双馈风电场单机与多机等值模型对 次同步振荡特性影响的对比

高 澈¹,牛东晓¹,罗 超²,周 啸³
(1. 华北电力大学 经济与管理学院,北京 102206;
2. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,北京 102206;
3. 全球能源互联网研究院有限公司,北京 102209)

摘要:以2机系统为例,将大型双馈风电场划分为2个参数不同的子风电场,对比研究了2个子风电场在汇 流线路阻抗不同、容量配比不同的情况下,采用单台风机等值模型与2台风机等值模型时整个风电场次同步 振荡特性的差异。分析结果表明,在考虑不同影响因素的情况下,采用单台风机等值整个风电场会引入一定 误差,但是风电场参数变化对次同步振荡的影响规律与2台风机等值是一致的。

关键词:双馈风力发电机;风电场;等值模型;串联补偿;次同步振荡

中图分类号:TM 614

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.08.022

0 引言

近年来,风电产业在全球范围内得到了迅速发 展,通常大型风电场距离负荷中心较远,故串联电容 补偿在远距离输电系统中得到了广泛应用,这也是 目前大规模风电并网远距离送出主要采用的措施之 一。然而,与火力发电机组类似,风电机组经固定串 补线路引发的次同步振荡现象,成为大规模风电远 距离外送的主要威胁之一。研究表明,在各类风力 发电机组中,双馈风力发电机(DFIG)最易发生次同 步振荡[1]。实际工程中发生了多起风机次同步振荡 事故,最早是在美国德克萨斯州某风电场,汇集送出 的一条线路因接地故障切除,形成了该带串补的风 电场与系统经带固定串补(补偿度为75%)的单回 线路相连的辐射状供电方式,导致了双馈风机与固 定串补间相互作用产生持续增幅的振荡现象[2-3],并 造成大量风机脱网以及内部 Crowbar 电路损坏。类 似地,次同步振荡现象还发生在加拿大 Buffalo Ridge 地区^[4]和我国华北某地区^[5]。

针对带串补的双馈风电场并网送出存在的次同 步振荡问题,国内外学者在相关领域已开展了大量 研究,建立了双馈风电场经串补送出的小信号模 型^[6-8],分别从阻抗特性^[9-10]和时域角度^[11-12]分析了 双馈风机次同步振荡的产生机理与影响因素,并提 出了基于风机变流器附加阻尼^[13-14]及基于柔性交流 输电(FACTS)的次同步振荡抑制策略^[15-16]等。由于 大型风电场中风机数量庞大,构建包含所有风机的 系统解析模型十分困难,已有文献大多采用单台风 机等值整个风电场,但并未对常用的单机等值模型 的精确性和适用性进行分析。

本文主要分析了双馈风电场经串补送出引起的

次同步振荡建模过程中,采用单机等值模型与多机 等值模型的差异。以2机系统为例,将风电场划分 为2个不同配置的子风电场,并假定各子风电场风 机参数一致。基于特征值分析对比研究了2个风电 场在汇流线路阻抗不同、容量配比不同的情况下,采 用单台风机等值模型与2台风机等值模型时次同步 振荡特性的差异,进一步地在3机等值系统中进行 了验证。

1 系统建模与振荡模式分析

一方面,由于在风电场经串补送出系统中,发生 次同步振荡的主要是双馈风电机组,因此本文只考 虑由双馈风电机组组成的风电场:另一方面,本文的 研究目标是同一风电场中汇流线路阻抗、容量配比、 风速等参数对次同步振荡特性的影响,若考虑风机 的控制参数,会增加影响因素的维度,也会使研究内 容不集中,因此本文假定子风电场中各风机的控制 参数相同。本文搭建的2个子风电场经串补送出系 统模型如图 1(a) 所示, 子风电场经升压变升至 35 kV 后接入含串联电容补偿的电网中。图中, DFIG, 和 DFIG, 分别为用于等效处于不同位置的 2 个子风 电场; R_{L1} +j X_{L1} 和 R_{L2} +j X_{L2} 为各子风电场的线路阻 抗;N₁和N₂为各子风电场包含的风机数量。单台 风机等值模型如图 1(b) 所示。等值原则为:等值风 机容量 $S = (N_1 + N_2) S_c, S_c$ 为实际单台风机容量;等 值线路阻抗 $R_e + jX_e = (R_{L1} + jX_{L1}) // (R_{L2} + jX_{L2});$ 等值 风速可保证2个模型的风电场输出功率相等。下文 分别介绍各部分的数学模型。

