

# 弱电网直驱风机低电压穿越特性及其 对机端暂态电压的影响

孙大卫, 吴林林, 刘辉\*, 宋鹏, 李蕴红, 王潇, 刘京波

(国家电网公司风光储联合发电运行技术实验室(国网冀北电力科学研究院), 北京市 西城区 100045)

## Effect of the Low Voltage Ride Through Characteristics on PMSG Terminal Transient Voltage in Weakly-synchronized Grid

SUN Dawei, WU Linlin, LIU Hui\*, SONG Peng, LI Yunhong, WANG Xiao, LIU Jingbo

(State Grid Wind-photovoltaic-energy Storage Hybrid Power Generation Technology Laboratory

(State Grid Jibei Electric Power Research Institute), Xicheng District, Beijing 100045, China)

**ABSTRACT:** Renewable generators are often connected to the UHVAC/DC power transmission system. The power grid with plenty renewable generators usually has fewer thermal power plants, which makes the strength of the power grid is weak. Transient voltage instability problems often occur after DC blocking or severe AC short circuit faults, which may lead the wind turbines with off-grid problem. Based on the typical voltage ride-through strategy, this paper established a muti-pole permanent magnet synchronous generator (PMSG)-based wind generator grid-connected model. The PMSG transient characteristics were studied when short fault appears on the remote transmission line in a weak power grid. The PMSG active/reactive control coupling and control error at the time of fault occurrence were revealed. The influences from PMSG control strategy and parameters on the unit power characteristics and terminal transient voltage were analyzed. The results show that the voltage phase of the PMSG terminal generally jumps backwards at the time of the remote short-circuit fault clearing, which makes the phase-locked loop result bigger than the actual phase. As a result, the PMSG active/reactive power control is not decoupled, and the current control produces errors. The control error caused by the phase-locking result will inhibit the rapid rise of the PMSG terminal voltage.

**KEY WORDS:** PMSG; weak AC grid; transient overvoltage; low voltage ride through; phase locked loop

**摘要:** 新能源常通过特高压交/直流输电系统送出, 新能源汇集送端电网配套火电机组少, 电网强度弱, 直流闭锁或交流严重短路故障后的暂态过电压易引发风电脱网。该文基于典型电压穿越策略建立永磁直驱风机(permanent magnet synchronous generator based wind generator, PMSG)并网模

型, 研究弱电网中送出线路远端短路故障时的 PMSG 功率特性, 揭示故障发生与清除时刻 PMSG 控制产生误差的原因, 分析 PMSG 控制策略与参数对机组功率特性以及机端暂态过电压特性的影响。研究表明, 远端短路故障清除时刻 PMSG 网侧电压相位一般向后跳变, 由于锁相环存在时延, 使暂态过程中锁相结果超前于实际相位, 导致 PMSG 有功/无功控制不解耦, 电流控制产生误差, 由于锁相结果超前实际相位产生的控制误差会抑制网侧电压的快速抬升。

**关键词:** 永磁直驱风机; 弱交流电网; 暂态过电压; 低电压穿越; 锁相环

## 0 引言

中国华北、东北、西北等区域的风资源丰富<sup>[1]</sup>, 经特高压交/直流系统跨区域外送是消纳这些区域新能源的有效手段<sup>[2]</sup>。新能源外送工程中的送端系统与主网的电气距离一般较远, 且同步电源容量有限。因此, 新能源汇集地区的电网强度一般较弱<sup>[3]</sup>。这些地区出现短路或直流故障时, 易出现暂态过电压问题<sup>[4]</sup>, 造成风机大规模脱网<sup>[5]</sup>。

针对新能源汇集地区暂态过电压问题的相关研究可分为两类:

第一类是分析过电压产生原因。文献[6]分析直流故障导致暂态电压升高的原因在于: 直流运行时, 换流器消耗无功为额定容量的 40%~60%, 直流故障时, 换流器消耗无功急剧减少, 短时内站内补偿无功不变, 造成过剩无功引起交流电压升高。文献[7]推导典型直流送端有风火接入时的等效电路数学模型, 指出单极闭锁场景下, 无功补偿装置

产生的过剩无功功率约为其全部投入容量的一半。文献[8]指出直流闭锁或者降功率导致的过剩无功倒送,会导致换流母线出现暂态过电压,电压抬升幅值可超过 20%,抬升持续时间一般不超过 200~600ms,双极闭锁时电压抬升幅度是单极闭锁的约两倍。文献[9]指出换相失败期间送端的交流电压呈现先降后升的过程,暂态电压升高出现在换相失败恢复期。文献[10]对 2011 年 2 月酒泉风电基地短路故障后风电高压脱网事故发展原因进行分析,指出系统中无功补偿装置主要是固定电容补偿器和机械投切电容器,缺乏快速调整能力,短路故障清除后,系统电压回升,而电容器组仍挂网运行,引起暂态过电压。文献[11]对 2011 年酒泉风电高电压脱网事故频发的原因进行梳理总结,指出风电场内电缆头安装质量问题突出,是造成事故的导火索;风电场动态无功补偿设备无法正常投运感性支路,是造成暂态过电压的重要原因。文献[12]在文献[10-11]的基础上进一步指出,短路故障清除后风电高电压脱网的原因除了无功补偿装置外,风电自身的动态无功控制响应滞后或控制超调,也可能造成网侧电压骤升。文献[13]分析了投切电容器导致风电高电压脱网的原因,文章指出,若系统中静止无功补偿器采用控制感性支路的恒无功运行方式,即使系统外送有功远低于静稳极限且未出现无功过补偿,投入电容器也可能导致系统的电压骤升。

第二类现有研究是分析过电压应对策略。文献[9]针对特高压直流送端的风机暂态过电压脱网问题,提出以下 4 点建议:1) 加强网架和同步机组建设;2) 合理规划风电接入方式(尽量避免风电汇集线直接接入换流站);3) 提高直流近区风电机组耐压能力;4) 合理控制直流输送功率。文献[13-16]针对风机各控制环节提出电压穿越策略,主要包括:1) 改变发电机控制以限制故障过程中的电磁功率输出;2) 改变桨距角控制减少风能捕获;3) 改变机侧变流器控制使故障期间风机的功率波动由发电机转子承担;4) 提出网侧变流器与 Crowbar 或 Chopper 的协调控制策略,以实现故障过程中的直流电压抑制,保护开关器件,实现故障穿越。

上述关于过电压产生原因和应对策略 2 个层面的研究已比较广泛,但对于弱电网中风机机端暂态过电压特性的研究还存在以下 2 方面挑战:

1) 现有针对直流换相失败/闭锁导致的过电压相关研究,重点关注直流换流站无功补偿装置在故

障过程过补偿问题,针对交流侧短路故障导致的过电压研究,重点关注无功补偿设置响应速度以及控制策略问题。但当风机接入电网的强度较弱时,故障过程中的风机功率特性对其网侧电压影响较大,对弱电网条件下的风机故障过程功率特性分析,是研究风机机端暂态过电压问题的关键之一。

2) 受限于试验条件,一般针对风机的电压穿越测试(如型式试验)在箱变高压侧进行短路故障设置<sup>[17]</sup>,较难反映弱电网远端故障时的风机功率特性<sup>[18]</sup>,且故障清除时刻的风机功率特性常被忽略<sup>[19]</sup>,而风机机端暂态过电压现象多发生在弱电网远端故障条件下的故障清除时刻<sup>[20]</sup>。对弱电网中发生送出线路远端故障的 PMSG 电压穿越特性研究较少。

