DOI：10.13234/j.issn.2095-2805.2026.1.262 **中图分类号**：TM28 **文献标志码**：A

基于 DR 和 VSC 海上风电 HVDC 系统的并联运行控制

宁金叶[1]，覃事刚[2]，徐 谦[3]，黄成菊[1]
(1.湖南电气职业技术学院大数据与人工智能研究所，湘潭 411101；2.湖南科技大学机电工程学院，湘潭 411201；3.湖南工程学院电气与信息工程学院，湘潭 411104)

摘要：为了实现海上风力发电高比例友好消纳的目标，提出了1种基于二极管整流器DR(diode rectifier)高压直流HVDC(high-voltage direct current)输电系统和电压源换流器VSC(voltage source converter) HVDC输电系统并联运行的新型控制方法。这2条线路均与海上风电场OWFs(offshore wind farms)连接，VSC-HVDC输电系统控制海上交流电网的电压和频率，即基于控制VSC-HVDC输电系统交流母线的有功功率平衡来控制OWFs的电压。当OWFs注入功率超过VSC-HVDC输电系统有功功率参考值时，OWFs电压升高，DR-HVDC输电系统激活，此时海上交流电网通过DR-HVDC线路传输OWFs所需的功率值，而系统频率由VSC-HVDC输电系统通过满足无功功率平衡来实现控制；当VSC-HVDC输电系统传输的功率与设定值相同时，DR-HVDC输电系统将自动关闭。所提方法的最大优点在于VSC-HVDC输电系统的容量仅用于支持系统正常运行，一旦OWFs投入运行，DR-HVDC输电系统将自动激活。最后，仿真结果验证了所提方法的有效性和优越性。

关键词：海上风电场；高压直流；二极管整流单元；电压源变流器；频率控制；并联运行控制

Parallel Operation Control of Offshore Wind Power HVDC System Based on DR and VSC

NING Jinye[1], QIN Shigang[2], XU Qian[3], HUANG Chengju[1]
(1. Institute of Big Data and Artificial Intelligence, Hunan Electrical College of Technology, Xiangtan 411101, China;
2. School of Mechanical and Electrical Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;
3. School of Electrical and Information Engineering, Hunan Institute of Engineering, Xiangtan 411104, China)

Abstract: Towards the goal of a high percentage of friendly consumption of offshore wind power, a novel control method for the parallel operation of a high-voltage direct current (HVDC) transmission system based on diode rectifier (DR) and an HVDC transmission system based on voltage source converter (VSC) is proposed. Both of the two transmission lines are connected to offshore wind farms (OWFs). The VSC-HVDC controls the voltage and frequency of the offshore AC power grid, i.e., the voltage of OWFs is controlled based on the active power balance of the AC busbar of VSC-HVDC. When the injected power of OWFs exceeds the active power reference value of VSC-HVDC, the voltage of OWFs will increase, and the DR-HVDC will be activated. In this case, the offshore AC power grid transmits the required power value of OWFs through the DR-HVDC line, while the system frequency is controlled by VSC-HVDC by meeting the reactive power balance. When the power transmitted by VSC-HVDC is the same as the set value, the DR-HVDC will be automatically shut down. The significant advantage of the proposed method is that the capacity of VSC-HVDC is only used to support the normal operation of the system. Once the OWFs are put into operation, the DR-HVDC will be automatically activated. Finally, simulation results demonstrate the effectiveness and super- iority of the proposed method.

Keywords: Offshore wind farm (OWF); high-voltage direct current (HVDC); diode rectifier unit (DRU); voltage source converter (VSC); frequency control; parallel operation control

收稿日期：2023-02-02；**修回日期**：2023-05-09；**录用日期**：2023-07-04；**网络首发日期**：2023-11-01
基金项目：2023 年湖南省自然科学基金资助项目(2023JJ60183)
This work is supported by Natural Science Foundation of Hunan Province under the grant 2023JJ60183

