

含变流环节损耗的并网双馈感应电机潮流建模

李生虎, 董王朝

(合肥工业大学电气与自动化工程学院, 合肥 230009)

摘 要: 提出基于机组潮流的背靠背变流器与直流电容有功损耗算法。将背靠背变流器、直流环节、感应电机与电网潮流方程联立, 提出并统一求解计及变流环节的双馈感应电机(DFIG)并网潮流模型。通过与并网DFIG潮流模型计算结果对比, 发现加入变流环节可使DFIG内部电压降低, 绕组损耗减小, 其效果随风速增加而明显, 结果验证了所提算法模型的有效性。

关键词: 风电; 电能损耗; 变流器; 电力系统潮流分析

中图分类号: TM614; TM731 **文献标识码:** A

0 引 言

随着风电并网容量增加, 风电机组对电网潮流影响渐趋显著^[1,2]。双馈感应电机(DFIG)引入背靠背变流器, 以折衷可控性和设备投资, 是目前一种常用风电机组。并网DFIG潮流建模, 是风电调度、故障和稳定分析的基础。

忽略机械扭转损耗, DFIG有功损耗包括绕组损耗和变流环节损耗。前者包括定、转子, 网侧变压器有功损耗, 后者包括转子变流器(RSC)、网侧变流器(GSC)损耗以及直流电容损耗。这些损耗会影响绕组与功率器件温升, 进一步影响设备使用寿命。

现有DFIG潮流相关研究中, 文献[3,4]根据风速-功率曲线估计有功出力, 忽略绕组间功率流动关系与转矩平衡关系, 算法收敛性好, 但误差明显。实际上风力机捕获功率不等于机组有功出力, 两者间相差机组内部有功损耗。文献[5~7]在风速-功率曲线的基础上, 考虑异步电机稳态等值电路, 先根据 C_p 函数计算风力机最优转速、最优捕获功率和对应的转差率, 再将转差率作为变量代入机组潮流计算, 其中转差率同时被视为常数和变量, 存在矛盾。文献[8,9]分析了 k_{opt} 模型的不足, 指出该模型无法处理风电机组降额运行、风速限制、功率限制等情况, 提出扩展DFIG潮流模型, 将电机约束、电网潮

流约束统一求解, 提高了建模准确度。文献[10]基于实测数据研究了风功率波动的特性。文献[11]结合效率与可靠性指标, 提出变速恒频风电机组优化控制策略。但是, 文献[3~11]均未考虑变流环节损耗, 在分析双馈机组出力时偏于乐观。

关于变流环节损耗, 现有研究多集中于电力电子领域。针对变流器损耗, 由于开关管损耗非线性特性, 该损耗无法用等效电阻表示, 计算时需多次查找器件厂家提供的损耗特性曲线。文献[12,13]采用查找特性曲线法, 计算功率器件损耗, 为考虑不同开关周期之间运行状态的差异, 重复查找特性曲线, 计算过程复杂。文献[14,15]采用均方根电流计算变流器导通损耗, 然而导通压降包含饱和压降与导通电阻两部分, 均方根电流与正弦电流在热效应上并不等价。文献[16,17]采用多项式拟合损耗特性曲线, 通过积分推导变流器平均损耗, 但忽略了机组潮流对变流器运行状态的影响。

针对直流电容损耗, 文献[18]分析了空间矢量脉宽调制(SVPWM)对直流侧纹波电流的影响, 将其表示为输入逆变器电流有效值与平均值之差。文献[19,20]分析了光伏并网逆变器中直流电容有功损耗的计算方法。文献[21]针对全功率风电并网变流器, 分析了直流母线杂散参数对电容损耗的影响。上述文献并未考虑到两侧变流器对于直流母

收稿日期: 2015-11-26

基金项目: 国家自然科学基金(51277049)

通信作者: 李生虎(1974—), 男, 博士、教授, 主要从事电力统规划与可靠性、风电系统分析与控制及柔性输电技术等方面的研究。
shenghuli@hfut.edu.cn

线纹波电流的贡献,这也给分析两侧变流器对直流电容损耗的影响带来困难。

综上,本文提出基于机组潮流的背靠背变流器与直流电容有功损耗算法。针对采用 SVPWM 调制方式的两电平变流器,在损耗特性参数拟合与积分方法的基础上,考虑变流器在整流与逆变模式下损耗计算的差异,将机组潮流代入计算,根据功率因数角判断变流器工作状态,推导两种模式下变流器损耗计算公式。提出直流电容损耗等效模型,将电容损耗折算到两侧变流器节点,独立分析背靠背变流器在直流电容处产生的纹波电流与有功损耗。将所提算法与变流环节稳态模型结合,建立考虑变流环节损耗的并网双馈机组潮流模型,实现变流器、双馈机组与电网潮流方程统一求解。算例结果比较了现有双馈机组潮流结果与所提算法的差异,验证了所提模型与算法的准确性。