本文针对弱电网接入条件下的 PMSG 故障穿越特性进行分析,对送出线路远端短路故障及恢复过程中 PMSG 机端暂态过电压特性进行研究。主要贡献如下:

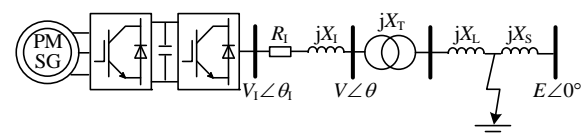
1) 基于典型低穿策略建立具备故障穿越特性的 PMSG 模型,分析强/弱电网中 PMSG 低穿特性的差别,并解释产生差别的原因。

2) 研究接入弱电网条件下, PMSG 控制策略与参数对短路故障过程机端暂态过电压水平的影响,提出 PMSG 故障穿越策略/参数的相关建议。

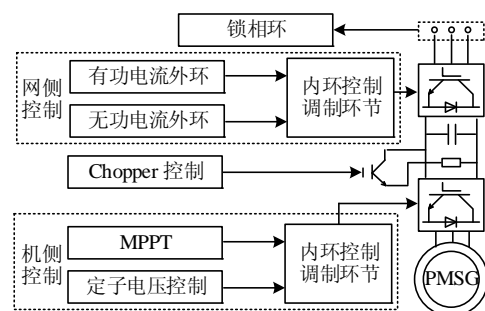
## 1 PMSG 接入强/弱电网的低电压故障过程功率特性分析

本文研究 PMSG 并网系统如图 1 所示。图 1(a) 给出系统主电路, PMSG 经变流器滤波阻抗( $R_1 + jX_1$ ),箱变(电抗为  $jX_T$ ),线路(电抗为  $jX_L$ )接入大电网(短路阻抗为  $jX_S$ )。

图 1(b)给出 PMSG 整体控制结构,其中机侧变



(a) 电力系统结构



(b) PMSG 整体控制结构

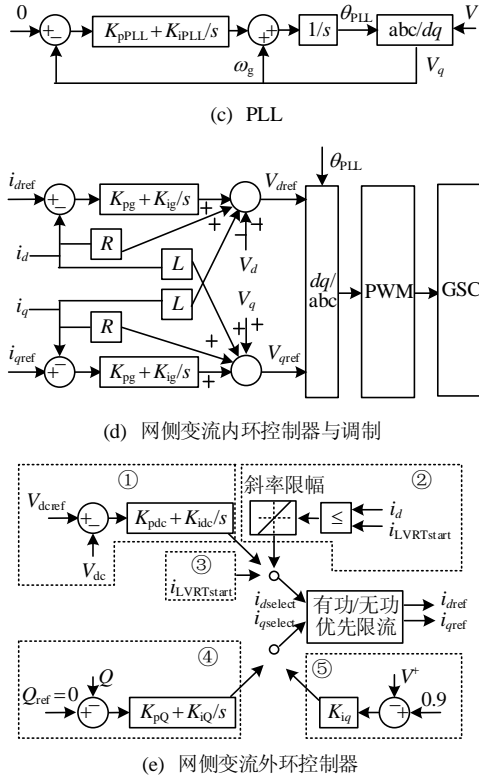


图 1 PMSG 并网系统与控制结构

Fig. 1 The PMSG-connected system and control structure  
 流器控制以及 Chopper 控制结构均采用典型方式，可参考文献[21]，限于篇幅不在此赘述。

图 1(c)为锁相环结构，其中  $K_{pPLL}$ 、 $K_{iPLL}$  为 PLL 的 PI 参数， $\omega_g$  为工频 50Hz 角速度， $\theta_{PLL}$  为锁相环锁得相位， $V_q$  为根据  $\theta_{PLL}$  计算得到的风机网侧电压  $V$  的  $q$  轴分量。

图 1(d)为网侧变流器内环与调制控制， $i_d$  和  $i_q$  为风机输出电流的  $dq$  轴分量， $i_{dref}$  和  $i_{qref}$  为风机外环控制给出的  $i_d$  和  $i_q$  的参考值， $R$  和  $L$  为风机网侧滤波电感等效阻抗， $K_{pg}$  和  $K_{ig}$  为内环控制 PI 参数， $V_d$  和  $V_q$  为  $V$  的  $dq$  轴分量， $V_{dref}$  和  $V_{qref}$  为内环控制输出指令。

图 1(e)为网侧变流器外环控制，分别用①—⑤代表图 1(e)中虚框①—⑤。①为定直流电压控制<sup>[21]</sup>， $V_{dc}$  为直驱风机直流电压， $V_{dcref}$  为  $V_{dc}$  指令值， $K_{pdc}$  和  $K_{idc}$  为直流电压控制 PI 参数。②为低穿结束后风机有功电流按指定斜率恢复的控制逻辑， $i_{LVRTstart}$  为进入低穿时刻风机电流。当  $i_d \leq i_{LVRTstart}$  时，按照斜率限幅指定的斜率给出不断增大的  $i_d$  指令值。③为低穿过程中风机维持有功电流不变的控制。 $i_{dselect}$  为风机有功外环选择值，风机正常运行时，选择①的输出作为  $i_{dselect}$ 。在低穿过程中，若风机采用维持有功功率不变策略，则选择①的输出作为  $i_{dselect}$ ，

若风机采用维持电流不变策略，则选择②的输出作为  $i_{dselect}$ 。在电压恢复但有功未恢复至低穿前水平时，选择③的输出作为  $i_{dselect}$ 。④为定无功控制<sup>[14]</sup>， $Q_{ref}$  为风机无功指令值， $Q$  为风机输出无功， $K_{pQ}$  和  $K_{iQ}$  为定无功控制 PI 参数。⑤为低穿无功电流控制<sup>[22]</sup>， $V^+$  为风机网侧电压基波正序分量， $K_{iq}$  为风机低穿无功调整系数。 $i_{qselect}$  为风机无功外环选择值，正常运行时，选择④的输出作为  $i_{qselect}$ ，低穿过程中选择⑤的输出作为  $i_{qselect}$ 。 $i_{dselect}$  和  $i_{qselect}$  经过有功/无功优先限流控制后输出得到  $i_{dref}$  和  $i_{qref}$ 。有功/无功优先限流具体控制结构可参考文献[14]，其逻辑为：在保证风机电流不越线的前提下，低穿过程中优先保证无功电流控制( $i_{qref} = i_{qselect}$ )，有功电流受电流限幅和无功电流水平制约。在非低穿过程中优先保证有功电流控制( $i_{dref} = i_{dselect}$ )，无功电流受电流限幅和有功电流水平制约。

文章所采用网侧/机侧变流器、Chopper、PLL 的主要参数由表 1 给出，主要参数与控制结构与实际工程中 PMSG 主流 2MW 机型保持一致。

表 1 PMSG 控制参数

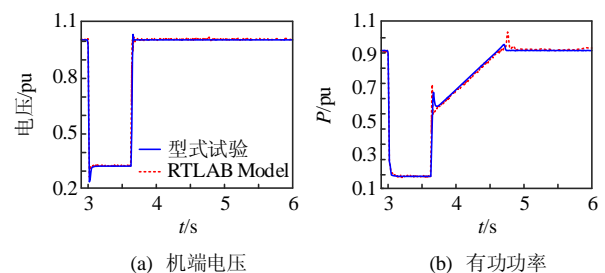
Table 1 Control parameters of PMSG

参数	数值	参数	数值	参数	数值
$K_{pPLL}$	60	$K_{idc}$	5	$K_{pE}$	10
$K_{iPLL}$	1400	$K_{iq}$	3	$K_{pQ}$	0
$C_{dc}/\mu F$	90000	$K_{pg}$	10	$K_{iQ}$	10
$K_{pdc}$	20	$K_{ig}$	20	$K_{iE}$	20

