 1，保证无功电流优先，q 轴电流的参考值由式(12)下限值确定。

根据我国最新风电接入电力系统导则规定，当风电场并网点电压处于标称电压的 20%~90%区间内时，风电机组应当通过向电力系统注入无功电流来支撑电网电压恢复，注入电力系统的动态无功电流大小为

$$i_{\mathrm{fq_ref}}\geq 1.5\left(0.9-u_{\mathrm{f}}\right)i_{\mathrm{n}} \tag{12}$$

式中：u_{f}为风电场输出电压幅值的标幺值；i_{n}为风电场机组额定电流。

此时，有功电流受逆变器额定功率的限制，在电网电压突变时，为避免逆变器超出其最大允许电流阈值i_{fmax}，需限制有功电流值i_{fd}，即

$$i_{fd_\mathrm{ref}}=\sqrt{i_{\mathrm{f\,max}}^2-i_{\mathrm{fq_ref}}^2} \tag{13}$$

2 系统暂态特性分析

根据前述 M3C 双 dq 坐标变换的数学模型及控制策略，利用 Matlab/Simulink 平台搭建如图 1、图 2 所示的系统仿真模型，对 M3C 分频输电系统的暂

态特性进行分析，同时验证第 1 章建模及控制设计的正确性。

系统稳态时的仿真结果如图 5 所示，其中 u_{sabc}、i_{sabc} 为低频侧电压、电流标幺值，基准值取低频侧额定电压、电流，u_{guvw}、i_{guvw} 为工频侧电压、电流标幺值，基准值取工频侧额定电压、电流，u_{dc} 为各子模块电容平均电压标幺值，基准值取 4500 V。可以看出，M3C 低频侧和工频侧电压、电流均为良好的三相对称正弦波形，M3C 各子模块电容平均电压稳定在标幺值 1。

如果系统中发生故障，就会导致电网电压发生扰动，瞬时跌落或升高。三相短路故障是最严重的故障类型，在仿真中模拟 M3C 工频侧电网发生三相对称短路故障导致电压跌落的情况，1.2 s 时工频侧电网故障，电压标幺值从 1 下降至 0.2，1.825 s 时电压恢复为 1，低电压状态持续 625 ms。仿真波形如图 6 所示，其中 u_{fd}/u_{fq}、i_{fd}/i_{fq}、P_{fabc}/Q_{fabc} 分别为风电场侧 d/q 轴电压、电流标幺值分量和有功/无功功率标幺值分量，基准值分别取风电场的额定电压、电流和额定功率；u_{sd}/u_{sq}、i_{sd}/i_{sq}、P_{sabc}/Q_{sabc} 分别为 M3C 低频侧 d/q 轴电压、电流标幺值分量和有功/无功功率标幺值分量，基准值分别取低频侧额定电压、电流和 M3C 的额定容量；u_{gd}/u_{gq}、i_{gd}/i_{gq}、P_{guvw}/Q_{guvw} 分别为 M3C 工频侧的 d/q 轴电压、电流标幺值分量和有功/无功功率标幺值分量，基准值分别取工频侧额定电压、电流和 M3C 的额定容量。后文中无特殊说明，均采用标幺值。