1.1 双馈风电机组模型

为分析双馈风电场经串补送出的次同步振荡问题,需要建立双馈风电机组的小信号模型^[8]。由于 在双馈电机及其控制建模方面已有大量较为成熟的



(b) 单台风机等值模型

图1 系统等值模型

Fig.1 System equivalent model

研究成果,故本文参考相关文献得到系统小信号 模型。

1.1.1 轴系模型

为了充分反映轴系低频和次同步频率的扭振模式,本文采用文献[17]中提出的三质量块模型。

1.1.2 双馈电机模型

双馈发电机定转子绕组均采用电动机惯例,电流与磁链的方向符合右手螺旋法则,通常采用 dq 同步旋转坐标系下的磁链与电压方程来描述双馈风力发电机的数学模型,本文采用文献[18]中的数学模型。

1.1.3 双馈变流器模型

双馈风力发电机的定子直接与电网相连,转子 通过背靠背变流器并网。该背靠背变流器由转子侧 变流器(RSC)和网侧变流器(GSC)组成,其直流侧 模型可采用文献[7]中的直流电容电压动态过程 表示。

根据文献[18]中的 RSC、CSC 数学模型, RSC 采用基于定子磁链定向的控制策略, GSC 采用基于 q 轴电网电压定向的矢量控制策略^[19-20]。其中, RSC 通过调节 d 轴电流来控制无功功率, 通过控制发电 机转速进而实现 q 轴有功电流控制, 转速参考值由 风速-转速曲线确定; GSC 控制策略中, q 轴用于控 制直流电压, d 轴用于实现 GSC 的无功功率控制。

1.2 串补线路模型

假设交流系统三相对称、线路参数对称,则变换 至 dq 旋转坐标系下的串补线路动态方程为:

$$\frac{C}{\omega_{\rm b}} \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} \begin{bmatrix} u_{\rm cd} \\ u_{\rm cq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{\rm Ld} \\ i_{\rm Lq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & -C \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{\rm cd} \\ u_{\rm cq} \end{bmatrix}$$
(1)

 $\frac{L}{\omega_{\rm b}} \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}d} \\ i_{\mathrm{L}q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{\mathrm{t}d} \\ u_{\mathrm{t}q} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_{\mathrm{c}d} \\ u_{\mathrm{c}q} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_{\mathrm{s}d} \\ u_{\mathrm{s}q} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_{\mathrm{L}} & -L \\ L & R_{\mathrm{L}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}d} \\ i_{\mathrm{L}q} \end{bmatrix} (2)$

其中, ω_b 为角频率基值; u_{cd} 和 u_{cq} 、 u_{ud} 和 u_{tq} 、 u_{sd} 和 u_{sq} 分别为串补电容电压、风机汇集母线电压和系统电源电压的d、q轴分量; i_{Ld} 、 i_{Lq} 分别为串补线路电流d、q轴分量。

此外,风机接入汇流母线的各电流还需满足基 尔霍夫电流定律,作为系统和双馈风力发电机的接 口方程,即:

$$\begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{gd} \\ i_{gq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{Ld} \\ i_{Lq} \end{bmatrix} = 0$$
(3)

其中, i_{sd} 、 i_{sq} 分别为各等值风机定子侧电流的d、q轴分量; i_{sd} 、 i_{sg} 分别为GSC电流的d、q轴分量。

1.3 系统动态方程

根据双馈电机模型、轴系模型、变流器模型及采用的 RSC 和 GSC 控制策略,结合串补线路模型中的式(1)--(3),可得系统动态方程的一般形式如下^[20]:

$$\begin{cases} \frac{\mathrm{d}\boldsymbol{x}}{\mathrm{d}t} = \boldsymbol{f}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}, \boldsymbol{u}) \\ 0 = \boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}, \boldsymbol{u}) \end{cases}$$
(4)