表 1 中  $C_{dc}$  为直流电容， $K_{pE}$  和  $K_{iE}$  为机侧变流器内环控制 PI 参数。

为验证所述 PMSG 低穿策略有效性，根据图 1 结构在 RTLAB 中建立单机 PMSG 经箱变接入无穷大系统的仿真模型，仿照型式试验工况，在箱变高压侧设计短路支路与限流支路实现低电压故障，实现方法可参考文献[23]，对比三相电压深度跌落持续 625ms 过程中，RTLAB 与型式试验结果(网侧电压/有功功率/无功功率)如图 2 所示。

由图 2 可知，在相同的网侧电压暂态过程中，RTLAB 与型式试验的 PMSG 功率动态特性基本一



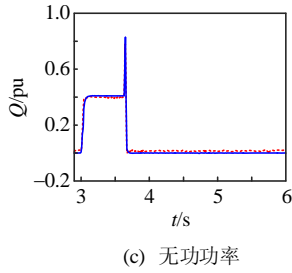


图2 RTLAB与型式试验对比验证

Fig. 2 Comparison between RTLAB and type test

致,验证了本文所研究 PMSG 控制策略以及所建立 RTLAB 模型的有效性。

采用经过验证的 PMSG 仿真模型,在 RTLAB 中构建如图 1(a)所示系统,设置风机为 100 台 2MW 的聚合模型。在风机接入强电网( $X_T=0.05pu$ ,  $X_L=0pu$ ,  $X_S=0.05pu$ )和接入弱电网( $X_T=0.05pu$ ,  $X_L=0.3pu$ ,  $X_S=0.05pu$ )两种工况下进行仿真。在强电网条件下,系统中无送出线路( $X_L$ ),故障设置在箱变高压侧。在弱电网中,故障设置在送出线路远端,即图 1 中  $X_L$  和  $X_S$  之间。故障类型为三相短路,在仿真 3s 时出现故障,持续 0.1s,观察风机网侧电压  $V$ 、锁相环相位  $\theta_{PLL}$ ( $\theta_{PLL}$  为锁相环输出相位与无穷大节点电压的相位差),实际相位  $\theta_{Real}$ ,有功功率  $P$ 、无功功率  $Q$  的结果如图 3 所示。

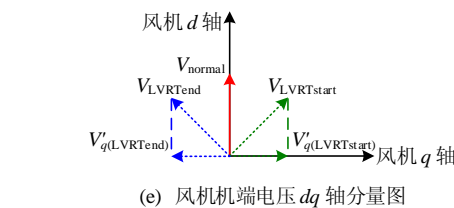
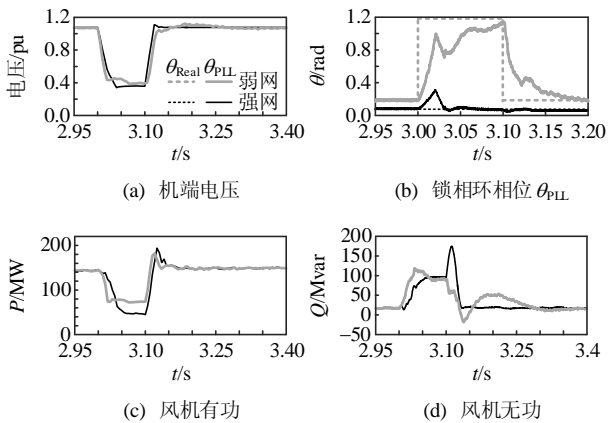


图3 PMSG 接入强/弱电网的低电压穿越过程特性 Fig. 3 LVRT process of PMSG in strong/weak grid

在控制策略与参数一致的前提下,发生类似的电压跌落故障时,对比接入强/弱电网时的风机低电压故障特性,主要差别如下:

接入弱电网时,低电压故障发生短小时内(3~3.03s),风机无功迅速增加,接入强电网时风机无功增速相对较慢。低电压故障清除短小时内(3.1~3.13s),弱电网中风机无功迅速减少,强电网中风机无功先增加后减少。产生上述差别的主要原因有两个:

1) 风机通过 PLL 锁相结果  $\theta_{PLL}$  计算机端  $V_d$  和  $V_q$ ,并通过控制逆变器端口电压( $V_{di}$  和  $V_{qi}$ ),与  $V_d$  和  $V_q$  实现压差,进而控制风机输出的  $i_d$  和  $i_q$ 。在弱电网中,故障发生时刻,实际网侧电压  $V$  的相位  $\theta_{Real}$  相位向前突变(如图 3(b) 3s 处),PLL 锁相未跟踪上相位跳变的过程中, $\theta_{PLL}$  滞后于  $\theta_{Real}$ (PLL 锁相速度影响因素可参考文献[24]),因此风机计算的  $V'_q$  大于实际  $V_q$ (如图 3(e) 绿线和红线),风机根据  $V_{qi}-V'_q$  实现  $i_{qref}$  的控制,而  $i_q$  实际值  $i_{q\_real}$  由  $V_{qi}-V_q$  决定,因此  $i_{q\_real} > i_{qref}$ ,此时风机无功实际值  $Q$  相对于指令值较大。在故障恢复时刻, $\theta_{Real}$  向后突变(图 3(b) 3.1s 处),PLL 锁相未跟踪上相位跳变的过程中, $\theta_{PLL}$  超前于  $\theta_{Real}$ ,风机计算的  $V'_q$  小于实际  $V_q$ ,风机根据  $V_{qi}-V'_q$  实现  $i_{qref}$  的控制, $i_q$  实际值  $i_{q\_real}$  是由  $V_{qi}-V_q$  决定,因此  $i_{q\_real} < i_{qref}$ ,风机无功实际值  $Q$  相对指令值较小。

2) 故障发生时刻,弱电网中, $\theta_{Real}$  向前突变,PLL 锁相未跟踪上相位跳变的过程中,风机锁相计算得到的  $V_q > 0$ ,无功与  $i_d$  产生耦合( $Q = V_q i_d + V_d i_q$ ), $i_d$  越大, $Q$  越大。同理可分析故障退出时刻,相位向后突变,风机锁相得到的  $V_q < 0$ ,此时  $i_d$  越大, $Q$  越小。

强电网中,短路发生和清除时刻的相位突变程度小,风机无功控制几乎无误差,实际无功等于指令值,因此在短路发生时刻,强电网中 PMSG 的无功小于弱电网时的无功,在故障清除时刻反之。

## 2 PMSG 低电压故障过程功率特性及其网侧电压的影响理论分析

### 2.1 PMSG 低电压故障过程的稳态功率源特性

PMSG 通过全功率变流器与电网实现解耦,在低电压故障情况下,采用适当的 Chopper 电路,可保证直流侧电压在正常运行范围内。因此,在低电压故障达到稳态或正常运行状态下,如果 PLL 和内环控制参数设计合理, $i_d$  和  $i_q$  的跟踪特性应几乎不受机端交流电压的影响,图 4 给出  $i_{dref}$  发生阶跃变化时的  $i_d$  的跟踪特性:

$i_d$  和  $i_q$  在 0.02s 内可达到指令值,且超调较小。

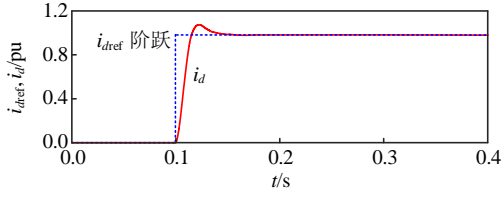


图 4  $i_d$  跟踪特性

Fig. 4  $i_d$  trace characteristic

风机输出功率与  $dq$  轴电流的关系如下(以  $q$  轴滞后  $d$  轴  $90^\circ$  为惯例)<sup>[20]</sup>:

$$\begin{cases} P = V_d i_d + V_q i_q \\ Q = V_q i_d + V_d i_q \end{cases} \quad (1)$$

### 2.2 PMSG 低电压故障电压稳定特性

如图 1 所示, 风机网侧电压为  $V \angle \theta$ , 无穷大电网电压为  $E \angle 0^\circ$ , 设风机输出功率为  $P + jQ$ , 则有:

$$\begin{cases} P = \frac{EV}{X} \sin \theta \\ Q = -\frac{EV}{X} \cos \theta + \frac{V^2}{X} \end{cases} \quad (2)$$

式中  $X = X_T + X_L + X_S$ .

消去  $\theta$  得:

$$V^4 - (2QX + E^2)V^2 + (P^2 + Q^2)X^2 = 0 \quad (3)$$

假设  $E=1$ , 风机的  $P$  和  $Q$  可独立控制:

$$\begin{cases} \frac{\partial V}{\partial P} = \frac{-X^2 P V^2}{2V^3 - 2QVX - E^2 V} \\ \frac{\partial V}{\partial Q} = \frac{XV^4 - X^2 Q V^2}{2V^3 - 2QVX - E^2 V} \end{cases} \quad (4)$$

给出典型数值下的灵敏度, 常规工况( $X=0.3$ ,  $V=1$ ,  $Q=0$ ,  $P=1$ ,  $E=1$ )下,  $\partial V/\partial P = -0.09$ ,  $\partial V/\partial Q = 0.3$ . 短路故障工况( $X=0.05$ ,  $V=0.5$ ,  $Q=0.5$ ,  $P=0.05$ ,  $E=0.5$ )下,  $\partial V/\partial P = -3 \times 10^{-4}$ ,  $\partial V/\partial Q = 0.01$ . 可见, 无论是正常或者故障工况的稳态下, 无功对网侧电压的灵敏度都远大于有功的灵敏度, 且相对于低电压工况, 常规运行工况下  $P$  和  $Q$  对网侧电压的影响更大. 可推测, 风机在低电压故障及恢复过程中的无功特性对网侧电压影响较大, 有功特性对网侧电压影响较小.

### 3 PMSG 低电压故障过程功率特性及其网侧电压的影响仿真分析

下面根据图 1 所示系统, 建立 RTLAB 模型进行仿真, 分析弱电网中的 PMSG 低穿控制策略与参数对 PMSG 低电压故障过程功率特性的影响, 并分

析功率特性对网侧电压的影响.

#### 3.1 低穿过程有功控制策略的影响

如图 1(e)的①和③所示, PMSG 在低穿过程中可采用维持功率不变(定直流电压)或者维持电流不变(定有功电流控制, 电流指令值为  $i_{LVRTstart}$ )的策略, 仿真分析两种策略下的风机低穿过程功率特性及网侧电压, 仿真工况为: 100 台 2MW 风机接入弱电网( $X_T=0.05pu$ ,  $X_L=0.3pu$ ,  $X_S=0.05pu$ ), 3s 时送出线路远端三相短路故障持续 0.1s.

如图 5(a), 相对于维持功率不变的策略, 采用维持电流不变的策略时, 故障退出后(3.1s 后)有功超发明显, 且抖动剧烈. 这是因为, 在故障退出时刻, 电压从 0.4pu 恢复至 0.9pu 的过程中(大约持续 0.02s), “电流不变”策略命令  $i_{dref}$  一直保持在较高水平(如图 5(d)), 导致有功超发, 直流电压迅速下降, 使得后续切换回常规的定直流电压控制后, 需减少网侧变流器输出的电磁功率以使直流电压恢复, 导致暂态过程长, 有功抖动剧烈. 而“有功不变”策略在电压从 0.4pu 恢复至 0.9pu 的过程中会控制有功不变, 随着电压的恢复, 将命令  $i_{dref}$  逐渐减小, 可缓解有功超发和直流电压迅速下降的问题. 风机在低穿期间采用不同有功控制策略时, 有功偏差在 3.14s 时刻最显著, “电流不变”策略下风机输出有功为 70MW, “有功不变”策略下为 150MW, 以机组额定容量为基值计算, 3.14s 时刻有功偏差约 36%.

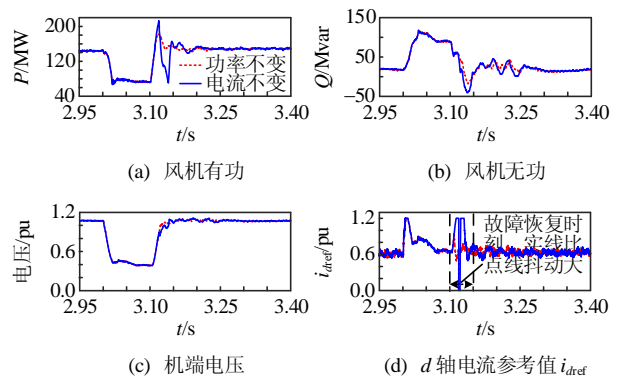


图 5 有功控制策略的影响

Fig. 5 Impact of active power control strategies

图 5(b)、(c)可知, 低穿期间采用的不同有功控制策略下, 无功和网侧电压在 3.14s 时刻偏差最显著, 无功偏差约 25Mvar(占额定容量 11%), 电压偏差约 0.07pu.

#### 3.2 维持电流不变有功控制策略参数的影响

3.1 节指出“电流不变”策略在电压恢复过程

令  $i_{dselect} = i_{LVRTstart}$ ,  $i_d$  的指令值较大, 是导致 PMSG 在故障恢复时刻有功抖动大的原因。 $i_{LVRTstart}$  是风机判断进入低穿时刻记录下的有功电流数值。一般  $i_{LVRTstart}$  数值会大于故障前 PMSG 有功电流稳态值 ( $i_{dsta}$ ), 这是因为故障前电压约为 1pu, 而进入低穿时刻, 电压约为 0.9pu, 电压从 1pu 跌落至 0.9pu 过程中 PMSG 为保持直流电压恒定, 会使有功电流增大。下面给出采用“电流不变”有功控制策略时, 低穿期间令  $i_{dselect} = i_{LVRTstart}$  和令  $i_{dselect} = i_{dsta}$  两种方式下, 风机低穿过程功率特性, 以说明维持电流不变策略下电流指令值的影响。