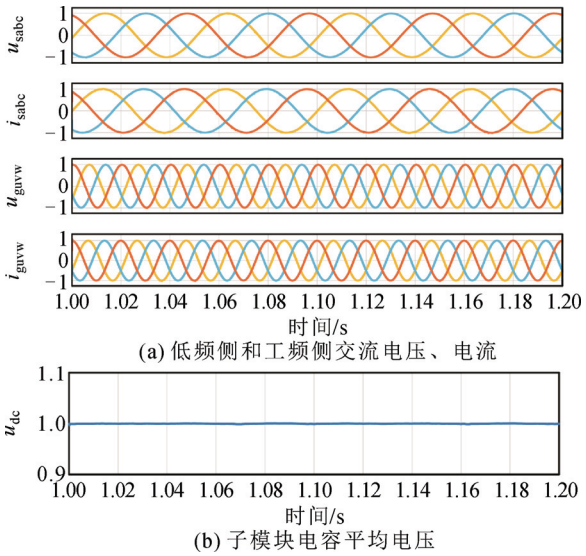


图 5　M3C 稳态运行时的波形

Fig.5　Waveforms of M3C at steady-state

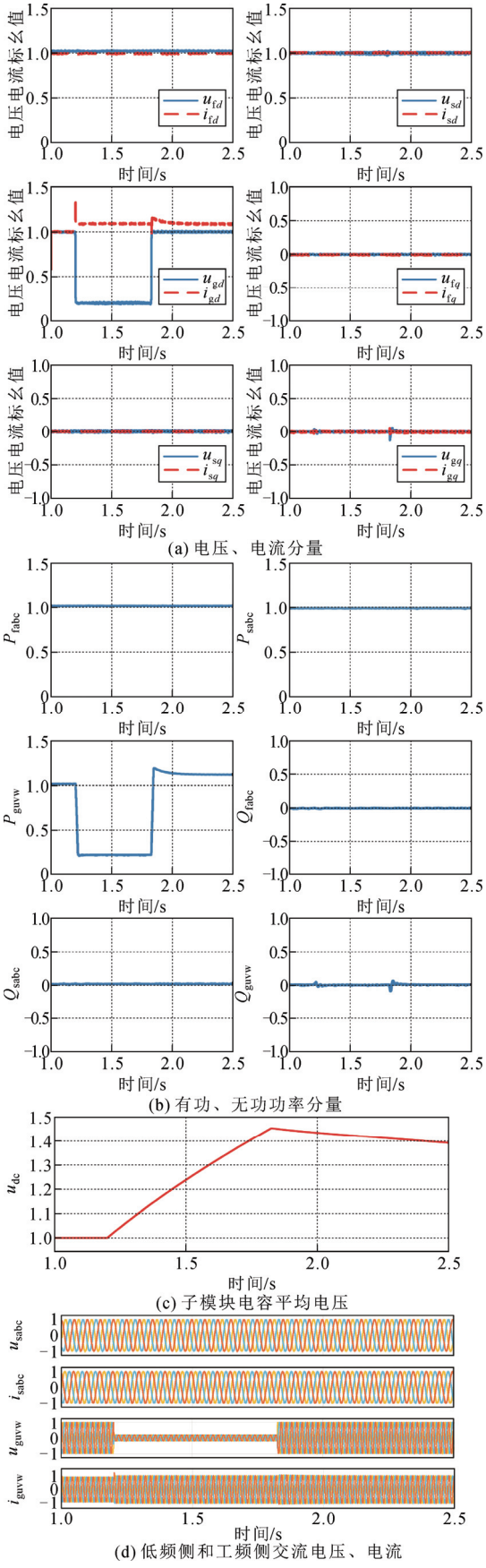


图 6　稳态运行控制策略下电压跌落到 0.2 时的波形

Fig.6　Waveforms when voltage falls to 0.2 under steady-state control strategy

对电网故障时系统各物理量暂态响应进行分析。如图 6 所示，M3C 系统在 1.2 s 前稳态运行，工频侧输出有功功率 P_{guvw} 为恒定标幺值 1，同时无功功率 Q_{guvw} 为 0，保持单位功率因数运行。1.2 s 时电网电压跌落到 0.2，M3C 低频侧由于采用定交流电压控制，因此低频侧电压 u_{sd}/u_{sq} 基本不变；风电场未感知到电网故障，仍按正常情况输出功率，其电压电流均保持不变，未受到电网电压跌落的影响。

故障过程中，风电场输出的有功功率 P_{fabc} 和 M3C 低频侧输入的有功功率 P_{sabc} 不变，而工频侧由于电压跌落，同时受限于换流器通流能力，其电流标幺值幅值被限制在 1.1，M3C 向电网输出的有功功率 P_{guvw} 减少，而无功功率在单位功率因数控制下，除了在电压跌落和恢复时刻经历瞬态变化外，其他时刻基本保持为 0。由于 M3C 输入有功功率和输出有功功率不平衡，因此各桥臂子模块电容持续吸收功率时，电容平均电压 u_{dc} 呈现上升趋势。当电网电压跌落程度较大，M3C 低频侧输入功率远大于工频侧向电网输出的功率时，可能导致桥臂子模块电容平均电压上升幅度过大，最终超过其限值 1.2 而触发直流过压保护，进而威胁整个分频输电系统的安全运行。

3 M3C 故障穿越控制方案

在上述故障情况下，为保证 M3C 不过流和不过压，可以有以下几种故障穿越思路：

1）增加卸荷电路消耗风电侧多余的有功功率，防止低频侧与工频侧功率不平衡导致的 M3C 桥臂子模块电容电压过高。

2）将风电场和 M3C 看作一个调控整体，由调度中心调节风电场出力，当检测到 M3C 工频侧电网电压跌落后，发送信号给调度中心，调度中心再给风电场发送减少出力的指令 P_{f_ref}，从而减少 M3C 低频侧输入的功率。

3）风电场和 M3C 独立调节，M3C 通过改变两侧控制策略对其输入和输出功率进行调节。当工频侧电网电压跌落时，令低频侧电压随工频侧电压同时跌落，迫使风电场减少输出功率，从而调节 M3C 两侧功率平衡，使其平稳渡过故障穿越过程。

思路 1）中装备大容量的卸荷电路会增加系统额外的成本；思路 2）对通信的实时性和可靠性要求较高，通信延迟或故障将不利于快速调节风电场出力、维持 M3C 两侧功率平衡。因此，本文基于第 3 种思路提出一种故障穿越控制策略，无需额外卸荷电路和通信，且风电机组可维持常规故障穿越策略，并根据系统对有功、无功的需求划分为有功无功兼顾、有功优先、无功优先 3 种场景。

在所提策略中，当工频侧电网电压跌落时，M3C 低频侧电压指令由恒定交流电压切换为

$$u_{sd_ref} = u_{gd} + k\left(1.2u_{dcn} - u_{dc}\right) \tag{14}$$

式中：k 为裕度系数；$1.2u_{dcn}$ 为 M3C 子模块电容最大可承受的平均电压值；u_{dc} 为 M3C 子模块电容平均电压。

如式(14)，令低频侧电压跟随工频侧电压跌落，迫使风电场依据自身低电压穿越策略减少出力，同时利用 M3C 子模块电容平均电压可上升的裕度，改变裕度系数 k 进行跌落幅度调整，以适应 3 种不同功率调节需求场景。