其中,x为状态向量;y为代数向量;u为输入向量;f 为微分方程组;g为代数方程组。

 $\mathbf{x} = [\omega_1, \omega_2, \omega_3, \delta_1, \delta_2, \delta_3, i_{sd}, i_{sq}, i_{rd}, i_{rq}, x_{Qs}, x_{ird}, x_{\omega}, x_{irq}, u_{dc}, i_{gq}, i_{gg}, x_{udc}, x_{Qg}, x_{igg}, u_{cd}, u_{cq}]^{T}; \mathbf{y} = [u_{sd}, u_{sq}, u_{rd}, u_{rq}, u_{gd}, u_{gg}]^{T}; \mathbf{u} = [\omega_{ref}, Q_{sref}, Q_{gref}, u_{dcref}]^{T}$ 。其中, $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ 分別为叶片、低速轴、高速轴的转子角,单位为 rad; $\omega_1, \omega_2, \omega_3$ 为对应质量块角速度标幺值; u_{dc} 为直流侧电压; u_{gd}, u_{gg} 分别为 GSC 电压 d, q 轴分量; u_{rd}, u_{rq} 和 i_{rd}, i_{rq} 分别为 RSC 电压和电流 d, q 轴分量; x_{ω}, x_{Qs} 分别为 RSC 转速和无功功率外环 PI 控制器的输入状态量; x_{udc}, x_{Qg} 分别为 GSC 直流电压和无功功率外环 PI 控制器的输入状态量; x_{igq} 分别为 RSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; x_{igd}, x_{igg} 分别为 GSC 电流内环 d, q 轴 PI 控制器的输入状态量; ω_{ref}, Q_{sref} 和 Q_{gref}, u_{dcref} 分别为转子转速参考值, RSC 和 GSC 的无功功率参考值及直流电压控制参

1.4 多机等值模型

当如图 1(a) 所示的多个等值风机接入汇集母 线时,可将式(3) 所示的接口方程进行扩展,作为系 统和多机等值模型的接口方程,即:

$$\sum_{j=1}^{n} \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}jd} \\ i_{\mathrm{L}jq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}d} \\ i_{\mathrm{L}q} \end{bmatrix} = 0$$
 (5)

其中, i_{Ljd} 、 i_{Ljq} ($j=1,2,\dots,n$)分别为各等值风机输出 电流的d、q轴分量。此外,各等值风机输出电流与 其定子侧电流、GSC电流之间满足:

$$\begin{bmatrix} i_{sjd} \\ i_{sjq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{gjd} \\ i_{gjq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{Ljd} \\ i_{Ljq} \end{bmatrix} = 0$$
 (6)

其中,*i_{sid}、i_{siq}和 i_{gid}、i_{giq}分别为各等值风机定子侧电流和 GSC 电流的 <i>d*、*q* 轴分量。同时,各等值双馈电机并网点电压、输出电流、风电场汇集母线电压及各自线路阻抗间还应满足:

$$\frac{L_{j}}{\omega_{\rm b}} \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}jd} \\ i_{\mathrm{L}jq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{\mathrm{g}jd} \\ u_{\mathrm{g}jq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_{\mathrm{t}d} \\ u_{\mathrm{t}d} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_{\mathrm{L}j} & -L_{j} \\ L_{j} & R_{\mathrm{L}j} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\mathrm{L}jd} \\ i_{\mathrm{L}jq} \end{bmatrix}$$
(7)

其中, u_{gjd} 、 u_{gjq} 分别为各等值风机并网点电压d、q轴分量。

1.5 振荡模式分析

结合系统动态方程及多机等值模型,消去中间 变量,并进行线性化^[6-7],可以得到如式(8)所示的 状态方程。

$$\Delta \dot{x} = A \Delta x + B \Delta u \tag{8}$$

系统的稳定性可通过特征矩阵 A 的特征值进行 分析。对于单机系统,状态变量共 23 个,其中 6 个 与轴系动态相关,4 个与风机定转子电流相关,4 个 与 RSC 控制相关,1 个与直流电压动态相关,4 个与 GSC 动态相关,2 个与 GSC 输出电流相关,2 个与串 联电容动态有关;双机系统状态变量共 44 个,包括 42 个风机状态变量、2 个串联电容状态变量。以图 1 所示系统为例进行特征值分析,单台风机参数和 风速-转速曲线数值分别如附录中表 A1 和表 A2 所 示^[20]。同一风电场线路参数 $X_{\rm L}$ = 0.21 p.u., $R_{\rm L}$ = 0.03 p.u., C = 13.677 1 p.u. (线路等值串补度为 50 %),容量基值 $S_{\rm b}$ = 160 MV·A。在风速为 8 m/s、 $X_{\rm L1}$ = 0.1 p.u., $X_{\rm L2}$ = 0.02 p.u. 工况下,采用特征值分 析得到了系统的振荡模式,其结果如表 1 所示。

表1 振荡模式

Table 1	Oscillation modes		
特征值	振荡模式		
$-224.5 \pm j229.7$,	 		
$-226.6 \pm j219.3$			
$-0.91 \pm j195.2$	风机与串补间的次同步振荡		
$-18.1 \pm j115.8$,	2 台风机的 d 轴电流动态		
$-17.0 \pm i94.1$			
$-12.9 \pm i81.6$	2 台风机的 q 轴电流动态		
$-1.3 \pm j77.3$,	波同止却相		
$-1.3 \pm j76.7$	仄回步扭振		

