

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2025.05.005

# 海上风电经柔性低频输电送出系统的故障穿越协调控制策略

向念文<sup>1</sup>, 程海龙<sup>1</sup>, 叶寿洪<sup>1,2</sup>, 邵冰冰<sup>1</sup>, 王书来<sup>1</sup>, 陆翌<sup>3</sup>

(1. 合肥工业大学电气与自动化工程学院, 安徽 合肥 230009; 2. 云南电网有限责任公司电力科学研究院, 云南 昆明 650217; 3. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院, 浙江 杭州 310014)

**摘要:** 基于模块化多电平矩阵换流器(modular multilevel matrix converter, M3C)构建的海上风电经柔性低频输电(flexible low-frequency transmission, FLFT)送出系统工频网侧故障后, 存在功率盈余和系统失稳风险。针对这一问题, 文中首先分析工频网侧故障下 M3C 工频、低频解耦控制策略对暂态过程的影响。其次, 推导低频侧电压与有功功率需要满足的边界条件。结合 M3C 工频侧、低频侧换流器的控制方式、低电压穿越要求及故障类型等因素, 提出一种基于改进降压法的 M3C-风电场联合电压-功率下垂控制的故障穿越策略。该策略在风电场的低电压穿越范围外通过风机超速减载实现功率平衡。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 平台搭建风电经 FLFT 送出系统的仿真模型, 对所提故障穿越策略进行验证。仿真结果表明, 文中所提策略可保证故障期间 M3C 子模块电容平均电压不超限, 确保系统在故障期间的安全稳定运行。

**关键词:** 海上风电; 柔性低频输电(FLFT); 模块化多电平矩阵换流器(M3C); 降压法; 超速减载; 故障穿越

**中图分类号:** TM72

**文献标志码:** A

**文章编号:** 2096-3203(2025)05-0057-12

## 0 引言

在“碳达峰、碳中和”背景下, 新能源高效并网技术已成为国内外研究的热点之一<sup>[1-2]</sup>。其中, 柔性低频输电(flexible low-frequency transmission, FLFT)通过降低输电频率以减小集肤效应的影响, 降低线路电抗及充电功率, 从而提升输电效率<sup>[3-5]</sup>。在海上风电领域, FLFT 相较于传统工频送出系统, 电缆充电电流更小, 输电半径更大; 相较于直流送出系统, 无须建设海上换流站, 且不存在断路器开断无过零点的问题。因此 FLFT 在中远距离海上风电送出场景中具有显著的技术性、经济性优势<sup>[6-10]</sup>。

工低频转换的变频设备是实现低频传输的关键环节。目前, 变频设备主要包括 Y 型模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)、背靠背型 MMC、六边形 MMC 和模块化多电平矩阵换流器(modular multilevel matrix converter, M3C)等<sup>[11]</sup>。其中, M3C 凭借其桥臂缺失运行能力、相同子模块下更高的功率传输能力及易拓展的电路结构, 已成为 FLFT 系统中换流器的主流拓扑。M3C 作为工频系统与低频系统之间异频能量交互的关键装置, 其控制策略决定了系统的故障暂态特性<sup>[12]</sup>。在基于 M3C 的海上风电 FLFT 送出系统中, 故障或扰动导致的桥臂间功率不平衡会严重威胁系统的安全

稳定运行。因此, 相关学者主要基于故障下 M3C 的运行特性对变流器单一设备级控制策略进行改进<sup>[13-15]</sup>, 提升 M3C 故障穿越能力。文献<sup>[16-17]</sup>以提升 M3C 不对称故障穿越能力为目标, 通过对 M3C 故障侧有功功率直流分量的提取, 实现故障侧负序分量的控制。文献<sup>[18]</sup>提出一种基于低频环流的 M3C 桥臂电容电压平衡控制策略, 解决电网电压不对称造成系统失稳的问题。文献<sup>[19]</sup>针对低频海缆不对称故障, 根据故障情况动态调整 M3C 低频侧电压, 并通过抑制负序电流来限制短路电流上升, 避免 M3C 桥臂过流。文献<sup>[20]</sup>针对工频侧故障, 设计基于多绕组移相变压器的宽频宽压电源系统, 用于 M3C 闭锁后的系统维持。上述研究主要关注设备级故障穿越控制, 研究对象为 M3C 低频侧接入无穷大电源系统, 未考虑 M3C 与系统其他设备之间的协调控制, 故障穿越能力难以达到最优。因此, 有必要研究海上风电经 FLFT 送出系统多级设备协调配合的故障穿越策略, 从而提升系统运行可靠性。

针对系统级的联合故障穿越的控制策略, 其基本思想可借鉴风电经柔性直流送出系统的相关研究, 即通过通信法、升频法和降压法降低风电场送出的有功功率以限制盈余功率<sup>[21-23]</sup>, 以及采用耗能装置耗散系统中的盈余功率<sup>[24-26]</sup>。目前, 针对海上风电经 FLFT 送出系统的故障穿越策略主要采用升频法与降压法。文献<sup>[27]</sup>针对低频海上风电系统工频侧的不对称故障, 提出根据故障点电压调整低

收稿日期: 2025-02-14; 修回日期: 2025-04-21

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2021YFB2401100); 国家电网有限公司总部科技项目(5211DS22002C); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(JZ2024HGTB0230)

频侧频率以传递故障信息至风机网侧换流器,从而实现减载的方法,但该方法需要新增频率检测环节。文献[28]针对海上风电 FLFT 系统的工频侧对称故障,提出同步降低低频侧电压指令,使风电场进入低电压穿越模式以减少输出功率的故障穿越策略,但该策略未考虑低频侧电压过低对系统造成的冲击。

降压法无须通信,相比升频法无须新增频率检测环节,且比耗能法更具经济性,但 M3C 低频侧电压过低会对风机和 M3C 产生较大的冲击,甚至有可能造成系统失稳。针对该问题,文中提出一种基于改进降压法的风机减载控制策略,使风机无须进入低电压穿越模式即可实现海上风电经 FLFT 送出系统的故障穿越协调控制。首先,推导低频侧电压和有功功率需要满足的边界条件,以确保故障穿越过程不会影响系统安全运行。其次,通过 M3C-风电场联合电压-功率下垂控制实现风机减载,在风电场低电压穿越范围外进行降压以传递故障信息,避免因电压过低对系统造成冲击。最后,基于 PSCAD/EMTDC 搭建系统模型,对所提出的策略进行仿真验证。

## 1 系统拓扑及 M3C 稳态控制

海上风电经 FLFT 送出系统拓扑如图 1 所示。风机直接发出低频电由海上升压站升压后经海底低频电缆传送到陆地,再经 M3C 变频后汇入工频主网。

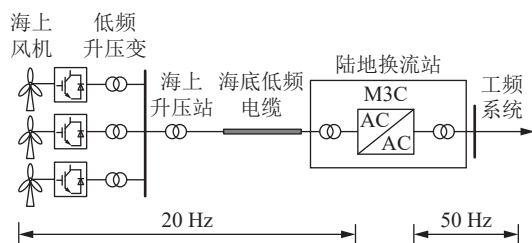


图 1 海上风电经 FLFT 送出系统拓扑

Fig.1 Topology of offshore wind power via FLFT system

M3C 拓扑如图 2 所示。M3C 包含 9 个桥臂,每个桥臂由 1 个桥臂电感  $L$  和  $N$  个子模块串联而成。M3C 选用可产生正、负、零 3 种电平的全桥子模块结构,匹配两侧交流电压的差值,实现低频侧和工频侧异频能量直接解耦。子模块结构如图 2(b)所示,由 4 个绝缘栅双极晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT)( $Q_1$ — $Q_4$ )、4 个反并联二极管( $D_1$ — $D_4$ )以及电容  $C_0$  组成。

图 2 中,  $U_a$ 、 $U_b$ 、 $U_c$  为 M3C 低频侧三相电压;  $i_a$ 、 $i_b$ 、 $i_c$  为 M3C 低频侧三相电流;  $U_u$ 、 $U_v$ 、 $U_w$  为 M3C 工频侧三相电压;  $i_u$ 、 $i_v$ 、 $i_w$  为 M3C 工频侧三相