M3C 工频侧保持定子模块电容平均电压控制不变，在保证两侧功率平衡、直流电压稳定的前提下，再输出无功提供电压支撑。稳态运行时，无功电流参考值 i_{qu_ref} 处于模式 0，其值为 0 以保持单位功率因数运行。电网故障时，i_{qu_ref} 切换到模式 1，根据式(4)，其值可由式(15)确定，从而保证有功电流稳定输出的情况下，在不越限的范围内再输出无功，为故障电网提供无功支撑。

$$i_{qu_ref} = \frac{1}{3}\sqrt{i_{gmax}^2 - \left(3i_{du_ref}\right)^2} \tag{15}$$

式中，i_{gmax} 为 M3C 允许的最大电流值。

M3C 的故障穿越控制框图如图 7 所示，图中通道“0”为稳态运行控制模式，通道“1”为故障穿越控制模式。

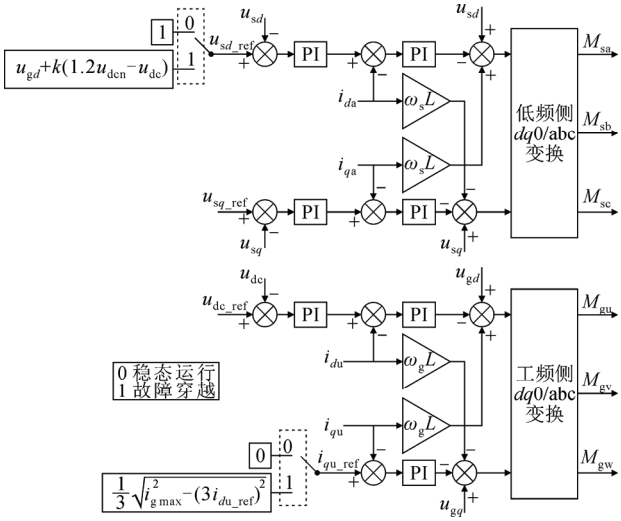


图 7 M3C 故障穿越控制策略

Fig.7 Fault ride-through control strategy of M3C

1）场景 1：等幅跌落，有功无功兼顾

当工频侧电网电压跌落时，为使风电场出力减少，且工频侧实现子模块电容平均电压稳定的同时可增加无功输出，令 M3C 低频侧由恒定交流电压控制切换为低频侧电压随工频侧电压等幅跌落控制，即 $u_{sd_ref}=u_{gd}$，则根据式(14)可得 $k=0$。

2）场景 2：低频侧电压跌落小于工频侧，有功优先

假设 M3C 工频侧电网对无功没有额外的电压支撑需求，此时让 M3C 以最大能力传递有功，则可使风电场减少弃风。电网电压跌落瞬间，为使 M3C 最大程度增加有功功率输入，可令低频侧电压 u_{sd} 维持在稳态标幺值 1，此时 M3C 子模块电容平均电压 $u_{dc}=u_{dcn}$，则根据式(14)，k 值可按式(16)计算，根据电网电压跌落深度的不同，选取不同的 k 值进行有功指令的调节。

$$k=\frac{1-u_{gd}}{0.2} \tag{16}$$

3）场景 3：低频侧电压跌落大于工频侧，无功优先

假设工频侧电网对无功功率需求较高，需要 M3C 输出无功支撑电压快速恢复，此时令 M3C 以最大能力输出无功。在电网电压跌落的瞬间，考虑到如图 8 所示的风电场低电压穿越要求，为使 M3C 工频侧最大程度输出无功，需减少输送到低频侧的有功，可令低频侧电压 u_{sd} 跌落到故障最严重情况下风电机组不脱网运行的最低电压，即直接跌落到 0.2，此时 M3C 子模块电容平均电压 $u_{dc}=u_{dcn}$，则根据式(14)，k 值可由式(17)求取，根据电网电压跌落深度的不同，选取不同的 k 值进行有功指令的调节。

$$k=-\frac{u_{gd}-0.2}{0.2} \tag{17}$$

图 9 为本文提出的故障穿越控制策略流程图。值得说明的是，本文所述控制策略是以假设风电机组自身具有低电压穿越能力为前提的，若风电机组不采用图 4 所示的故障穿越控制策略，而仅采用常规的稳态控制策略，则整个系统故障穿越过程会略有不同。工频电网故障时，M3C 在本文所述控制策略下实现低频侧电压跟随工频侧电压跌落，风电机组即使不主动减少有功功率、增加无功出力，由于其网侧端电压下降，且受其自身换流器通流能力的限制，风电机组输出有功功率也会被动降低或因保护而停机。对 M3C 而言，输入有功功率依然会有相应程度的降低，从而使得故障期间 M3C 两侧功率不平衡程度减轻，M3C 不会因风电机组故障穿越控制缺失而损坏。