目前，基于电压源换流器 VSC(voltage source converter)的高压直流 HVDC(high-voltage direct current)输电线路用于长距离海上风电场 OWFs (offshore wind farms)并网[1]。基于电压源换流器的高压直流 VSC-HVDC 输电线路具有许多优点，如具备海上交流电网电压频率控制及OWFs启动的能力，然而该类技术需要安装大型中央海上平台，以便放置 VSC 及大型高压变压器,从而增加了 OWFs 的安装成本。由此，有些学者提出了基于二极管整流器 DR(diode rectifier)的 HVDC 即 DR-HVDC 线路连接 OWFs 的方法。DR-HVDC 线路由串联二极管整流单元 DRU(diode rectifier unit)组成，无需安装大型中央海上平台，也不需要使用额外的转换装置[2-3]，这是因为 DRU 由集成在变压器的 12 脉冲二极管整流器组成，使得海上平台的体积和质量减小，OWFs 的总成本显著降低[4]。与传统 VSC-HVDC 方案相比[5]，该技术具有更低的传输损耗和更高的可靠性，但 DR-HVDC 输电线路也存在一些缺点，如 DRU 的单向导通特性使得无法通过 DR-HVDC 输电线路启动 OWFs。此外，DRU 换向需要隔离条件，因此海上交流电网的频率控制已成为 DR-HVDC 输电线路用于 OWFs 的另一大挑战。另外，DRU 还需要安装无源交流滤波器，以进行谐波抑制。已有文献研究表明，DRU 采用 2 种不同的控制策略，即分散控制和集中控制[6]。若采用分散控制方式，则风力发电机系统 WTGS(wind turbine generator system)可维持系统所需频率，无需安装任何附加元件，如 STATCOM，但这种方式会增加风机 WT(wind turbine)传统控制系统的复杂度。尽管它可以最小化 DRU 的占地面积，但该方法需要将公共耦合点 PCC(point of common coupling)的电压角通过通信信道发送给每个 WT 的控制系统，这会降低控制系统的鲁棒性[7]。文献[8-9]提出采用通过调节交流母线电压幅值实现有功功率的分散分配，有功(P/V)下垂和通过无功功率调节实现系统频率的自治控制(Q/f 下垂)作为分散频率控制的基础，使得 WTs 之间的无功功率分配可用于频率控制；文献[10-11]提出了 1 种基于分散 Q/f 下垂的无需通信信道控制方法，从而提升控制系统的鲁棒性；文献[12]详细介绍了集中式海上交流电网频率控制原理，该原理反映了 DRU 的交流侧特性，证明了通过 VSC 满足无功功率平衡时，可实现系统频率控制，而海上电网电压幅值可由 DRU 通过满足有功功率平衡予以维持；文献[13]提出了 1 种无需在 DRU 安装电容器组的集中式频率控制，该控制具有分散控制和集中控制的优点；文献[14-16]将 VSC 的直流线路与 DR-HVDC 线路并联，以向 OWFs 提供所需的启动电源，考虑到不可能如此精确地控制 WTs 的 DRU 交流电压以满足海上交流电网的有功功率平衡，故需要 1 个大型直流电抗滤波器来限制直流电流变化，但该方法会极大地提升系统的安装与运行成本。

基于此，本文提出了 1 种用于消纳 OWFs 的 DR-HVDC 和 VSC-HVDC 并联运行的集中控制策略。在 OWFs 启动过程中，VSC-HVDC 控制海上交流电网的电压和频率。由于所提方法基于 OWFs 有功输出功率来控制海上电网的电压，因此当 OWFs 有功输出功率和 VSC-HVDC 有功电流控制器达到其饱和值时，海上电网电压开始自动增加，DR-HVDC 开始导通。在 DR-HVDC 线路运行期间，VSC-HVDC 通过满足无功功率平衡来控制系统频率，而海上电网电压通过满足有功功率平衡被 DR-HVDC 钳制。此外，所提控制策略可跟随调整 VSC 的功率参考值，以实现 VSC-HVDC 和 DR-HVDC 线路之间的灵活功率分配。例如，通过提高 VSC 站电流控制器的饱和水平来增加 VSC-HVDC 线路传输的功率，直至 VSC 的最大容量。在任何情况下，通过 DR-HVDC 线路传输的电能将参与海上交流电网内的有功功率平衡。当 VSC-HVDC 与 DR-HVDC 并联运行从头开始时，所提控制策略可对 VSC 进行调整，以支持需要大量无功功率的 OWFs 启动，然后一旦系统启动，OWFs 功率开始传输，无功需求下降，VSC 也可用来传输 OWFs 功率，使得 VSC 的尺寸最小化。另外，本文通过小信号分析证明了所提控制系统的稳定性。最后，仿真结果验证了所提方法的有效性。