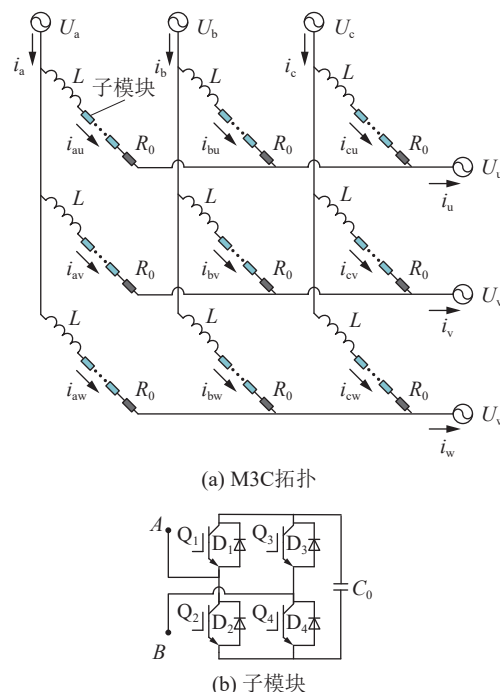


图 2 M3C 拓扑示意

Fig.2 Schematic diagram of M3C topology

电流;  $L$ 、 $R_0$  分别为 M3C 桥臂等效电感、电阻;  $i_{au}$ 、 $i_{bu}$ 、 $i_{cu}$ 、 $i_{av}$ 、 $i_{bv}$ 、 $i_{cv}$ 、 $i_{aw}$ 、 $i_{bw}$ 、 $i_{cw}$  为各桥臂电流。

系统稳态运行时, M3C 工频侧采用定子模块电压/定无功功率控制; 低频侧采用定低频线路电压/频率控制, 以稳定低频系统的电压和频率。M3C 工频侧、低频侧控制框图如图 3 所示。

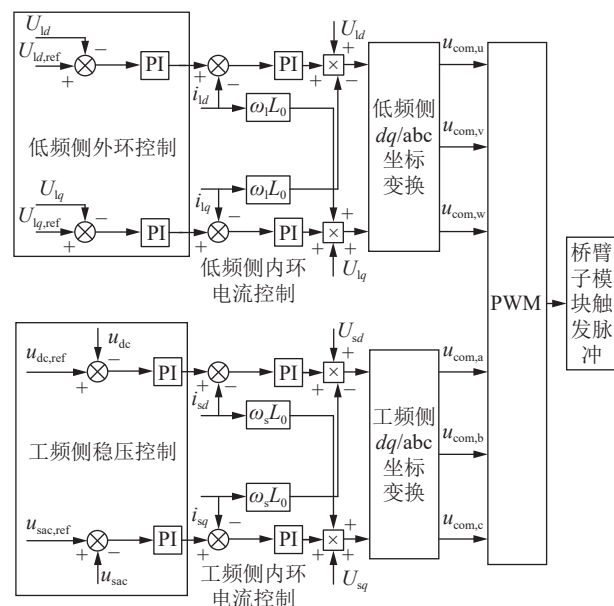


图 3 M3C 工频侧和低频侧控制系统

Fig.3 Power frequency side and low-frequency side control system of M3C

图 3 中, PI 为比例积分控制; PWM 为脉冲宽度调制;  $U_{ld}$ 、 $U_{lq}$  分别为 M3C 低频侧电压的  $d$ 、 $q$  轴分量;  $U_{ld,ref}$ 、 $U_{lq,ref}$  分别为 M3C 低频侧电压的  $d$ 、 $q$  轴

分量的参考值;  $i_{d1}$ 、 $i_{q1}$  分别为 M3C 低频侧电流的  $d$ 、 $q$  轴分量;  $\omega_1 L_0$  为低频侧控制的解耦项;  $u_{dc}$ 、 $u_{sac}$  分别为子模块电容电压平均值、工频侧电压;  $U_{sd}$ 、 $U_{sq}$  分别为工频侧电压  $d$ 、 $q$  轴分量;  $u_{dc,ref}$ 、 $u_{sac,ref}$  分别为子模块电容电压平均值、工频侧电压的参考值;  $i_{sd}$ 、 $i_{sq}$  分别为 M3C 工频侧电流的  $d$ 、 $q$  轴分量;  $u_{com,u}$ 、 $u_{com,v}$ 、 $u_{com,w}$ 、 $u_{com,a}$ 、 $u_{com,b}$ 、 $u_{com,c}$  分别为工频侧、低频侧桥臂共模电压;  $\omega_s L_0$  为工频侧控制的解耦项。

## 2 系统故障暂态特性分析

若 M3C 近区发生故障, 会导致电网电压扰动。由于 M3C 内部电磁暂态过程复杂, 系统会出现过流过压问题, 进而损坏设备绝缘, 甚至引发系统失稳。尤其是当工频电网发生短路故障时, 低频侧持续馈入的有功功率会导致 M3C 子模块电容电压持续增大, 威胁系统安全运行。以图 4 工频侧公共耦合点发生最严重的三相接地短路为例, 分析 M3C 解耦控制策略对暂态过程的影响, 其中, SM 为子模块。

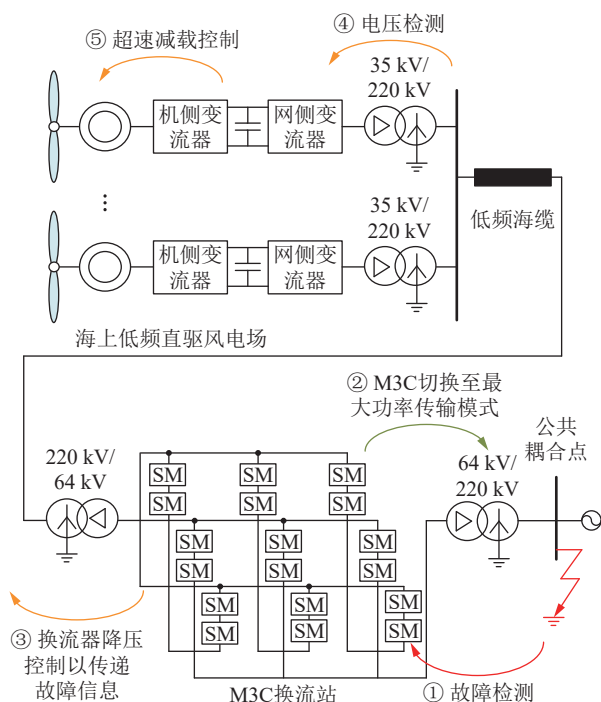


图 4 FLFT 系统故障穿越控制方案

Fig.4 Fault ride-through control scheme for FLFT system

M3C 工频侧和低频侧控制为分层解耦控制, 即对侧的输出电流和端口电压对本侧的控制无影响, 但是两侧功率交换通过子模块电容进行, 因此需要分析工频侧、低频侧故障后的相互影响关系。

### 2.1 工频侧故障特性

M3C 工频侧外环为定子模块电容平均电压控

制和定工频侧交流电压控制, 控制方程为:

$$\begin{cases} i_{sd,ref} = K_p(u_{dc,ref} - u_{dc}) - K_i \int (u_{dc,ref} - u_{dc}) dt \\ i_{sq,ref} = K_p(u_{sac,ref} - u_{sac}) - K_i \int (u_{sac,ref} - u_{sac}) dt \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $i_{sd,ref}$ 、 $i_{sq,ref}$  分别为 M3C 工频侧电流的  $d$ 、 $q$  轴分量参考值;  $K_p$ 、 $K_i$  分别为比例积分控制的比例、积分参数。

工频侧故障响应过程如图 5 所示。当工频网侧发生三相短路后, 在定子模块电容平均电压控制下, 工频侧外环控制输出的参考电流值  $i_{sd,ref}$  与子模块电容平均电压相关。由于故障后在 M3C 上积累的不平衡功率会导致子模块电容电压大幅上升, 因此故障后  $i_{sd,ref}$  迅速增大。由于限幅环节的存在, 最终  $i_{sd,ref}$  的绝对值达到定子模块电容电压控制器的限幅值, 此时 M3C 的传输功率受到限制, 导致盈余功率持续上升。

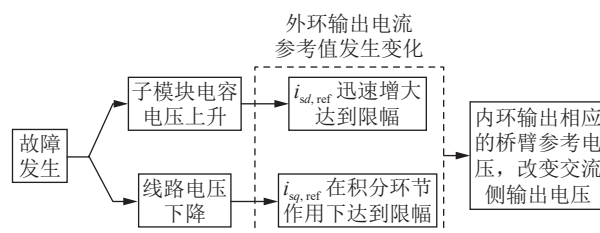


图 5 M3C 工频侧故障响应过程

Fig.5 M3C power frequency side fault response process

工频侧无功参考电流值与工频侧交流电压相关。在故障瞬间, 交流电压从稳态值突然降低, 由于外环控制中比例环节的作用,  $i_{sq,ref}$  会从前一时刻的值反向突变为  $K_p u_{sac,ref} - i_{sq,ref}$ 。随后, 在积分环节的作用下,  $K_i u_{sac,ref}$  的斜率持续升高, 直到达到定交流电压控制器的限幅值。

故障发生后, 外环控制器输出的电流参考值将发生变化。为使交流侧电流跟踪参考电流, 换流器会通过调整交流侧输出电压进行追踪, 即通过内环控制器输出相应的桥臂参考电压。在故障工况下, 工频侧内环控制环节输出的调制信号主要由系统短路电流和外环控制器产生的电流参考值决定。

