

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.181230

# 基于双馈风电场低电压穿越的高温超导故障限流器 建模及其参数优化

宋文峰<sup>1,2</sup>, 王倩<sup>1</sup>, 李亚楠<sup>1,3</sup>, 王昕钰<sup>1</sup>, 周士琼<sup>4</sup>

(1. 西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 610031; 2. 国网周口供电公司, 河南 周口 466000;  
3. 大秦铁路股份有限公司科研所, 山西 太原 030000; 4. 中交机电工程局, 湖北 武汉 430000)

**摘要:** 针对电网故障下的双馈风力发电机组(Doubly-Fed Induction Generations, DFIG)的低电压穿越问题, 提出装设电阻型高温超导故障限流器(High Temperature Superconducting Fault Current limiter, HTS-FCL)的低电压穿越保护策略。基于 HTS-FCL 的电特性与温度特性, 采用热电类比法建立了详细的 HTS-FCL 仿真模型。基于 DFIG 的暂态模型, 推导了电网故障下的 DFIG 暂态响应, 分析了 HTS-FCL 保护投入后其参数对 DFIG 暂态响应的影响, 采用模糊优化与粒子群算法相结合的方法优化了 HTS-FCL 的主要参数。仿真结果表明, HTS-FCL 参数优化结果有良好的适用性, 所提策略能够实现电网严重故障下的 DFIG 低电压穿越。

**关键词:** 双馈风力发电机组; 低电压穿越; 高温超导故障限流器; 热电类比法; 暂态计算; 模糊优化; 粒子群算法

## Modeling and parameter optimization of HTS-FCL based on low voltage ride-through of doubly-fed wind farm

SONG Wenfeng<sup>1,2</sup>, WANG Qian<sup>1</sup>, LI Yanan<sup>1,3</sup>, WANG Xinyu<sup>1</sup>, ZHOU Shiqiong<sup>4</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China 2. State Grid Zhoukou Power Supply Company, Zhoukou 466000, China; 3. Research Institute of Daqin Railway Co., Ltd., Taiyuan 030000, China; 4. China Communications Electrical and Mechanical Engineering Bureau, Wuhan 430000, China)

**Abstract:** Aiming at the low voltage ride-through of Doubly-Fed Induction Generations (DFIG) under grid faults, the low voltage ride through protection strategy with a high temperature superconducting fault current limiter (HTS-FCL) is proposed. Based on the electrical and temperature characteristics of HTS-FCL, a detailed HTS-FCL simulation model is established by thermal-electrical analogy method. Based on the transient model of DFIG, the transient response of DFIG under power grid fault is derived, and the influence of parameters on the transient response of DFIG after HTS-FCL protection input is analyzed, the main parameters of HTS-FCL are optimized by the combination of fuzzy optimization and particle swarm optimization. The simulation results show that the HTS-FCL parameter optimization results have good applicability, and with the proposed strategy, DFIG enables low voltage ride through under severe grid faults.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. U1134104).

**Key words:** doubly-fed induction generators; low voltage ride-through; HTS-FCL; thermal-electrical analogy method; transient calculation; fuzzy optimization; particle swarm optimization

## 0 引言

随着风力发电系统的不断发展, 电网发生故障时的风电场低电压穿越问题引起了高度关注, 目前所有并网的风电场均要求具备低电压穿越能力<sup>[1]</sup>。作为当前主流的风力发电机组, 双馈风力发电机组在电网发生严重故障时主要依靠转子侧加装撬棒电

路来实现其低电压穿越<sup>[2]</sup>。但当撬棒电路投入后, DFIG 的转子侧变流器被旁路, 此时其以异步感应电机模式运行, 在撬棒电路退出后, 需要从电网吸收大量的无功功率, 不利于电网的电压恢复, 无法满足我国现有的风电场并网准则要求<sup>[3-5]</sup>。

随着第二代超导材料(YBCO 涂层导体)工艺的成熟, 超导故障限流器在电力系统保护中的应用得到了越来越多学者的研究。基于此, 国内外学者提出了装设超导故障限流器的双馈风电场低电压穿越

策略。文献[6]建立了 HTS-FCL 的仿真模型, 并对其在风电场低电压穿越的应用进行了仿真分析, 但其仿真模型并未考虑 HTS-FCL 各层间的温度交换, 其温度模型仍存有不足。文献[7]分析了 HTS-FCL 投入后对风电场低电压穿越的影响机理, 但其仅提出 HTS-FCL 投入后等效增大了风机定子暂态阻抗, 并没有深入研究 HTS-FCL 投入后风机定、转子电流的暂态响应。文献[8]仿真验证了 HTS-FCL 低电压穿越策略的有效性, 对比了不同阻值的 HTS-FCL 对双馈风电场低电压穿越能力的影响, 但其并没有明确给出 HTS-FCL 阻抗值的取值范围且没有考虑 HTS-FCL 其他参数对低电压穿越策略的影响。

从以上所述来看, 虽然对于 HTS-FCL 在双馈风电场低电压穿越的应用研究已经有了初步进展, 但仍存在一些不足。基于此本文基于 YBCO 材料的 E-I 特性建立电阻型 HTS-FCL 电特性模型, 采用“热电类比法”建立其温度模型; 分析了 HTS-FCL 提升 DFIG 低电压穿越能力的机理, 建立了 HTS-FCL 投入后的 DFIG 暂态等值电路, 求解得出了 DFIG 的电磁暂态响应。并基于此采用模糊优化方法建立了 HTS-FCL 参数的多目标优化数学模型, 应用粒子群算法进行求解。最终通过仿真验证了所得 DFIG 电磁暂态响应表达式与参数优化的准确性。

## 1 HTS-FCL 仿真模型

电阻型 HTS-FCL 主要通过 YBCO 超导带材的失超特性来有效抑制故障电流峰值。图 1(a)所示为电阻型 HTS-FCL 结构框架, 其中底部的蓝宝石基底主要起支撑 HTS-FCL 涂层作用, Cu 稳定层主要起对超导层的保护作用, 防止其因过电流而损坏。基于 YBCO 超导带材的特性, 电阻型 HTS-FCL 可自我实现故障电流的检测和保护触发, 无需额外的控制电路。HTS-FCL 简化等效电路如图 1(b)所示。故 HTS-FCL 阻值  $R_c$  可表示为

$$R_c = \frac{R_{ybc0} \cdot R_{cu}}{R_{ybc0} + R_{cu}} \quad (1)$$

式中:  $R_{ybc0}$  为 YBCO 超导涂层电阻;  $R_{cu}$  为稳定层分流电阻。确定  $R_{ybc0}$  是建立 HTS-FCL 仿真模型的关键。其阻值变化特性由 YBCO 超导带材的电特性与温度特性所决定。