1 所提控制系统建模

图 1 为基于 DR-HVDC 和 VSC-HVDC 输电线路并联运行的 OWFs 示意图。由图 1 可知，DR-HVDC 线路由多个串联的 12 脉冲 DRU 组成，其相应的变压器 T_{dru_k} (k=1, 2, $\cdots$ n)通过交流母线相互连接；VSC-HVDC 线路由 1 个 VSC 站组成，其相应的变压器 T_{vsc} 通过交流总线连接到 1 个 DRU 站。VSC 站用于 OWFs 启动及集中控制策略的实施，以克服所有 DR-HVDC 线路的缺点。VSC 和 DRU 总线通过交流线路连接至 OWFs 的 PCC。VSC 站的 PCC 电压为 V，第 n 个 DRU 站的 PCC 电压为 V_{dru_n}。此外，VSC 注入 PCC 的电流为 I_{vsc}，第 n 个 DRU 的交流电流为 I_{dru_n}。

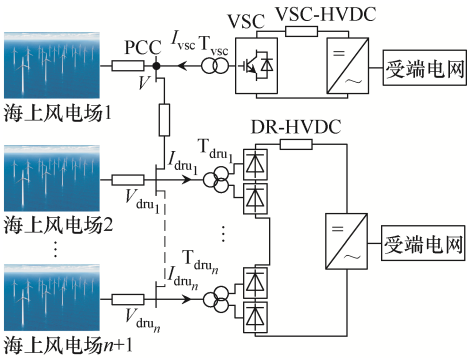


图 1 基于 DR-HVDC 和 VSC-HVDC 输电线路并联运行的 OWFs 示意

Fig. 1 Schematic of OWFs based on parallel operation of DR-HVDC and VSC-HVDC transmission lines

2 集中控制策略

2.1 控制系统原理

图 2 为 DR-HVDC 线路运行时的简化电路模型。由于 DRU 具有类似的动态特征，因此本文仅对 1 个 DRU 站进行建模分析，其中，I_{dru} 和 $I_{\mathrm{dc,dru}}$ 分别为 DRU 交流电流和直流电流；X_{t} 为 DRU 变压器的短路电抗；V_{DRU} 为 DRU 站的 PCC 电压；V_{dr} 为二极管整流器的交流电压；P_{g} 和 Q_{g} 分别为从海上交流电网注入 DRU 站母线的有功功率和无功功率；Q_{ctr} 为从 VSC-HVDC 注入 DRU 站母线的受控无功功率；P_{dr} 和 Q_{dr} 分别为二极管整流器的有功功率和无功功率；DR-HVDC 线路直流电缆采用 T 型电路表示，由 2 个串联电阻-电感分支(R_{dc1}、L_{dc1} 和 R_{dc2}、L_{dc2})和 1 个电压为 V_{c} 的并联电容 C_{c} 组成。$I_{\mathrm{dc,inv}}$ 为逆变器站的直流电流，本文将逆变器站用恒定直流电压源表示，其电压为 $V_{\mathrm{dc,inv}}$，这是因为它在恒定直流电压控制模式下运行；$V_{\mathrm{dc,dru}}$ 为 DRU 的直流电压。由图 2 可知，DR-HVDC 线路运行的简化模型在 dq 坐标系下的交流侧动态模型可表示为

$$\frac{x_{\mathrm{t}}}{\omega_0}\frac{\mathrm{d}i'_{\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}=v'_{\mathrm{dru}}-v'_{\mathrm{dr}}-\mathrm{j}x_{\mathrm{t}}i'_{\mathrm{dru}} \tag{1}$$

式中，x_{t} 为交流测的变压器电抗。

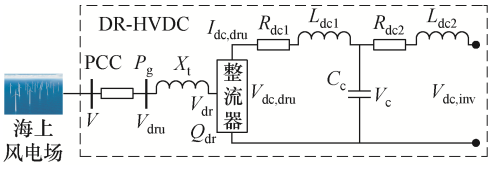


图 2 DR-HVDC 线路运行时的简化模型

Fig. 2 Simplified model of DR-HVDC line under operation

将式(1)的左侧和右侧乘以 i'_{dru} 的共轭可得

$$\frac{x_{\mathrm{t}}}{\omega_0}\frac{\mathrm{d}i'_{\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}i'^{\,*}_{\mathrm{dru}}=v'_{\mathrm{dru}}i'^{\,*}_{\mathrm{dru}}-v'_{\mathrm{dr}}i'^{\,*}_{\mathrm{dru}}-\mathrm{j}x_{\mathrm{t}}i'^{\,2}_{\mathrm{dru}} \tag{2}$$

