

双馈风电机组低压穿越特性对电力系统暂态稳定的影响

冯雷¹, 蔡泽祥¹, 王奕², 刘平¹

(1. 华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510640; 2. 广东电网公司电力科学研究院, 广东 广州 510080)

摘要:双馈风电机组(DFIG)的低压穿越(LVRT)特性与同步发电机不同,使得大规模DFIG接入电力系统后同步发电机的功角特性发生改变,因此分析系统暂态稳定性时有必要考虑DFIG LVRT行为的特殊性。推导机电暂态时间尺度下DFIG撬棒未投入和投入2种工况下的等值模型,基于该模型对典型LVRT策略下DFIG的外特性进行分析;基于等面积定则研究DFIG LVRT策略中无功补偿系数与撬棒电阻对电力系统暂态稳定的影响。时域仿真结果表明,提高无功补偿系数和增加撬棒电阻有利于电力系统的暂态稳定性,验证了理论分析的正确性。

关键词:电力系统;双馈风电机组;低压穿越;撬棒电阻;暂态稳定;等面积定则

中图分类号:TM 614;TM 712

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.03.003

0 引言

随着化石能源的枯竭和环境污染的加剧,风能作为清洁的可再生能源在我国得到迅速发展^[1]。在含高渗透率风电的系统中,风电机组对系统暂态稳定的影响受到广泛关注^[2]。

双馈风电机组(DFIG)由于具有有功功率、无功功率解耦控制、变流器容量小等优点^[3-4],是当下应用最为广泛的主流风电机型,已有不少文献对DFIG接入电网后的暂态稳定性进行了研究^[5-17]。文献[5-10]运用时域仿真的方法对接入大规模DFIG的系统进行暂态稳定分析。文献[5-6]对比了不同电网运行方式下DFIG接入前后的系统暂态稳定性,结果表明DFIG的接入对系统暂态稳定性影响的好坏没有一般性结论,需结合具体的电网结构和运行方式确定。文献[7-8]通过仿真研究了DFIG机组容量和接入位置对系统暂态稳定的影响。文献[9-10]对比了DFIG不同的无功控制策略,发现DFIG的无功行为对系统的暂态稳定有较大的影响。上述文献通过仿真获得了一些有用的结论,但未说明DFIG对系统暂态稳定的影响机理,缺乏理论支撑。

文献[11-17]从直接法层面分析了DFIG对系统暂态稳定性的影响。文献[11-12]在结构保留模型的基础上建立了含DFIG的暂态能量函数,分析了系统故障后暂态能量的分布和变化,并提出暂态稳定快速评估方法。文献[13-15]基于扩展等面积法则分析了DFIG对系统暂态稳定性的影响机理,并给出系统暂态稳定性变化的判别方法。在

此基础上,文献[16-17]进一步分析了风电比例和传输线电抗等因素对系统暂态稳定的影响。上述研究在建立同步机功率方程时大多忽略了DFIG的低压穿越行为,少部分文献则根据DFIG的输出功率把低压穿越期间的DFIG等效成负电阻或负电抗,但该方法无法揭示DFIG低压穿越时内在的物理过程。

为提高电网的运行可靠性,目前许多国家都对并网DFIG的低压穿越能力做出了要求^[18]。文献[19]提出了DFIG电压跌落期间的无功控制方法,以满足低压穿越对DFIG无功支撑能力的要求;文献[20]则从保护DFIG的角度出发提出了撬棒保护方案。不同低压控制模式下DFIG的外特性呈现较大的差异性,使得同步机的功角特性产生较大的差异,因此分析含大规模DFIG接入的电力系统的暂态稳定性时,有必要详细考虑DFIG的低压穿越行为。本文从DFIG的数学模型出发,推导了机电暂态时间尺度下DFIG撬棒未投入和撬棒投入2种工况下的等值模型,在此基础上对典型低压穿越策略下不同工况的DFIG外特性进行分析;然后基于等面积定则研究了DFIG低压穿越时无功补偿与撬棒电阻对电力系统暂态稳定的影响;最后通过仿真验证理论分析的正确性。

1 DFIG的等值模型

1.1 撬棒未投入时DFIG的等值模型

DFIG的结构如图1所示。撬棒未投入时,转子侧变流器采用定子电压定向矢量控制,实现有功、无功控制解耦;网侧变流器采用电网电压定向矢量控制,以维持电容电压不变并控制网侧变流器吸收的无功功率。

采用电动机惯例,DFIG同步dq坐标系的电压方程和磁链方程为^[21]:

收稿日期:2017-01-19;修回日期:2017-12-14

基金项目:广东省自然科学基金资助项目(2017A030313288)

Project supported by the Natural Science Foundation of Guangdong Province(2017A030313288)

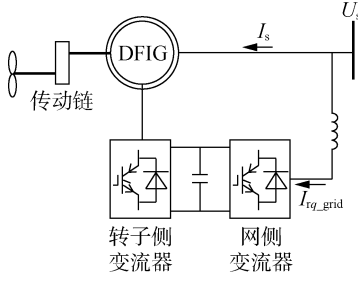


图1 DFIG 结构图

Fig.1 Structure of DFIG

$$\begin{cases} u_{sq} = R_s i_{sq} + p\psi_{sq} + \omega_s \psi_{sd} = 0 \\ u_{sd} = R_s i_{sd} + p\psi_{sd} - \omega_s \psi_{sq} = U_s \\ u_{rq} = R_r i_{rq} + p\psi_{rq} + (\omega_s - \omega_r) \psi_{rd} \\ u_{rd} = R_r i_{rd} + p\psi_{rd} - (\omega_s - \omega_r) \psi_{rq} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \psi_{sq} = L_s i_{sq} + L_M i_{rq} \\ \psi_{sd} = L_s i_{sd} + L_M i_{rd} \\ \psi_{rq} = L_M i_{sq} + L_r i_{rq} \\ \psi_{rd} = L_M i_{sd} + L_r i_{rd} \end{cases} \quad (2)$$