1 变流器损耗计算

1.1 变流器有功损耗

变流器损耗可归类为导通损耗 P_{con} 和开关损耗 P_{sw} ^[22],前者解析表达如式(1),两项分别表示绝缘栅双极型晶体管(IGBT)和续流二极管的导通损耗。

$$P_{\text{con}} = \frac{1}{2\pi} \left(\int_{k_1}^{k_2} U_{\text{on}} i \tau_1 d\omega t + \int_{k_3}^{k_4} U_{\text{on}} i \tau_D d\omega t \right) \quad (1)$$

式中, $k_1 \sim k_4$ ——功率器件导通范围,取值与变流器功率因数角有关; U_{on} ——功率器件导通压降,为简化考虑,认为 IGBT 与二极管的导通压降相同^[17]; i ——正弦电流绝对值; τ ——占空比,在稳态情况下可采用三次谐波的近似表示法,下标 I、D 分别表示 IGBT 和二极管。

$$\begin{cases} i = \sqrt{2}I |\sin(\omega t - \varphi)| \\ U_{\text{on}} = U_{\text{sat}} + R_{\text{con}} i \\ \tau_1 = m \left| \sin(\omega t) + \frac{1}{6} \sin(3\omega t) \right| \\ \tau_D = 1 - m \left| \sin(\omega t) + \frac{1}{6} \sin(3\omega t) \right| \end{cases} \quad (2)$$

式中, I ——电流幅值; ω ——基波频率; t ——时间; φ ——变流器功率因数角; U_{sat} 、 R_{con} ——器件的饱和压降和导通电阻; m ——调制度。

功率器件开关损耗 P_{sw} 推导如式(3),两项分别表示 IGBT 和续流二极管开关损耗。

$$P_{\text{sw}} = \frac{f_{\text{sw}} U_{\text{dc}}}{2\pi U_{\text{base}}} \left(\int_{k_1}^{k_2} E_{\text{sw,I}} d\omega t + \int_{k_3}^{k_4} E_{\text{sw,D}} d\omega t \right) \quad (3)$$

式中, f_{sw} ——变流器开关频率; U_{base} ——基准直流电压; U_{dc} ——实际工作直流电压; $E_{\text{sw,I}}$ 、 $E_{\text{sw,D}}$ ——IGBT 与二极管的开关损耗特性。

$$\begin{cases} E_{\text{sw,I}} = a_1 + b_1 i + c_1 i^2 \\ E_{\text{sw,D}} = a_D + b_D i + c_D i^2 \end{cases} \quad (4)$$

式中, a 、 b 、 c ——开关损耗的拟合参数,由厂家在基准直流电压 U_{base} 条件下测试获得。

1.2 机组潮流对变流器损耗的影响

传统算法认为^[17],对于中点钳位型三电平变流器,其功率因数角不影响变流器损耗的总量,只影响损耗在各个功率器件之间的分布。但实际上,变流器运行参数由机组潮流决定,变流器功率因数角 φ 、调制度 m 、电流 I 这 3 个参数在潮流计算中互相影响,存在对应关系。稳态情况下,变流器功率因数角变化必然伴随着调制度与电流的变化。所以,功率因数角对变流器损耗的总量有影响。

以采用两电平变流器的双馈机组为研究对象,机组潮流对于变流器的影响主要体现在两个方面:

1) 变流器运行参数由机组潮流决定,变流器功率因数角 φ 、调制度 m 、电流 I 与机组潮流的关系如式(5)~式(7)所示。

$$\begin{cases} m_r = 3V_r / \sqrt{2} U_{\text{dc}} \\ m_g = 3V_g / \sqrt{2} U_{\text{dc}} \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} \varphi_r = \angle \dot{V}_r, \dot{I}_r > \\ \varphi_g = \angle \dot{V}_g, \dot{I}_g > \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} I_r = \sqrt{V_r^2 + V_w^2 - 2V_r V_w \cos \theta_{\text{rw}} / R_r^2 + s^2 X_r^2} \\ I_g = \sqrt{V_g^2 + V_w^2 - 2V_g V_w \cos \theta_{\text{gw}} / R_g^2 + s^2 X_g^2} \end{cases} \quad (7)$$

式中, V 、 θ ——交流侧电压幅值、相角; R 、 X ——电阻和电抗; s ——转差率; 下标 r 、 g 、 w 、 T ——转子节点、网侧变流器节点、虚拟节点、网侧滤波变压器; 符号 \angle 、 $>$ ——计算相量夹角。

2) 功率因数角决定了变流器工作于整流或逆变模式,两种模式下功率器件的工作范围存在差异,影响到式(1)、式(2)中的积分区间,其具体分布如表 1 所示。

表 1 功率因数角对积分区间的影响

Table 1 Impact of power factor angle on integrating range

积分区间	k_1	k_2	k_3	k_4
$\varphi \in [0, \pi)$	$\pi + \varphi$	2π	0	φ
$\varphi \in [\pi, 2\pi)$	π	φ	$\varphi - \pi$	π