如图 6(a), 相对于  $i_{dselect} = i_{LVRTstart}$ , 设置  $i_{dselect} = i_{dsta}$  时, 故障退出时刻有功超发少, 抖动较小。这是因为当  $i_{dselect} = i_{dsta}$  时, 在故障退出时 PMSG 有功外环由定电流 ( $i_{dselect} = i_{dsta}$ ) 切换为定直流电压控制, 而定直流电压控制在稳态时给出的有功电流参考值也为  $i_{dsta}$ , 这使得故障退出时刻由于有功外环控制模式切换造成的有功暂态过渡过程平稳。

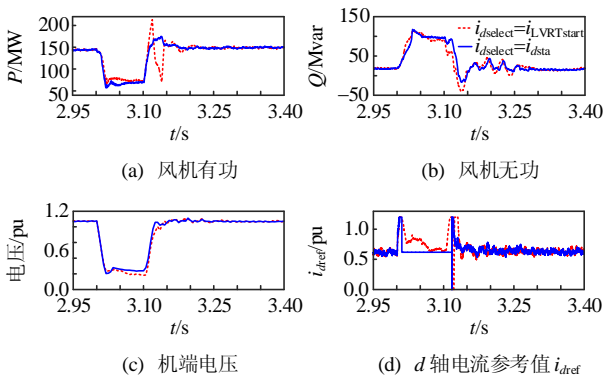


图 6 维持电流不变有功控制策略参数的影响

Fig. 6 Impact of parameters of current constant strategy

由图 6(b)、(c), 有功暂态过渡过程平稳的控制策略下 ( $i_{dselect} = i_{dsta}$ ), 无功在退出低穿时刻的暂态过程也较平稳, 且电压恢复速度较快。

考虑到采用“电流不变”策略时, 若将  $i_{LVRTstart}$  作为低穿期间的有功电流指令, 风机有功在故障清除时刻的波动较大。建议使用“电流不变”策略时, 采用故障前 PMSG 有功电流稳态值作为低穿期间的有功电流指令, 或直接采用定直流电压控制作为低穿期间的有功电流控制逻辑。

### 3.3 维持功率不变控制策略参数的影响

PMSG 低穿期间采用维持功率不变策略(定直流电压控制)时, 分析: 1)  $K_{pdc} = 20, K_{idc} = 10$ ; 2)  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 10$ ; 3)  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 1000$ ; 三种参数设置下的风机低穿过程功率特性。

根据图 7(a)、(d), 维持功率不变策略中 PI 参数设置较小(如  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 10$ , 有功功率对直流电压偏差和偏差积分的反应不灵敏)时, 故障期间  $i_{dref}$  较小, 有功功率较小, 且故障恢复时刻有功无法直接恢复至故障前水平, 进入按斜率恢复的阶段。对比  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 10$  和  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 1000$  工况可知, 如果积分系数较大, 则故障恢复时刻有功抖动暂态过程较长, 这是由于积分系数较大导致直流电压控制开环阻尼较小导致的。

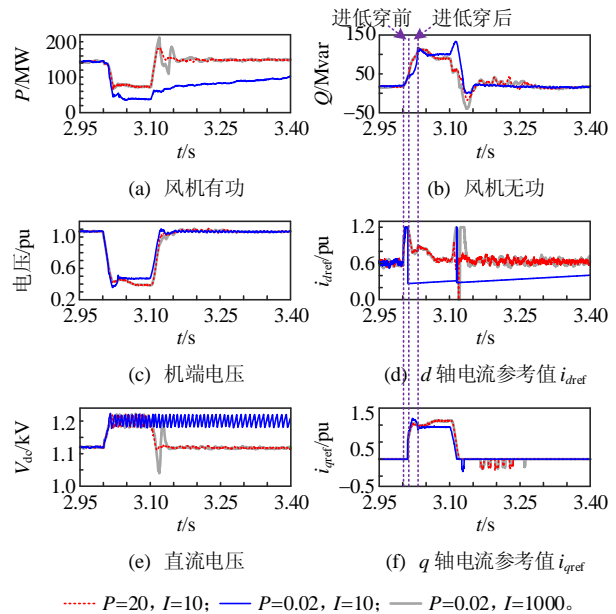


图 7 维持功率不变控制策略参数的影响

Fig. 7 Impact of parameters of power constant strategy

根据图 7(b)、(d), 在故障发生到进低穿前(3~3.01s),  $i_{dref}$  根据正常有功控制外环给出, 因此, 改变维持有功不变的故障期间有功控制策略参数对 3~3.01s 的  $i_{dref}$  没有影响。进入低穿后(3.02~3.04s),  $K_{pdc} = 0.02, K_{idc} = 10$  时,  $i_{dref}$  较小, 且输出无功也较小。这是因为故障发生时刻, 相位向前突变(如图 2(b) 3s 处), PLL 锁相未跟上时, 使得风机计算的  $V_q > 0$ , 无功与  $i_d$  产生耦合,  $Q = V_q i_d + V_d i_q$ , 因此  $i_{dref}$  较小时,  $i_d$  较小,  $Q$  较小。同理可分析故障退出时刻, 相位向后突变, PLL 锁相未跟上时, 风机锁相得到的  $V_q < 0$ , 此时  $i_{dref}$  较小时,  $i_d$  较小,  $Q$  较大。

进入低穿和故障恢复时刻, 由于相位跳变而 PLL 无法瞬时跟踪, 使  $i_d$  与  $Q$  产生耦合, 而  $Q$  又影响网侧电压。因此在进入低穿时刻, 如果  $i_{dref}$  较小, 则  $Q$  较小且  $V$  较小, 在故障恢复时刻, 如果  $i_{dref}$  较小, 则  $Q$  较大且  $V$  较大。

### 3.4 故障恢复阶段有功恢复速度的影响

PMSG 在低穿结束后, 可能会根据指定的有功

功率或电流恢复速度进行有功恢复，如图 1(e)的②策略所示。所规定的恢复速度决定了风机在退出低穿后的有功特性。下面给出两种极端情况，即有功立刻恢复和有功不恢复，来讨论有功恢复速度产生的影响。

根据图 8(c)，有功立刻恢复和不恢复两种策略下，在故障清除至电压恢复至 0.9pu (3.1~3.12s)过程中，有功特性一致，因为此时风机还处于低穿控制模式。当电压高于 0.9pu 后，风机进入有功恢复控制模式，有功立刻恢复和不恢复两种策略下，有功特性的区别开始呈现。

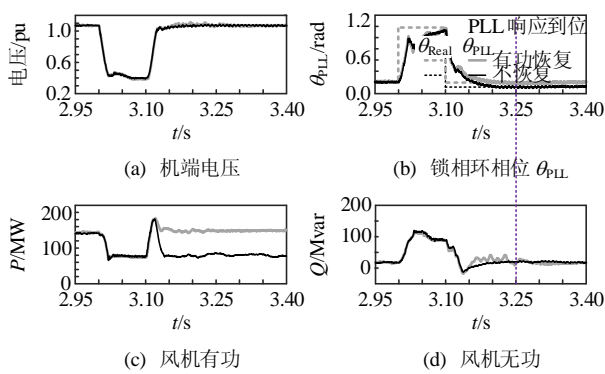


图 8 有功恢复速度的影响  
Fig. 8 Effect of active recovery speed

根据图 8(b)、(d)可知，故障清除导致相位向后突变，PLL 在 3.1~3.25s 过程中未响应到位( $\theta_{PLL}$  超前于  $\theta_{Real}$ )，此时风机有功策略不同，将导致无功也产生差别，有功越小，无功越小。而在 3.25s 后 PLL 响应到位，风机有功策略的不同将不会导致无功产生差别。因此，选择不同的风机有功恢复速度对有功产生的区别，在 PLL 未响应到位的时段内，也会对无功产生影响，结合图 8(a)可知，无功越小电压也越低。