由表1可知,直流电压动态、d 轴电流动态、q 轴 电流动态的振荡模式具有较大正阻尼,同时根据文 献[7]的研究成果可知,这并不属于风机主要的次 同步振荡问题,后续的分析主要针对风机与串补间 的次同步振荡模式展开。

2 线路阻抗的影响

线路阻抗对次同步模态特征值的影响分为2种 情况进行考虑:情况1是考虑两风电场在同一风速 下,其中一个风电场线路阻抗变化对次同步模态特 征值的影响;情况2是考虑两风电场在不同线路阻 抗下,其中一个风电场风速的变化对次同步模态特 征值的影响。由文献[5]可知,我国华北某风电场 实际并网阻抗为0.06 p.u. 左右,为使得本文的仿真 与计算更贴近实际,更为合理,在对比分析时设定风 电场阻抗在 0.02~0.1 p.u. 范围内变化。

2.1 情况1

固定风电场1的线路参数 X_{L1}=0.02 p.u.,风电 场 2 的线路参数 X₁₂在 0.02~0.1 p.u. 之间变化,当 2 个风电场的风速同时分别为6 m/s、7 m/s、8 m/s、 9 m/s、10 m/s 时,次同步模态特征值分析结果如附 录中表 A3 所示。由表 A3 可知,随着线路阻抗的增 大,单机等值模型和双机等值模型的振荡频率均呈 现增加趋势;在6~9 m/s风速下,二者的阻尼随线路 阻抗增大而增大,在10 m/s风速下随阻抗增大而减 小。从具体的特征值计算结果可以看出,随着阻抗 的增大,单机等值模型和双机等值模型之间的差异 逐渐增大。原因是 DFIG₁ 线路阻抗不变,当 DFIG₂ 的线路阻抗从 0.02 p.u. 增大至 0.1 p.u. 时, 在忽略 线路电阻的情况下,其阻抗变化幅度达到5倍,因此 所引起的特征值变化也较为显著。而采用单机模型 等值时,根据第1节系统建模中的线路阻抗等值原 则 R_{e} +j X_{e} =(R_{11} +j X_{11})//(R_{12} +j X_{12}),在同样忽略 线路电阻的情况下,等值的单机模型线路阻抗变化 显著小于双机模型,所引起的特征值变化范围也显 著小于双机模型,因此单机模型与双机模型间的差 异随之增加,但是两者的变化是规律一致的。

图 2 给出了风速为 8 m/s, X_{L2} 分别为 0.1 p.u. 和 0.02 p.u., 串联补偿在 20 s 投入时风电场输出有 功功率的时域仿真结果, 图中 P_{out} 为标幺值, 后同。 由图 2(a)可以看出, 双机等值模型在 X_{L2} = 0.1 p.u. 时有功功率收敛最快, 单机等值模型 X_{L2} = 0.1 p.u. 次之, 双机等值模型 X_{L2} = 0.02 p.u. 与单机等值模型 X_{L2} = 0.02 p.u. 的结果基本相同, 收敛最慢。由图 2(b)可以看出, 采用双机等值模型, X_{L1} = 0.02 p.u., X_{L2} = 0.1 p.u. 时的振荡频率为 30.5 Hz 左右, 与特征



值分析结果 31.07 Hz 接近,可见上述时域仿真结果 与特征值分析结果基本一致。

2.2 情况 2

设置线路阻抗 X_{11} 和 X_{12} 分别为 0.02 p.u. 和 0.1 p.u.,给定子风电场 DFIG₁ 风速 v_1 分别为 6 m/s 和 10 m/s,改变子风电场 DFIG₂ 的风速,变化范围为 6~10 m/s;同样地,给定子风电场 DFIG₂ 风速 v_2 分 别为 6 m/s 和 10 m/s,改变子风电场 DFIG₁ 的风速, 变化范围为 6~10 m/s。图 3 和图 4 分别为给定子 风电场风速为 6 m/s、10 m/s 时的次同步振荡模态 分析结果。





in Case 2 at wind speed 6 m/s





图 3 是给定风速为 6 m/s 时的变化曲线,可以 看出,变化初始时刻,DFIG₁和 DFIG₂均运行于 6 m/s,因此二者重合,随着风速的增加,二者出现显 著的偏差,且DFIG₁模态变化范围更大。由于 X₁₁< X_{12} ,因此 DFIG₁距离汇流母线更近,并且模态分析 结果表明距离汇流母线更近的子风电场对次同步振 荡特性的影响更大。同时可以看出,当2个子风电 场风速差异较小时,单机模型的分析结果与双机等 值模型的差异也较小(如初始位置),但随着双机模 型间风速差别较大时,单机模型已无法准确描述风 电场内部风速变化的差异,但变化趋势仍是一致的。 当变化结束时, DFIG, 曲线的运行终点($v_1 = 6 \text{ m/s}$, $v_2 = 10 \text{ m/s}$)与 DFIG₁ 曲线的运行终点($v_1 = 10 \text{ m/s}$, $v_{2}=6$ m/s)相比,DFIG₁在运行曲线终点对次同步振 荡特性的影响更大。根据第1节系统建模中的线路 阻抗等值原则可知,单机模型处于汇流母线处,而 DFIG₁也距母线较近,因此单机模型的曲线终点也 更接近于 DFIG, 曲线的终点。