1.3 考虑机组潮流的变流器损耗算法

将式(2)、式(4)以及表1中所列出的积分区间代入式(1)、式(3),可推导出变流器导通损耗与开关损耗如式(8)、式(9)所示:

$$P_{\text{con}} = \frac{U_{\text{sat}} I}{2\pi} \left[1 + \left(\frac{m\pi}{2} - 1 \right) \cos \varphi \right] + \frac{R_{\text{con}} I^2}{2\pi} \left(\xi_1 + \frac{4m}{3} \cos \varphi \right) \quad (8)$$

$$P_{\text{sw}} = \begin{cases} \frac{f_{\text{sw}} U_{\text{dc}}}{2\pi U_{\text{base}}} \xi_2 \\ \frac{f_{\text{sw}} U_{\text{dc}}}{2\pi U_{\text{base}}} \xi_3 \end{cases} \quad (9)$$

式中, $\xi_1 \sim \xi_3$ ——过渡变量,表示整流与逆变模式下损耗计算的差异。

$$\xi_1 = \begin{cases} (\varphi - \sin \varphi)/2 \\ \pi - (2\varphi - \sin 2\varphi)/4 \end{cases} \quad (10)$$

$$\xi_2 = a_1 \pi + (a_D - a_1) \varphi + I [b_1 + b_D + (b_1 - b_D) \cos \varphi] + I^2 \left(\frac{\pi c_1}{2} + \frac{c_D - c_1}{2} \varphi + \frac{c_1 - c_D}{4} \sin 2\varphi \right) \quad (11)$$

$$\xi_3 = (2a_D - a_1) \pi + (a_1 - a_D) \varphi + I [b_1 + b_D + (b_1 - b_D) \cos \varphi] + I^2 \left[\frac{(2c_D - c_1) \pi + (c_1 - c_D) \varphi}{2} + \frac{c_D - c_1}{4} \sin 2\varphi \right] \quad (12)$$

对于采用 SVPWM 调制方式的两电平电压源型变流器(VSC),考虑机组潮流影响的变流器有功损耗 ΔP_{VSC} 如式(13)所示。

$$\Delta P_{\text{VSC}} = 6(P_{\text{con}} + P_{\text{sw}}) \quad (13)$$

将转子变流器 RSC 电流 I_r 、功率因数角 φ_r 、调制度 m_r 代入式(8)~式(13)得到转子变流器有功损耗 ΔP_r 。将网侧变流器 GSC 电流 I_g 、功率因数角 φ_g 、调制度 m_g 代入式(8)~式(13)得到网侧变流器有功损耗 ΔP_g 。

2 直流电容损耗计算

2.1 直流纹波电流计算原理

直流电容有功损耗由直流母线上纹波电流决定,纹波电流 I_{ripple} 可表示为输入变流器电流有效值与平均值之差。

$$I_{\text{ripple}} = I \sqrt{2m \left[\frac{\sqrt{3}}{4\pi} + \cos^2 \varphi \left(\frac{\sqrt{3}}{\pi} - \frac{9m}{16} \right) \right]} \quad (14)$$

将 I_r 、 φ_r 、 m_r 与 I_g 、 φ_g 、 m_g 分别代入式(14),得到 RSC 纹波电流 $I_{\text{ripple},r}$ 与 GSC 纹波电流 $I_{\text{ripple},g}$ 。

两侧变流器运行工况不同,对直流母线纹波电流影响也不同,因此等效拆分直流电容损耗。

2.2 直流电容损耗等效模型

根据式(15)电压平衡关系,将直流电容等效电阻拆分为转子侧等效电阻 R_{cr} 与网侧等效电阻 R_{cg} ,等效电路如图1所示。

$$\begin{cases} \frac{R_{cr} R_{cg}}{R_{cr} + R_{cg}} = R_c + \frac{\tan \delta_0}{\omega_{\text{sw}} C} \\ I_{\text{ripple},r} R_{cr} = I_{\text{ripple},g} R_{cg} \end{cases} \quad (15)$$

式中, C 、 R_c ——电容值与电阻; $\tan \delta_0$ ——介质损耗角正切; ω_{sw} ——开关角频率。

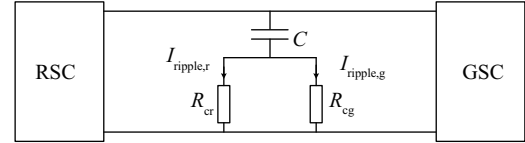


图1 直流电容等效电路

Fig. 1 Equivalent circuit of DC capacitance

依照纹波电流与拆分后的直流电容电阻,可计算等效至两侧变流器处的直流电容有功损耗 ΔP_{cr} 与 ΔP_{cg} 。

$$\begin{cases} \Delta P_{cr} = I_{\text{ripple},r}^2 R_{cr} \\ \Delta P_{cg} = I_{\text{ripple},g}^2 R_{cg} \end{cases} \quad (16)$$