其中, u, i, ψ, R, ω 分别为电压、电流、磁链、电阻、电角频率, 下标 s 和 r 分别表示定子和转子, 下标 q 和 d 分别表示 q 轴分量和 d 轴分量; p 为微分算子; L_s, L_r, L_M 分别为定子电感、转子电感和励磁电感; U_s 为机端电压。

忽略定子磁链暂态, 即认为 $p\psi_{sd} \approx p\psi_{sq} \approx 0$, 忽略定子电阻, 联立式(1)和(2), 可得定子电流和转子电流的关系为:

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{-L_M i_{rd}}{L_s} \\ i_{sq} = \frac{U_s + \omega_s L_M i_{rq}}{-\omega_s L_s} \end{cases} \quad (3)$$

定子吸收的功率为:

$$\begin{cases} P_s = u_{sd} i_{sd} + u_{sq} i_{sq} = -\frac{L_M}{L_s} U_s i_{rd} \\ Q_s = u_{sq} i_{sd} - u_{sd} i_{sq} = \frac{1}{\omega_s L_s} U_s^2 + U_s \frac{L_M i_{rq}}{L_s} \end{cases} \quad (4)$$

忽略转子磁链暂态, 转子吸收的功率为:

$$\begin{cases} P_r = -s P_s \\ Q_r = u_{sq} i_{rd_grid} - u_{sd} i_{rq_grid} = -U_s i_{rq_grid} \end{cases} \quad (5)$$

其中, s 为 DFIG 的转差; i_{rq_grid} 和 i_{rd_grid} 分别为网侧变流器电流的 q 轴分量和 d 轴分量。DFIG 总的吸收功率为:

$$\begin{cases} P_{out} = -\frac{L_M}{L_s} U_s (1-s) i_{rd} \\ Q_{out} = \frac{1}{\omega_s L_s} U_s^2 + U_s \frac{L_M i_{rq}}{L_s} - U_s i_{rq_grid} \end{cases} \quad (6)$$

令:

$$\begin{cases} X'_s = \omega_s \left(L_s - \frac{L_M^2}{L_r} \right) \\ E'_q = \frac{\omega_s L_M (L_s L_r - L_M^2) (1-s) i_{rd}}{L_s L_r} \\ E'_d = \frac{L_M^2 U_s}{L_s L_r} - \frac{\omega_s L_M (L_s L_r - L_M^2) i_{rq}}{L_s L_r} + X'_s i_{rq_grid} \end{cases} \quad (7)$$

则式(6)可化为:

$$\begin{cases} P_{out} = -\frac{U_s E'_q}{X'_s} \\ Q_{out} = \frac{U_s^2}{X'_s} - \frac{U_s E'_d}{X'_s} \end{cases} \quad (8)$$

令 $E' = E'_d + jE'_q = E' \angle \theta_E$, 设 δ 为 U_s 超前 E' 的角度, 由于 d 轴定向在 U_s 上, 故有 $\delta = -\theta_E$, 代入式(8)可得 DFIG 的等值模型为:

$$\begin{cases} P_{out} = \frac{U_s E'}{X'_s} \sin \delta \\ Q_{out} = \frac{U_s^2}{X'_s} - \frac{U_s E'}{X'_s} \cos \delta \end{cases} \quad (9)$$

E' 和 X'_s 即为 DFIG 的等值内电势和内电抗, 其相量图如图 2 所示, 图中 I 为定转子吸收的电流之和。

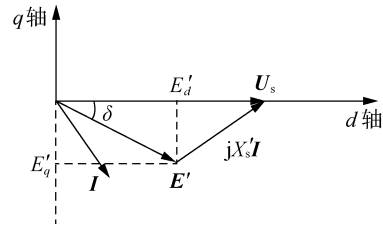


图2 DFIG 相量图

Fig.2 Phasor diagram of DFIG

需要指出的是, 虽然上述功率计算过程忽略了定转子磁链暂态, 但由于定转子磁链暂态的时间常数远小于电机运动方程的时间常数, 即磁链过渡到稳态时电机转速仍近似未变, 因而机电暂态时间尺度下采用该等值模型分析 DFIG 的功率变化是合理的。

1.2 撬棒投入时 DFIG 的等值模型

当转子电流过大时, 撬棒保护动作, 闭锁转子侧变流器, 并在转子回路接入限流电阻, 此时 DFIG 分解为感应电机和网侧变流器 2 个独立的部分。感应电机处于无励磁的发电状态, 忽略励磁电抗, 等值模型如图 3 所示。

图 3 中, r_1, r_2, r_{cb} 分别为定子电阻、转子电阻和撬棒电阻, X_1, X_2 分别为定子漏抗和转子漏抗。此时感应电机对电网表现为与滑差 s 相关的阻抗:

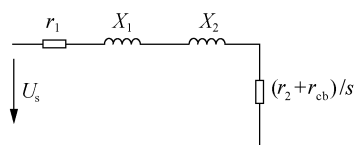


图 3 投入撬棒时感应电机的等值模型

Fig.3 Equivalent model of induction motor with crowbar

$$Z_w = r_w + jX_w = r_1 + \frac{r_2 + r_{cb}}{s} + j(X_1 + X_2) \quad (10)$$

网侧变流器与直流电容共同构成静止同步补偿器,可等效为受控电压源,具体模型参见文献[22]。

2 电压跌落后 DFIG 的外特性分析

典型低压穿越策略下,网侧变流器始终为单位功率因数控制,即有 $i_{rq_grid} = 0$,而转子侧变流器控制如图 4 所示。

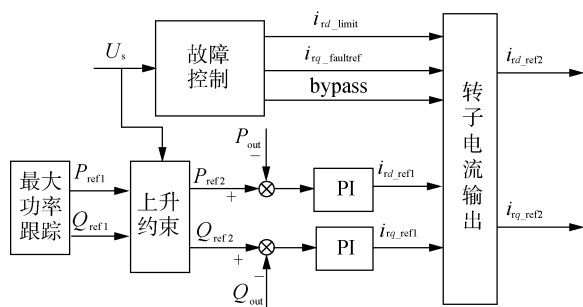


图 4 转子侧变流器典型低压穿越策略

Fig.4 Typical LVRT strategy of RSC

典型低压穿越策略下,转子侧变流器根据电压跌落后转子电流是否超过保护阈值分为以下 2 种控制模式。

a. 无功补偿模式:电压跌落后转子电流未超过阈值时,正常模式的最大功率跟踪模块输出的 i_{rq_ref1} 被屏蔽, i_{rq_ref2} 取值为故障控制模块输出的 $i_{rq_faultref}$, $i_{rq_faultref}$ 是根据电压跌落深度生成的转子 q 轴参考电流,使 DFIG 在电压跌落后送出更多无功支撑电网电压恢复,在 $i_{rq_faultref}$ 未超过转子电流限值 i_{r_limit} 时, $i_{rq_faultref}$ 与电压跌落深度成线性关系:

$$i_{rq_faultref} = i_{rq0} + k\Delta U_s \quad (11)$$

其中, k 为无功补偿系数; i_{rq0} 为电压跌落前的 q 轴转子电流; ΔU_s 为跌落后的电压与跌落前的电压差值。 d 轴参考电流 i_{rd_ref2} 仍取值为 i_{rd_ref1} ,但 i_{rd_ref2} 会受到 i_{rd_limit} 的幅值限制:

$$i_{rd_limit} = \sqrt{i_{r_limit}^2 - i_{rq_faultref}^2} \quad (12)$$

b. 撬棒模式:电压跌落后转子电流超过阈值时,故障控制模块输出 bypass 信号使转子侧变流器闭锁,并投入撬棒保护。

相应地,在不同的控制模式下,电压跌落期间

DFIG 外特性主要呈现以下 2 种状态。

a. DFIG 处于控制模式无功补偿模式,DFIG 等效为等值内电势和等值内电抗串联, E'_d 计算为:

$$E'_d = \frac{L_M^2 U_s}{L_s L_r} - \frac{\omega_s L_M}{L_s L_r} (L_s L_r - L_M^2) i_{rq_faultref} \quad (13)$$

由于随着 q 轴电流的增加, d 轴电流限值会减小,若 i_{rd_ref1} 尚未达到限值 i_{rd_limit} ,则 E'_d 计算为:

$$E'_q = \frac{\omega_s L_M (L_s L_r - L_M^2) (1-s) i_{rd_ref1}}{L_s L_r} \quad (14)$$

根据式(6), i_{rq_ref1} 可通过 P_{ref2} 确定:

$$i_{rd_ref1} = P_{ref2} \frac{L_s}{L_M U_s (1-s)} \quad (15)$$

若 i_{rd_ref1} 达到极限值,则 E'_q 计算为:

$$E'_q = \frac{\omega_s L_M (L_s L_r - L_M^2) (1-s) i_{rd_limit}}{L_s L_r} \quad (16)$$

b. DFIG 处于撬棒模式,由于网侧变流器为单位功率因数控制,投入撬棒期间 DFIG 对电网即表现为式(10)所示的阻抗。

3 DFIG 低压穿越特性对暂态稳定的影响

3.1 无功补偿系数对暂态稳定的影响

考虑 DFIG 集中接入单机无穷大系统,接线图如图 5 所示。

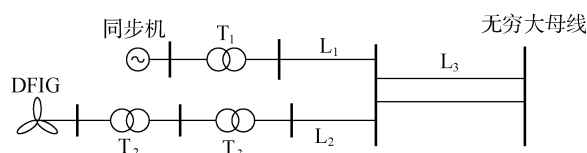


图 5 DFIG 集中接入单机无穷大系统

Fig.5 Single machine infinite bus system integrated with DFIG

假设线路 L_3 某回线中间发生三相短路故障,电压跌落后 DFIG 处于无功补偿模式,下面研究无功补偿系数对系统暂态稳定的影响。DFIG 处于无功补偿模式时,DFIG 对电网等效为式(7)、(13)~(16)所示的内电势和内电抗,忽略线路电阻,电压跌落期间的等效电气连接图如图 6 所示。