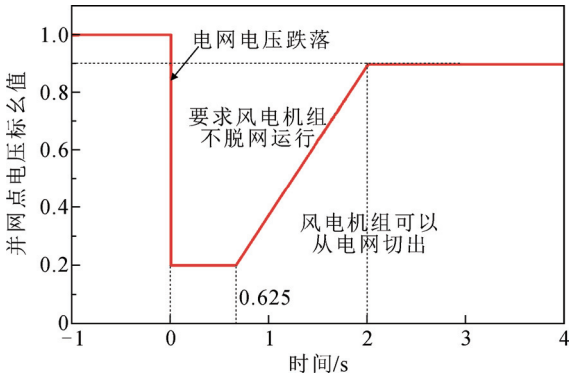


图 8　风电场低电压穿越要求

Fig.8　LVRT requirement of wind farm

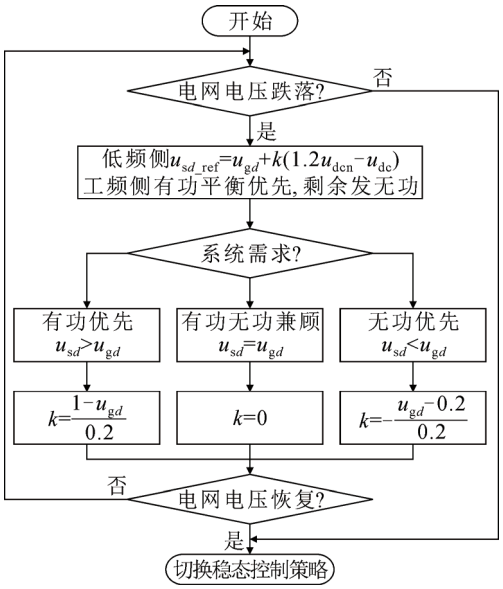


图 9　故障穿越控制策略流程图

Fig.9　Flow chart of fault ride-through control strategy

4　仿真验证

为验证所提故障穿越控制策略的有效性，对采用 3 种场景故障穿越控制方案的 M3C 系统进行仿真，系统主要参数如表 1 所示。

1.2 s 时工频侧电网发生三相对称短路故障，电压标幺值从 1 下降至 0.2，1.825 s 时电压恢复到 1，低电压状态持续 625 ms。3 种场景故障穿越控制方案下对比仿真波形如图 10 所示。

表 1 系统主要参数

Table 1 Main parameters of the system

设备	参数	数值
风电场	额定功率/MW	12.5
	线电压有效值/kV	35
海缆	传输距离/km	30
低频侧	频率/Hz	20
	线电压有效值/kV	10
M3C 换流器	额定容量/MW	12.5
	子模块电容/mF	10
	子模块电容电压/kV	4.5
	桥臂子模块数目	6
	桥臂电感/mH	10
工频侧	频率/Hz	50
	线电压有效值/kV	35

在电压 u_{gd} 跌落期间，工频侧电流 i_g 增大到限值 i_{gmax}=1.1，根据图 10，3 种场景控制下系统各量暂态响应波形分析如下：

1）采用有功无功兼顾控制时，风电场输送到 M3C 低频侧的功率 P_{sabc} 随着电网电压跌落而跌落，M3C 两侧有功功率 P_{sabc} 与 p_{guvw} 接近平衡，子模块电容平均电压 u_{dc} 稳定在 1，同时工频侧输出无功功率 Q_{guvw} 对电网电压 u_{gd} 有一定的支撑作用(从 0.2 支撑到 0.26 左右)。

2）采用有功优先控制时，工频侧电压跌落至 0.2，低频侧电压 u_{sd} 在工频侧跌落初始时维持在 1，M3C 两侧功率不平衡向子模块电容充电，u_{dc} 缓慢增大但不超过阈值 1.2。随着 u_{dc} 增大，u_{sd} 根据式(14)缓慢下降，P_{sabc} 与 P_{fabc} 也由有功无功兼顾控制中的等幅跌落变为缓慢跌落，从而向系统提供更多有功功率。当电网电压恢复正常后，存储在 M3C 桥臂电容中的功率可继续向电网输送，电容电压回落。

3）采用无功优先控制时，低频侧电压 u_{sd} 直接跌落至 0.2，与有功无功兼顾控制中 u_{sd}=0.26 相比，电压与有功均跌落更多，M3C 有功输入减少的同时，其有功输出也减少，从而使得工频侧有更多裕量的输出无功，可向故障电网提供更多的电压支撑(从 0.2 支撑到 0.28)，而子模块电容平均电压 u_{dc} 稳定在 1。

由上述分析可知，在电网电压跌落至 0.2 的最恶劣情况下，M3C 在其电容电压可承受的范围内采用有功优先控制效果相对更好，可以最大程度地满足系统中有功功率的需求。而在无功优先控制下，低频侧电压 u_{sd} 直接跌落至 0.2，与有功无功兼顾控制(等幅跌落)中 u_{sd}=0.26 相比，只能多跌落 0.06，即工频侧只能多提供这一小部分裕量的无功输出，支撑网侧电压到 0.28，与有功无功兼顾控制相比提升了 0.02，支撑效果不显著。