图 4 是给定风速为 10 m/s 时的变化曲线,同样

可以看出,距离汇流母线近的 DFIG₁ 曲线变化范围 更大,对系统次同步振荡特性的影响更显著。对于 单机模型而言,变化初始时子风电场间风速的差异 最大,因此单机和双机模型的差异也较大,但随着 2 个子风电场间风速趋于一致,2 种模型的差异随之 减小。综合图 3 和图 4 的分析结果可以看出,在同 一风速情况下,单机等值模型与双机等值模型特征 值随风速的变化规律仍然是相同的。

图 5 给出 $v_1 = 6$ m/s、 $v_2 = 10$ m/s和 $v_1 = 10$ m/s、 $v_2 = 6$ m/s这 2 个典型工况下的时域仿真结果。图 5(a)的仿真结果表明, $v_1 = 10$ m/s、 $v_2 = 6$ m/s 时双机 等值模型与单机等值模型特性相似,有功功率振荡 收敛最快, $v_1 = 6$ m/s、 $v_2 = 10$ m/s 时双机等值模型收 敛最慢。而从图 3 和图 4 的模态变化分析中可以看 出, $v_1 = 10$ m/s、 $v_2 = 6$ m/s 时系统阻尼大于 $v_1 = 6$ m/s、 $v_2 = 10$ m/s 时的系统阻尼,这与图 5(a)的仿真结果 基本一致。由图 5(b)可以看出, $X_{11} = 0.02$ p.u.、 $v_1 =$ 10 m/s、 $X_{12} = 0.1$ p.u.、 $v_2 = 6$ m/s 时的振荡频率为 30.79 Hz 左右,而计算得到该工况下的特征值振荡 频率为 31.1 Hz,因此,仿真与计算结果也较为接近。



3 风电场不同容量配比的影响

保持整个风电场风机总数不变,2个子风电场 的风速相同,变化范围为 6~10 m/s,改变 2 个风电 场的风机数量(N_1 从 30 至 70 变化, N_2 从 70 至 30 变化)以改变子风电场的不同容量配比,线路阻抗 X_{L1} 和 X_{L2} 分别为 0.02 p.u.和 0.1 p.u.时,次同步振荡 模态分析结果如图 6 所示。图中,"*"表示双机等 值模型的结果;" Δ "表示单机等值模型的结果。

由图 6 可以看出,在整个风速变化范围内,次同步振荡模态频率随 N₁ 的增大而减小;在高风速区域 (9~10 m/s),阻尼随 N₁ 的增大而增大,在低风速区 域(6~8 m/s),阻尼随 N₁ 的增大而减小。当 N₁ 较大时,采用双机等值模型与单机等值模型分析得到



156

图 6 不同风速和容量配比下次同步振荡模态变化轨迹

Fig.6 Locus of sub-synchronous oscillation mode at different wind speeds and capacity configurations

的阻尼特性接近。原因在于 X₁₁较小, DFIG₁ 离汇流 母线更近,因此风电场中风机主要集中在汇流母线 处,风电场总的阻尼特性由汇流母线处的风机决定。 根据单机模型的线路阻抗等值原则,单机等值模型 与汇流母线距离较短,使得二者的结果较为一致。 但随着 N₁的减小,风电场中多数风机距离汇流母线 较远,风电场阻尼特性由远离汇流母线的等值风机 决定。由于单机等值模型距离汇流母线较近,故无 法准确反映风电场阻尼特性;而双机模型中既有距 离汇流母线近的 DFIG₁,又有距离汇流母线远的 DFIG₂,N₁ 减小时,DFIG₁ 的权重减小,DFIG₂ 的权重 增大,仍可准确反映风电场阻尼特性。因此,采用单 机模型和多机模型分析得到的阻尼特性差异变大, 但单机模型随风速变化的规律与双机模型随风速变 化的规律仍然是相同的。