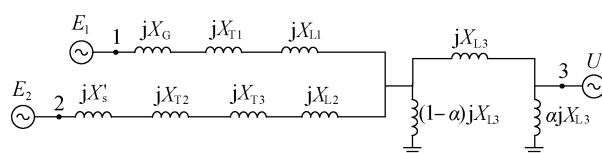


图 6 故障期间无功补偿模式下等效电气连接图

Fig.6 Equivalent circuit during a fault under reactive power compensation mode

图 6 中, E_1 和 E_2 分别为同步机和 DFIG 的内电势, U 为无穷大系统电压, X'_s 为 DFIG 内电抗, X_{T1} 、

X_{T2} 、 X_{T3} 分别为变压器 T_1 、 T_2 、 T_3 的电抗, X_{L1} 、 X_{L2} 、 X_{L3} 分别为线路 L_1 、 L_2 、 L_3 的单回线电抗, α 为故障点至节点3的距离占线路 L_3 总长度的比值。同步机电磁功率为:

$$P_e = E_1 U B_{13} \sin \delta_1 + E_1 E_2 B_{12} \sin \delta_{12} = (E_1 U B_{13} + E_1 E_2 B_{12} \cos \delta_2) \sin \delta_1 - E_1 E_2 B_{12} \sin \delta_2 \cos \delta_1 \quad (17)$$

其中, B_{ij} 为节点 i 和节点 j 的互导纳; $\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j$, δ_i 为节点 i 电压相角; 节点3为参考节点。令:

$$\begin{cases} A = E_1 U B_{13} + E_1 E_2 B_{12} \cos \delta_2 \\ B = -E_1 E_2 B_{12} \sin \delta_2 \\ \tan \gamma = \frac{B}{A} \end{cases} \quad (18)$$

则式(17)化为:

$$P_e = \sqrt{A^2 + B^2} \sin(\delta_1 + \gamma) \quad (19)$$

式(19)为同步机的功角特性方程。由式(11)知电压跌落期间DFIG转子侧变流器 q 轴电流 $i_{rq_faultref}$ 与无功补偿系数 k 负相关, 由式(13)知DFIG内电势 d 轴分量 E'_d 与 $i_{rq_faultref}$ 负相关, 故 E'_d 与无功补偿系数 k 正相关。电压跌落期间DFIG转速变化较慢, 滑差 s 认为近似不变。无功补偿系数 k 对电压跌落期间DFIG的有功参考值 P_{ref2} 影响不大, 故由式(14)~(16)可知 k 改变时DFIG内电势 q 轴分量 E'_q 可认为近似不变, 因而DFIG内电势 E_2 与无功补偿系数 k 正相关。同时由于相角和有功的强相关性以及和无功的弱相关性, k 改变时因DFIG有功输出基本不变, 节点2相角 δ_2 近似不变, 故式(19)同步机的电磁功率幅值与无功补偿系数 k 正相关。无功补偿系数 k 对暂态稳定的影响如图7所示, 无功补偿系数 k 增大后, 增加了同步机电磁功率的幅值, 使得加速面积减小, 暂态稳定性增强。

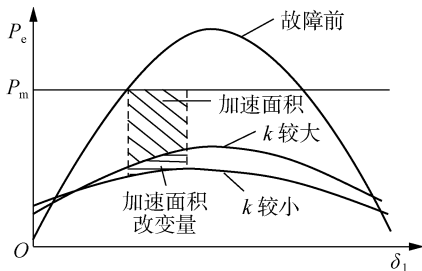


图7 无功补偿系数对暂态稳定的影响示意图

Fig.7 Influence of reactive power compensation coefficient on transient stability

3.2 撬棒电阻对暂态稳定的影响

考虑图5所示系统, 双馈风电机组额定功率运行, 令线路 L_3 某回线中间发生三相短路故障, 若电压跌落后DFIG转子电流过大, DFIG处于撬棒模式, 下面研究撬棒电阻对系统暂态稳定的影响。

DFIG处于撬棒模式时, DFIG对电网表现为一个阻抗 Z_w , 电压跌落期间的等效电气连接图如图8所示。

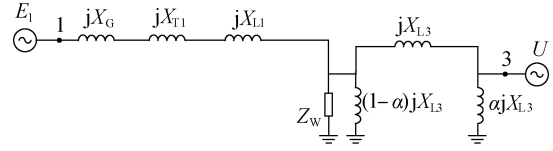


图8 故障期间撬棒投入时等效电气连接图

Fig.8 Equivalent circuit during a fault with crowbar

电压跌落期间同步机的电磁功率为:

$$P_e = \frac{E_1^2}{|Z_{11}|} \sin(90^\circ - \varphi_{11}) + \frac{E_1 U}{|Z_{13}|} \sin(\delta_1 - 90^\circ + \varphi_{13}) \quad (20)$$

其中, Z_{11} 计算为:

$$\begin{aligned} Z_{11} &= |Z_{11}| \angle \varphi_{11} = jX_G + jX_{T1} + \\ & jX_{L1} + Z_w // (1-\alpha)jX_{L3} // jX_{L3} = \\ & \frac{ar_w}{r_w^2 + b} + j \left(\frac{cr_w^2 + d}{r_w^2 + b} + e \right) = \\ & \frac{a}{r_w + \frac{b}{r_w}} + j \left(\frac{d-bc}{r_w^2 + b} + c + e \right) \end{aligned} \quad (21)$$