### 1.1 HTS-FCL 电特性模型

文献[9-10]通过实验分析得出了 YBCO 超导带材的 E-I 特性表达式, 具体表示如式(2)。

$$E = E_c \left[ \frac{J}{J_c(T)} \right]^n \quad (2)$$

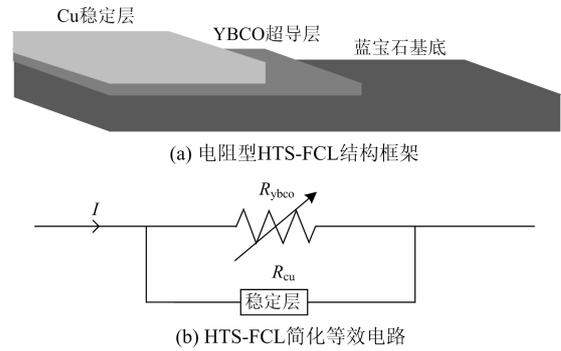


图 1 电阻型 HTS-FCL 结构及其等效电路

Fig. 1 Structure and equivalent circuit of resistive HTS-FCL

式中:  $E$  为超导层电场;  $J$  为流过超导层的电流密度;  $J_c(T)$  为 YBCO 带材临界失超电流密度, 其大小与超导层温度  $T$  有关;  $E_c$  为超导层临界失超电场, 其大小为  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ ;  $n$  为超导材料的指数因子, 其大小与 YBCO 带材所处状态有关, 具体表示如式(3)。

$$n = \begin{cases} 2.8 & J_c \leq J < 2J_c \\ 30 & 2J_c \leq J < 3J_c \\ 1 & 3J_c \leq J \end{cases} \quad (3)$$

当  $J_c \leq J < 2J_c$  时, YBCO 超导带材处于磁通蠕动状态, 此时超导体磁通线在热涨落和洛仑兹力影响下发生跃变, HTS-FCL 阻值由 0 开始增大; 当  $2J_c \leq J < 3J_c$  时, YBCO 超导带材处于磁通流阻状态, 此时超导涂层所处温度仍低于失超临界温度  $T_c$ , HTS-FCL 在故障电流低于临界电流时可迅速恢复到超导状态; 当  $3J_c \leq J$  时, YBCO 超导带材处于正常状态(完全失超), 此时稳定层电阻承担分流作用, 保护超导涂层不受损坏, HTS-FCL 对外呈一确定阻值的电阻。HTS-FCL 临界电流密度  $J_c(T)$  反映了超导涂层电特性与温度特性之间的联系。随着 YBCO 超导层温度的提升,  $J_c(T)$  不断发生改变, 其数学表达式为

$$J_c(T) = \begin{cases} J_c(77\text{K}) \left( \frac{T_c - T}{T_c - 77} \right)^{1.5} & T < T_c \\ 0 & T \geq T_c \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $J_c(77\text{K})$  为 77 K(液氮环境)温度下 YBCO 超导带材临界电流, 其值为  $3 \times 10^6 \text{ A}/\text{cm}$ ;  $T_c$  为临界温度, 取 88 K。由式(4)可知, 建立准确的温度模型对于 HTS-FCL 模型的建立不可或缺。

### 1.2 HTS-FCL 温度模型

由于电阻型 HTS-FCL 属于多层结构, 在建立其温度模型时需要考虑各层之间的热交换。为了模

拟电网发生故障的短暂时间内 HTS-FCL 各层的温度变化, 本文采用热电类比方法来建立其温度模型。基于电场微分方程与温度场微分方程的相似性, HTS-FCL 各层的换热过程可通过集总电路来表示, 通过对类比电路的结点电压求解即可得到其所对应层的温度值<sup>[11-12]</sup>。基于此方法建立的 HTS-FCL 动态热路类比电路如图 2 所示。其中, 电阻  $R_s$ 、 $R_{ybc0}$ 、 $R_{cu}$  分别对应基底(蓝宝石)、超导层(YBCO)、金属层(Cu)材质的热阻; 电容  $C_s$ 、 $C_{ybc0}$ 、 $C_{cu}$  对应各层的热容, 其具体参数见附录 A 所示; 电流源  $P_s$ 、 $P_{ybc0}$ 、 $P_{cu}$  对应各层的能量损耗; 电阻  $R_{con}$  对应 HTS-FCL 与冷却介质液氮间的对流传热, 其值取  $0.2 \text{ W/cm}^2\text{K}$ ; 电压源  $\theta$  电压取恒定值  $77 \text{ V}$ , 对应液氮环境下的温度值( $77 \text{ K}$ )。基于此模型求解结点 2 处的电压值即可求得 YBCO 超导层处的温度  $T$ 。

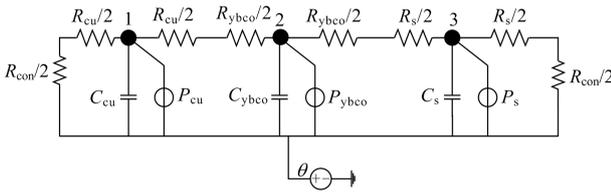


图 2 HTS-FCL 动态热路类比电路模型

Fig. 2 Analog circuit of HTS-FCL dynamic thermal model

### 1.3 HTS-FCL 仿真模型

根据上述所建立的 HTS-FCL 电特性与温度特性模型可在 Matlab/Simulink 中搭建其仿真模型。其具体流程如图 3 所示。首先由流过 HTS-FCL 的电流  $I$  求解出各层的电流损耗, 并根据 HTS-FCL 温度特性模型求解出 YBCO 超导层的温度  $T$ 。随后将超导层温度  $T$  代入式(4)即可求得 YBCO 带材临界电流  $J_c(T)$ , 联立式(2)可求得超导层电场  $E$ , 根据电阻率公式  $\rho = E / J$  可得超导层电阻为

$$R_{ybc0} = \frac{\rho l}{A} = \frac{E}{I/A} \cdot \frac{l}{A} = \frac{E l}{I} \left[ \frac{I}{I_c(T)} \right]^n \quad (5)$$

式中,  $A$  为 YBCO 超导涂层截面积。联立式(5)与式(1)即可求得 HTS-FCL 的等效电阻  $R_c$ 。最后, HTS-FCL 阻值的改变会导致流过其的电流大小也将随之改变, 将新的电流  $I$  代入返回第一步。如此反复迭代, 建立 HTS-FCL 的仿真模型。