图 7 给出了风速为 8 m/s 时,2 种不同容量配比 工况下双机等值模型与单机等值模型的时域仿真结 果。根据图 6 的分析可知,风速为 8 m/s 时,阻尼随 N_1 的增大而减小,且由图 7 可以看出, N_1 = 70 时双 机等值模型与单机等值模型的振荡特性接近,功率 振荡衰减较慢;而 N_1 = 30 时,双机等值模型振荡衰 减较快。由此可见,时域仿真结果与图 6 所示的特 征值结果分析基本一致。



图 7 不同容量配比下的时域仿真结果(风速 8 m/s)

Fig.7 Time-domain simlutive results with different capacity configurations at wind speed 8 m/s

为了进一步验证本文结论的正确性,在3机风 电场等值系统上进行了验证,其具体分析过程见附 录 B,可知采用3机风电场等值模型与双机风电场 等值模型得到的结论是一致的。

4 结论

本文将大型双馈风电场划分为2个子风电场, 并以此为例,在风机参数一致的情况下,采用特征值 分析对比研究了2个子风电场在不同汇流线路阻抗、不同容量配比情况下,采用单台风机等值模型与 双机等值模型时整个风电场的次同步振荡特性的差异,得到的结论如下。

a. 风速、风电场容量配比及线路阻抗参数不同 对采用双机等值模型的双馈风电场次同步振荡特性 有一定影响,且离汇流母线较近的子风电场对系统 振荡特性影响较大;采用单机模型等值整个风电场 会引入误差,但离汇流母线近的子风电场容量配比 越大,二者误差越小。

b. 当双馈风电场风速、风电场容量配比及线路 阻抗等参数变化时,单机等值模型与双机等值模型 对次同步振荡的影响规律是一致的。因此,采用单 机等值模型能够反映整个风电场次同步振荡特性的 变化规律,仍可作为研究风电场经串补送出系统产 生机理的基本模型。

c. 研究某一双馈风电场的次同步振荡特性时, 可以根据其电气距离远近将大型双馈风电场进行合 理划分,这样可以在一定程度上减少建模数量,同时 保证一定的精度。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- BADRZADEH B, SAYLORS S. Susceptibility of wind turbines to sub-synchronous control and torsional interaction [C] // 2012 IEEE
 PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. Orlando, FL, USA; IEEE, 2012;2073-2082.
- [2] LAWRENCE C, GROSS J P. Sub-synchronous grid conditions: new event, new problem, and new solutions // 37th Annual Western Protective Relay Conference. Spokane, Washington, USA: [s.n.], 2010: 1-19.
- [3] ADAMS J, CARTER C, SHUN-HSIEN H. ERCOT experience with sub-synchronous control interaction and proposed remediation[C]// 2012 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. Orlando, FL, USA: IEEE, 2012:1-5.
- [4] NARENDRA K, FEDIRCHUK D, MIDENCE R, et al. New microprocessor based relay to monitor and protect power systems against sub-harmonics[C] // EPEC. Winnipeg, MB, Canada: IEEE, 2011: 438-443.
- [5] WANG L, XIE X, JIANG Q, et al. Investigation of SSR in practical DFIG-based wind farms connected to a series-compensated power system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(5): 2772-2779.
- [6] OSTADI A, YAZDANI A, VARMA R K. Modeling and stability analysis of a DFIG-based wind-power generator interfaced with a series-compensated line[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009,24(3):1504-1514.
- [7] FAN L, KAVASSERI R, MIAO Z L, et al. Modeling of DFIG-based wind farms for SSR analysis[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(4): 2073-2082.
- [8]赵书强,李忍,高本锋,等.双馈风电机组经串补并网的振荡模式分析[J].高电压技术,2016,42(10):3263-3273.
 ZHAO Shuqiang, LI Ren, GAO Benfeng, et al. Modal analysis of

doubly-fed induction generator integrated to compensated grid [J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10):3263-3273.

- [9] MIAO Z. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4):984-991.
- [10] 张宋彬,江全元,陈跃辉,等.含 DFIG 风机的电力系统次同步谐 振附加阻尼控制器设计[J].电力自动化设备,2014,34(6): 36-43.

ZHANG Songbin, JIANG Quanyuan, CHEN Yuehui, et al. Design of additional SSR damping controller for power system with DFIG wind turbine[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(6): 36-43.

- [11] 秦超,曾沅,苏寅生,等. 基于安全域的大规模风电并网系统低频振荡稳定分析[J]. 电力自动化设备,2017,37(5):100-106. QIN Chao,ZENG Yuan,SU Yinsheng,et al. Low-frequency oscillatory stability analysis based on security region for power system with large-scale wind power[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017,37(5):100-106.
- [12] 高本锋,李忍,杨大业,等.双馈风电机组次同步振荡阻尼特性 与抑制策略[J].电力自动化设备,2015,35(12):11-20.
 GAO Benfeng,LI Ren,YANG Daye, et al. Damping characteristics and countermeasure of DFIG sub-synchronous oscillation[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(12):11-20.
- [13] 任佳佳,胡应宏,纪延超. 基于 α β 坐标系下双馈异步风力发电 机串补输电系统次同步谐振的比例谐振控制[J]. 电力自动化 设备,2017,37(9):90-95.