Z_{13} 计算为:

$$\begin{aligned} Z_{13} &= |Z_{13}| \angle \varphi_{13} = jX_G + jX_{T1} + jX_{L1} + jX_{L3} + \\ & \frac{(jX_G + jX_{T1} + jX_{L1})jX_{L3}}{Z_w // (1-\alpha)jX_{L3}} = \frac{-r_w f}{gr_w^2 + h} + j \left(\frac{kr_w^2 + l}{gr_w^2 + h} + m \right) = \\ & \frac{-f}{gr_w + \frac{h}{r_w}} + j \left(\frac{l-hk/g}{gr_w^2 + h} + \frac{k}{g} + m \right) \end{aligned} \quad (22)$$

$$X_a = \frac{1-\alpha}{2-\alpha} X_{L3} \quad (23)$$

$$a = X_a^2 \quad (24)$$

$$b = (X_w + X_a)^2 \quad (25)$$

$$c = X_a \quad (26)$$

$$d = X_a X_w (X_a + X_w) \quad (27)$$

$$e = X_G + X_{T1} + X_{L1} \quad (28)$$

$$f = e X_{L3}^3 \quad (29)$$

$$g = X_{L3}^2 \quad (30)$$

$$h = X_w^2 X_{L3}^2 \quad (31)$$

$$k = \frac{e X_{L3}^2}{1-\alpha} \quad (32)$$

$$l = \frac{e X_{L3}}{1-\alpha} \{ X_w X_{L3} [X_w + (1-\alpha)X_{L3}] \} \quad (33)$$

$$m = e + X_{L3} \quad (34)$$

因DFIG额定功率运行时滑差 s 为负值, 且绝对

值较小,故式(10)中 DFIG 等效阻抗 Z_w 的实部 r_w 为负值,且绝对值较大,与撬棒电阻 r_{cb} 负相关。式(21)中 $|a|$ 远小于 $|r_w + b/r_w|$, $|d - bc|$ 远小于 $|r_w^2 + b|$,使得 r_w 变化时 Z_{11} 变化不大。式(22)中 Z_{13} 实部和虚部为正,且与 r_w 正相关,故 Z_{13} 模值与 r_{cb} 负相关,因而式(20)同步机电磁功率正弦项幅值与 r_{cb} 正相关。撬棒电阻 r_{cb} 对暂态稳定的影响如图 9 所示,撬棒电阻 r_{cb} 增大后同步机电磁功率方程中正弦项幅值增大,纵向偏移量基本未变,使得加速面积减小,暂态稳定性增强。

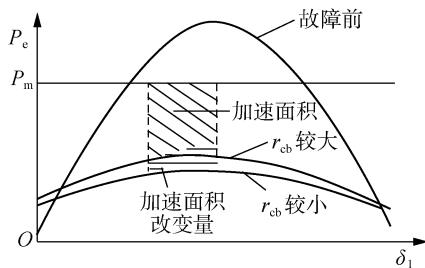


图 9 撬棒电阻对暂态稳定的影响示意图

Fig.9 Influence of crowbar resistance on transient stability

4 算例分析

4.1 DFIG 等值模型有效性分析

在 DIgSILENT/Powerfactory 中搭建图 5 所示系统。同步机额定容量 $210 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 出力 150 MW , 风电场由 200 台额定功率为 2 MW 的 DFIG 组成, DFIG 出力为额定功率。令线路 L_3 一回线发生三相短路接地, 故障点到无穷大母线的距离占线路 L_3 全长的 80%, 0.34 s 后清除短路。下面分别分析撬棒未投入和撬棒投入 2 种情况的 DFIG 等值模型的有效性。

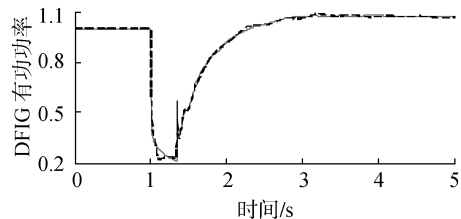
a. 撬棒未投入。设置 DFIG 撬棒保护动作的转子电流阈值为 2.0 p.u. , 整个过程撬棒保护未动作, DFIG 功率的仿真结果和采用等值模型的计算结果如图 10 所示, 图中功率为标么值, 后同。

b. 撬棒投入。设置 DFIG 撬棒保护动作的转子电流阈值为 1.15 p.u. , 故障期间撬棒保护投入, DFIG 功率的仿真结果和采用等值模型的计算结果如图 11 所示。

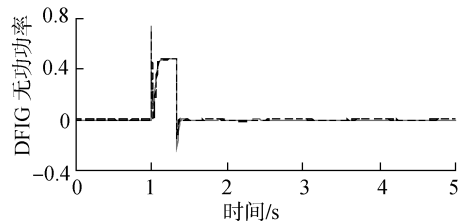
由图 10 和图 11 可知, 虽然等值模型忽略了定转子磁链暂态, 使得模型计算值在系统状态突变后与仿真结果有一定偏差, 但其余时候等值模型的计算结果与仿真结果基本吻合, 验证了等值模型的有效性。

4.2 低压穿越特性对暂态稳定的影响分析

为验证低压穿越特性对系统暂态稳定的影响, 搭建了图 12 所示的测试系统^[15], 图中 SM 表示同步



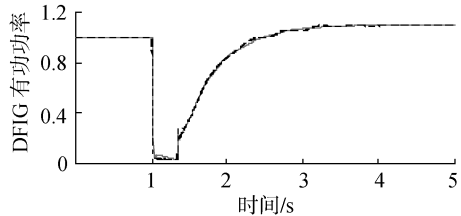
(a) DFIG 有功功率



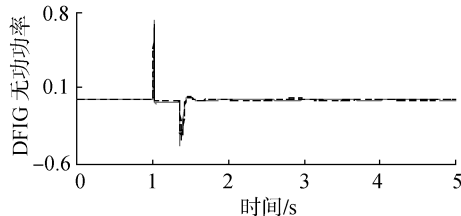
(b) DFIG 无功功率
— 仿真值, -- 计算值

图 10 转子电流阈值为 2.0 p.u. 时的 DFIG 输出功率

Fig.10 DFIG output when rotor current threshold is 2.0 p.u.