3 含变流环节的双馈机组潮流建模

3.1 传统双馈机组潮流模型

风力机捕获功率可表示为式(17):

$$P_{\text{wt}} = \frac{1}{2} \rho A v^3 C_p \quad (17)$$

式中, ρ ——空气密度; A ——扫风面积; v ——风速; C_p ——风能捕获系数,其指数表达形式如式(18); $c_1 \sim c_9$ ——拟合系数; λ ——叶尖速比; β ——桨距角; λ_i ——与叶尖速比 λ 和桨距角 β 有关的中间变量。

$$\begin{cases} C_p(\lambda, \beta) = c_1 \left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3 \beta - c_4 \beta^5 - c_6 \right) e^{\frac{c_7}{\lambda_i}} \\ \frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + c_8 \beta} - \frac{c_9}{\beta^3 + 1} \end{cases} \quad (18)$$

通过调节转子转速或桨距角,可实现机组在最大功率点跟踪方式与电网调度方式间切换。

双馈机组内部功率约束如式(19)所示。

$$\begin{cases} P_s = -P_{\text{DFIG}} - P_{\text{sm}} - P_{\text{sg}} = 0 \\ Q_s = -Q_{\text{DFIG, set}} - Q_{\text{sm}} - Q_{\text{sg}} = 0 \\ P_m = -P_{\text{ms}} - P_{\text{mr}} = 0 \\ Q_m = -Q_{\text{ms}} - Q_{\text{mr}} - Q_{\text{mm}} = 0 \\ P_g = -P_{\text{rm}} - P_{\text{gs}} = 0 \\ Q_g = -Q_{\text{gs, set}} - Q_{\text{gs}} = 0 \\ T = -P_{\text{wt}} / (1 - s) - P_{\text{em}} \end{cases} \quad (19)$$

式中, P_s 、 Q_s ——定子节点有功、无功不平衡量; P_m 、 Q_m ——定转子间的虚拟节点有功、无功不平衡量; P_g 、 Q_g ——GSC 有功、无功不平衡量; T ——转矩不平衡量; P_{DFIG} 、 $Q_{\text{DFIG, set}}$ ——DFIG 有功出力、无功出力设定值; $Q_{\text{gs, set}}$ ——GSC 无功设定值; P_{sm} 、 Q_{sm} ——定子节点到虚拟节点的有功、无功功率; P_{sg} 、 Q_{sg} ——定子节点到 GSC 的有功、无功功率; P_{ms} 、 Q_{ms} ——虚拟节点到定子节点的有功、无功功率; P_{mr} 、 Q_{mr} ——虚拟节点到转子节点的有功、无功功率; Q_{mm} ——虚拟节点的无功功率; P_{rm} ——转子节点到虚拟节点的有功功率; P_{gs} 、 Q_{gs} ——GSC 到定子节点的有功、无功功率; P_{em} ——电磁功率。

风电机组潮流与电网潮流联立,可消去 P_s 约束,式(19)中实际只包含 6 个约束方程。

3.2 变流环节潮流模型

将 m_r 、 m_g 、 φ_r 、 φ_g 、 U_{dc} 、 I_{dc} 加入到双馈机组潮流计算中。新增约束方程如式(20)~式(23)。

式(20)给出了变流器有功功率约束方程,包含了 RSC 有功损耗、GSC 有功损耗、直流电容等效损耗。

$$\begin{cases} d_1 = -P_{\text{rm}} - \Delta P_r - \Delta P_{\text{cr}} - U_{\text{dc}} I_{\text{dc}} = 0 \\ d_2 = -P_{\text{gs}} - \Delta P_g - \Delta P_{\text{cg}} + U_{\text{dc}} I_{\text{dc}} = 0 \end{cases} \quad (20)$$

式中, d_1 、 d_2 ——GSC、RSC 有功不平衡量。

式(21)给出了变流器无功功率约束,其中变流器功率因数角作为状态变量参与潮流计算,以体现机组潮流对变流器的影响。

$$\begin{cases} d_3 = -Q_{\text{rm}} - U_{\text{dc}} I_{\text{dc}} \tan \varphi_r = 0 \\ d_4 = -Q_{\text{gs}} + U_{\text{dc}} I_{\text{dc}} \tan \varphi_g = 0 \end{cases} \quad (21)$$

式中, d_3 、 d_4 ——GSC、RSC 无功不平衡量。

式(22)给出了背靠背变流器调制度约束关系,其中交流电压与直流电压的比例关系取决于变流器调制方式。

$$\begin{cases} d_5 = 3V_r - \sqrt{2}m_r U_{\text{dc}} = 0 \\ d_6 = 3V_g - \sqrt{2}m_g U_{\text{dc}} = 0 \end{cases} \quad (22)$$

式中, d_5 、 d_6 ——GSC、RSC 电压不平衡量。

双馈机组通过背靠背变流器控制直流电压与定子侧无功功率,其控制方程如式(23)所示。

$$\begin{cases} d_7 = U_{\text{dc}} - U_{\text{dc, set}} = 0 \\ d_8 = Q_{\text{gs}} - Q_{\text{gs, set}} = 0 \end{cases} \quad (23)$$

式中, d_7 ——直流电压控制约束不平衡量; d_8 ——GSC 无功控制约束不平衡量; $U_{\text{dc, set}}$ ——直流电压设定值。

式(20)~式(23)补充了双馈机组潮流模型中变流环节约束,以 $d_1 \sim d_8$ 取代式(19)中的 P_g 与 Q_g , 增加 6 个约束方程和 6 个变量。变流器与双馈机组约束并非完全解耦,因此可统一迭代求解。