### 2.2 低频侧故障特性

在低频侧, 外环控制器输出的电流参考值主要由低频线路电压决定。当 M3C 工频网侧发生故障时, 低频侧送出的有功功率保持不变, 工频侧输出功率终止, M3C 传输到电网的总功率降低, 因此随着时间增加, 系统的功率将盈余。而这部分盈余功率将存储在系统的储能元件中。根据图 1 所示系统结构, 分析 M3C 电容器的动态方程可知:

$$P_w - P_s = C_{eq} u_{dc} \frac{du_{dc}}{dt} \quad (2)$$



式中:  $P_w$  为风电场并网点输出有功功率;  $P_s$  为 M3C 向电网输送的有功功率;  $C_{eq}$  为 M3C 子模块等效电容。

低频侧故障响应过程如图 6 所示。由于 M3C 的等效储能电容远大于低频线路电容, 在故障初期, 系统盈余功率主要由 M3C 吸收。这一过程首先造成 M3C 内部子模块电容电压上升, 直至系统达到暂态平衡状态。当系统盈余功率进一步增加时, 过剩能量将对低频线路进行充电, 导致线路电压出现波动。这种波动会破坏电网电压合成矢量与同步坐标系之间的同步关系。因此, 在故障后的初始阶段, 由于低频线路电压不变, 低频侧控制环节仍能有效控制桥臂输出电压跟随低频线路电压。若低频线路电压开始波动, 意味着盈余功率可能超出了系统电容的储能裕度, 控制环节无法保证输出量准确跟踪参考值, 系统将失稳。

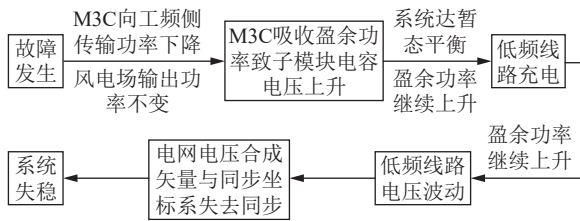


图 6 M3C 低频侧故障响应过程  
Fig.6 M3C low-frequency side fault response process

### 3 故障穿越协调控制策略

#### 3.1 M3C-风电场联合电压-功率下垂控制

相较于柔性直流输电系统, 风电通过 FLFT 送出系统仅配置单一换流站。这一结构特点使得当工频侧发生故障后, 在陆地的 M3C 换流站能够快速完成低频侧电压或频率调节, 并通过低频海缆将故障信息传递至风机。基于此, 文中提出一种基于改进降压法的风机减载控制策略, 实现 FLFT 送出系统的故障穿越协调控制。该策略通过 M3C-风电场联合电压-功率下垂控制实现风机减载, 具体控制方案如图 4 所示。当电网故障导致 M3C 工频侧电压跌落时, 系统触发故障检测器, M3C 切换为最大功率传输模式, 维持系统功率平衡及协助并网点电压恢复; 同时降低低频侧电压, 通过低频线路将故障信息传递至风机侧换流器, 风机检测到并网点电压变化后进行超速减载。

故障穿越模式下, 根据文献[29]计算由 M3C 工频侧向电网输出的无功电流。对于三相短路故障, M3C 工频侧无功电流需跟随并网点电压动态变化:

$$\Delta I = K_1 (0.9 - U_{s,\text{fault}}) I_N \quad 0.2 \leq U_{s,\text{fault}} \leq 0.9 \quad (3)$$

式中:  $\Delta I$  为 M3C 工频侧无功电流跟随并网点电压动态变化值;  $K_1$  为注入动态无功电流的比例系数,

$1.5 < K_1 < 3$ ;  $U_{s,\text{fault}}$  为故障后的工频侧电压标幺值;  $I_N$  为 M3C 工频侧额定电流。

考虑到故障后 M3C 工频侧传输的有功功率急剧下降, 为了避免盈余功率造成 M3C 内部子模块过压, 应使 M3C 工作在最大传输功率状态下, 即令  $q$  轴电流按其限值输出。则故障后, M3C 工频侧  $d$ 、 $q$  轴电流参考值为:

$$\begin{cases} i_{sd,\text{ref}} = \text{sign}(i_{sd,\text{ref}}^{\text{uc}}) \min \{ |i_{sd,\text{ref}}^{\text{uc}} / U_{sd}|, I_{\text{lim}} \} \\ i_{sq,\text{ref}} = \sqrt{I_{\text{lim}}^2 - i_{sd,\text{ref}}^2} \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $\text{sign}(\cdot)$  为判断短路前 M3C 的功率流动方向的函数;  $i_{sd,\text{ref}}^{\text{uc}}$  为故障发生前的  $d$  轴电流参考值;  $I_{\text{lim}}$  为 M3C 的最大允许工作电流。

对于工频网侧不对称故障, 采取负序电流抑制策略, 即  $d$ 、 $q$  轴电流的负序分量满足:

$$\bar{i}_{sd,\text{ref}} = \bar{i}_{sq,\text{ref}} = 0 \quad (5)$$

式中: 上标负号表示负序分量。

有功电流的正序分量参考值由 M3C 子模块电容电压控制产生, 以维持内部子模块电容电压稳定, 因此无功电流的正序分量需要满足:

$$i_{sq,\text{ref}}^+ = \begin{cases} 0 & U_{s,\text{fault}}^+ > 0.9 \\ i_{sq}^+ = K_2 (0.9 - U_{s,\text{fault}}^+) I_N & 0.2 \leq U_{s,\text{fault}}^+ \leq 0.9 \\ I_{\text{lim}} & U_{s,\text{fault}}^+ < 0.2 \end{cases} \quad (6)$$

式中: 上标正号表示正序分量;  $K_2$  为裕度系数,  $K_2 \geq 1.0$ 。

故障后, 需要降低低频侧的电压以调节风电场输送的有功功率。因此有必要分析低频侧电压和有功功率的边界关系, 从而确保故障穿越过程不影响系统安全运行。

#### 3.2 功率稳定边界

M3C 低频侧采用  $V/F$  控制, 可等效为电压源以维持低频侧电压值  $U_{M3C}$  稳定, 其等效电路模型如图 7(a) 所示。锁相环检测风电场并网点电压值  $U_w$  的相位为  $\delta$ , 并通过比例积分控制器将其  $q$  轴分量控制为 0, 从而使并网点电压值  $U_w$  相位与  $d$  轴重合。此时, 锁相环输出的相角  $\theta_{\text{PLL}}$  为低频侧电压值  $U_{M3C}$  与并网点电压值  $U_w$  之间的相位差。通过锁相环控制使  $U_w$  跟踪 M3C 低频侧电压, 其电压矢量关系如图 7(b) 所示。

结合图 7 和基尔霍夫电压定律可以得到矢量关系为:

$$U_w = I_w Z_L + U_{M3C} \quad (7)$$

式中:  $U_w$ 、 $U_{M3C}$  分别为并网点电压、低频侧电压的矢量;  $Z_L$  为风电场并网点与 M3C 之间的线路阻抗,  $Z_L = R_L + jX_L$ ,  $R_L$ 、 $X_L$  分别为线路的电阻、电抗;  $I_w$  为

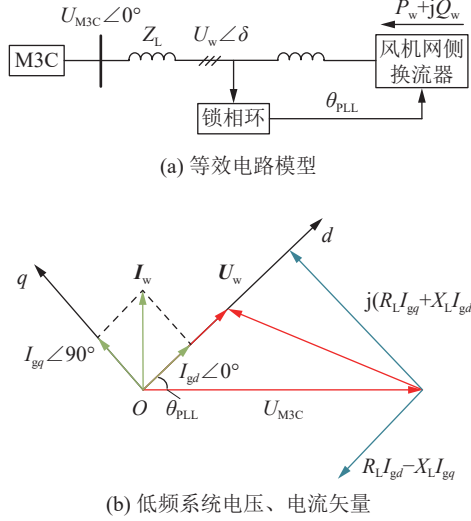


图7 风机网侧换流器与M3C之间的电压、电流矢量关系  
Fig.7 Voltage-current vector relationship between the fan network-side converter and M3C

风机网侧电流  $I_w$  的矢量,  $I_w = I_{gd} + jI_{gq}$ ,  $I_{gd}$ 、 $I_{gq}$  分别为风机网侧电流的  $d$ 、 $q$  轴分量。