式中，$\frac{\mathrm{d}i'_{\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}i'^{\,*}_{\mathrm{dru}}=(i_{d,\mathrm{dru}}-\mathrm{j}i_{q,\mathrm{dru}})\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}+(i_{q,\mathrm{dru}}+\mathrm{j}i_{d,\mathrm{dru}})\cdot\frac{\mathrm{d}i_{q,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}$。将式(2)的实部和虚部拆分可得

$$\frac{x_{\mathrm{t}}}{\omega_0}\left(i_{d,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}+i_{q,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{q,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}\right)=p_{\mathrm{g}}-p_{\mathrm{dr}} \tag{3}$$

$$\frac{x_{\mathrm{t}}}{\omega_0}\left(-i_{q,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}+i_{d,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{q,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}\right)=q_{\mathrm{g}}+q_{\mathrm{ctr}}-q_{\mathrm{dr}}-q_{\mathrm{t}} \tag{4}$$

式中，q_{t} 为 x_{t} 的无功功率，$q_{\mathrm{t}}=x_{\mathrm{t}}i^2_{\mathrm{dru}}$。本文将笛卡尔导数定义为极导数的函数[9-12]，即 $i_{d,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}+i_{q,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{q,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}=i_{\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}-i_{q,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}+i_{d,\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}i_{q,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t}=i^2_{\mathrm{dru}}\frac{\mathrm{d}\delta_i}{\mathrm{d}t}$，将式(3)和式(4)的左侧从笛卡尔坐标系转换为极坐标系，其中，δ_i 为 i_{dru} 的角度，$\delta_i=\delta_v-\varphi$；$\delta_v$ 为 v'_{dru} 的角度，φ 是 v'_{dru} 和 i'_{dru} 之间的角度。最终，可得系

统状态方程为

$$\frac{i_{d,\mathrm{dru}}}{q_{\mathrm{t}}}(p_{\mathrm{g}}-p_{\mathrm{dr}})=\frac{1}{\omega_0}\frac{\mathrm{d}i_{d,\mathrm{dru}}}{\mathrm{d}t} \tag{5}$$

$$\frac{q_{\mathrm{g}}+q_{\mathrm{ctr}}-q_{\mathrm{dr}}}{q_{\mathrm{t}}}-1=\frac{1}{\omega_0}\frac{\mathrm{d}\delta_i}{\mathrm{d}t} \tag{6}$$

DRU 站总线中的有功功率平衡根据式(5)驱动 i_{dru} 的动态响应，然后由于 i_{dru} 与 i_{dc} 成比例，$i_{\mathrm{dc,dru}}$ 相应的有功功率平衡也驱动 $v_{\mathrm{dc,dru}}$ 的动态响应，进一步驱动 PCC 电压幅值的动态响应。因此，如果 DR-HVDC 线路电压由相应的陆上逆变器施加，则海上电网电压幅值自动适应通过 DR-HVDC 线路传输 OWFs 功率所需的值。因此，在 DR-HVDC 线路运行期间，所提控制方法基于通过注入 OWFs 有功功率控制海上电压幅度，从而得出系统的有功功率潮流控制原理。根据式(6)可知，DRU 站点总线中的无功功率平衡驱动 δ_i 的动态响应，因此 DRU 站交流母线处的平衡驱动 δ_v 的动态响应。此外，系统频率的表达式为 $\omega=\frac{\mathrm{d}\delta_v}{\mathrm{d}t}+\omega_0$，可得系统频率用相应无功功率平衡的函数表示为

$$q_{\mathrm{g}}+q_{\mathrm{ctr}}-q_{\mathrm{dr}}=\frac{\omega_0}{\omega}q_{\mathrm{t}} \tag{7}$$

式中：q_{dr} 和 q_{t} 都取决于通过 DRU 站传输的有功功率；q_{g} 取决于交流电缆的长度和相应 WTGS 设置的功率因数；q_{ctr} 为集中 VSC 站产生的受控无功功率，以满足式中的无功功率平衡，从而控制系统频率。