采用统一迭代方式求解含变流环节的双馈机组潮流,机组的有功出力 P_{DFIG} 可表示为风力机捕获功率 P_{wt} 减去绕组损耗 ΔP_{w} 和变流环节损耗 ΔP_{c} , 如式(24)所示。

$$P_{\text{DFIG}} = P_{\text{wt}} - \Delta P_{\text{w}} - \Delta P_{\text{c}} \quad (24)$$

4 算例分析

采用 IEEE RTS 24 节点系统验证所提算法。风电场接于 3 号节点,有 50 台 DFIG 组成,将其等值为 1 台,DFIG 参数见文献[8]。变流环节参数为:直流电压 $U_{\text{dc}}=1100$ V,开关频率 $f_{\text{sw}}=2000$ Hz, $U_{\text{sat}}=1.5$ V, $R_{\text{con}}=0.0022 \Omega$,开关损耗拟合参数 $a_1=1020$, $b_1=6.95$, $c_1=0.0014$, $a_0=973$, $b_0=2.86$, $c_0=-0.0006$,直流电容内阻 $R_c=0.0043 \Omega$ [18]。取电网基准容量 $S_{\text{B}}=100$ MVA,直流环节功率基准 $P_{\text{db}}=100$ MW;直流电压基准 $U_{\text{db}}=690$ V;直流电压基准取交流基准的 $\sqrt{3}$ 倍,即 $I_{\text{db}}=\sqrt{3}I_{\text{B}}$;直流电阻基准等于交流阻抗基准,即 $R_{\text{db}}=Z_{\text{Bc}}$ 。

围绕本文所提算法模型与现有模型的差异,算例从背靠背变流器节点潮流分布、双馈机组绕组损耗与变流环节损耗、机组输出功率以及并网点电压变化 4 个方面进行说明。

为了分析变流环节损耗对双馈机组背靠背变流器节点潮流分布的影响,算例分析首先采用 2 种计算方案。其中,方案 1 采用含变流环节损耗的并网双馈机组潮流模型统一求解;方案 2 直接采用并网双馈机组潮流模型,忽略变流环节损耗。

根据并网双馈机组的运行特性可知,风电机组内部潮流受变流环节损耗影响,如图 2 所示。

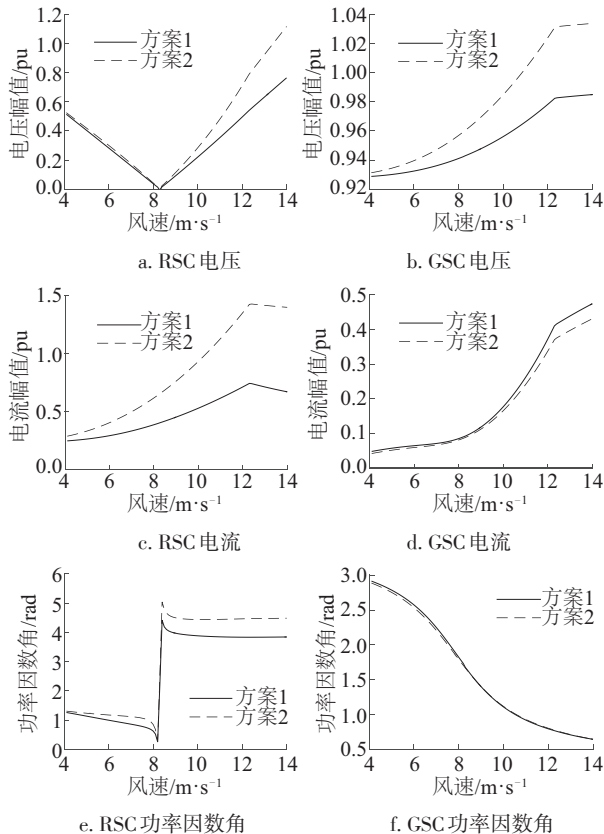


图2 考虑变流环节损耗与否对背靠背变流器潮流的影响

Fig. 2 Impact of converter circuit loss on B2B converter power flow

图2中给出了采用2种模型计算得到的背靠背变流器潮流结果。随着风速增大,RSC电压先下降后上升,当机组从次同步状态进入超同步状态时,变流器支路上的有功功率方向发生变化,RSC功率因数角发生突变。因此RSC电压、电流幅值与转子侧功率因数角呈现如图2a、2c、2e所示的变化情况。

为了保证并网点电压稳定及机组功率因数恒定,网侧变流器电压在额定值附近变化;当变流器功率反向时,GSC功率因数角同时反向,风电机组并网运行时提供足够的无功功率支持,因此,GSC电压、电流与功率因数角呈现如图2b、2d、2f所示的变化情况。

考虑变流环节损耗改变了传统模型中DFIG内部的潮流分布,进而影响到绕组损耗的大小,而绕组损耗的变化又进一步影响DFIG内部潮流分布,这也正体现了双馈风电机组潮流与变流环节损耗之间的动态影响。