当锁相环输出相角  $\theta_{PLL}$  能准确追踪低频侧电压值  $U_{M3C}$  的相角  $\delta$ , 即满足  $U_{wd} = U_w$ 、 $U_{wq} = 0$ ,  $U_{wd}$ 、 $U_{wq}$  分别为风电场并网点电压的  $d$ 、 $q$  轴分量, 风电场并网点输出的有功功率  $P_w$ 、无功功率  $Q_w$  为:

$$\begin{cases} P_w = 1.5 U_{wd} I_{gd} \\ Q_w = -1.5 U_{wd} I_{gq} \end{cases} \quad (8)$$

由图7(b)可以得到各电压之间关系为:

$$\begin{cases} U_{wd} = U_{M3C} \cos \delta + R_L I_{gd} - X_L I_{gq} \\ U_{wq} = -U_{M3C} \sin \delta + R_L I_{gq} + X_L I_{gd} \end{cases} \quad (9)$$

进而可以得到换流器低频侧电压与风电场并网点电压之间的关系为:

$$U_w = \sqrt{U_{M3C}^2 - X_L^2 I_{gd}^2} + R_L I_{gd} \quad (10)$$

结合式(8), 可以得到风电场并网点的功率为:

$$P_w = 1.5 I_{gd} \sqrt{U_{M3C}^2 - X_L^2 I_{gd}^2} + 1.5 R_L I_{gd}^2 \quad (11)$$

根据双闭环矢量控制原理, 当  $P_{ref} - P_w > 0$  时, 其中  $P_{ref}$  为风机侧有功参考值。功率误差增大, 经比例积分控制器调节后会输出更大的  $d$  轴电流  $I_{gd}$ , 从而提高输出功率; 当  $P_{ref} - P_w < 0$  时, 经比例积分控制器调节后将减小  $d$  轴电流  $I_{gd}$  以降低输出功率, 最终使实际功率与参考功率相等, 系统达到稳定状态。因此, 为保证功率稳定性, 需要满足有功功率  $P_w$  随  $d$  轴电流  $I_{gd}$  的增大而增大, 则式(11)需要满足  $dP_w/dI_{gd} > 0$ , 即满足下列关系式:

$$\frac{dP_w}{dI_{gd}} = 1.5 \sqrt{U_{M3C}^2 - X_L^2 I_{gd}^2} + 3R_L I_{gd} - 1.5 \frac{X_L^2 I_{gd}^2}{\sqrt{U_{M3C}^2 - X_L^2 I_{gd}^2}} > 0 \quad (12)$$

忽略线路电阻的影响可以进一步简化得到:

$$1.5 \frac{U_{M3C}^2 - 2X_L^2 I_{gd}^2}{\sqrt{U_{M3C}^2 - X_L^2 I_{gd}^2}} > 0 \quad (13)$$

根据式(13)可以得出:

$$U_{M3C} > \sqrt{2} X_L I_{gd} \quad (14)$$

结合式(8)可以得出低频系统保证功率稳定需要满足的条件为:

$$P_w < \frac{3U_{M3C}}{2\sqrt{2}X_L} U_{wd} \quad (15)$$

在调节低频侧电压值  $U_{M3C}$  进行故障信息传递过程中, 需要保证低频系统电压和传输功率的改变不影响系统稳定运行。

### 3.3 基于改进降压法的风机减载控制策略

由于低频系统电压过低会对风机和M3C产生较大的冲击, 并可能造成系统失稳运行。因此, 文中所提策略在风机的低电压穿越范围外实施降压控制, 使得风机不进入低电压穿越模式即可实现系统故障穿越。

根据文献[29]中相关要求: 对于接入 220 kV/330 kV 及以下电压等级的公共电网风电场, 当并网点电压处于正常范围时, 即标称电压的 97%~107% 时, 风电场应具备电压调节能力, 而风机低电压穿越的电压触发范围为 0.2~0.8 p.u.。因此, 可通过将风电场并网点电压控制在 0.8~0.97 p.u. 范围内, 降低低频线路电压以传递工频侧故障信息, 进而实现风机减载。

低频输电通常用于中远距离风电送出, 但长线路两端的压降差值可能在故障穿越过程中影响系统稳定性。电力网络电压计算表达式为:

$$U_{M3C} = U_w + \Delta u = U_w + \frac{P_w R_L + Q_w X_L}{U_w} \quad (16)$$

式中:  $\Delta u$  为线路两端的压降差值。

工频网侧发生故障后, 电网电压跌落至  $U_{s,fault}$ , 则故障后 M3C 的最大传输功率为:

$$P_{M3C,max} = U_{s,fault} \sqrt{i_{m3c,max}^2 - [k_t (0.9 - U_{s,fault})]^2} \quad (17)$$

式中:  $i_{m3c,max}$  为 M3C 工作在最大传输功率模式下的输出电流;  $k_t$  为 M3C 工频侧的比例调节系数。

低频侧电压调节范围为  $[u_{M3C,ref,min}, u_{M3C,ref,max}]$ ,  $u_{M3C,ref,min}$ 、 $u_{M3C,ref,max}$  分别为 M3C 低频侧电压参考值的最小值和最大值。则 M3C 低频侧电压参考值为:

$$u_{M3C,ref} = \begin{cases} u_{M3C,N} & U_{s,fault} \geq 0.9 \\ u_{M3C,ref,min} + \frac{u_{M3C,ref,max} - u_{M3C,ref,min}}{0.7} (U_{s,fault} - 0.9) & 0.2 \leq U_{s,fault} < 0.9 \end{cases} \quad (18)$$

式中:  $u_{M3C,N}$  为 M3C 低频侧电压的额定值。当风机

检测到并网点电压后进行超速减载,减载功率为 $\Delta P_{\omega}$ 。通过正常运行时的风机出力和减载率 $d$ 计算参考转速 $\omega_{ref}$ ,使转速超过最优转速,从而减小风机出力,实现减载运行。

图8为不同风速下永磁同步风力发电机(permanent magnet synchronous generator, PMSG)的功率-转速曲线,风机工作在最大功率跟踪(maximum power point tracking, MPPT)模式下最大限度利用风能<sup>[30]</sup>。A点和B点分别为PMSG在额定风速 $v_n$ 和风速 $v_1$ 下的MPPT工作点; $\omega_n$ 为额定转速; $P_n$ 为额定功率。C点为B点的超速运行点,通过控制风机转速超过最优转速,以增加转子动能,从而降低风机输出功率。D点为A点变桨距运行点,通过提高桨距角降低风能利用系数,实现风机减载。

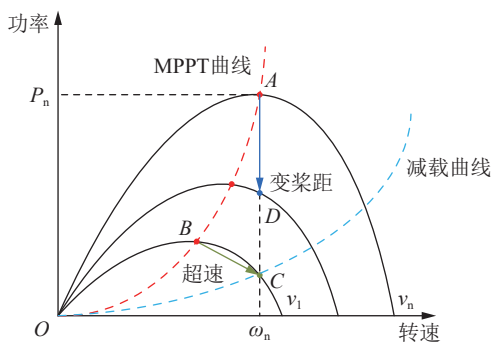


图8 不同风速下PMSG的功率-转速曲线  
Fig.8 Power-rotor speed curves of PMSG under different wind speeds

风机减载率表示为:

$$d = \frac{P_{MPPT} - P_{M3C,max}}{P_{MPPT}} \times 100\% \quad (19)$$

式中: $P_{MPPT}$ 为风机工作在MPPT模式下传输的功率。

在实际风电场中实现超速减载时,需要将风电场减载功率 $\Delta P_{farm}$ 分配至各台风机。对于处于最大功率追踪区的风机,可通过超速减载运行实现功率调节。根据第 $i$ 台风机的桨距角和所在区域的风

速,可计算其最大减载功率 $\Delta P_{max,i}$ ,进而计算风电场的最大可超速减载功率 $\Delta P_{max}$ 。

考虑到不同风机减载能力的差异性,可将风机 $i$ 对应的减载功率 $\Delta P_{\omega,i}$ 设置为:

$$\Delta P_{\omega,i} = \frac{\Delta P_{farm}}{\Delta P_{max}} \Delta P_{max,i} \quad (20)$$

由于故障穿越期间风机需要快速执行减载响应,而变桨距角减载法属于机械调节,其响应速度无法满足故障穿越的时效性要求。对于超速法而言,当风速过高且风机的转速已接近上限时,其可控减载率裕度会降低,风速越高的情况下可控减载率越低。结合工程实际和理论,文中设置最大减载率为30%,以避免风机因减载能力不足而威胁系统安全运行<sup>[31-32]</sup>。