(a) DFIG 有功功率



(b) DFIG 无功功率
— 仿真值, -- 计算值

图 11 转子电流阈值为 1.15 p.u. 时的 DFIG 输出功率

Fig.11 DFIG output when rotor current threshold is 1.15 p.u.

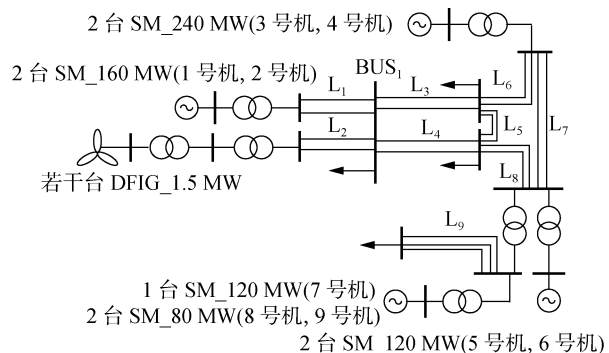


图 12 测试系统

Fig.12 Test system

发电机。系统总负荷 1600 MW , DFIG 满发, 火电机组按装机容量分配负载。

a. 无功补偿系数对系统暂态稳定的影响。

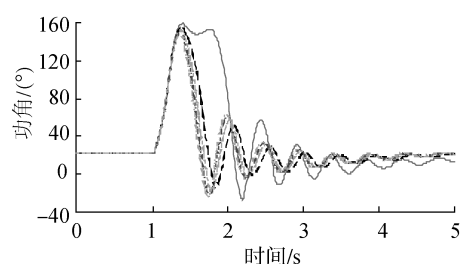
在不同风电接入比例 w 和风电接入位置 x 下,令线路 L_3 一回线发生三相接地短路,故障点到 BUS_1 的距离占线路 L_3 全长的 30%,其中风电接入位置 x 定义为线路 L_1 长度占线路 L_1 和线路 L_3 长度总和之比(风电接入位置变化时线路 L_3 和线路 L_4 的长度比例保持固定)。设置 DFIG 撬棒保护动作的转子电流阈值为 2.0 p.u.,故障后 DFIG 进入无功补偿模式,改变无功补偿系数 k 得到相应的临界切除时间(CCT),如表 1 所示。

表 1 不同无功补偿系数下故障临界切除时间

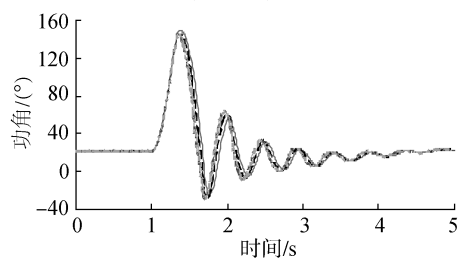
Table 1 Critical clearing time for different reactive power compensation coefficients

$w/\%$	$x/\%$	CCT/s				
		$k=0$	$k=0.25$	$k=0.5$	$k=0.75$	$k=1$
20	25	0.36	0.39	0.42	0.46	0.50
20	50	0.29	0.30	0.31	0.32	0.33
20	75	0.24	0.24	0.24	0.25	0.25
25	25	0.41	0.46	0.51	0.60	0.78
25	50	0.31	0.33	0.34	0.36	0.38
25	75	0.25	0.26	0.27	0.27	0.28

由表 1 可知,随着无功补偿系数的增加,故障的临界切除时间呈现增长的趋势,系统的暂态稳定性逐渐改善。进一步分析 $w=20\%$ 、 $x=75\%$ 、故障切除时间 0.24 s 和 $w=25\%$ 、 $x=75\%$ 、故障切除时间 0.25 s 这 2 种情况下不同无功补偿系数时 1 号同步机的功角曲线,如图 13 所示。



(a) $w=20\%$, $x=75\%$, 故障切除时间 0.24 s



(b) $w=25\%$, $x=75\%$, 故障切除时间 0.25 s
— $k=0$, - - $k=0.25$, — $k=0.5$, - · - $k=0.75$, · · - $k=1$

图 13 不同无功补偿系数下 1 号同步机功角曲线

Fig.13 Power angle curve of No.1 synchronous generator for different reactive power compensation coefficients

由图 13 可知,随着无功补偿系数的增大,1 号同步机功角的第一摆幅减小,进一步验证了无

功补偿系数的增加有利于改善系统的暂态稳定性。

b. 撬棒电阻对系统暂态稳定的影响。

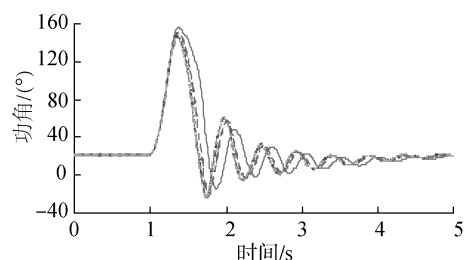
在不同风电接入比例 w 和风电接入位置 x 下,令线路 L_3 一回线发生三相接地短路,故障点到 BUS_1 的距离占线路 L_3 全长的 30%,设置 DFIG 撬棒保护动作的转子电流阈值为 1.15 p.u.,故障后撬棒保护投入,改变撬棒电阻 r_{cb} (标么值)得到相应的临界切除时间如表 2 所示。