2.2 VSC 站控制

图 3 为 VSC-HVDC 线路运行时的控制框图。VSC 参考电流的 q 分量 $i_{q,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 是通过使用比例积分 PI(proportional-integral)控制器将 VSC 站的 PCC 电压的 q 分量 v_q 调节为 0 获得的。PI 控制因结构简单、参数整定清晰，在 VSC-HVDC 系统的电压与电流控制中被广泛采用，其在稳态调节和动态抑制方面的有效性已在已有研究中得到验证[17]。通过将 v' 沿 d 轴(v_q= 0)方向定向，VSC 的无功功率 q_{vsc} 与 VSC 电流的 q 分量 $i_{q,\mathrm{vsc}}$ 成正比(q_{vsc}=−$v_d i_{q,\mathrm{vsc}}$)，而 q 分量又与内部电流控制器的 $i_{q,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 成正比；VSC 参考电流的 d 分量 $i_{d,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 与所提并网控制所需的变压稳压有功功率 p_{vsc} 成比例。此外，所有 DRU 交流电流的谐波补偿和校正所需参考电压的 d 和 q 分量由有源电力滤波器 APF(active power filter)提供，即分别生成 $v_{d,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 和 $v_{q,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$，再将它们转换为三相系统的电压参考值 $v_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$。由于没有使用锁相环 PLL (phase-locked loop)，因此本文提出的控制系统中使用的参考角位置 θ_0 是通过对期望角频率 ω_0 进行积分得到的。

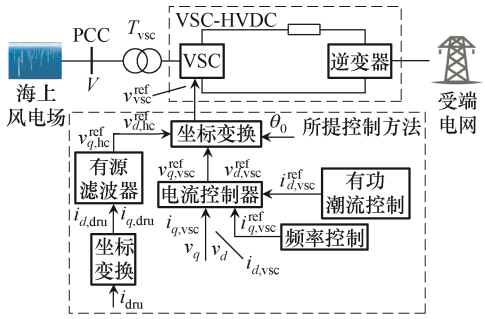


图 3　VSC-HVDC 的所提控制框图

Fig. 3 Proposed control block diagram of VSC-HVDC

图 4 为有功潮流控制框图，图 5 为有源滤波器框图。由图 4 可知，本文通过 PI 控制器控制 VSC 站海上电网电压幅值的 PCC 电压 d 分量 v_d，以跟随其参考值 v_d^{ref}。在 OWFs 启动过程中，通过 $i_{d,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 向 OWFs 提供所需的启动功率，海上电网电压幅值逐渐升高，v_d^{ref} 的稳态值设置为小于 DR-HVDC 线路电压，以防止 DRU 站在 OWFs 启动期间导通。此外，为了在 OWFs 开始注入有功功率时实现所提有功潮流控制原则，为 $i_{d,\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 设置了饱和水平，

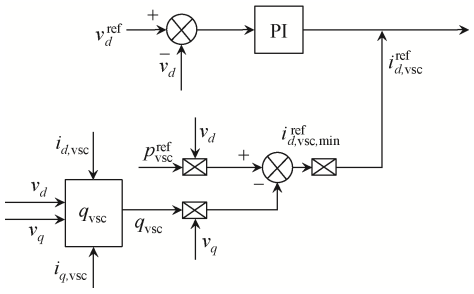


图 4　有功潮流控制框图

Fig. 4 Block diagram of active power flow control

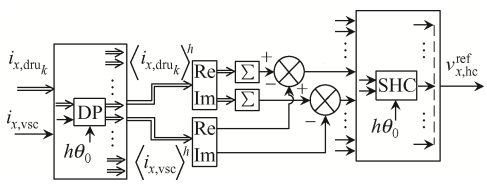


图 5　有源滤波器框图

Fig. 5 Block diagram of active power filter

其最小瞬时值 $i_{d,\mathrm{vsc,min}}^{\mathrm{ref}}$ 为

$$i_{d,\mathrm{vsc,min}}^{\mathrm{ref}}=\frac{-1}{v_d^2+v_q^2}(p_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}v_d-q_{\mathrm{vsc}}v_q) \tag{8}$$

式中，$p_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 为 VSC 站有功功率参考值，是根据海上风况设定的，其变化范围为 0 到 VSC-HVDC 线路额定功率。因此，当注入 OWFs 有功功率小于或等于 $p_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 时，VSC-HVDC 线路能够满足有功功率平衡。但通过增加注入的 OWFs 有功功率直到超过 $p_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$，$i_{\mathrm{vsc}}^{\mathrm{ref}}$ 达到饱和水平，海上电压幅值开始增加。随着海上电压幅值的增加，DRU 开始导通，从而海上电压幅值被自动钳制到通过 DR-HVDC 线路传输其余 OWFs 功率所需的值。因此，所提并网控制可在 VSC-HVDC 和 DR-HVDC 线路之间实现功率分配，而无需任何控制模式切换过程。这使得所提控制系统与传统基于 VSC-HVDC 的电网形成控制之间存在差异。