为了凸显 3 种方案的差异，对工频侧电网电压跌落至 0.4 时的 3 种场景控制方案进行对比仿真，结果如图 11 所示。可以看出，在无功优先控制下，低频侧电压 u_{sd} 直接跌至 0.2，与有功无功兼顾控制(等幅跌落)中 u_{sd}=0.44 相比多跌落了 0.24，可减少更多的有功容量，以输出更多的无功功率，进而对工频侧电压从 0.4 支撑到 0.48，与有功无功兼顾控制中支撑到 0.44 相比提升了 0.04。

对比图 10 和图 11 得到，不同工频侧电压跌落深度下 3 种控制支撑电压的效果如表 2 所示。可见，在工频电网深度跌落时，有功优先控制与有功无功兼顾控制间的电压支撑效果差异更大，而无功优先和有功无功兼顾两种控制间的差异较小；相对而言，在工频电网浅幅跌落时，有功优先控制与有功无功兼顾控制间的电压支撑效果差异变小，而无功优先控制与有功无功兼顾控制对电压提升的幅度差异增大。整体而言，浅幅跌落时，无功优先控制相对有功无功兼顾控制提供了更多的无功容量，从而使得电压支撑效果更为显著。

进一步分析可知，不同控制方案的电压支撑效果差异不仅受故障电压跌落深度的影响，还与 M3C 并网点到电网故障点的电气距离(线路阻抗)有关。图 10 和图 11 所述场景中，M3C 并网点距离故障点线路阻抗 Z_L=0.032(标幺值)，当并网点距离故障点更远时(Z_L=0.064)，两种工频网侧电压跌落深度下，3 种控制方案支撑电压效果对比如表 3 所示。可见，当故障点距离并网点更远，即 Z_L 更大时，工频侧输出无功功率对并网点电压支撑效果的影响更为显著，3 种控制方案之间的差异也更大。

5 结论

1）M3C 低频侧电压随工频侧电压等幅跌落，可迫降风电场输出有功功率，及时减少 M3C 输入有功，从而有效降低 M3C 两侧的功率差值，避免子模块电容电压的大幅波动；而工频侧在保证有功输出的前提下做无功补偿控制。因此，该方法为有功无功兼顾控制场景，可在保证各子模块电容平均电压稳定的同时增加无功输出，为故障电网提供电压支撑，从而提升系统故障穿越的能力。