加入变流环节损耗,背靠背变流器节点的注入有功减小,在同等风速条件下,背靠背变流器节点电压

电流幅值相对于考虑损耗前呈现减小趋势。同时,由于绕组损耗与电流幅值平方成正比,当电流幅值下降时,绕组损耗的下降趋势将更为显著,如图3所示。

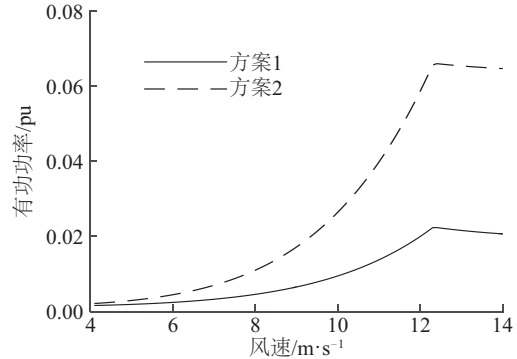


图3 考虑变流环节损耗与否对绕组损耗的影响

Fig. 3 Impact of converter circuit loss on winding

图3给出了采用2种模型计算得到的绕组损耗变化趋势。加入变流环节损耗后,DFIG绕组损耗随风速变化趋势保持不变,但数值上明显下降,且下降幅度随风速增大而显著增大。这是由于绕组损耗与电流幅值平方成正比,当电流幅值下降时,绕组损耗的下降趋势将更为显著。当风速达到6 m/s以上时,绕组损耗减小幅度将超过50%;当风速达到12 m/s时,绕组损耗仅有不考虑变流环节时的30%。

将方案2的双馈机组潮流结果,代入背靠背变流器与直流电容损耗计算公式(式(8)~式(13)、式(15)、式(16)),独立计算变流环节损耗记为方案3,如图4所示。

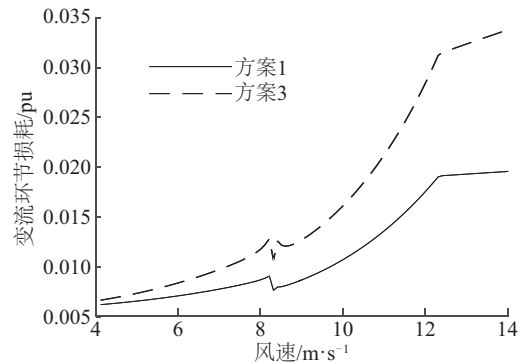


图4 变流环节损耗对比

Fig. 4 Comparison of losses of converter circuit

如果根据固定的潮流结果计算变流环节损耗,必然忽略机组潮流与损耗的互相影响,得到的绕组损耗普遍比统一求解的结果偏高,不能反映双馈机组运行时的内部潮流分布,因此无法准确计算不同风速条件下的机组有功出力。这也证实了本文所

提算法的必要性。

分析统一求解模型中,DFIG 绕组损耗与变流环节损耗的变化关系如图 5 所示。

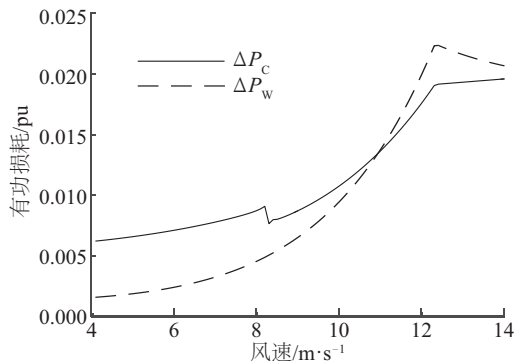


图5 绕组损耗与变流环节损耗对比

Fig. 5 Losses of wings and converter circuit

图 5 给出了加入变流环节后,绕组损耗与变流环节损耗对比关系。变流环节损耗总体上随风速增加,但在风速约为 8 m/s 时会突然下降,此时,转子转速接近同步转速,转子电压下降。当风速超过 8 m/s 后,转子电压回升,变流环节损耗继续增大。图 3、图 5 中,风速达到 12 m/s 时出现转折点,这是由风力机额定功率限制导致的。当风速超过额定值时,风力机捕获功率保持额定值不再上升。

结合图 3、图 5 可知,考虑变流环节损耗后,DFIG 绕组损耗总体减小。在同等风速条件下,加入变流环节损耗增加了额外的有功损耗,同时使原有的绕组损耗减小,这 2 种变化对 DFIG 输出功率的影响趋势正好相反,形成一定的补偿作用。

加入变流环节损耗,使 DFIG 输出功率发生变化,但也并不是单纯降低输出功率。变流环节损耗对机组有功出力与效率的影响,在高低风速条件下表现不同,如表 2 所示。

表2 考虑变流环节损耗与否对机组输出功率与效率的影响

Table 2 Impact of converter circuit loss on output and efficiency

风速/ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	方案1		方案2	
	$P_{\text{DFIG}}/\text{pu}$	效率/%	$P_{\text{DFIG}}/\text{pu}$	效率/%
4	0.0290	78.59	0.0347	94.04
6	0.1060	91.69	0.1111	96.11
8	0.2606	95.14	0.2629	95.98
10	0.5147	96.21	0.5085	95.05
12	0.8867	95.92	0.8657	93.65