由图 5 可知，该方案分别对所有 DRU 电流的 d 和 q 分量进行执行，以补偿其谐波。图中，x 为 d 或 q；$\langle i_{x,\mathrm{dru}_k}\rangle^h$ 为所有 i_{x,dru_k} 的 h 阶谐波的相量形式。通过动态相量 DP(dynamic phasor)技术提取相应谐波频率，并分别将 $\langle i_{x,\mathrm{dru}_k}\rangle^h$ 的所有实部和虚部相加，结合 $\langle i_{x,\mathrm{vsc}}\rangle^h$ 分别得到了 VSC-h^{th} 阶谐波电流基准的相应分量。然后，使用基于 PI 的选择性谐波补偿 SHC(selective harmonic compensation)方案控制以跟随其参考值。APF 方案中使用的 SHC 输出数量取决于所考虑的谐波阶数 n_h。最后，通过将所有 SHC 输出相加来提供所有 DRU 交流电流 $v_{x,\mathrm{hc}}^{\mathrm{ref}}$ 谐波补偿所需参考电压的相应分量。

2.3 控制系统的稳定性分析

稳定性分析所需的系统模型仅考虑频率控制的动态特征，可定义一个新状态变量 x_5，通过围绕稳态运行点对最终的 DR-HVDC 线路动态模型进行线性化，以评估控制系统的稳定性。该建模思路与近年来针对下垂控制变流器的小信号建模方法一致，同时也与多变流器并网系统中常用的状态空间建模与稳定性分析框架相符合。已有研究表明，通过在稳态运行点附近对系统进行线性化建模并结合特征根及模态分析方法，能够有效刻画并联系统的动态特性及稳定性机理[18-20]。相应系统的小信号模型为

$$\begin{cases}\dfrac{1}{\omega_0}\dfrac{\mathrm{d}\Delta\boldsymbol{x}}{\mathrm{d}t}=\boldsymbol{A}\Delta\boldsymbol{x}+\boldsymbol{B}\Delta\boldsymbol{u}\\ \Delta\boldsymbol{y}=\boldsymbol{C}\Delta\boldsymbol{x}+\boldsymbol{D}\Delta\boldsymbol{u}\end{cases} \tag{9}$$

式中：$\Delta\boldsymbol{x}=[\Delta\delta_i\ \ \Delta i_{\mathrm{dc,dru}}\ \ \Delta v_c\ \ \Delta i_{\mathrm{dc,inv}}\ \ \Delta x_5]^{\mathrm{T}}$；$\Delta H=[\Delta\delta_v\ \ \Delta i_{\mathrm{dru}}\ \ \Delta i_{\mathrm{dc,dru}}\ \ \Delta v_c\ \ \Delta i_{\mathrm{dc,inv}}\ \ \Delta q_{\mathrm{ctr}}]^{\mathrm{T}}$；$\Delta\boldsymbol{u}=[\Delta p_{\mathrm{g}}\ \ \Delta q_{\mathrm{g}}\ \ \Delta v_{\mathrm{dc,inv}}]^{\mathrm{T}}$；$\boldsymbol{A}$、$\boldsymbol{B}$、$\boldsymbol{C}$、$\boldsymbol{D}$ 分别为系统的小信号状态矩阵、输入矩阵、输出矩阵和直接传递矩阵，由 OR-HVDC 线路动态模型在稳态运行点处线性化得到，其元素取决于系统参数及对应的有功功率运行点。图 6 为系统在不同有功功率运行点的特征值。

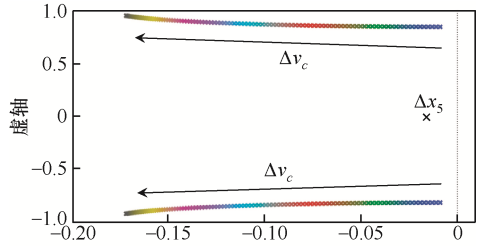


图 6 不同有功功率运行点处所提控制系统的特征值

Fig. 6 Characteristic values of proposed control system at different active power operating points

由图 6 可知，系统特征值是在输入有功功率于 0.01 p.u.~0.7 p.u.范围内变化时获得的，图中箭头表示有功功率运行点的变化方向。系统特征值的实部为负，表明所提控制系统在不同运行点下均保持小信号稳定。