### 3.5 无功控制 PI 环节的影响

图 1(e)的④策略为风机正常工况下无功 PI 控制，PI 控制环节对稳态以及故障恢复的无功特性可能产生影响。下面分析：1)  $K_{pQ}=0, K_{iQ}=0$ ；2)  $K_{pQ}=2, K_{iQ}=0$ ；3)  $K_{pQ}=0, K_{iQ}=10$  三种参数设置下的风机低穿过程功率特性。

根据图 9(b)、(d)，正常无功控制 PI 环节对风机退出低穿后的无功有较大影响。如果 I 环节积分系数较大，则退出低穿后会持续吸无功，这是因为在低穿期间，正常运行工况的无功控制积分器试图控制  $Q=0$ ，使得积分器输出不断增大，在低穿退出时刻，图 1(d)中的无功外环指令  $i_{qselect}$  信号选择该

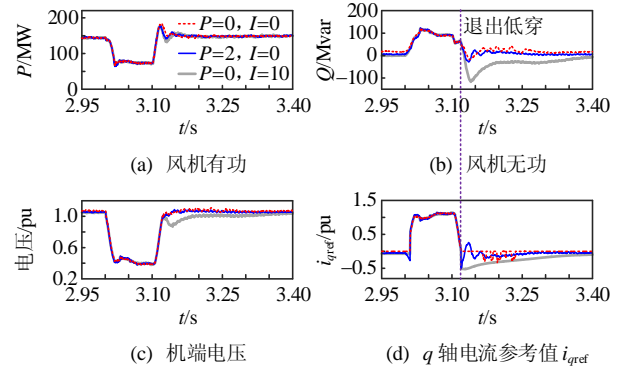


图 9 无功控制环节的影响

Fig. 9 Effect of reactive power control parameters

积分器的输出，导致  $i_{qref}$  突变，吸收大量无功，使得风机网侧电压降低。如果正常运行工况的无功控制  $P$  环节比例系数较大，会使故障清除后风机无功更快的恢复至  $Q_{ref}$  指令值。

### 3.6 无功调整系数的影响

图 1(e)的⑤策略为风机低穿过程中无功控制策略，其中无功调整系数  $K_{iq}$  决定低穿期间无功特性。下面分析：1)  $K_{iq}=2$ ；2)  $K_{iq}=4$ ；两种参数设置下的风机低穿过程功率特性。

根据图 10(b)、(d)，在电压跌幅同样且电流限幅未起作用条件下，如果低穿期间无功调整系数越大，则低穿期间  $i_{qref}$  越大，且  $Q$  越大。由于风机电流限幅， $i_{qref}$  越大可能导致  $i_{dref}$  越小，低穿期间  $P$  越小。在故障恢复时刻，由于相角跳变导致  $V_q < 0$ ，因为  $P = V_d i_d + V_q i_q$ ，如果  $i_q$  越大，则  $P$  越小，因此在  $K_{iq}=4$  时，故障恢复时刻  $i_q$  较大。根据图 10(a)，故障恢复时刻有功无法直接恢复至故障前水平，进入有功按斜率恢复模式。

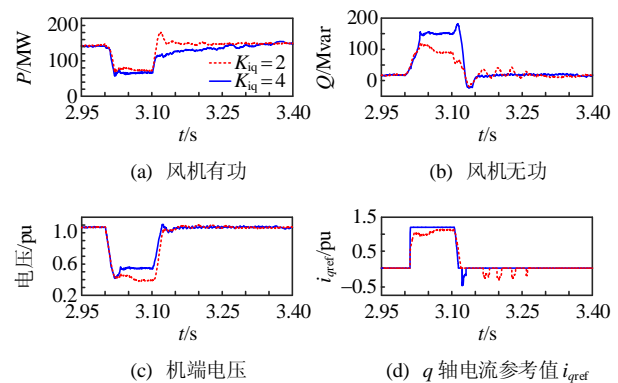


图 10 无功调整系数的影响

Fig. 10 Effect of reactive power adjustment factor

从抑制故障清除时刻的机端暂态过电压水平的角度考虑无功调整系数整定原则，建议在满足低穿国标要求的前提下，无功调整系数越小越好。

### 3.7 PLL 参数的影响

研究图 1(c) PMSG 中 PLL 的 PI 参数( $K_{pPLL}$  和  $K_{iPLL}$ )对低穿过程功率特性及网侧电压的影响。PI 参数决定了 PLL 的控制带宽  $f_{cPLL}$  以及阻尼  $Z_{PLL}$ ，下面给出几种典型  $f_{cPLL}$  和  $Z_{PLL}$ ，以及对应 PLL 参数下的研究工况。

1)  $f_{cPLL}$  的影响。

为充分体现 PLL 参数对锁相动态过程的影响，将故障持续时间调整为 0.6s，结果如图 11 所示。

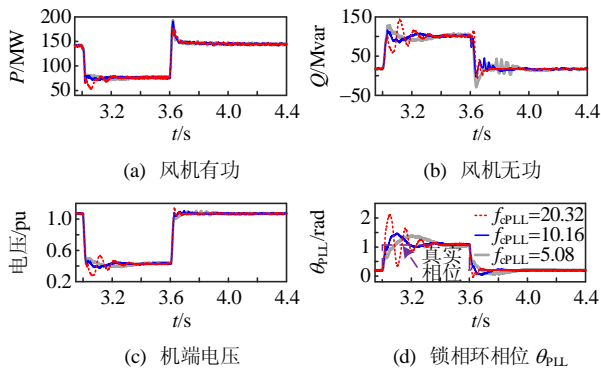


图 11  $f_{cPLL}$  的影响 ( $Z_{PLL} = 0.8$ )

Fig. 11 Influence from  $f_{cPLL}$  ( $Z_{PLL} = 0.8$ )

由图 11(d)，PLL 带宽决定了故障发生以及恢复时锁相环相位跟踪的动态特性，带宽越大，PLL 相位跟踪过程的超调越明显，且暂态振荡过程越明显。由前述关于  $\theta_{PLL}$  偏离实际相角导致无功控制有误差的内容可知，如果  $\theta_{PLL}$  超前实际相角，则 PMSG 超发无功，如果  $\theta_{PLL}$  滞后实际相角，则 PMSG 欠发无功。当风机超发无功时，会提升机组电压，提升机组有功输出，反之亦然。

如果故障持续时间为  $t_{short} = 0.1s$  (实际输电线路切除故障时间)，相对于故障持续时间  $t_{short} = 0.6s$ ，在故障退出时刻的风机特性可能有差别，图 12 给出表 2 工况 1 在  $t_{short} = 0.1、0.6s$  时的结果。

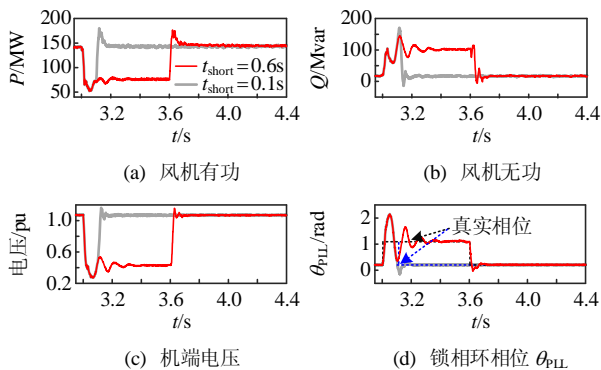


图 12  $t_{short} = 0.1、0.6s$  时  $f_{cPLL}$  的影响 ( $f_{cPLL} = 20.32Hz$ )