当风速从 4 m/s 增至 12 m/s 时,输出功率相对现有模型的变化量从-16.4%增至 2.4%。这是由于,在风速较低时,绕组损耗的减小幅度不足以补偿增加的变流环节损耗,因此机组整体出力下降,效率降低;在风速较大时,绕组损耗的减小幅度会超过变流环节损耗的增加幅度,导致机组有功出力的增加,机组效率增大。

结合表 2 与图 4,在低风速条件下,变流环节损耗占双馈机组总出力的比例不超过 18%;在高风速条件下,该比例下降到 4%。因此,根据表 2 可知,2 种计算方法得到的双馈机组输出功率随风速变化特性,其总体趋势保持一致。

表 3 给出了变流环节损耗对并网点电压的影响。其影响趋势与图 2b 中 GSC 电压变化趋势类似,由于变流环节损耗相当于在节点处减小了注入功率,使得并网点电压幅值降低。这种影响同样随风速增加而变得更明显,当风速为 4 m/s 时,误差仅有 0.14%;当风速为 12 m/s 时,误差达到 4.99%。

表3 考虑变流环节损耗与否对并网点电压的影响

Table 3 Impact of converter circuit loss on grid-connected node

风速/ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	方案1		方案2	
	$\theta_{\text{sys}}/\text{rad}$	V_{sys}/pu	$\theta_{\text{sys}}/\text{rad}$	V_{sys}/pu
4	-0.2457	0.9526	-0.2462	0.9550
6	-0.2383	0.9554	-0.2387	0.9626
8	-0.2231	0.9612	-0.2237	0.9772
10	-0.2106	0.9696	-0.1993	0.9998
12	-0.1706	0.9816	-0.1644	1.0306

注: θ_{sys} —并网点电压相角; V_{sys} —并网点电压幅值。

结合表 2、表 3 可知,2 种模型在双馈机组输出功率以及并网点电压随风速变化特性方面,虽然存在差异,但总体趋势保持一致。这体现了本文所提模型与现有模型的继承关系。

综上所述,本文所提算法模型与并网双馈机组潮流模型,在对双馈机组潮流特性的描述上,存在差异,同时又具有继承关系。

5 结 论

研究了变流环节损耗对双馈机组潮流的影响,提出基于潮流修正的变流器与直流电容损耗算法,并在原有潮流模型基础上增加了变流环节运行约束。经过算例验证,得到以下结论:

1) 加入变流环节损耗,改变了现有模型中DFIG内部潮流分布,降低了变流器节点的注入功率,使绕组电压电流幅值减小,绕组损耗降低。绕组损耗的变化进一步影响DFIG内部潮流分布,体现了双馈风电机组潮流与变流环节损耗之间的动态影响。

2) DFIG绕组损耗随风速变化趋势保持不变,但数值上明显下降,下降幅度随风速增加而变得更加明显。在同等风速条件下,加入变流环节损耗增加了额外的有功损耗,同时使原有的绕组损耗减小,这两种变化对DFIG输出功率的影响趋势正好相反,形成一定的补偿作用。

3) DFIG输出功率与效率随风速变化趋势保持不变,数值在高低风速条件下表现不同。低风速时,绕组损耗减小幅度不足以补偿增加的变流环节损耗,机组整体出力减小,效率降低;高风速时,绕组损耗降低幅度大,机组出力增大,效率提高。

[参考文献]