REN Jiajia, HU Yinghong, JI Yanchao. PR control of sub-synchronous resonance in DFIG connected to series compensated power transmission system based on $\alpha \beta$ axis[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(9):90-95.

- [14] 董晓亮,李江,侯金鸣. 基于双馈风机转子侧变流器的次同步谐振抑制方法[J]. 电力系统自动化,2016,40(8):92-97.
 DONG Xiaoliang, LI Jiang, HOU Jinming. Subsynchronous resonance suppression method based on rotor-side converter in DFIG-based wind turbines [J]. Automation of Electric Power Systems, 2016,40(8):92-97.
- [15] 和萍,耿斯涵,姚依林,等. UPFC 改善含风电电力系统阻尼特 性分析[J]. 电力自动化设备,2017,37(8):208-213.
 HE Ping,GENG Sihan,YAO Yilin, et al. Analysis of damping cha-

racteristics improvement by UPFC for power system with wind farms [J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(8): 208-213.

- [16] 马燕峰,刘会强,俞人楠. 风电场中 STATCOM 抑制系统功率振荡[J]. 电力自动化设备,2018,38(2):67-73.
 MA Yanfeng,LIU Huiqiang,YU Rennan. Power oscillation suppression based on STATCOM in wind farms[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(2):67-73.
- [17] ZHANG Y, XIE D, FENG J, et al. Small-signal modeling and modal analysis of wind turbine based on three-mass shaft model[J]. Electric Power Components and Systems, 2014, 42(7):693-702.
- [18] 贺益康, 胡家兵, 徐烈. 并网双馈异步风力发电机运行控制 [M]. 北京:中国电力出版社, 2012:70-93.
- [19] TABESH A, IRAVANI R. Small-signal model and dynamic analysis of variable speed induction machine wind farms[J]. IET Renewable Power Generation, 2008, 2(4):215-227.
- [20] 罗超. 次同步振荡动态抑制器控制策略与工程应用研究[D]. 北京:华北电力大学,2017.

LUO Chao. Research on control strategy and engineering application of subsynchronous oscillation dynamic suppressor [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2017.

作者简介:



高 澈(1977—),男,河南唐河人,高 级工程师,博士研究生,主要研究方向为新 能源发电与并网技术(E-mail: che-gao@ sgcc.com.cn);

牛东晓(1962—),男,安徽宿州人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为

技术经济预测与决策、电力工程建设项目

技术经济评价等;

罗 超(1987—),男,江西樟树人,博士研究生,主要研 究方向为电力系统次同步振荡分析与抑制:

周 啸(1986—),男,甘肃武威人,工程师,博士,主要研 究方向为直流电网系统控制与仿真、电力电子技术等。

Comparison of impact on sub-synchronous oscillation characteristics between single- and multi-generator equivalent model in DFIG wind farm

GAO Che¹, NIU Dongxiao¹, LUO Chao², ZHOU Xiao³

(1. School of Economics and Management, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

3. Global Energy Interconnection Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China)

Abstract: Taking the two-generator system as an example, the large-scale DFIG(Doubly-Feed Induction Generator) wind farm is divided into two sub wind farms with different parameters. The SSO(Sub-Synchronous Oscillation) characteristic differences between single- and two-generator equivalent model under different collective line impedances and power generation percentage of the two sub wind farms are comparative studied. The analysis results show that although the wind farm equivalent with a single-generator model may introduce certain deviations considering different factors, the influence of the wind farm parameters on the SSO characteristics still coincides with the two-generator equivalent model.