Fig. 12 Effect of  $f_{cPLL}$  when  $t_{short} = 0.1, 0.6s$

( $f_{cPLL} = 20.32Hz$ )

表 2 PLL 参数不同的工况

Table 2 Conditions for different parameters of PLL

工况	PLL 的 PI 参数	$f_{cPLL}/Hz$	$Z_{PLL}$
1	$K_{pPLL} = 120, K_{iPLL} = 5600$	20.32	0.80
2	$K_{pPLL} = 60, K_{iPLL} = 1400$	10.16	0.80
3	$K_{pPLL} = 30, K_{iPLL} = 350$	5.08	0.80
4	$K_{pPLL} = 60, K_{iPLL} = 2800$	10.16	0.57
5	$K_{pPLL} = 60, K_{iPLL} = 700$	10.16	1.13

根据图 12，相同 PLL 带宽和阻尼比条件下， $t_{short} = 0.1、0.6s$  时风机特性在 3.1s 前完全一致。观察图 12(d)的  $t_{short} = 0.1s$  结果，在 PLL 锁相未完全跟踪上相位向前跳变值时，故障恢复，相位向后跳变，PLL 在未跟踪上向前跳变值的前提下就跟踪相位向后跳变值，可能使得 PLL 跟踪相位向后跳变值的暂态过程更长，锁相误差更大。进而造成更大无功超发以及更严重暂态过电压。

2)  $Z_{PLL}$  的影响。

表 2 中工况 2/4/5 且为  $t_{short} = 0.6s$  的结果如图 13 所示。

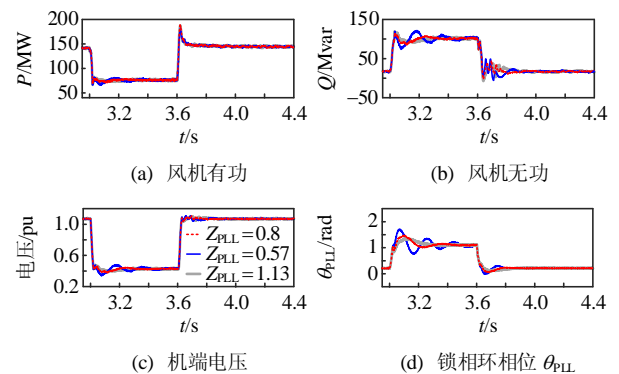


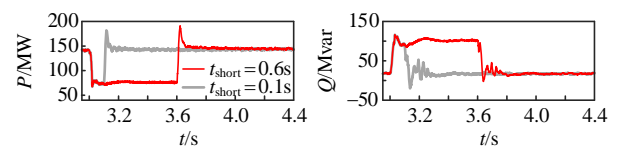
图 13  $Z_{PLL}$  的影响 ( $f_{cPLL} = 10.16$ )

Fig. 13 Effect of  $Z_{PLL}$  ( $f_{cPLL} = 10.16$ )

由图 13(d)，PLL 阻尼决定了故障发生以及恢复时锁相环相位跟踪的动态特性，阻尼的影响与带宽类似，阻尼越小，PLL 相位跟踪过程的超调越明显，且暂态振荡过程越明显，将使得风机在故障发生时刻超发更多无功以及故障恢复时刻欠发更多无功时，并会影响机组电压以及有功输出。

给出表 2 工况 2 在  $t_{short} = 0.1、0.6s$  时的结果如图 14 所示。

根据图 14，可以得到与图 12 类似的结论，即在 PLL 锁相未完全跟踪上相位向前跳变值时(3.1s)，



(a) 风机有功

(b) 风机无功



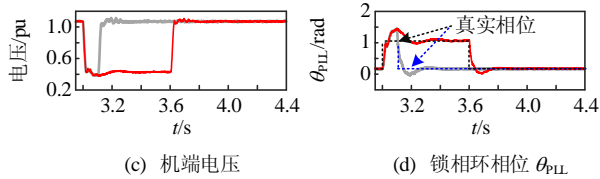


图 14  $t_{\text{short}}=0.1、0.6\text{s}$  时  $Z_{\text{PLL}}$  的影响 ( $Z_{\text{PLL}}=0.8$ )

Fig. 14 Effect of  $Z_{\text{PLL}}$  when  $t_{\text{short}}=0.1, 0.6\text{s}$  ( $Z_{\text{PLL}}=0.8$ )

故障恢复, 相位向后跳变, PLL 在未跟踪上向前跳变值的前提下就跟踪相位向后跳变值, 可能使得 PLL 跟踪相位向后跳变值的暂态过程更长, 锁相误差更大。进而造成更大无功超发以及更严重暂态过电压。

从抑制故障清除时刻暂态过电压水平的角度考虑锁相环参数整定原则, 在保证无功电流响应速度满足国标要求的前提下, 建议通过整定 PI 参数使锁相环带宽较小且阻尼比较大。

## 4 结论

本文针对弱电网接入条件下的 PMSG 故障穿越特性进行分析, 对送出线路远端短路故障及恢复过程中 PMSG 机端暂态过电压特性进行研究。主要结论如下:

1) PMSG 接入弱电网时, 送出线路远端短路发生和清除时刻, PMSG 网侧电压的相位跳变幅度较大, 在 PLL 锁相未跟踪上实际相位的过程中, PMSG 有功和无功控制存在耦合, 有功/无功电流控制存在误差, 这种误差会抑制电压的突增或突降。

2) 远端短路故障清除时刻 PMSG 相位一般向后跳变, 可能导致 PLL 锁相结果超前于实际相位, 进而使得 PMSG 无功电流控制结果小于指令值, 有功电流耦合产生容性无功, 造成无功快速收回甚至吸无功现象, 进而抑制 PMSG 机端暂态过电压幅度。故障清除过程(PLL 锁相超前实际相位过程)有功电流越大, 则无功撤回速度越快。同时感性无功电流耦合产生负有功, 因此无功电流越大, 则有功恢复速度越慢。

## 参考文献

[1] 陈国平, 梁志峰, 董昱. 基于能源转型的中国特色电力市场建设的分析与思考[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(2): 369-379.  
CHEN Guoping, LIANG Zhifeng, DONG Yu. Analysis and reflection on the marketization construction of electric power with Chinese Characteristics based on energy transformation[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(2): 369-379(in Chinese).

[2] 文云峰, 杨伟峰, 汪荣华, 等. 构建 100% 可再生能源电力系统述评与展望[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(6): 1843-1856.  
WEN Yunfeng, YANG Weifeng, WANG Ronghua, et al. Review and prospect of toward 100% renewable energy power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(6): 1843-1856(in Chinese).

[3] SUN Dawei, LIU Hui, GAO Shunan, et al. Comparison of different virtual inertia control methods for inverter-based generators[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2020, 8(4): 768-777.

[4] 张剑云, 李明节. 新能源高渗透的电力系统频率特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(11): 3498-3507.  
ZHANG Jianyun, LI Mingjie. Analysis of the frequency characteristic of the power systems highly penetrated by new energy generation[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(11): 3498-3507(in Chinese).