2）当 M3C 低频侧电压随工频侧电压非等幅跌

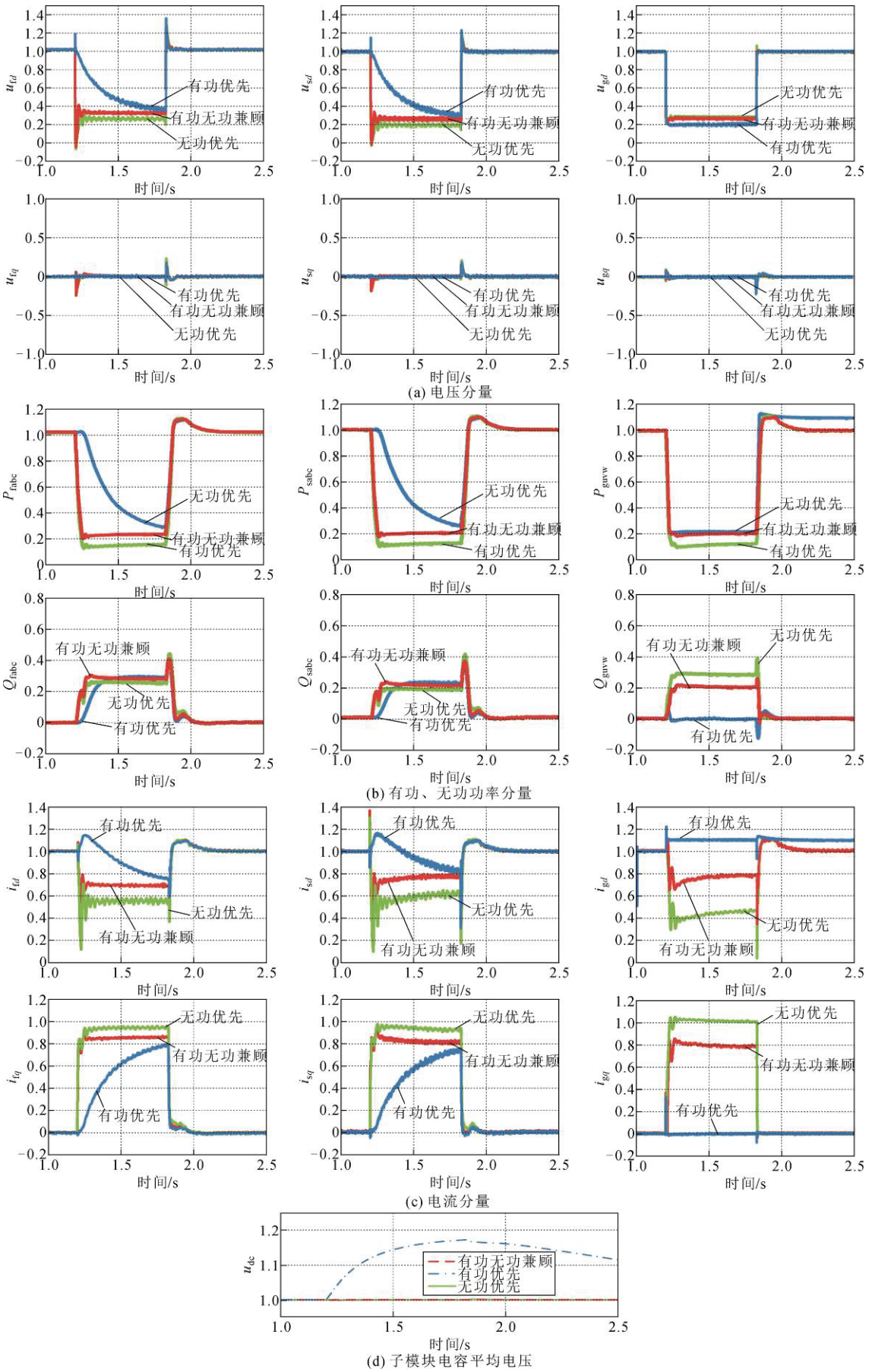


图 10　故障穿越控制下电压跌落到 0.2 时的波形

Fig.10　Waveforms when voltage falls to 0.2 under fault ride-through control

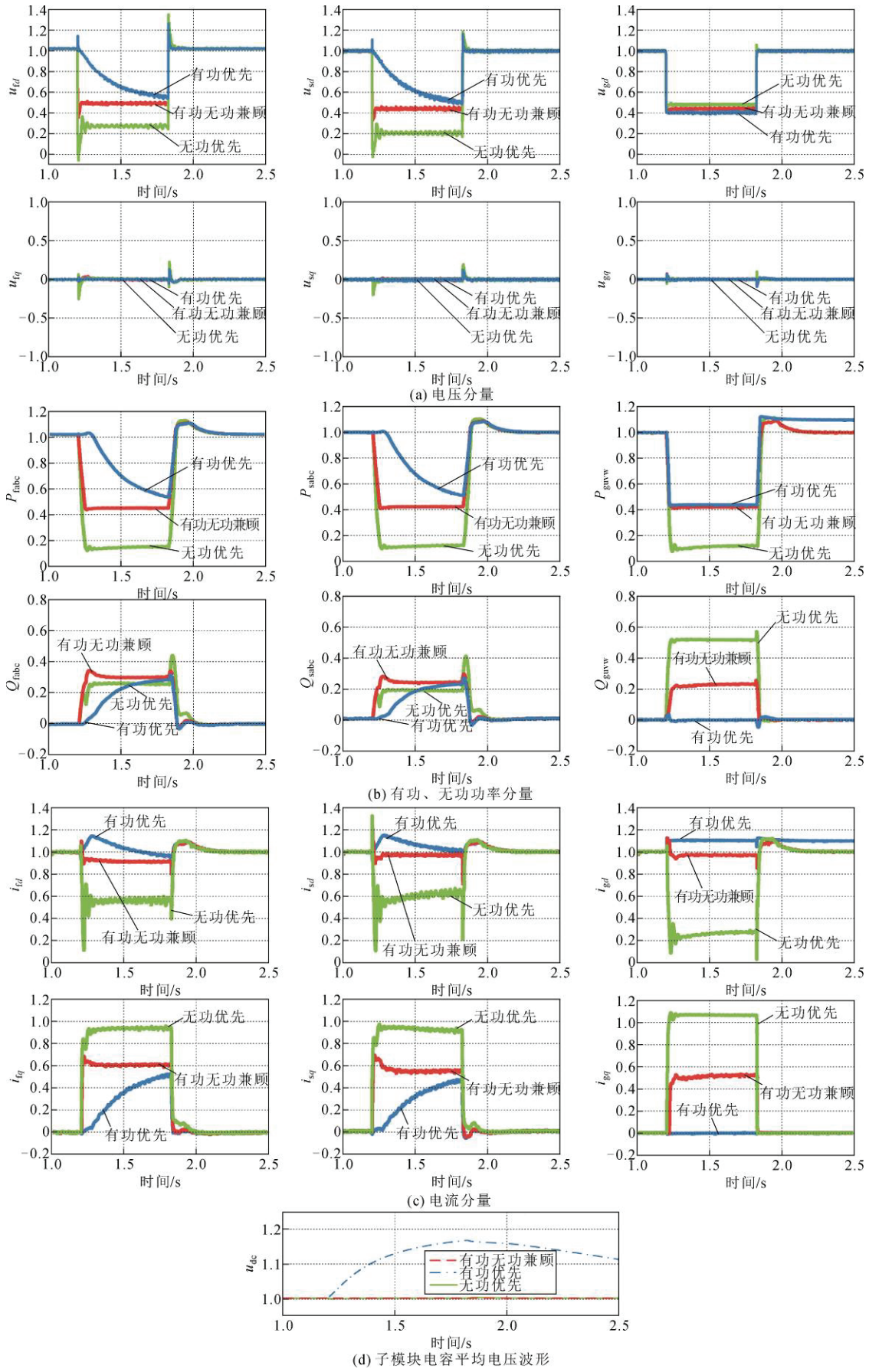


图 11 故障穿越控制下电压跌落到 0.4 时的波形

Fig.11 Waveforms when voltage falls to 0.4 under fault ride-through control

表 2　Z_L=0.032 时电网电压跌落至 0.2 与 0.4 的对比

Table 2　Comparison of grid voltage falling to 0.2 and 0.4 when Z_L=0.032

控制方案	工频电网跌落至 0.2		工频电网跌落至 0.4	
	故障期间工频电压	提升幅度	故障期间工频电压	提升幅度
无功优先	0.28	0.08	0.48	0.08
有功无功兼顾	0.26	0.06	0.44	0.04
有功优先	0.2	0	0.4	0

表 3　Z_L=0.064 时电网电压跌落至 0.2 与 0.4 的对比

Table 3　Comparison of grid voltage falling to 0.2 and 0.4 when Z_L=0.064

控制方案	工频电网跌落至 0.2		工频电网跌落至 0.4	
	故障期间工频电压	提升幅度	故障期间工频电压	提升幅度
无功优先	0.34	0.14	0.53	0.13
有功无功兼顾	0.30	0.10	0.46	0.06
有功优先	0.2	0	0.4	0

落时，利用子模块电容平均电压可上升的裕度计算其参考指令，分为有功优先和无功优先两种控制场景。有功优先场景下，低频侧电压跌落小于工频侧，可在保证子模块电容电压不超过阈值的同时传递更多有功功率，使风机减少弃风；无功优先场景下，低频侧电压跌落大于工频侧，可在实现子模块电容电压稳定的前提下令网侧输出更多无功，为故障电网提供更多电压支撑。

3）当工频电网跌落幅度较浅或故障点离并网点更远时，工频侧输出无功功率对电网电压支撑效果更明显，3 种控制方案之间的差异更大。

4）本文风电场等值模型主要针对跟网型永磁直驱风电机组，将其等效为 VSC 后研究 M3C 的故障穿越控制，具有一定的局限性。对于构网型风电机组以及风电场因特殊原因不能及时减载的工况，本文所述控制策略的适用性还需要在后续研究中进一步评估和完善。

参考文献　References

[1] 刘吉臻，马利飞，王庆华，等. 海上风电支撑我国能源转型发展的思考[J]. 中国工程科学，2021，23(1)：149-159.
LIU Jizhen, MA Lifei, WANG Qinghua, et al. Offshore wind power supports China's energy transition[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(1): 149-159.

[2] 姚　伟，熊永新，姚雅涵，等. 海上风电柔直并网系统调频控制综述[J]. 高电压技术，2021，47(10)：3397-3413.
YAO Wei, XIONG Yongxin, YAO Yahan, et al. Review of voltage source converter-based high voltage direct current integrated offshore wind farm on providing frequency support control[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3397-3413.