Key words: doubly-feed induction generator; wind farms; equivalent models; series compensation; sub-synchronous oscillation

附录A

表A1 单台双馈风机参数

Table A1Parameters of single DFIG				
	参数项	参数值		
风机 参数	额定容量(MVA)	S _g =1.6		
	额定 电 压(kV)	Ug=0.69		
	定子电阻(pu)	R _s =0.009084,R _r =0.009015		
	激磁电抗(pu)	L _m =5.8959		
	漏抗(pu)	L _s =0.181676,L _r =0.14397		
	弹性系数(pu/rad)	K ₁₂ =0.1743,K ₂₃ =1.8378		
	互阻尼 系数(pu/pu)	D ₁₂ =D ₂₃ =0.1		
	自阻尼 系数(pu/pu)	D ₁ =D ₂ =D ₃ =0.01		
	惯性时间常数(s)	J ₁ =3.86,J ₂ =0.16,J ₃ =0.6		
C 5C	直流 电 压外环	<i>K_{gdc}</i> =1, <i>T_{gdc}=</i> 0.2		
GSC 参数	无功功率外环	K_{gQ} =0.4, T_{gQ} =0.5		
	电流内环	<i>K</i> _g =0.8, <i>T</i> _g =0.15		
RSC 参数	转子转速外环	$K_{r\omega}$ =0.5, $T_{r\omega}$ =0.15		
	无功功率外环	K_{rQ} =0.5, T_{rQ} =0.15		
	电流内环	<i>K</i> _r =0.03, <i>T</i> _r =0.1		

表A2 风速−转速曲线

Table A2 Curve between wind speed and rotor speed				
风速(m/s)	转速(pu)			
5	0.7			
6	0.7			
7	0.75335			
8	0.8643			
9	0.9716			
10	1.092			

表 A3 不同线路阻抗下次同步模态特征值分析结果 Table A3 Eigenvalue analysis results of the subsynchronous mode in different line impedance

Table A5 El	genvalue analysi	s results of the	e subsynchron	ious mode m	annerent nne	impedance
风速	特征值	风场 2 线路阻抗(p.u)				
(m/s)		0.02	0.04	0.06	0.08	0.10
6	1G(Real)	8.62	8.50	8.44	8.40	8.38
	1G(Freq)	32.51	32.55	32.57	32.59	32.60
	2G(Real)	8.62	8.44	8.28	8.12	7.97
	2G(Freq)	32.51	32.57	32.64	32.70	32.76
7	1G(Real)	6.30	6.18	6.12	6.09	6.07
	1G(Freq)	31.92	31.97	31.99	32.01	32.02
	2G(Real)	6.30	6.13	5.97	5.82	5.68
	2G(Freq)	31.92	31.99	32.07	32.14	32.21

8	1G(Real)	-0.58	-0.65	-0.69	-0.71	-0.72
	1G(Freq)	30.66	30.73	30.77	30.79	30.81
	2G(Real)	-0.58	-0.68	-0.77	-0.85	-0.91
	2G(Freq)	30.66	30.77	30.87	30.97	31.07
9	1G(Real)	-4.92	-4.94	-4.95	-4.96	-4.96
	1G(Freq)	29.57	29.66	29.71	29.74	29.75
	2G(real)	-4.94	-4.97	-4.98	-4.99	-4.99
	2G(Freq)	29.57	29.71	29.83	29.96	30.07
10	1G(Real)	-8.33	-8.29	-8.27	-8.26	-8.26
	1G(Freq)	28.27	28.40	28.46	28.49	28.51
	2G(Real)	-8.33	-8.27	-8.21	-8.15	-8.09
	2G(Freq)	28.27	28.45	28.61	28.76	28.90

附录 B

3个子风场的线路阻抗分别为: *X*_{L1}=0.02pu, *X*_{L2}=0.06pu, *X*_{L3}=0.1pu。风场中风机数量 N₁=N₂=N₃=50, 各子风场DFIG风机参数一致。考虑的工况如下所示:

工况1情形*i*: v₁=6m/s, v₂=v₃=8m/s; 工况1情形*ii*: v₃=6m/s, v₁=v₂=8m/s; 工况2情形*i*: v₁=7m/s, v₂=v₃=8m/s; 工况2情形*ii*: v₃=7m/s, v₁=v₂=8m/s;

工况3: *v*₁=*v*₂=*v*₃=8m/s;

特征值分析和选取的时域仿真分析结果如表B1和图B1所示。

表 B1 三机等值系统特征值分析结果 Table B<u>1 Eigenvalue analysis results of 3 equivalent wind farms model</u>





对比表B1中3个工况下的情形i和情形ii可以看出,位于汇流母线较近的子风场风速较低时,系统阻尼弱于位于较远的子风场。而且风速越低,阻尼越弱,说明距离汇流母线较近的风场对次同步振荡的影响更大。图B1给出了工况1两种情形下的仿真结果,可见子风场1在6m/s的风速下,系统发生持续的功率振荡,而在7m/s的风速下,系统阻尼增加,振荡逐步衰减,说明时域仿真结果与特征值分析结果是一致的。同时,对比工况1、工况2、工况3的同一情形,振荡频率随风速增大而减小,阻尼随风速增大而增大,说明三机风场等值模型与双机风场等值模型得到的结论也是一致的。