建立 HTS-FCL 仿真模型后, 便可在 Simulink 中搭建建设 HTS-FCL 保护的双馈风电场仿真模型。为了明确 HTS-FCL 加入后对于风电场低电压穿越能力的影响并确定其具体参数, 需要对 HTS-FCL 保护加入后 DFIG 的电磁暂态响应进行分析。

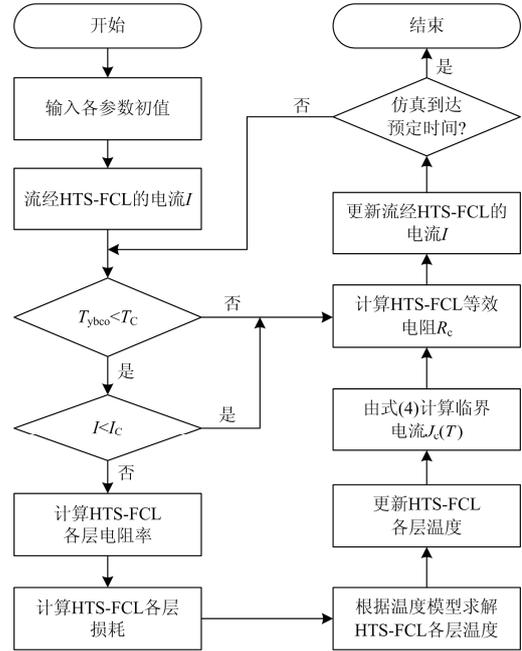


图 3 HTS-FCL 仿真模型设计流程图

Fig. 3 Flow chart of HTS-FCL simulation model

## 2 HTS-FCL 对 DFIG 暂态响应影响

### 2.1 DFIG 电磁暂态响应

DFIG 在空间定子同步旋转坐标系下的电磁方程为

$$\begin{cases} U_s = R_s I_s + p\psi_s + j\omega_s \psi_s \\ U_r = R_r I_r + p\psi_r + js\omega_s \psi_r \\ \psi_s = L_s I_s + L_m I_r \\ \psi_r = L_m I_s + L_r I_r \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $U_{s/r}$ 、 $\psi_{s/r}$ 、 $I_{s/r}$  分别为定/转子电压、磁链、电流的空间矢量;  $R_{s/r}$ 、 $L_{s/r}$  为定/转子电阻和电感;  $\omega_s$  为同步角速度;  $s$  为转差率;  $L_{s/r}$  为定/转子暂态电感, 其值为定/转子漏电感  $L_{s/r0}$  与定/转子互感  $L_m$  之和。与式(6)相对应的 DFIG 暂态等值电路如图 4 所示。由式(6)推导可得 DFIG 电流与磁链耦合方程为

$$\begin{cases} I_s = \frac{\psi_s}{L'_s} - k_r \frac{\psi_r}{L'_s} \\ I_r = \frac{\psi_r}{L'_r} - k_s \frac{\psi_s}{L'_r} \end{cases} \quad (7)$$

式中:  $k_s = L_m / L_s$ 、 $k_r = L_m / L_r$  分别为定、转子励磁系数;  $L'_s = L_s - L_m^2 / L_r$ 、 $L'_r = L_r - L_m^2 / L_s$  分别为定、转子暂态电感。将式(7)代入式(6)可推导得 DFIG 状态方程为

$$\begin{bmatrix} \dot{\psi}_s \\ \dot{\psi}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(\tau_s + j\omega_s) & k_r \tau_s \\ k_s \tau_r & -(\tau_r + js\omega_s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_s \\ \psi_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} U_s \\ U_r \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中,  $\tau_s = R_s / L'_s$ 、 $\tau_r = R_r / L'_r$  分别为定、转子暂态时间常数的倒数。

DFIG 稳态运行时, 其定子有功、无功功率输出为<sup>[13]</sup>

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2}(u_{sd}i_{sd} + u_{sq}i_{sq}) \\ Q_s = \frac{3}{2}(u_{sq}i_{sd} - u_{sd}i_{sq}) \end{cases} \quad (9)$$

由于 DFIG 一般采用最大功率跟踪控制, 其定子不向电网输出无功功率。故可得其定子电流初值为

$$i_{s0} = -\frac{2P_s}{3u_{s0}} \quad (10)$$

将式(10)代入式(6)中即可求解定、转子磁链初值  $\psi_{s0}$  与  $\psi_{r0}$ 。

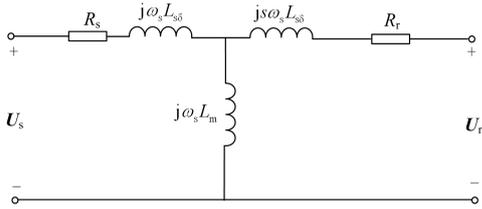


图 4 DFIG 暂态等值电路

Fig. 4 Transient equivalent circuit of DFIG

设  $t = 0$  时电网发生故障, 由于 DFIG 定子绕组通常为三角形或星型不接地接线方式, 且其一般采用三相三线制与电网相连, 故在 DFIG 与电力系统中不存在零序电流通路<sup>[14]</sup>。故在同步旋转坐标系下 DFIG 机端电压可表示为

$$U_0 = U_s = u_1 + u_2 e^{-j2\omega_s t} \quad (11)$$

联立式(6)一式(8)与式(11)求解 DFIG 状态方程, 可得其电流的暂态响应(静止  $\alpha\beta$  坐标系下)为

$$\begin{cases} I_s = [(k_{s1} e^{(\alpha-\tau_r)t} e^{j(1-s)\omega_s t + \theta} - k_{s2} e^{-(\alpha-\tau_s)t + j\theta} + (k_{s3} u_1 e^{j(\omega_s t + \theta)} + k_{s4} u_2 e^{-j(\omega_s t - \theta)})] / (\sqrt{\Delta} L'_s) \\ I_r = [(k_{r3} e^{(\alpha-\tau_r)t} e^{j(1-s)\omega_s t + \theta} - k_{r2} e^{-(\alpha-\tau_s)t + j\theta} + k_{r3} u_1 e^{j(\omega_s t + \theta)} + k_{r4} u_2 e^{-j(\omega_s t - \theta)})] / (\sqrt{\Delta} L'_r) \end{cases} \quad (12)$$

式中, 具体参数见附录 B。其中,  $\theta$  为静止  $\alpha\beta$  坐标系与定子同步旋转  $dq$  坐标系  $d$  轴与  $\alpha$  轴的夹角, 与故障发生时刻有关。由式(12)可知, 当 DFIG 定、转子电流暂态响应可分解为稳定的工频正、负序分量与不断衰减至 0 的转子频率分量与直流量。