[3] 刘卫东，李奇南，王　轩，等. 大规模海上风电柔性直流输电技术应用现状和展望[J]. 中国电力，2020，53(7)：55-71.
LIU Weidong, LI Qi'nan, WANG Xuan, et al. Application status and prospect of VSC-HVDC technology for large-scale offshore wind farms[J]. Electric Power, 2020, 53(7): 55-71.

[4] 宋伟宏，杨林刚，林　磊，等. 基于 MMC-HVDC 的海上风电柔直系统频率波动抑制技术[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2760-2768.
SONG Weihong, YANG Lin'gang, LIN Lei, et al. Frequency fluctuation suppression technology of offshore wind power generation plants based on MMC-HVDC transmission[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2760-2768.

[5] 黄明煌，王秀丽，刘沈全，等. 分频输电应用于深远海风电并网的技术经济性分析[J]. 电力系统自动化，2019，43(5)：167-174.
HUANG Minghuang, WANG Xiuli, LIU Shenquan, et al. Technical and economic analysis on fractional frequency transmission system for integration of long-distance offshore wind farm[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(5): 167-174.

[6] 王秀丽，张小亮，宁联辉，等. 分频输电在海上风电并网应用中的前景和挑战[J]. 电力工程技术，2017，36(1)：15-19.
WANG Xiuli, ZHANG Xiaoliang, NING Lianhui, et al. Application prospects and challenges of fractional frequency transmission system in offshore wind power integration[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(1): 15-19.

[7] DURAN A, IBACETA E, DIAZ M, et al. Control of a modular multilevel matrix converter for unified power flow controller applications[J]. Energies, 2020, 13(4): 953.

[8] 徐　政，张哲任. 低频输电技术原理之三——M^3C 基本控制策略与子模块电压平衡控制[J]. 浙江电力，2021，40(10)：30-41.
XU Zheng, ZHANG Zheren. Principles of low frequency power transmission technology: part 3- basic control strategy for the M^3C and sub-module voltage balance control[J]. Zhejiang Electric Power, 2021, 40(10): 30-41.