[5] 孙大卫, 刘辉, 赵峰, 等. 不同逆变电源主动支撑控制方式的对比研究[J]. 电网技术, 2020, 44(11): 4359-4367.  
SUN Dawei, LIU Hui, ZHAO Feng, et al. Comparison of inverter generators with different support control methods[J]. Power System Technology, 2020, 44(11): 4359-4367(in Chinese).

[6] 马进, 赵大伟, 钱敏慧, 等. 大规模新能源接入弱同步支撑直流送端电网的运行控制技术综述[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3112-3120.  
MA Jin, ZHAO Dawei, QIAN Minhui, et al. Reviews of control technologies of large-scale renewable energy connected to weakly-synchronized sending-end DC power grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3112-3120(in Chinese).

[7] 骆悦, 姚骏, 张田, 等. 大规模风电直流外送系统单极闭锁场景下送端系统协调控制策略[J]. 电工技术学报, 2019, 34(19): 4108-4118.  
LUO Yue, YAO Jun, ZHANG Tian, et al. Coordinated control strategy of large-scale wind power generation sending system under mono-polar block fault[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(19): 4108-4118(in Chinese).

[8] 王峰, 刘天琪, 丁媛媛, 等. 直流闭锁引起的暂态过电压计算方法及其影响因素分析[J]. 电网技术, 2016, 40(10): 3059-3065.  
WANG Feng, LIU Tianqi, DING Yuanyuan, et al. Calculation method and influencing factors of transient overvoltage caused by HVDC block[J]. Power System Technology, 2016, 40(10): 3059-3065(in Chinese).

[9] 贺静波, 庄伟, 许涛, 等. 暂态过电压引起风电机组连锁脱网风险分析及对策[J]. 电网技术, 2016, 40(6): 1839-1844.  
HE Jingbo, ZHUANG Wei, XU Tao, et al. Study on cascading tripping risk of wind turbines caused by transient overvoltage and its countermeasures[J]. Power System Technology, 2016, 40(6): 1839-1844(in Chinese).

[10] 孙华东, 张振宇, 林伟芳, 等. 2011 年西北电网风机

- 脱网事故分析及启示[J]. 电网技术, 2012, 36(10): 76-80.  
SUN Huadong, ZHANG Zhenyu, LIN Weifang, et al. Analysis on serious wind turbine generators tripping accident in northwest china power grid in 2011 and its lessons[J]. Power System Technology, 2012, 36(10): 76-80(in Chinese).
- [11] 汪宁渤, 马彦宏, 丁坤, 等. 酒泉风电基地脱网事故频发的原因分析[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(19): 42-46.  
WANG Ningbo, MA Yanhong, DING Kun, et al. Analysis on root reasons of WTGs nuisance tripping in Jiuquan wind power base[J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(19): 42-46(in Chinese).
- [12] 赵宏博, 姚良忠, 王伟胜, 等. 大规模风电高压脱网分析及协调预防控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(23): 43-48, 65.  
ZHAO Hongbo, YAO Liangzhong, WANG Weisheng, et al. Outage analysis of large scale wind power under high voltage condition and coordinated prevention and control strategy[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(23): 43-48, 65(in Chinese).
- [13] 谢欢, 吴涛, 赵亚清, 等. 计及动态无功控制影响的风电汇集地区高电压脱网原因分析[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(4): 19-25.  
XIE Huan, WU Tao, ZHAO Yaqing, et al. Analysis on high-voltage trip-off causation of dense wind power areas considering impact of dynamic reactive power control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(4): 19-25(in Chinese).
- [14] 赵学明, 李永丽, 孙广宇, 等. 换相失败对含风电场的交直流混联系统送端过电压的影响[J]. 高电压技术, 2019, 45(11): 3666-3673.  
ZHAO Xueming, LI Yongli, SUN Guangyu, et al. Effect of commutation failure on the overvoltage on rectifier station in AC/DC hybrid power system with wind farms[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(11): 3666-3673.
- [15] 姚骏, 廖勇, 庄凯. 电网故障时永磁直驱风电机组的低电压穿越控制策略[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(12): 91-96.  
YAO Jun, LIAO Yong, ZHUANG Kai. A low voltage ride-through control strategy of permanent magnet direct-driven wind turbine under grid faults[J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(12): 91-96(in Chinese).
- [16] 李和明, 董淑惠, 王毅, 等. 永磁直驱风电机组低电压穿越时的有功和无功协调控制[J]. 电工技术学报, 2013, 28(5): 73-81.  
LI Heming, DONG Shuhui, WANG Yi, et al. Coordinated control of active and reactive power of PMSG-based wind turbines for low voltage ride through[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(5): 73-81(in Chinese).
- [17] 赵紫龙, 吴维宁, 王伟. 电网不对称故障下直驱风电机组低电压穿越技术[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(21): 87-91.  
ZHAO Zilong, WU Weining, WANG Wei. A low voltage ride through technology for direct-drive wind turbines under unbalanced voltage dips[J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(21): 87-91(in Chinese).
- [18] 孙大卫, 刘辉, 高舜安, 等. 电流控制型虚拟同步发电机的小信号建模与稳定性分析[J]. 电网技术, 2018, 42(9): 2983-2991.  
SUN Dawei, LIU Hui, GAO Shun'an, et al. Small-signal modeling and stability analysis of current-controlled virtual synchronous generators[J]. Power System Technology, 2018, 42(9): 2983-2991(in Chinese).
- [19] PETERSSON A, THIRINGER T, HARNEFORS L, et al. Modeling and experimental verification of grid interaction of a DFIG wind turbine[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2005, 20(4): 878-886.
- [20] ACKERMANN T. Wind power in power systems[M]. Chichester: John Wiley, 2005.
- [21] WANG Yi, XU Lie. Coordinated control of DFIG and FSIG-Based wind farms under unbalanced grid conditions[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(1): 367-377.
- [22] 胡书举, 李建林, 许洪华. 直驱风电系统变流器建模和跌落特性仿真[J]. 高电压技术, 2008, 34(5): 949-954.  
HU Shuju, LI Jianli, XU Honghua. Modeling on converters of direct-driven wind power system and its performance during voltage sags[J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(5): 949-954(in Chinese).
- [23] 中国国家标准化管理委员会. GB/T 36995—2018 风力发电机组 故障电压穿越能力测试规程[S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.  
Standardization Administration of the People's Republic of China. GB/T 36995—2018 Wind turbines-Test procedure of voltage fault ride through capability[S]. Beijing: Chinese Standard Press, 2019(in Chinese).
- [24] 田新首. 大规模双馈风电场与电网交互作用机理及其控制策略研究[D]. 北京: 华北电力大学(北京), 2016.  
TIAN Xinshou. Research on the Interactions between DFIGs based wind farms and power grid and related optimal control strategies[D]. Beijing: North China Electric Power University (Beijing), 2016(in Chinese).



孙大卫

在线出版日期: 2021-02-18。

收稿日期: 2020-06-29。

作者简介:

孙大卫(1990), 男, 硕士, 工程师, 研究方向为新能源并网技术及电力系统稳定性分析等, dddd129216713@126.com;

吴林林(1986), 男, 硕士, 高级工程师, 研究方向为新能源并网技术及电力系统稳定性分析等, wulin226@163.com;

\*通信作者: 刘辉(1975), 男, 博士, 教授级高级工程师, 研究方向为新能源并网技术及电力系统稳定性分析等。

(责任编辑 李泽荣)