结合3.2节所推导的功率边界条件以及文中提出的基于改进降压法的具体措施,风机减载控制策略如图9所示,当风机检测到并网点电压 $u_{ga}$ 、 $u_{gb}$ 、 $u_{gc}$ 变化(0.8~0.97 p.u.)时,立即进行超速减载。首先,设置功率稳定边界,确保故障穿越过程不会影响系统的安全运行;然后,根据故障后M3C的最大传输功率以及风机MPPT模式下传输的功率设置风机减载率 $d$ ;最后,通过调节风机有功功率参考值的上升率和下降率,从而实现风机超速减载。图9中, $P_{WT}$ 、 $i_{fa}$ 、 $i_{fb}$ 、 $i_{fc}$ 分别为风机网侧输出功率、三相电流; $I_{fd}$ 、 $I_{fq}$ 、 $I_{fd,ref}$ 、 $I_{fq,ref}$ 分别为风机机侧换流器电流的 $d$ 、 $q$ 轴分量和参考值; $u_{fd,ref}$ 、 $u_{fq,ref}$ 分别为风机机侧换流器生成端口电压的 $d$ 、 $q$ 轴分量参考值; $i_{ga}$ 、 $i_{gb}$ 、 $i_{gc}$ 为风机并网点三相电流; $u_{gd}$ 、 $u_{gq}$ 分别为风机网侧换流器电压的 $d$ 、 $q$ 轴分量; $I_{gd,ref}$ 、 $I_{gq,ref}$ 分别为风机网侧换流器内环电流的 $d$ 、 $q$ 轴分量参考值; $u_{gd,ref}$ 、 $u_{gq,ref}$ 分别为风机网侧换流器电压的 $d$ 、 $q$ 轴分量参考值; $\omega_f$ 、 $\omega_{MPPT}$ 分别为风机的实际转速、MPPT模式下的转速; $\theta_f$ 、 $\theta_g$ 为锁相环输出的锁相角; $\Delta\omega$ 为减载量。

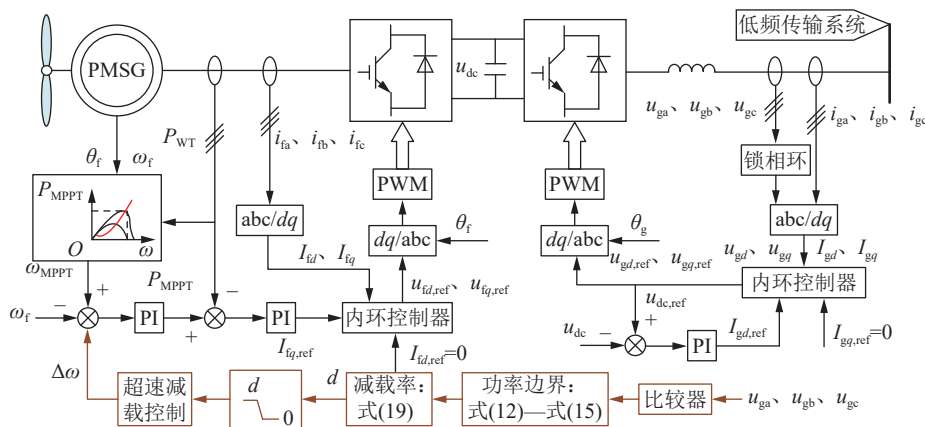


图9 风机减载控制策略

Fig.9 Wind turbine load shedding control strategy



4 仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建风电经 FLFT 送出系统模型, 系统拓扑如图 1 所示, 系统主要参数如表 1 所示。低频海上风电场装机容量为 304 MW, M3C 电压等级为 220 kV。文中主要研究风机与 M3C 之间的协调配合, 因此将直驱风电场聚合为单机模型, 采用输出倍乘的单机等值方法, 将风电场输出功率控制为 304 MW, 每台聚合风机基于 5 MW 永磁同步直驱风机等效建模。

表 1 风电经 FLFT 系统仿真参数  
Table 1 Simulation parameters of wind power via FLFT system

| 设备类型   | 变量                                          | 数值           |
|--------|---------------------------------------------|--------------|
| M3C    | 换流阀电压等级/kV                                  | 64           |
|        | 子模块电容容值/mF                                  | 14           |
|        | 子模块电容额定电压/kV                                | 2.15         |
|        | 桥臂电抗器电感/mH                                  | 14           |
| PI 控制器 | 工频侧外环比例、积分系数                                | 5、0.01       |
|        | 工频侧内环比例、积分系数                                | 5、0.01       |
|        | 低频侧外环比例、积分系数                                | 2、0.05       |
|        | 低频侧内环比例、积分系数                                | 2、0.05       |
| 变压器    | 容量/(MV·A)                                   | 330          |
|        | 变比                                          | 230 kV/64 kV |
|        | 短路阻抗/%                                      | 15           |
| 低频交流海缆 | 联结组别                                        | YNd          |
|        | 线路长度/km                                     | 54           |
|        | 线路电阻/( $\Omega \cdot \text{km}^{-1}$ )      | 0.05         |
|        | 线路电感/(mH·km <sup>-1</sup> )                 | 0.12         |
| 低频风机   | 线路电容/( $\mu\text{F} \cdot \text{km}^{-1}$ ) | 0.17         |
|        | 额定容量/MW                                     | 5            |
|        | 网侧交流母线电压/kV                                 | 0.69         |
|        | 直流母线额定电压/kV                                 | 1.45         |
|        | 直流母线最大电压/p.u.                               | 1.2          |
|        | 直流电容/mF                                     | 25           |
|        | 网侧滤波器电感/mH                                  | 0.6          |
|        | 网侧滤波器电阻/m $\Omega$                          | 2.5          |

4.1 故障暂态特性仿真

通过三相短路故障仿真验证第 2 章中故障特性分析的正确性, 设置在 6 s 时系统工频网侧发生三相短路故障, 接地电阻为 1  $\Omega$ 。图 10 为电压跌落

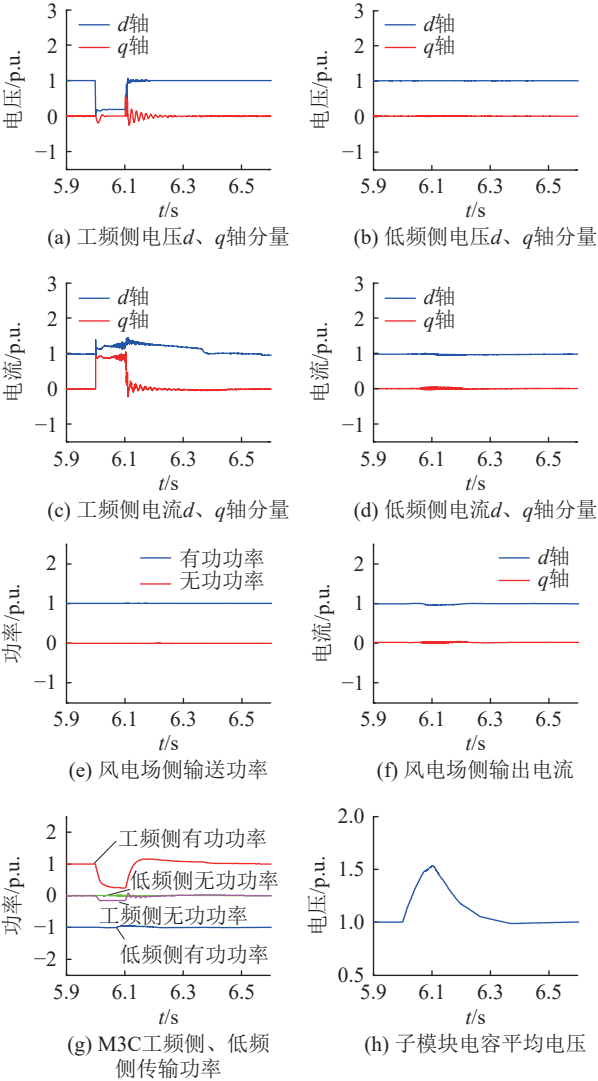


图 10 M3C 工频网侧电压跌落至 0.2 p.u. 各位置电压电流及功率波形

Fig.10 Waveforms of voltage, current, and power at each position when M3C power frequency network side voltage drops to 0.2 p.u.