3 仿真分析与验证

本文通过在 MATLAB/Simulink 中建立仿真模型对所提控制策略进行了仿真验证。仿真模型中 DR-HVDC 线路由 2 个串联的 DRU 站组成，而 VSC-HVDC 采用的是基于半桥的模块化多电平变流器 MMC(modular multilevel converter)。MMC 上下桥臂所需的参考电压 $V_{\mathrm{uarm}}^{\mathrm{ref}}$ 和 $V_{\mathrm{larm}}^{\mathrm{ref}}$ 为

$$V_{\mathrm{uarm}}^{\mathrm{ref}}=\frac{1}{2}V_{\mathrm{dc,mmc}}-\frac{1}{2}m_{\mathrm{i}}V_{\mathrm{dc,mmc}}v_{\mathrm{mmc}}^{\mathrm{ref}} \tag{10}$$

$$V_{\mathrm{larm}}^{\mathrm{ref}}=\frac{1}{2}V_{\mathrm{dc,mmc}}+\frac{1}{2}m_{\mathrm{i}}V_{\mathrm{dc,mmc}}v_{\mathrm{mmc}}^{\mathrm{ref}} \tag{11}$$

式中：m_{i} 为调制指数；$V_{\mathrm{dc,mmc}}$ 为 VSC-HVDC 线路电压；$V_{\mathrm{mmc}}^{\mathrm{ref}}$ 为 MMC 交流侧输出电压的归一化参考

信号。MMC 循环电流控制器的输出被添加到$V_{\text{uarm}}^{\text{ref}}$和$V_{\text{larm}}^{\text{ref}}$。本文采用脉冲宽度调制方法对其输出进行调制，其中每个载波具有相同相位的堆叠载波，且载波数量等于每个桥臂的单元数量，并通过将对应桥臂的最终参考电压与堆叠载波进行比较获得每个桥臂所需的开关模式。此外，本文采用 3 种相同额定功率的 OWFs 聚合模型，以电流控制电压源(V_{owf_1}、V_{owf_2}和V_{owf_3})和阻抗(X_{owf_1}、X_{owf_2}和X_{owf_3})为代表，然后通过设置 OWFs 有功功率和无功功率基准的常规功率控制器生成V_{owf_1}、V_{owf_2}和V_{owf_3}。X_{l_1}和X_{l_2}为对应 VSC(MMC)站的交流侧 PCC 母线，交流线路采用Π模型，直流线路均采用 T 模型。恒定直流电压源$V_{\text{dc,inv}_1}$、$V_{\text{dc,inv}_2}$为在恒定直流电压控制模式下运行的逆变器站。图 7 为 OWFs 启动过程中的 PCC 相电压v、MMC 有功功率p_{mmc}、MMC 无功功率q_{mmc}和频率f的动态响应。

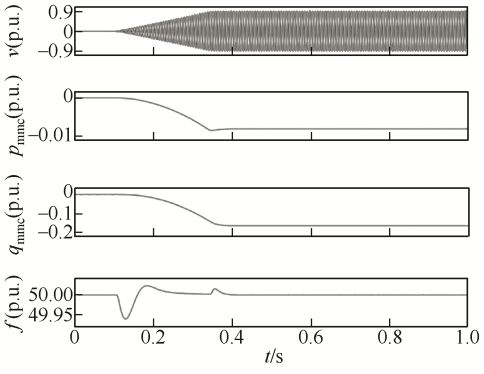


图 7　OWFs 启动期间的 PCC 相电压、MMC 有功功率、无功功率和频率

Fig. 7 PCC phase voltage, MMC active power, reactive power and frequency during start-up of OWFs

由图 7 可知，MMC 驱动v、v_{dru_1}和v_{dru_2}直到 0.9 p.u.，从而阻止 DRU 导通，然后 MMC 提供从 VSC-HVDC 线路提取的 OWFs 的功率损耗(小于其额定功率的 1%)。此外，由于电容式海上交流电网处于空载状态，MMC 必须吸收并网控制所需的无功功率。图 8 为当 OWFs 功率首先通过 VSC-HVDC 线路传输时，系统对 OWFs 有功功率和无功功率的动态响应。

启动程序后，OWFs 开始注入有功功率p_{owf_1}、p_{owf_2}和p_{owf_3}，期间延迟 0.1 s，直到达到系统额定功率 0.13 p.u.~0.33 p.u.的不同有功功率运行点。然后，在p_{owf_1}注入后，p_{mmc}立即增加，通过 MMC-HVDC 线路传输 OWFs 有功功率，以将 PCC 电压幅值(v、v_{dru_1}、v_{dru_2})保持在其参考值v^{ref}。然而，在