## 2.2 HTS-FCL 投入后 DFIG 电磁暂态响应

考虑到 HTS-FCL 保护策略的经济性, 本文选定 HTS-FCL 安装在风电场出口变压器的高压侧来作为整个风电场低电压穿越的保护设备, 具体如图 5 所示。

当电网发生故障时, HTS-FCL 失超至正常状态, 此时 HTS-FCL 可等效为在电网中额外并入的一个限流电阻  $R_c$ 。由于 DFIG 其定子侧直接与电网相连, 在研究 HTS-FCL 对 DFIG 的电磁暂态特性影响时可将 HTS-FCL 归算至变压器低压侧来进行运算, 此时 DFIG 的暂态等值电路如图 6 所示。



图 5 装设 HTS-FCL 的风电场示意图

Fig. 5 Schematic diagram of a wind farm with HTS-FCL

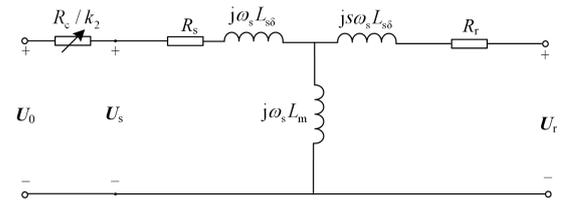


图 6 HTS-FCL 投入后 DFIG 暂态等值电路

Fig. 6 Transient equivalent circuit of DFIG when HTS-FCL is input

此时, 可将 DFIG 定子侧等效电阻视为 HTS-FCL 归算后的电阻  $R_c / k^2$  与 DFIG 定子侧电阻  $R_s$  之和, 即  $R'_s = R_c / k^2 + R_s$ , 则 DFIG 机端电压便为 HTS-FCL 归算后电阻上的电压与未投入 HTS-FCL 时 DFIG 机端电压(即定子侧电压  $U_s$ )之和, 其值可表示为

$$U_0 = I_s R_c / k^2 + U_s \quad (13)$$

由于 DFIG 定、转子间的强耦合关系, DFIG 定子侧电阻发生改变时, DFIG 的定、转子侧电流也将随之发生改变。DFIG 故障电流峰值一般出现在故障发生后的第 0.5 个周期<sup>[15-16]</sup>, 此时 HTS-FCL 已经完全失超, 可有效起到对风电场的保护作用。投入 HTS-FCL 后, DFIG 的定、转子电流暂态响应表达式仍保持与式(12)相同的形式, 其具体参数将发生改变。其中, 由于 DFIG 定子时间常数减小, 参数  $\tau_s$  随之增大, 同时将导致定、转子耦合系数  $\alpha$  随之减小, 加速了电流衰减分量的衰减速度; 由 DFIG 状态方程  $\Delta$  与特征根  $\lambda$  的表达式可知, HTS-FCL 投入后定子正、负序分量系数和转子衰减分量系数减小, 削弱了故障电流峰值; 由式(13)可知, HTS-FCL 投入后可有效降低 DFIG 机端电压的跌落程度, 保持风机的并网运行; 由式(9)和式(10)可得, 在电网故障期间, 投入 HTS-FCL 保护后, 风机仍可保证一定量的功率输出。

### 3 HTS-FCL 参数优化

基于以上分析, 失超后的阻抗值  $R_c$  的选取直接决定了 HTS-FCL 对于风电场低电压穿越能力提升的效果。选取合适的 HTS-FCL 参数对于整个风电场的低电压穿越有重要意义, 基于此本文采用了模糊优化与粒子群算法相结合的方法来进行 HTS-FCL 的参数优化工作。

#### 3.1 HTS-FCL 目标函数

##### (1) DFIG 机端电压提升程度最大化

DFIG 机端电压跌落程度是衡量风电场低电压穿越能力的重要标准, 结合上节所计算出的故障电流公式(12)和风电场并网标准, 确定其目标函数为

$$\max F_1 = U_0 = I_s R_c / k^2 + U_s \quad (14)$$

##### (2) HTS-FCL 成本最小化

衡量低电压穿越策略时应充分考虑到低电压穿越设备的成本。由于 HTS-FCL 的成本主要为超导涂层的成本, 所以其成本目标函数可以用超导涂层的体积来衡量, 其表示如式(15)。

$$\min F_2 = C = A \cdot l \quad (15)$$

式中,  $C$  表示 HTS-FCL 成本。联立式(5)与式(15)可得成本目标函数为

$$\min F_2 = R_{ybc0} / \frac{E_c}{J_c} \cdot A^2 = R_{ybc0} \frac{J_c^2 A^2}{E_c J_c} = \frac{I_c^2 R_c}{E_c J_c} \quad (16)$$

#### 3.2 约束条件

##### (1) 转子侧变流器约束

基于上节分析, HTS-FCL 在正常状态下的阻值越大对故障电流峰值抑制效果越好, 但是过高的阻值会导致直流侧电容电压升高, 使得整个系统失去稳定。因此, 取其约束为

$$U_r \leq \alpha U_{dc} \quad (17)$$

式中,  $\alpha$  为转子侧变流器最大过电压系数, 其大小为  $\sqrt{2}$ 。

##### (2) DFIG 功率输出约束

根据风电场并网标准, 在 DFIG 低电压穿越期间风机应保持向电网一定量的功率输出。过低的阻抗取值无法满足此要求, 而一味地增加阻值使得 HTS-FCL 在故障消除后的超导恢复时间内仍保持很高的阻值, 这将导致风机定、转子电流与有功功率输出的明显下跌, 不利于整个风电系统的稳定<sup>[17]</sup>。据此, 本文取有功功率约束为

$$P_s \geq \beta P_N \quad (18)$$

式中:  $P_N$  为 DFIG 额定有功输出;  $\beta$  为最小允许功率输出系数。

##### (3) HTS-FCL 对电网故障敏感度约束

当电网发生故障时, 在 HTS-FCL 由超导状态向正常状态的短暂过程中, 失超临界电流值的选取直接影响着风电场低电压穿越能力。过高的临界电流值选取会导致故障发生时 HTS-FCL 不动作, 过低的临界电流值可能会导致在风机启动过程中 HTS-FCL 的误动作。故本文取临界电流约束为

$$1 \text{ p.u.} \leq I_c \leq 1.7 \text{ p.u.} \quad (19)$$

#### 3.3 目标函数模糊化

由以上分析可知, HTS-FCL 参数优化属于多目标优化问题, 子优化目标间存在着相互冲突, 最优解求取困难。本文采取模糊隶属度函数对两个子优化目标函数进行模糊处理, 将多目标优化问题转化为单目标优化处理。对于子优化目标而言, 需选取合适的隶属度函数。目前, 隶属度函数的选取还没有确定统一的方法, 多凭借实践经验<sup>[18]</sup>。基于文献[19-20]中的方法, 本文采取具有更好泛用性和适用度的半  $\Gamma$  形隶属度函数对子目标函数进行模糊处理, 模糊处理后其具体表达为

$$\mu(F_1) = \begin{cases} e^{-\frac{F_1 - F_a}{F_a}} & F_1 \leq F_a \\ 1 & F_1 > F_a \end{cases} \quad (20)$$

$$\mu(F_2) = \begin{cases} 1 & F_2 \leq F_b \\ e^{-\frac{F_2 - F_b}{F_b}} & F_2 > F_b \end{cases} \quad (21)$$