- [1] 周双喜, 鲁宗相. 风力发电与电力系统[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.
- [1] Zhou Shuangxi, Lu Zongxiang. Wind power and power system[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2011.
- [2] 李生虎. 风力电力系统分析[M]. 北京: 科学出版社, 2012.
- [2] Li Shenghu. Wind power system analysis[M]. Beijing: Science Press, 2012.
- [3] 周 明, 冉瑞江, 李庚银. 风电并网系统可用输电能力的评估[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(22): 14—21.
- [3] Zhou Ming, Ran Ruijiang, Li Gengyin. Assessment on available transfer capability of wind farm incorporated system[J]. Proceedings of CSEE, 2010, 30(22): 14—21.
- [4] 王昕伟, 张建华, 蒋 程, 等. 基于序贯蒙特卡罗方法的风电场有功出力可靠性评估[J]. 太阳能学报, 2014, 35(1): 106—112.
- [4] Wang Xinwei, Zhang Jianhua, Jiang Cheng, et al. Reliability assessment of wind farm active power based on sequential Monte-Carlo method[J]. Acta Energaie Solaris Sinica, 2014, 35(1): 106—112.
- [5] 王海超, 周双喜, 鲁宗相, 等. 含风电场的电力系统潮流计算的联合迭代方法及应用[J]. 电网技术, 2005, 29(18): 59—62.
- [5] Wang Haichao, Zhou Shuangxi, Lu Zongxiang, et al. A joint iteration method for load flow calculation of power system containing unified wind farm and its application[J]. Power System Technology, 2005, 29(18): 59—62.
- [6] Divya C, Nagendra S. Models for wind turbine generating systems and their application in load flow studies[J]. Electrical Power Systems Research, 2006, 76(9): 844—856.
- [7] Eminoglu U. Modeling and application of wind turbine generating system (WTGS) to distribution systems[J]. Renewable Energy, 2009, 34: 2474—2483.
- [8] Li Shenghu. Power flow modeling to double-fed induction generators (DFIGs) under power regulation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(3): 3292—3301.
- [9] 李生虎, 孙莎莎, 王正风. 旋转备用下双馈风电机组初值算法[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(11): 7—12.
- [9] Li Shenghu, Sun Shasha, Wang Zhengfeng. Initial value algorithm of DFIG considering spinning reserve[J]. Automation of Electric Power System, 2013, 37(11): 7—12.
- [10] 万书亭, 万 杰. 基于量化指标和概率密度分布的风电功率波动特性研究[J]. 太阳能学报, 2015, 36(2): 362—368.
- [10] Wan Shuting, Wan Jie. Research on wind power fluctuation characteristics based on quantitative index and probability density distribution[J]. Acta Energaie Solaris Sinica, 2015, 36(2): 362—368.
- [11] 潘庭龙, 纪志成, 吴定会. 变速恒频风电系统效率-可靠性优化控制[J]. 太阳能学报, 2011, 32(8): 1217—1221.
- [11] Pan Tinglong, Ji Zhicheng, Wu Dinghui. Optimal control for efficiency-reliability of variable speed constant frequency wind power generation system[J]. Acta Energaie Solaris Sinica, 2011, 32(8): 1217—1221.
- [12] Zhou Dao, Blaabjerg F, Lau M, et al. Optimized reactive power flow of DFIG power converters for better reliability performance considering grid codes[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(3): 1552—1562.
- [13] 黄晓波. 风力发电系统效率分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2014.
- [13] Huang Xiaobo. Analysis on efficiency of converter for wind power generation system[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2014.

- [14] Zhang Hui, Tolbert L M. Efficiency impact of silicon carbide power electronics for modern wind turbine full scale frequency converter[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(1): 21—28.
- [15] Zhang Hui. Electro-thermal modeling of SiC power electronic systems[D]. Knoxville: University of Tennessee, 2007.
- [16] 景 巍, 谭国俊, 马小平. 永磁直驱风电变流器功率器件损耗分析[J]. 电力系统及其自动化学报, 2013, 25(3): 94—97.
- [16] Jing Wei, Tan Guojun, Ma Xiaoping. Analysis of converter losses for permanent magnet direct-drive wind power [J]. Proceedings of the CSU- EPSA, 2013, 25 (3): 94—97.
- [17] 黄伟煌, 胡书举, 许洪华. 中点钳位型中压三电平风电变流器的损耗分析[J]. 电力系统自动化, 2014, 38 (15): 65—70.
- [17] Huang Weihuang, Hu Shuju, Xu Honghua. Power loss analysis of NPC medium-voltage three-level converters for wind power generation system [J]. Automation of Electric Power System, 2014, 38(15): 65—70.
- [18] Kolar W, Round D. Analytical calculation of the RMS current stress on the DC-link capacitor of voltage-PWM converter systems [J]. IEE Proceedings Electric Power Applications, 2006, 153(4): 535—543.
- [19] 宋静文. 大功率光伏逆变器损耗模型的研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2013.
- [19] Song Jingwen. Research on the loss models of high-power photovoltaic inverter[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2013.
- [20] 刘 瑶. 光伏并网变流器损耗分析与优化设计[D]. 北京: 北京交通大学, 2011.
- [20] Liu Yao. Loss analysis and optimal design of PV grid-connected converter[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2011.
- [21] 杨 捷, 金新民, 吴学智, 等. 兆瓦级全功率风电并网变流器功率组件设计[J]. 电力自动化设备, 2013, 33(10): 21—27.
- [21] Yang Jie, Jin Xinmin, Wu Xuezhi, et al. Power stack design of MW-level full-power grid-connected converter for wind power generation [J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(10): 21—27.
- [22] Soeiro B, Kolar W. Analysis of high-efficiency three-phase two- and three-level unidirectional hybrid rectifiers [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(9): 3589—3601.

POWER FLOW MODELING TO GRID-INTERGRATED DFIGs INCLUDING POWER LOSS OF CONVERTER CIRCUIT

Li Shenghu, Dong Wangchao

(School of Electrical Engineering and Automation, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China)

Abstract: The active loss of the DFIG considering the B2B converters and the DC circuit was derived. The constraints of the B2B converter, the DC link, the induction generator, and the power system were solved simultaneously, thus a unified power flow model including the converter circuit was newly proposed. Compared with the existing power flow result to the grid-integrated DFIG, it is found that including the converter circuit reduces the inner voltage and windings' loss. The effect is more obvious with higher wind speed, which validates the effectiveness of the proposed model.

Keywords: wind power; electric losses; power converters; electric power systems load flow analysis