表 2 不同撬棒电阻下故障临界切除时间

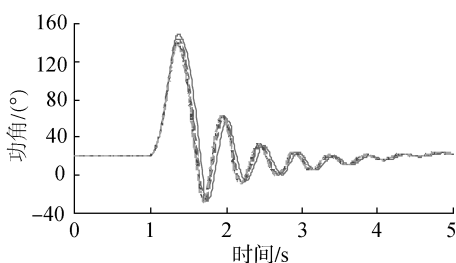
Table 2 Critical clearing time for different Crowbar resistances

$w/\%$	$x/\%$	CCT/s				
		$r_{cb}=0.05$	$r_{cb}=0.1$	$r_{cb}=0.15$	$r_{cb}=0.20$	$r_{cb}=0.25$
20	25	0.30	0.34	0.38	0.42	0.45
20	50	0.26	0.28	0.29	0.30	0.30
20	75	0.23	0.23	0.24	0.24	0.24
25	25	0.31	0.37	0.44	0.50	0.57
25	50	0.27	0.30	0.32	0.33	0.33
25	75	0.24	0.25	0.26	0.26	0.26

由表 2 可知,随着撬棒电阻的增加,故障的临界切除时间呈现增长的趋势,系统的暂态稳定性逐渐改善。进一步分析 $w=20\%$ 、 $x=75\%$ 、故障切除时间 0.23 s 和 $w=25\%$ 、 $x=75\%$ 、故障切除时间 0.24 s 这 2 种情况下不同撬棒电阻时 1 号同步机的功角曲线,如图 14 所示。



(a) $w=20\%$, $x=75\%$, 故障切除时间 0.23 s



(b) $w=25\%$, $x=75\%$, 故障切除时间 0.25 s
— $r_{cb}=0.05$, - - $r_{cb}=0.1$, - · - $r_{cb}=0.15$, · · - $r_{cb}=0.2$, · · · $r_{cb}=0.25$

图 14 不同撬棒电阻下 1 号同步机功角曲线

Fig.14 Power angle curve of No.1 synchronous generator for different Crowbar resistances

由图 14 可知,随着撬棒电阻的增大,1 号同步机功角的第一摆幅减小,进一步验证了撬棒电阻的

增加有利于改善系统的暂态稳定性。

5 结论

本文推导出机电暂态时间尺度下DFIG撬棒未投入和撬棒投入2种工况的等值模型,并基于等值模型给出典型低压穿越策略下DFIG的等效外特性。进一步推导DFIG低压穿越时同步发电机的功角特性方程,研究低压穿越策略对同步发电机暂态稳定性的影响,结果表明提高无功补偿系数和撬棒电阻有利于电力系统的暂态稳定。本文研究有助于DFIG低压穿越特性的分析和设计。

参考文献:

- [1] 李辉,胡姚刚,李洋,等. 大功率并网风电机组状态监测与故障诊断研究综述[J]. 电力自动化设备,2016,36(1):6-16.
LI Hui, HU Yaogang, LI Yang, et al. Overview of conditional monitoring and fault diagnosis for grid-connected high-power wind turbine unit[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(1):6-16.
- [2] GAUTAM D, VITTAL V, HARBOUR T. Impact of increased penetration of DFIG-based wind turbine generators on transient and small signal stability of power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2009, 24(3):1426-1434.
- [3] 杨淑英. 双馈型风力发电变流器及其控制[D]. 合肥:合肥工业大学,2007.
YANG Shuying. Converter and control for doubly fed induction generator based wind power generation[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2007.
- [4] 孙丽玲,房丹. 定子匝间故障的双馈风力发电机组的建模与低电压穿越分析[J]. 电力自动化设备,2016,36(11):82-87.
SUN Liling, FANG Dan. Modeling and low-voltage ride-through analysis for DFIG with SWITSC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(11):82-87.
- [5] 迟永宁,王伟胜,刘燕华,等. 大型风电场对电力系统暂态稳定性的影响[J]. 电力系统自动化,2006,30(15):10-14.
CHI Yongning, WANG Weisheng, LIU Yanhua, et al. Impact of large scale wind farm integration on power system transient stability[J]. Automation of Electric Power Systems, 2006, 30(15):10-14.
- [6] 张明理,徐建源,李佳珏. 含高渗透率风电的送端系统电网暂态稳定研究[J]. 电网技术,2013,37(3):740-745.
ZHANG Mingli, XU Jianyuan, LI Jiajue. Research on transient stability of sending power grid containing high proportion of wind power[J]. Power System Technology, 2013, 37(3):740-745.
- [7] 杨琦,张建华,李卫国. 电力系统接入风电场后的暂态稳定分析[J]. 高电压技术,2009,35(8):2042-2047.
YANG Qi, ZHANG Jianhua, LI Weiguo. Analysis on transient stability of integration of wind farms into power systems[J]. High Voltage Engineering, 2009, 35(8):2042-2047.
- [8] 郝正航. 双馈风电机组的暂态行为及其对电力系统稳定性影响[D]. 天津:天津大学,2011.
HAO Zhenghang. Transient behavior of DFIG and its influence on power system stability[D]. Tianjin: Tianjin University, 2011.
- [9] VITTAL E, O'MALLEY M, KEANE A. Rotor angle stability with high penetrations of wind generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(1):353-362.
- [10] MEEGAHAPOLA L, LITTLER T. Characterisation of large disturbance rotor angle and voltage stability in interconnected power networks with distributed wind generation[J]. IET Renewable Power Generation, 2015, 9(3):272-283.
- [11] 罗远翔. 基于能量函数的含风电电力系统暂态稳定分析与控制[D]. 北京:中国农业大学,2015.
LUO Yuanxiang. Power system transient stability analysis and control with wind power based on energy function[D]. Beijing: China Agricultural University, 2015.
- [12] 陈乾,沈沉,刘锋. 端口能量及其在风电系统暂态稳定分析中的应用[J]. 电力系统自动化,2015,39(15):9-16.
CHEN Qian, SHEN Chen, LIU Feng. Port energy and its application to transient stability analysis of power system with wind generation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(15):9-16.
- [13] 林俐,杨以涵. 基于扩展等面积定则的含大规模风电场电力系统暂态稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制,2012,40(12):105-110.
LIN Li, YANG Yihan. Analysis of transient stability of power system including large scale wind power based on the extended equal area rule[J]. Power System Protection and Control, 2012, 40(12):105-110.
- [14] 汤蕾,沈沉,张雪敏. 大规模风电集中接入对电力系统暂态功角稳定性的影响(一):理论基础[J]. 中国电机工程学报,2015,35(15):3832-3842.
TANG Lei, SHEN Chen, ZHANG Xuemin. Impact of large-scale wind power centralized integration on transient angle stability of power systems-part I: theoretical foundation[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(15):3832-3842.
- [15] 田新首,王伟胜,迟永宁,等. 双馈风电机组故障行为及对电力系统暂态稳定性的影响[J]. 电力系统自动化,2015,39(10):16-21.
TIAN Xinshou, WANG Weisheng, CHI Yongning, et al. Performances of DFIG-based wind turbines during system fault and its impacts on transient stability of power systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(10):16-21.
- [16] 汤爽,赵丽莉,郭小江. 风电比例对风火打捆外送系统功角暂态稳定性影响[J]. 电力系统自动化,2013,37(20):34-40.
TANG Yi, ZHAO Lili, GUO Xiaojiang. Impact of wind power penetration on angle transient stability of wind-thermal combined system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(20):34-40.
- [17] 王清,薛安成,郑元杰,等. 双馈型风电集中接入对暂态功角稳定的影响分析[J]. 电网技术,2016,40(3):875-881.
WANG Qing, XUE Ancheng, ZHENG Yuanjie, et al. Impact of DFIG-based wind power integration on the transient stability of power systems[J]. Power System Technology, 2016, 40(3):875-881.
- [18] 徐海亮,章玮,贺益康,等. 双馈型风电机组低电压穿越技术要点及展望[J]. 电力系统自动化,2013,37(20):8-15.
XU Hailiang, ZHANG Wei, HE Yikang, et al. A review on low voltage ride-through technologies and prospect for DFIG wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(20):8-15.
- [19] ENGELHARDT S, ERLICH I, FELTES C, et al. Reactive power capability of wind turbines based on doubly fed induction generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011, 26(1):364-372.

- [20] PANNELL G, ATKINSON D J, ZAHAWI B. Minimum-threshold crowbar for a fault-ride-through grid-code-compliant DFIG wind turbine[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2010, 25(3): 750-759.
- [21] 黄涛, 陆于平. 投撬棒后双馈风机暂态电势的变化特性分析[J]. 电网技术, 2014, 38(10): 2759-2765.
HUANG Tao, LU Yuping. Analysis on transient EMF variation characteristic of doubly fed induction generator after crowbar protection activated[J]. Power System Technology, 2014, 38(10): 2759-2765.
- [22] 彭红英. 静止同步补偿器(STATCOM)建模与仿真研究[D]. 北京: 中国电力科学研究院, 2011.
PENG Hongying. Research on modeling and simulation of STATCOM[D]. Beijing: China Electric Power Research Institute, 2011.

作者简介:



冯 雷

scut.edu.cn);

刘 平(1990—),男,广东佛山人,博士研究生,主要研究方向为电力系统稳定与控制、能源互联网(E-mail: pienglau@qq.com)。

冯 雷(1993—),男,广东广州人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统稳定与控制、能源互联网(E-mail: itachilei@163.com);

蔡泽祥(1960—),男,江苏南京人,教授,博士研究生导师,博士,主要方向为电力系统保护、控制与自动化(E-mail: epzxcai@

Impact of DFIG LVRT characteristics on transient stability of power system

FENG Lei¹, CAI Zexiang¹, WANG Yi², LIU Ping¹

(1. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China;

2. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Corporation, Guangzhou 510080, China)

Abstract: The LVRT (Low-Voltage Ride-Through) characteristics of DFIG (Doubly-Fed Induction Generator) is different from that of synchronous generator, which makes the rotor angle characteristics of synchronous generator change after large scale DFIGs integrated into the power system, so it is necessary to consider the particularity of DFIG LVRT behavior when analyzing transient stability of power system. The equivalent models of DFIG with and without Crowbar on an electromechanical time scale are deduced, on this basis, the external characteristics of DFIG under typical LVRT strategy is analyzed. The impact of reactive power compensation coefficient and Crowbar resistance in DFIG LVRT strategy on transient stability of power system is researched based on equal area criterion. The time-domain simulative results show that the increase of reactive power compensation coefficient and Crowbar resistance is helpful for the transient stability of power system, verifying the correctness of the theoretical analysis.

Key words: electric power systems; DFIG; LVRT; Crowbar resistance; transient stability; equal area criterion