式中:  $F_a$  表示风电场并网点电压最大提升程度;  $F_b$  为 HTS-FCL 成本最小值。参数  $F_a$ 、 $F_b$  的具体确定方法将在目标函数求解中介绍。

在对子优化目标函数进行模糊化处理, 选取满意度指标  $\mu$  作为对参数选取的满意程度, 其可表示为

$$\mu = \min(\mu(F_1), \mu(F_2)) \quad (22)$$

由此可将多目标优化问题转化为基于  $\mu$  的单目标优化问题。

#### 3.4 目标函数求解

本文采用粒子群算法来对 HTS-FCL 参数优化问题进行求解, 其粒子更新公式为

$$\begin{cases} V_i^k = \omega V_i^{k-1} + c_1 r_1 (P_{best}^{k-1} - x_i^{k-1}) + c_2 r_2 (G_{best}^{k-1} - x_i^{k-1}) \\ X_i^k = X_i^{k-1} + V_i^k \end{cases} \quad (23)$$

式中: 上标  $k$ 、 $k-1$  分别表示粒子此次与上次状态;  $V$  为粒子更新速度;  $X$  为粒子位置;  $\omega$  为惯性权重;  $r_1$ 、 $r_2$  为服从均匀分布的随机数;  $P_{best}$ 、 $G_{best}$  分别为粒子自身最优位置与种群全局最优位置;  $c_1$ 、 $c_2$  为加速因子, 用于匹配  $P_{best}^{k-1}$ 、 $G_{best}^{k-1}$  对粒子更新的影响。

HTS-FCL 参数优化具体流程如下:

(1) 输入各参数初值, 初始化粒子种群。

(2) 以 DFIG 机端电压提升程度为优化目标, 求解得出风电场并网点电压最大提升程度  $F_a$ ; 以 HTS-FCL 成本为优化目标, 求解得出 HTS-FCL 成本最小值  $F_b$ 。

(3) 确定  $F_a$  与  $F_b$  后, 以满意度指标函数  $\mu$  为目标函数。同时, 判断粒子是否满足各个约束条件, 对不满足者进行越限处理。

(4) 计算每个粒子的适应值, 更新粒子个体最优值。选取全局最优解, 按照式(23)更新粒子位置与速度, 对更新后的粒子进行越限处理。

(5) 重复步骤(2)、(3)、(4), 直至迭代次数达到预设值。最后输出算法寻优结果。

## 4 仿真与结果分析

### 4.1 HTS-FCL 参数优化设计

基于上述模糊粒子群优化算法来对用于风电场低电压穿越的 HTS-FCL 参数进行优化。1.5×6 MW 级的风电场具体参数如表 1 所示。如图 5 所示, 假设  $t=1.5$  s 时 HTS-FCL 接口处发生三相接地短路故障, DFIG 机端电压跌落至 0.1 p.u.。故障期间, DFIG 处于额定风速运转范围。根据之前推导所得的 DFIG 暂态响应表达式确定参数优化目标函数与约束条件。并根据上述所提的算法流程, 应用 Matlab 软件编程对其进行求解。在满意度指标  $\mu$  最大时的 HTS-FCL 阻值  $R_c$  与临界电流  $I_c$  以及  $F_a$ 、 $F_b$  结果如表 2 所示。其中  $F_b$  基准值选取为  $I_c$  与  $R_c$  均为其边界最大值时所对应的 HTS-FCL 成本。

表 1 1.5×6 MW 级风电场参数

Table 1 Parameters of 1.5 doubly-fed wind farm

参数	数值	参数	数值
额定功率/MW	1.5×6	定子电抗/p.u.	0.18
额定电压/V	575	转子电阻/p.u.	0.016
直流母线电压/V	1 150	额定风速/(m/s)	11
额定频率/Hz	50	转子电抗/p.u.	0.16
定子电阻/p.u.	0.023	定、转子互感/p.u.	2.9
出口变压器变比	25 kV/0.575 kV		

表 2 最大满意度下优化参数结果

Table 2 Optimization parameter results under maximum satisfaction

$R_c$ /p.u.	$I_c$ /p.u.	$F_a$ /p.u.	$F_b$ /p.u.
0.046	1.33	0.64	0.44

### 4.2 优化结果有效性仿真验证

在 Matlab/Simulink 中搭建了如图 5 所示的装设 HTS-FCL 的风电系统示意图。其中, HTS-FCL 的阻值  $R_c$  与临界电流取值均选取为表 2 中的优化结果的值。为了更好地验证该低电压穿越策略的优越性

及优化结果的有效性, 本文分别对 HTS-FCL 临界电流取  $0.8I_c$ 、 $I_c$  与  $1.2I_c$  下 HTS-FCL 响应进行了仿真, 以及 HTS-FCL 阻值取  $0.8R_c$ 、 $R_c$  和  $1.2R_c$  下的几种情况对 DFIG 暂态响应进行了仿真, 并与不装设额外硬件电路的 DFIG 传统保护策略进行了对比。同时对采用考虑 HTS-FCL 各层热交换与现有的不考虑各层热交换的 HTS-FCL 模型下 DFIG 低电压穿越时 HTS-FCL 的暂态响应进行了仿真对比。其中, 不同情况下 HTS-FCL 与 DFIG 暂态响应仿真结果分别如图 7—图 9 所示。