由图 10(a)、(b)可知, 故障导致 M3C 工频侧电压从 1.0 p.u.跌落至 0.2 p.u., 故障持续时间为 100 ms。图 10(a)—(d)为 M3C 工频侧电压和电流的  $d$ 、 $q$  轴分量变化, 当工频侧电压跌落到 0.2 p.u.时, 由图 10(g)可知工频侧输送功率立即下降。为维持内部能量平衡, 工频侧  $d$  轴电流上升至 1.2 p.u.限幅, 达到 M3C 的功率传输极限。由于 M3C 低频侧为  $V/F$  控制, 低频侧电压始终维持恒定, 使得低频侧  $d$ 、 $q$  轴电流基本保持不变, 则工频侧故障不会影响低频侧正常运行。图 10(e)、(f)的风电场侧  $d$ 、 $q$  轴电流和功率分量可知, 在故障期间低频线路电压和频率仍然稳定, 风电场输出的有功功率不变, 风电场持续向 M3C 输送恒定功率。图 10(g)为 M3C 工频侧、低频侧输送的有功功率和无功功率。图 10(h)为 M3C 子模块电容平均电压, 可见由于 M3C 工频侧

向电网输送的有功功率大幅下降,低频侧持续馈入的有功功率将导致 M3C 子模块电容过电压。当电压跌落程度较大时,子模块电容电压超过 1.2 p.u.会触发过压保护,使 M3C 闭锁,进而威胁系统运行。

由于 M3C 子模块电容电压上升,定子模块平均电容电压的工频侧外环控制迅速响应,导致  $d$ 、 $q$  轴电流参考值均达到限幅,从而使 M3C 达到最大有功输送能力,进而抑制子模块电容的不平衡功率。在故障后期,随着不平衡功率进一步增加,对低频线路充电会引发线路电压波动,导致电网电压合成矢量与同步坐标系失去同步。当低频侧  $V/F$  控制失效时,系统将失稳运行。不同故障限流策略会影响 M3C 工频侧输出电流,进而限制其最大传输功率。因此,在实际中应考虑 M3C 器件的承受边界制定相应的限流策略。

## 4.2 故障穿越策略验证

### 4.2.1 三相对称短路故障

由于工频侧三相接地短路故障下的功率盈余情况最严重,故通过最严重的三相接地故障仿真验证所提策略的有效性。仿真中,设置在 6 s 时工频网侧发生故障。故障穿越协调控制下 M3C 换流站工频侧、低频侧电压电流、功率及桥臂电压电流波形,如图 11 所示。由图 11(a)、(b)可知,故障后工频侧电压从 1 p.u.跌落至 0.6 p.u.。由图 11(b)—(d)可知,控制器检测到故障后,通过  $V/F$  控制将低频侧  $d$  轴电压降低至 0.89 p.u.,从而将故障信息传递至风电场。同时工频侧电流  $d$  轴分量达到 1.2 p.u.限幅,以最大限度输送有功功率,避免盈余功率对系统构成威胁。此外,M3C 向电网注入无功电流,以协助故障清除后的电压恢复。由于低频侧电压降低幅度未超出风机低电压穿越范围,因此 M3C 低频侧控制未受影响,仅降低了风电场的有功功率输送。由图 11(e)、(f)可知,M3C 子模块电容电压保持均衡,尽管盈余功率造成子模块电压波动,但波动范围控制在 1.1 p.u.以内,且桥臂电流最大值在 1.08 p.u.内,验证了所提策略能保证 M3C 故障穿越期间安全运行。

图 12 为故障穿越协调控制下风机仿真波形。在风电场并网点电压调整过程中,风机网侧换流器自动调整输出电压和电流。当低频侧通过降低电压将故障信息传递至风电场后,风机网侧换流器输出电压  $d$  轴分量相应降低,而机侧换流器输出电压的  $d$ 、 $q$  轴分量不受影响。由于所设计的控制策略在风机低电压穿越范围外,低频侧电压降低不会改变风机运行模式。因此,风机机侧和网侧换流器的  $q$  轴电流为 0,同时功率的降低会减小风机网侧输

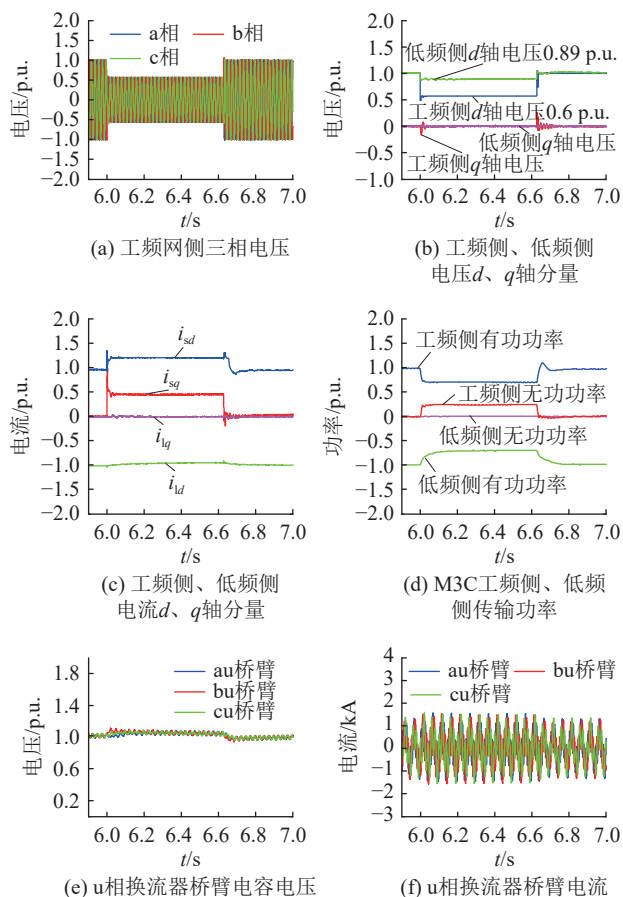


图 11 故障穿越协调控制下 M3C 换流站工频侧、低频侧电压电流、功率及桥臂电压电流波形

Fig.11 Waveforms of voltage, current, power, and arm voltage and current on the power frequency and low-frequency sides of the M3C converter station under fault ride-through coordination control

出侧  $d$  轴电流输出值。由图 12(c)可知,故障前风机转速为额定值。接收到减载信号后,风机转子转速上升从而降低有功功率输出;故障清除后,风机转子转速下降并恢复到正常运行状态。由图 12(d)可知,在故障穿越期间,风机直流母线电压最大值为 1.048 p.u.,未出现直流电压越限问题。

### 4.2.2 单相接地不对称短路故障

通过不对称故障验证文中所提策略在负序分量影响下的有效性。图 13 为单相接地短路故障期间的仿真波形。从图 13(a)可以看出,故障后 a 相电压降为零,b、c 两相电压升高。由图 13(b)可知,故障后工频侧  $d$  轴正序电压  $U_{sd}^+$  跌落至 0.71 p.u.,低频侧  $d$  轴正序电压  $U_{ld}^+$  跌落至 0.92 p.u.。由于工频侧电压不对称, $d$  轴负序电压分量  $U_{sd}^-$  为 -0.4 p.u.。由图 13(c)可知,在工频网侧发生单相接地故障期间,M3C 工频侧  $d$  轴正序电流  $i_{sd}^+$  维持最大有功功率传输, $q$  轴正序电流  $i_{sq}^+$  根据故障穿越的电压支撑要求输出无功电流,负序电流  $d$ 、 $q$  轴分量  $i_{sd}^-$ 、 $i_{sq}^-$  在负



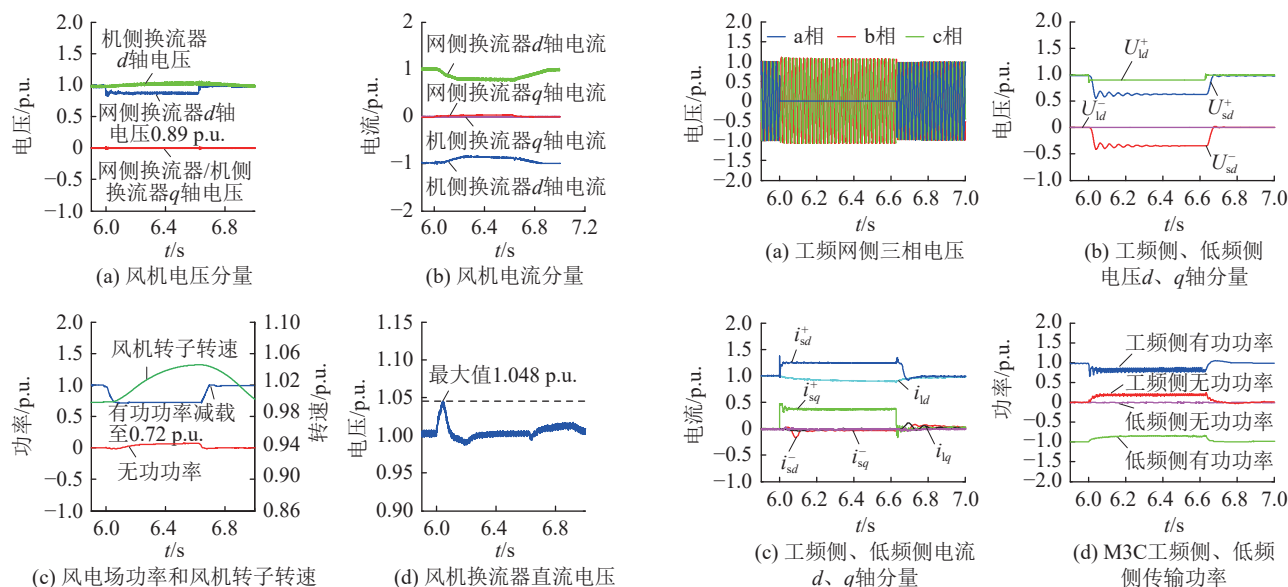


图 12 故障穿越协调控制下风机波形

Fig.12 Waveforms of wind turbine under fault ride-through coordination control

序抑制环节控制下被限制为零。由于低频侧为解耦控制策略,工频侧故障对低频侧电压电流均不会有影响。由图 13(d)可知,由于工频侧控制目标为抑制负序电流,因此有功和无功功率均含有二倍频波动,低频侧则仅降低有功功率传输,无功功率传输不变。由图 13(e)、(f)可知,工频侧不对称故障期间 M3C 子模块电容电压保持平衡,最大值为 1.13 p.u.,桥臂电流幅值在 1.08 p.u.以内,可确保 M3C 安全运行。由图 13(g) — (j)可知,工频侧故障对低频侧和风机控制不会有影响,风机在检测到电压下降后通过超速减载将有功功率降低到 0.84 p.u.,故障穿越期间风机直流母线电压最大值为 1.027 p.u.,保持正常运行模式。