[9] 吴小丹，朱海勇，董云龙，等. 面向柔性低频输电的模块化多电平矩阵变换器分频分层控制[J]. 电力系统自动化，2021，45(18)：131-140.
WU Xiaodan, ZHU Haiyong, DONG Yunlong, et al. Frequency-division and hierarchical control of modular multilevel matrix converter for flexible low-frequency transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(18): 131-140.

[10] YUAN C, ZHOU R B, TONG M. Topologies and control of low-frequency alternating current for offshore wind farms based on modular multilevel matrix converter[J]. The Journal of Engineering, 2019, 2019(16): 2271-2277.

[11] GE J, YU H Y, DENG Z F, et al. Averaged-value model of modular multilevel matrix converter for fractional frequency transmission system[C]// Proceedings of the 2019 IEEE 8th International Conference on Advanced Power System Automation and Protection. Xi'an, China: IEEE, 2019: 755-758.

[12] 孟永庆，王　健，李　磊，等. 基于双 *dq* 坐标变换的 M3C 变换器的数学模型及控制策略研究[J]. 中国电机工程学报，2016，36(17)：4702-4712.
MENG Yongqing, WANG Jian, LI Lei, et al. Research on modeling and control strategy of modular multilevel matrix converter based on double *dq* coordinate transformation[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(17): 4702-4712.

[13] 王文杰，杨益平，杭丽君，等. 应用于交–交变换的 M3C 矩阵变换器系统控制策略[J]. 电力系统自动化，2020，44(12)：186-192.

WANG Wenjie, YANG Yiping, HANG Lijun, et al. Control strategy of M3C matrix converter system applied to AC-AC transformation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(12): 186-192.

[14] 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.

[15] 袁志昌，郭佩乾，刘国伟，等. 新能源经柔性直流接入电网的控制与保护综述[J]. 高电压技术，2020，46(5)：1473-1488.
YUAN Zhichang, GUO Peiqian, LIU Guowei, et al. Review on control and protection for renewable energy integration through VSC-HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(5): 1473-1488.

[16] 冯子木，孙国强，滕德红，等. 永磁直驱风电机组低电压穿越研究综述[J]. 电力工程技术，2021，40(2)：75-85.
FENG Zimu, SUN Guoqiang, TENG Dehong, et al. Reviews of LVRT technology for D-PMSG[J]. Electric Power Engineering Technology, 2021, 40(2): 75-85.

[17] 王　涛，诸自强，年　珩. 非理想电网下双馈风力发电系统运行技术综述[J]. 电工技术学报，2020，35(3)：453-471.
WANG Tao, ZHU Ziqiang, NIAN Heng. Review of operation technology of doubly-fed induction generator-based wind power system under nonideal grid conditions[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(3): 453-471.

[18] ZHANG C, JIANG D Z, ZHANG X, et al. Research on an asymmetric fault control strategy for an AC/AC system based on a modular multilevel matrix converter[J]. Energies, 2019, 12(16): 3137.

[19] DIAZ M, CÁRDENAS R, ESPINOZA M, et al. Modelling and control of the modular multilevel matrix converter and its application to wind energy conversion systems[C]// Proceedings of the 42nd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society. Florence, Italy: IEEE, 2016: 5052-5057.

[20] 郭贤珊，周　杨，梅　念，等. 张北柔直电网的构建与特性分析[J]. 电网技术，2018，42(11)：3698-3707.
GUO Xianshan, ZHOU Yang, MEI Nian, et al. Construction and characteristic analysis of Zhangbei flexible DC grid[J]. Power System Technology, 2018, 42(11): 3698-3707.

[21] 郭贤珊，梅　念，李　探，等. 张北柔性直流电网盈余功率问题的机理分析及控制方法[J]. 电网技术，2019，43(1)：157-164.
GUO Xianshan, MEI Nian, LI Tan, et al. Study on solution for power surplus in Zhangbei VSC-based DC grid mechanism analysis and control method[J]. Power System Technology, 2019, 43(1): 157-164.

[22] 年　珩，金　萧，李光辉. 特高压直流换相失败对送端电网风机暂态无功特性的影响分析[J]. 中国电机工程学报，2020，40(13)：4111-4121.
NIAN Heng, JIN Xiao, LI Guanghui. Influence of UHV DC commutation failure on the transient reactive power characteristics of wind turbines in sending terminal grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(13): 4111-4121.



孙玉巍
1987—，女，博士，讲师
主要从事电力电子变压器控制技术、交直流配网柔性互联装备及控制技术方面的研究
E-mail: sunyuwei@ncepu.edu.cn

SUN Yuwei
Ph.D.



王　童
1997—，女，硕士生
主要从事电力电子变压器技术方面的研究
E-mail: 982521684@qq.com

WANG Tong



付　超(通信作者)
1979—，男，博士，讲师
主要从事电力电子技术在电力系统中的应用等研究工作
E-mail: fuchao@ncepu.edu.cn

FU Chao
Ph.D.
Corresponding author

收稿日期　2022-03-08　在线出版日期　2022-08-04　　编辑　何秋萍