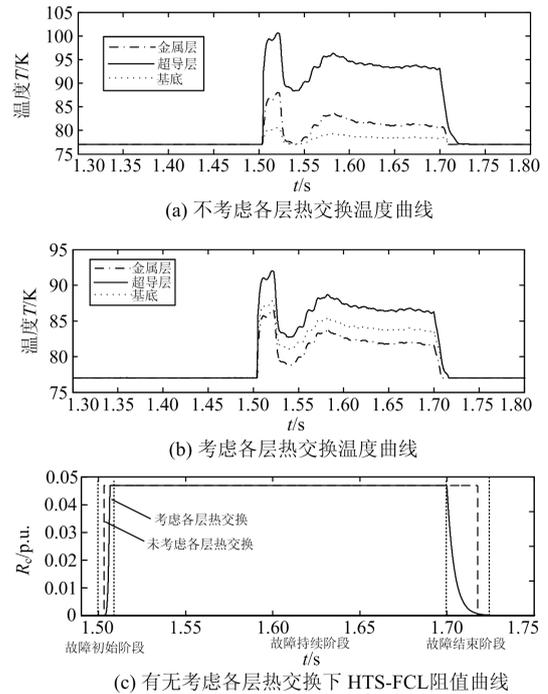


图 7 有无考虑各层热交换情况下 HTS-FCL 暂态响应

Fig. 7 HTS-FCL transient response with or without consideration of heat exchange in each layer

由图 7 所示的仿真结果可知: 由 HTS-FCL 阻值及 YBCO 超导层温度曲线可知, 在电网发生故障时, HTS-FCL 检测到故障电流迅速做出响应, YBCO 层温度也迅速升高到临界失超温度以上。如图 7(a) 所示, 当不考虑各层的热交换时, HTS-FCL 各层在故障期间表现出很大的差异性。其中金属层与超导层温度差最高达 20 K, 其不符合实际情况且在故障期间无法将各层温度近似等效为相等。而如图 7(b) 所示, 当考虑 HTS-FCL 各层的热交换时, 在故障期间, 各层温度相差不是很大, 可将其近似等效为温度相等以方便运算。如图 7(c) 所示, 在故障开始阶段, 不考虑各层热交换情况下, 超导层温度的急剧上升导致 HTS-FCL 在极短时间内失超, 呈现为接近于理想状态。在考虑热交换情况下, HTS-FCL

显示为在 4 ms 内迅速上升至正常状态, 与实际情况相吻合; 在故障持续阶段, HTS-FCL 由于故障电流的存在和自身温度高于临界失超温度, 其维持在正常状态; 在故障结束阶段, 未考虑各层热交换的情况下, HTS-FCL 由远高于失超温度回复至超导温度, 其阻值响应呈现为在故障结束后的 20 ms 后开始迅速回复至超导状态, 与实际情况不相符。在考虑各层热交换的情况下, HTS-FCL 各层温度在故障结束时处于临界失超温度附近, 当流经其电流回复正常时, HTS-FCL 处于磁通流阻状态, 需经历一个短暂的放热过程(20 ms 内)过渡到正常状态, 其对外呈现为一个逐渐减小至 0 的电阻, 与实际情况相符合。

临界电流  $I_c$  取值对于 HTS-FCL 的影响如图 8 所示。当取临界电流为  $0.8I_c$  时, 风机启动时的过电流将导致 HTS-FCL 的误动作, 其失超至正常状态。此时, 风机相当于带负载启动, 导致风机启动电流与工作电流随之增大。在整个仿真过程中, HTS-FCL 流经的电流高于其临界电流值, 其始终维持在正常状态, 对整个风电系统的稳定性有很大损坏; 当取临界电流为  $1.5 \text{ p.u.}$  时, HTS-FCL 在故障发生的 10 ms 后过渡到正常状态, 无法有效抑制 DFIG 故障电流峰值, 不能起到很好的低电压穿越效果; 相比于此, 临界电流取  $I_c$  情况下, 可以很好地避开 DFIG 的启动电流并在故障发生的 6 ms 内迅速做出响应, 有效地起到对于 DFIG 的保护作用。

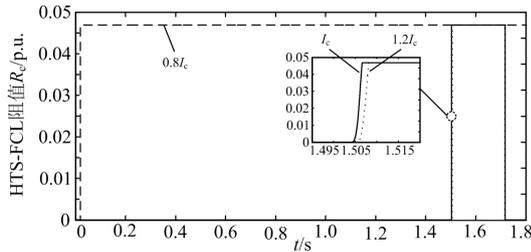


图 8 不同  $I_c$  取值情况下 HTS-FCL 阻值相应曲线  
Fig. 8 Corresponding curves of HTS-FCL resistance under different  $I_c$  values

由图 9 所示的仿真结果可得以下结论:

(1) 比较 PCC 点电压  $V_o$  与直流母线电压  $V_{dc}$  暂态响应仿真结果可知, 在故障发生前, DFIG 运行在正常状态, PCC 点电压维持在  $1 \text{ p.u.}$  左右、 $V_{dc}$  电压维持在额定值。当电网故障时, 传统保护低电压穿越策略下 PCC 点电压在故障发生时跌落至  $0.1 \text{ p.u.}$ , 电压跌落极为严重且  $V_{dc}$  电压出现严重振荡, 最高达到额定值的 1.4 倍。而由采用 HTS-FCL 保护的仿真波形可得, 在故障期间,  $0.8R_c$  阻值下对于 PCC 点电压提升有小幅提升不是特别明显,  $R_c$  与