通过三相对称短路故障和单相接地不对称短路故障仿真验证表明,在故障穿越期间,采用文中策略的海上风电经 FLFT 送出系统未出现过电压、过电流问题,M3C 低频侧采用定交流电压和定频率控制来稳定低频系统,且风机在不进入低电压穿越模式下进行超速减载,降低了控制模式频繁切换对系统造成的冲击。在故障清除后,M3C 和风电场经过延迟后很快恢复至正常运行状态,实现了系统在故障期间的安全穿越。

综合上述仿真结果,对比不同故障场景下系统使用文中策略/未使用文中策略的故障穿越效果,如表 2 所示。可以看出,使用文中策略能避免系统盈余功率造成的系统失稳问题,同时大幅降低了故障期间 M3C 子模块电容的平均电压和风机换流器直流电压冲击。

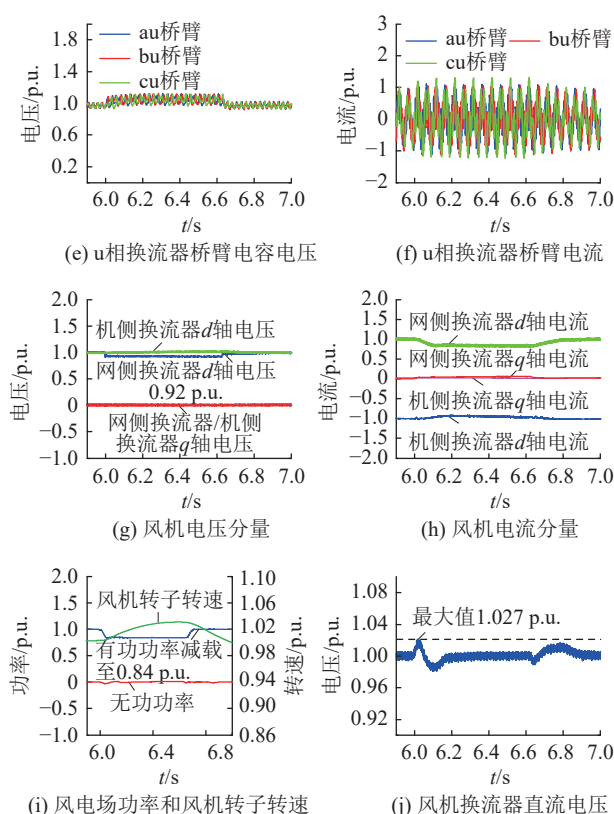


图 13 故障穿越协调控制下单相接地短路故障波形

Fig.13 Waveforms of single-phase short-circuit ground fault under fault ride-through control

表 2 故障穿越效果对比

Table 2 Comparison of fault ride-through effects

| 参数                | 三相短路故障(工频侧电压跌落至0.6 p.u.) |           | 单相接地短路故障  |           |
|-------------------|--------------------------|-----------|-----------|-----------|
|                   | 未使用文中策略                  | 使用文中策略    | 未使用文中策略   | 使用文中策略    |
| 低频侧电压             | 175 ms后失稳                | 0.89 p.u. | 245 ms后失稳 | 0.92 p.u. |
| 子模块电容平均电压最大值/p.u. | 1.37                     | 1.06      | 1.304     | 1.036     |
| 风机换流器直流电压/p.u.    | 1.18                     | 1.048     | 1.135     | 1.027     |

## 5 结论

文中综合考虑 M3C 和风机换流器对故障的响应过程,系统分析了故障暂态运行特性,并在此基础上提出了海上风电经 FLFT 送出系统的故障穿越协调控制策略。主要结论为:

(1) 提出基于改进降压法的 M3C-风电场联合电压-功率下垂控制的故障穿越协调策略,根据工频侧故障信息修正低频侧电压,在风电场的低电压穿越范围外,利用低频侧电压修正量实现故障信息的快速传递。该方法可使风机在正常运行工况下完成超速减载,实现系统故障穿越,有效避免了电压过低对电网造成的冲击。

(2) 所提故障穿越协调控制策略可以保证故障后 M3C 的安全运行、维持系统功率平衡以及协助并网点电压恢复,确保系统在故障清除后快速恢复正常运行。

### 参考文献:

[1] 严新荣,张宁宇,马奎超,等.我国海上风电发展现状与趋势综述[J].发电技术,2024,45(1):1-12.  
YAN Xinrong, ZHANG Ningning, MA Kuichao, et al. Overview of current situation and trend of offshore wind power development in China[J]. Power Generation Technology, 2024, 45(1): 1-12.

[2] 王诗超,刘嘉畅,刘展志,等.海上风电产业现状及未来发展分析[J].南方能源建设,2023,10(4):103-112.  
WANG Shichao, LIU Jiachang, LIU Zhanzhi, et al. Analysis of current situation and future development of offshore wind power industry[J]. Southern Energy Construction, 2023, 10(4): 103-112.

[3] 胡超凡,王锡凡,曹成军,等.柔性分频输电系统可行性研究[J].高电压技术,2002,28(3):16-18,21.  
HU Chaofan, WANG Xifan, CAO Chengjun, et al. Feasibility research of flexible fractional frequency transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2002, 28(3): 16-18,21.

[4] 聂永辉,张瑞东,周勤勇,等.海上风电场经柔直送出系统的虚拟导纳中频振荡抑制策略[J].电力系统保护与控制,2024,52(9):36-45.  
NIE Yonghui, ZHANG Ruidong, ZHOU Qinyong, et al. Virtual admittance control strategy for medium-frequency oscillation in an offshore wind farm when connected to a VSC-HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(9): 36-45.

[5] 肖立军,黄辉,贺曼,等.一种新能源经柔直并网的故障穿越策略研究[J].电力电容器与无功补偿,2024,45(5):117-124.  
XIAO Lijun, HUANG Hui, HE Man, et al. Research on fault ride-through strategy of new energy through flexible direct current grid connection[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2024, 45(5): 117-124.

[6] 赵国亮,陈维江,邓占锋,等.柔性低频交流输电关键技术及应用[J].电力系统自动化,2022,46(15):1-10.  
ZHAO Guoliang, CHEN Weijiang, DENG Zhanfeng, et al. Key technologies and application of flexible low-frequency AC transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(15): 1-10.

[7] 左强林,雷乔舒.柔性直流输电用直流支撑电容器的关键技术研究[J].电力电容器与无功补偿,2024,45(1):108-115.  
ZUO Qianglin, LEI Qiaoshu. Study on key technology of DC-link capacitor for flexible HVDC transmission[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2024, 45(1): 108-115.

[8] 宋延涛,范雪峰,吴庆范,等.基于 MMC 的海上风电柔性直流送出控制策略研究[J].高压电器,2023,59(12):63-74.  
SONG Yantao, FAN Xuefeng, WU Qingfan, et al. Research on flexible DC output control strategy for offshore wind power based on MMC[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(12): 63-74.

[9] 林进钊,倪晓军,裘鹏.柔性低频交流输电技术研究综述[J].浙江电力,2021,40(10):42-50.  
LIN Jintian, NI Xiaojun, QIU Peng. Review of flexible low-frequency AC transmission technology[J]. Zhejiang Electric Power, 2021, 40(10): 42-50.

[10] 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.

[11] 向念文,王书来,邵冰冰,等.柔性低频输电系统宽频振荡研究现状与展望[J].高电压技术,2024,50(5):1967-1977.  
XIANG Nianwen, WANG Shulai, SHAO Bingbing, et al. Research status and challenges of wide-band oscillation in flexible low-frequency transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(5): 1967-1977.

[12] 唐英杰,张哲任,徐政.基于有源型 M3C 矩阵变换器的海上风电低频送出方案[J].电力系统自动化,2022,46(8):113-122.  
TANG Yingjie, ZHANG Zheren, XU Zheng. Low-frequency transmission scheme for offshore wind power based on active modular multilevel matrix converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(8): 113-122.

[13] YU J Y, MENG Y Q, PAN X X, et al. Fault ride-through of fractional frequency offshore wind power system based on modular multilevel matrix converter[C]//2019 IEEE 8th International Conference on Advanced Power System Automation and Protection (APAP). Xi'an, China. IEEE, 2019: 716-719.

[14] XU Y Z, LI H F, LIU S Q, et al. Research on fault ride-through strategy and fault characteristics of flexible low frequency transmission system[C]//2022 7th International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE). Shanghai, China.

- IEEE, 2022: 508-513.
- [15] XIANG N W, YE S H. Simplified calculation method of fault current in low frequency transmission system based on M3C[C]//2023 IEEE 6th International Electrical and Energy Conference (CIEEC). Hefei, China. IEEE, 2023: 693-698.
- [16] 郑涛, 宋伟男, 吕文轩. 基于 M3C 的低频输电系统不对称故障穿越控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(8): 107-117.
- ZHENG Tao, SONG Weinan, LÜ Wenxuan. Asymmetric fault ride-through control strategy for a low frequency AC transmission system based on a modular multilevel matrix converter[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(8): 107-117.
- [17] 郑涛, 康恒, 宋伟男. 可实现低频输电系统不对称故障穿越的 M3C 电容电压均衡控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(23): 130-140.
- ZHENG Tao, KANG Heng, SONG Weinan. Asymmetric fault ride-through control strategy for low-frequency transmission systems realizing the capacitor voltage balance of modular multilevel matrix converters[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(23): 130-140.
- [18] 卢宇, 吴小丹, 雷家兴, 等. 电网不平衡工况下模块化多电平矩阵变换器控制策略[J]. 电力工程技术, 2023, 42(4): 195-205.
- LU Yu, WU Xiaodan, LEI Jiaxing, et al. Control strategy of the modular multilevel matrix converter under unbalanced grid condition[J]. Electric Power Engineering Technology, 2023, 42(4): 195-205.
- [19] 高校平, 张晨浩, 宋国兵, 等. 海上风电低频输电系统低频侧不对称故障控制策略[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(10): 160-166.
- GAO Xiaoping, ZHANG Chenhao, SONG Guobing, et al. Control strategies of offshore wind power low frequency transmission system under asymmetric fault of low-frequency side[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(10): 160-166.
- [20] 朱海勇, 吴小丹, 王宇, 等. 风电机组经低频输电系统并网的故障穿越协调控制[J]. 供用电, 2022, 39(11): 11-17, 31.
- ZHU Haiyong, WU Xiaodan, WANG Yu, et al. A coordinated fault ride-through control for wind turbine through LFTS[J]. Distribution & Utilization, 2022, 39(11): 11-17, 31.
- [21] LI W X, ZHU M, CHAO P P, et al. Enhanced FRT and post-fault recovery control for MMC-HVDC connected offshore wind farms[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(2): 1606-1617.
- [22] LIU Y, WANG X F, ZHE C. Cooperative control of VSC-HVDC connected offshore wind farm with low-voltage ride-through capability[C]//2012 IEEE International Conference on Power System Technology (POWERCON). Auckland, New Zealand. IEEE, 2012: 1-6.
- [23] KABSHA M M, RATHER Z H. Advanced LVRT control scheme for offshore wind power plant[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(6): 3893-3902.
- [24] 孙银锋, 路玉泽, 刘宇晗, 等. 基于储能的风电柔直并网系统直流故障穿越协调控制策略[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(3): 122-132.
- SUN Yinfeng, LU Yuze, LIU Yuhang, et al. Coordinated control strategy of DC fault ride-through for flexible DC grid-connected system of wind power based on energy storage[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(3): 122-132.
- [25] 张浩博, 向往, 文劲宇. 应对受端交流故障的海上风电柔直并网系统主动能量控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(12): 4600-4614.
- ZHANG Haobo, XIANG Wang, WEN Jinyu. Active energy control of offshore wind power MMC-HVDC system to handle AC faults of receiving-end power grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(12): 4600-4614.
- [26] 张浩博, 向往, 周猛, 等. 海上风电柔直并网系统主动能量控制与交流耗能装置协同策略[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(12): 4319-4330.
- ZHANG Haobo, XIANG Wang, ZHOU Meng, et al. Cooperative strategy of active energy control and AC energy dissipation device in offshore wind power MMC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(12): 4319-4330.
- [27] 赵勃扬, 王锡凡, 宁联辉, 等. 分频海上风电系统的不对称故障穿越控制[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(12): 4589-4600.
- ZHAO Boyang, WANG Xifan, NING Lianhui, et al. Ride-through control of fractional frequency offshore wind power system during unsymmetrical grid faults[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(12): 4589-4600.
- [28] 孙玉巍, 王童, 付超, 等. 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[J]. 高电压技术, 2023, 49(1): 19-30.
- SUN Yuwei, WANG Tong, FU Chao, et al. Fault ride-through control strategy of modular multilevel matrix converter for fractional frequency transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(1): 19-30.
- [29] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 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]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
- State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Technical specification for connecting wind farm to power system: part 1: on shore wind power: GB/T 19963.1-2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021.
- [30] 张旭, 陈云龙, 岳帅, 等. 风电参与电力系统调频技术研究的回顾与展望[J]. 电网技术, 2018, 42(6): 1793-1803.
- ZHANG Xu, CHEN Yunlong, YUE Shuai, et al. Retrospect and prospect of research on frequency regulation technology of power system by wind power[J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 1793-1803.
- [31] 胡家欣, 胥国毅, 毕天姝, 等. 减载风电机组变速变桨协调频



率控制方法[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3656-3663.

HU Jiaxin, XU Guoyi, BI Tianshu, et al. A strategy of frequency control for deloaded wind turbine generator based on coordination between rotor speed and pitch angle[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3656-3663.

[32] 邵冰冰, 赵峥, 肖琪, 等. 多直驱风机经柔直并网系统相近次同步振荡模式参与因子的弱鲁棒性分析[J]. 电工技术学报, 2023, 38(3): 754-769.

SHAO Bingbing, ZHAO Zheng, XIAO Qi, et al. Weak robustness analysis of close subsynchronous oscillation modes' participation factors in multiple direct-drive wind turbines with the VSC-HVDC system[J]. Transactions of China Electrotech-

nical Society, 2023, 38(3): 754-769.

作者简介:



向念文

向念文(1985), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为先进输电技术、新型电力系统智能感知等(E-mail: [xiangnianwen@hfut.edu.cn](mailto:xiangnianwen@hfut.edu.cn));

程海龙(2001), 男, 硕士在读, 研究方向为柔性低频输电系统故障特性分析与故障穿越;

叶寿洪(1997), 男, 硕士, 研究方向为柔性低频输电系统故障特性分析与故障穿越。

## Fault ride-through coordinated control strategy for offshore wind power via flexible low-frequency transmission system

XIANG Nianwen<sup>1</sup>, CHENG Hailong<sup>1</sup>, YE Shouhong<sup>1,2</sup>, SHAO Bingbing<sup>1</sup>, WANG Shulai<sup>1</sup>, LU Yi<sup>3</sup>

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China;

2. Electric Power Research Institute, Yunnan Electric Power Grid Co., Ltd., Kunming 650217, China;

3. State Grid Zhejiang Electric Power Corporation Research Institute, Hangzhou 310014, China)

**Abstract:** The offshore wind power via flexible low-frequency transmission (FLFT) system based on the modular multilevel matrix converter (M3C) faces power surplus and stability risks following faults on the power frequency grid side. To address this issue, the effects of the M3C power frequency, low-frequency decoupling control strategy on the transient process under grid side faults are first analyzed in the paper. Secondly, boundary conditions for power frequency, low-frequency side voltage and active power are deduced. Consideration into the control methods of the M3C converter, low voltage ride-through requirements, and fault types, a fault ride-through strategy based on an improved voltage-dropping method is proposed for M3C-wind turbine joint voltage-power sag control to enable wind turbine overspeed load shedding outside the low voltage ride-through range. Finally, a wind turbine via a FLFT model is built in PSCAD/EMTDC to validate the proposed strategy. It is shown that the proposed strategy can ensure the average voltage of the M3C sub-module capacitors within limits and enable safe operation during system faults.

**Keywords:** offshore wind power; flexible low-frequency transmission (FLFT); modular multilevel matrix converter (M3C); voltage-dropping method; overspeed load shedding; fault ride-through

(编辑 吴昊)