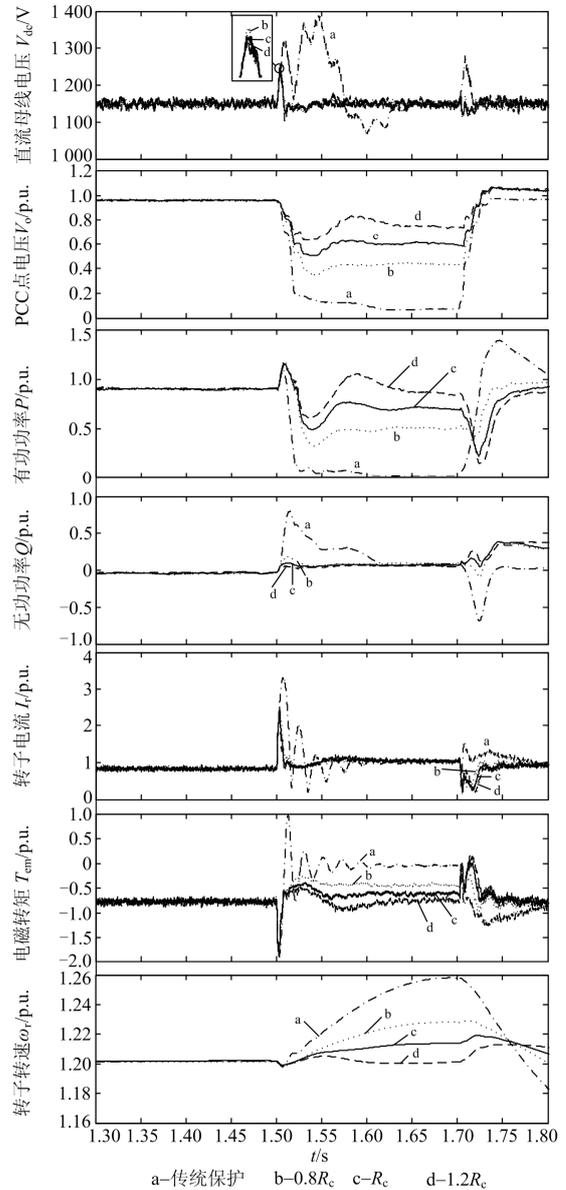


图 9 不同情况下的 DFIG 暂态响应  
Fig. 9 DFIG transient response under different conditions

$1.2R_c$  阻值下 PCC 点电压稳定在  $0.6 \text{ p.u.}$  以上, 完全满足风电场的并网标准。且在电网故障结束时, 电网电压会出现短时升高。在采用传统保护策略情况下, 直流母线电压  $V_{dc}$  升高至  $1300 \text{ V}$  左右, 这将引起因变频器的过压保护而导致风机脱网的情况, 无法实现风机的高电压穿越。而由采用 HTS-FCL 保护的仿真波形可得, 在电网故障结束时, 风机直流母线电压无明显升高, 具有较好的高电压穿越能力。

(2) 比较有功、无功功率暂态响应仿真结果可知, 在传统保护低电压穿越策略下, 在故障持续期间, DFIG 有功功率输出接近为 0, 且在故障结束时,

DFIG 向电网吸收大量的无功功率。由采用 HTS-FCL 保护的仿真波形可得,在故障期间,风机仍能保持一定量的有功输出。比较  $R_c$  与  $0.8R_c$ 、 $1.2R_c$  可知,在  $R_c$  作用下,DFIG 在故障期间与故障结束后保持良好的功率输出。而在  $0.8R_c$  和  $1.2R_c$  作用下,DFIG 在故障结束后会出现较大的无功、有功功率波动,不利于电网电压的快速恢复。

(3) 比较转子电流、电磁转矩和转子转速暂态响应仿真结果可知,在传统保护低电压穿越策略下,故障发生时,转子电流出现很大峰值。且在电网故障期间,电磁转矩出现很大振荡,DFIG 处于转矩不平衡状态,对于风机有很大的机械冲击。由采用 HTS-FCL 保护的仿真波形可得,HTS-FCL 保护对于 DFIG 转子过电流有很好的抑制作用。比较  $R_c$  与  $0.8R_c$ 、 $1.2R_c$  可知,在  $R_c$  作用下,DFIG 转子过电流峰值抑制效果与  $1.2R_c$  作用下相差不大,且对比  $0.8R_c$ ,故障电流衰减分量衰减速度明显提高。对比  $0.8R_c$ ,故障期间在  $R_c$  作用下 DFIG 电磁转矩振荡较小,转子转速变化不明显。且相比于  $1.2R_c$ ,在电网故障结束时,电磁转矩波动较小,具有更好的低电压穿越效果。

## 5 结论

通过对用于双馈风电场低电压穿越的 HTS-FCL 仿真模型建立与其参数优化设计,得出结论如下:

(1) 本文建立的 HTS-FCL 仿真模型充分考虑了 YBCO 超导带材的电特性与温度特性,与实际相符。在仿真中可有效考虑到 HTS-FCL 阻值变化对于风电场低电压穿越能力的影响,仿真结果具有一定的参考价值。

(2) 理论推导及仿真验证表明,HTS-FCL 正常阻值与临界电流值选取对于风电场的低电压穿越具有决定性作用,合理的 HTS-FCL 参数选取可有效提升风电场的低电压穿越能力。

(3) 在 HTS-FCL 参数优化中,约束条件充分考虑了故障电流峰值、直流母线电压与 DFIG 功率输出等风电场并网要求限制;目标函数的模糊化处理考虑了参数变量的模糊性,贴合工程实际。同时结合粒子群算法的寻优能力,最终优化结果具有良好的适用性和经济性,对于以后 HTS-FCL 设计有一定的参考意义。

## 附录 A 热路类比模型参数

其具体参数如附表 1 所示。

附表 1 热路类比电路参数

参数	材质		
	铜金属层	蓝宝石基底	超导层
热阻/(Jg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	0.099	0.15	0.2
热容/(W <sup>-1</sup> mK <sup>-1</sup> )	363	1 130	10

金属层和基底的电阻率计算公式为

$$\begin{cases} \rho_{cu} = -3.06 \times 10^{-9} + 3.841 \times 10^{-11} T_{cu} \\ \rho_s = -1.103 \times 10^{-6} + 8.958 \times 10^{-11} T_{cu} \end{cases} \quad (A1)$$

## 附录 B DFIG 暂态响应表达式参数

DFIG 暂态响应公式具体参数为

$$\begin{cases} k_{1r} = (\lambda_1 + B)\psi_{r0} + k_s \tau_r \psi_{s0} + u_1/\lambda_1 + u_2/(\lambda_2 + j2\omega_s) \\ k_{2r} = (\lambda_2 + B)\psi_{r0} + k_s \tau_r \psi_{s0} + u_1/\lambda_2 + u_2/(\lambda_2 + j2\omega_s) \\ k_{3r} = 1/\lambda_2 - 1/\lambda_1 \\ k_{4r} = 1/(\lambda_2 + j2\omega_s) - 1/(\lambda_1 + j2\omega_s) \\ k_{1s} = (\lambda_1 + A)\psi_{s0} + k_r \tau_s \psi_{r0} + (\lambda_1 + B)u_1/\lambda_1 + (\lambda_1 + B)u_2/(\lambda_1 + j2\omega_s) \\ k_{2s} = (\lambda_2 + A)\psi_{s0} + k_r \tau_s \psi_{r0} + (\lambda_2 + B)u_1/\lambda_2 + (\lambda_2 + B)u_2/(\lambda_2 + j2\omega_s) \\ k_{3s} = B/\lambda_2 - B/\lambda_1 \\ k_{4s} = (\lambda_2 + B)/(\lambda_2 + j2\omega_s) - (\lambda_1 + B)/(\lambda_1 + j2\omega_s) \end{cases} \quad (B1)$$

其中:  $A = \tau_s + j\omega_s$ 、 $B = \tau_r + j\omega_r$ ;  $\lambda_{1,2}$  为状态矩阵特征方程的根,其值为

$$\begin{cases} \lambda_{1,2} = -\frac{1}{2}(\tau_s + \tau_r + j(1+s)\omega_s \pm \sqrt{\Delta}) \\ \sqrt{\Delta} = \tau_s - \tau_r + j(1-s)\omega_s + \frac{2k_s k_r \tau_s \tau_r}{\tau_s - \tau_r + j(1-s)\omega_s} \end{cases} \quad (B2)$$

## 参考文献

- [1] 王伟胜,迟永宁,张占奎,等. GB/T 19963—2011《风电场接入电力系统技术规定》解读(英文)[J]. 中国标准化(英文版),2016,77(2): 86-89. WANG Weisheng, CHI Yongning, ZHANG Zhankui, et al. GB/T 19963-2011 standard on connecting wind farms to power system (English)[J]. China Standardization (English Edition), 2016, 77(2): 86-89.
- [2] 王增平,李菁,郑涛,等. 不同撬棒保护投入时刻下双馈风电机组短路电流计算分析[J]. 电力系统保护与控制,2017,45(5): 109-117. WANG Zengping, LI Jing, ZHENG Tao, et al. Calculation and analysis of three-phase short-circuit current of doubly fed wind turbine considering different crowbar protection insertion time[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(5): 109-117.

- [3] MEEGAHAPOLA L G, LITTLER T, FLYNN D. Decoupled-DFIG fault ride-through strategy for enhanced stability performance during grid faults[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2010, 1(3): 152-162.
- [4] 王鹏, 王晗, 张建文, 等. 超级电容储能系统在风电系统低电压穿越中的设计及应用[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(10): 1528-1537.
- WANG Peng, WANG Han, ZHANG Jianwen, et al. Design and application of supercapacitor energy storage system used in low voltage ride through of wind power generation system[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(10): 1528-1537.
- [5] ZHENG D, ESEYE A T, ZHANG J, et al. Short-term wind power forecasting using a double-stage hierarchical ANFIS approach for energy management in microgrids[J]. Protection & Control of Modern Power Systems, 2017, 2(2): 136-145. DOI: 10.1186/s41601-017-0041-5.
- [6] ROMPHOCHAI S, HONGESOMBUT K. Evaluation of fault ride through capability enhancement of DFIG-based wind turbine with Bi-2212 superconducting fault current limiter[C] // 2015 IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT ASIA), November 3-6, 2015, Bangkok, Thailand: 1-6.
- [7] CHEN L, ZHENG F, DENG C, et al. Fault ride-through capability improvement of DFIG-based wind turbine by employing a voltage-compensation-type active SFCL[J]. Canadian Journal of Electrical & Computer Engineering, 2015, 38(2): 132-142.
- [8] SAHOO S S, MISHRA A, CHATTERJEE K, et al. Enhanced fault ride-through ability of DFIG-based wind energy system using superconducting fault current limiter[C] // 2017 4th International Conference on Power, Control & Embedded Systems (ICPCES): 1-5.
- [9] DURON J, DUTOIT B, GRILLI F, et al. Computer modeling of YBCO fault current limiter strips lines in over-critical regime with temperature dependent parameters[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2007, 17(2): 1839-1842.
- [10] 龚珺, 诸嘉慧, 方进, 等. 电阻型高温超导限流器暂态电阻特性分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(9): 2130-2138.
- GONG Jun, ZHU Jiahui, FANG Jin, et al. Analysis of transient resistance characteristics for resistive type high temperature superconducting fault current limiter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(9): 2130-2138.
- [11] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 3版. 北京: 高等教育出版社, 1998.
- [12] DE SOUSA W T B, NACKEL O, NOE M. Transient simulations of an air-coil SFCL[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2014, 24(4): 1-7.
- [13] 阿瓦德, GONZALO A, 胡家兵, 等. 双馈感应电机在风力发电中的建模与控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2014.
- [14] 张金华, 张保会, 郝治国, 等. 故障后转子侧变流器不间断控制下的双馈风机序网等值电路[J]. 电网技术, 2017, 41(2): 521-528.
- ZHANG Jinhua, ZHANG Baohui, HAO Zhiguo, et al. Equivalent sequence circuit of DFIG wind turbines with uninterrupted control of rotor side converter after faults[J]. Power System Technology, 2017, 41(2): 521-528.
- [15] 郑涛, 李娟, 杨国生. 计及不同电网电压跌落程度的双馈风电机组定子电流分析[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(1): 81-87.
- ZHENG Tao, LI Juan, YANG Guosheng. Stator current analysis of doubly-fed induction generators considering different grid voltage dip levels[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(1): 81-87.
- [16] WU Y H, DONG X Z, MIRSAEIDI S. Modeling and simulation of air-gapped current transformer based on Preisach Theory[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(2): 111-121. DOI: 10.1186/s41601-017-0046-0.
- [17] 周宏林, 杨耕. 不同电压跌落深度下基于撬棒保护的双馈式风机短路电流特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(增刊 1): 184-191.
- ZHOU Honglin, YANG Geng. Short circuit current characteristics of double-fed induction generator with crowbar protection under different voltage dips[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(S1): 184-191.
- [18] ELSHIEKH M E, MANSOUR D E A, AZMY A M. Improving fault ride-through capability of DFIG-based wind turbine using superconducting fault current limiter[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2013, 23(3): 5601204.
- [19] 丁丹军, 戴康, 张新松, 等. 基于模糊多目标优化的电动汽车充电网络规划[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(3): 43-50.
- DING Danjun, DAI Kang, ZHANG Xinsong, et al. Network planning for electric vehicle charging based on fuzzy multi-objective optimization[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(3): 43-50.
- [20] 马浩淼, 高勇, 杨媛, 等. 双馈风力发电低电压穿越撬棒阻值模糊优化[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(34): 17-23.
- MA Haomiao, GAO Yong, YANG Yuan, et al. Fuzzy optimization of crowbar resistances for low-voltage ride through of doubly-fed induction generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(34): 17-23.

收稿日期: 2018-09-29; 修回日期: 2019-02-13

作者简介:

宋文峰(1995—), 男, 通信作者, 硕士研究生, 研究方向为风力发电系统并网保护与控制; E-mail: 1102572548@qq.com

王倩(1962—), 女, 硕士, 教授, 研究方向为电力系统调度综合自动化. E-mail: qian.wang@home.swjtu.edu.cn

(编辑 魏小丽)