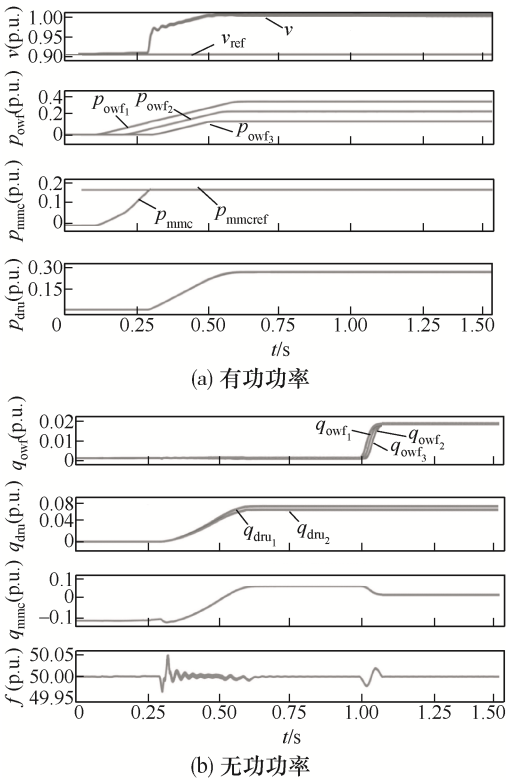


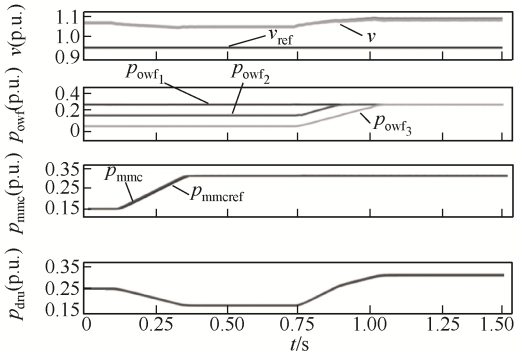
图 8　当 OWFs 功率首先通过 MMC-HVDC 线路传输时，注入 OWFs 有功功率和无功功率期间的控制系统性能

Fig. 8 Performance of control system during the injection of active power of OWFs and reactive power when power of OWFs is first transmitted through MMC-HVDC line

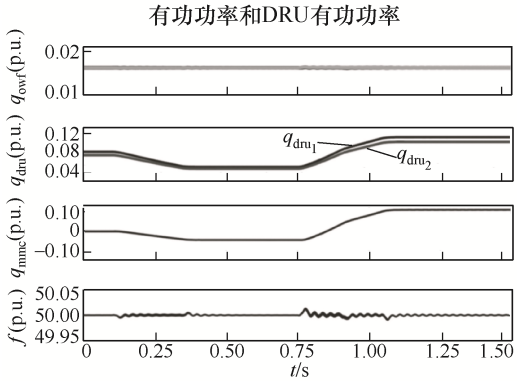
t=0.3 s 时，MMC 交流电压控制器已达到其饱和水平，该饱和水平由 MMC 有功功率参考值$p_{\text{mmc}}^{\text{ref}}$定义，该值已设置为系统额定功率的 17%。因此，在t=0.3 s 后，PCC 电压幅值自动增加，DRU 站导通，通过 DR-HVDC 线路传输剩余的 OWFs 有功功率。在 DR-HVDC 线路运行期间，DRU 通过满足系统中的有功功率平衡来施加海上电压幅值。由于海上交流电网内的 DRU 站互连，且其母线上的有功功率平衡相等，因此其余注入的 OWFs 有功功率在p_{dru_1}和p_{dru_2}之间平均分配。此外，DRU 站的无功功率随p_{dru_1}和p_{dru_2}的增加而增加，其取决于相应的 DRU 站参数。因此，提高了p_{mmc}以满足系统频率控制所需的无功平衡。在t=1 s 时，OWFs 也开始注入无功功率q_{owf_1}、q_{owf_2}和q_{owf_3}(它们之间有 0.01 s

的延迟)，直到达到相同的无功功率运行点，即等于系统额定功率的 0.017 p.u.。然而，注入 OWFs 无功功率并不影响近海电压幅值，而 q_{mmc} 在 t=1 s 后下降，保持频率在其参考值 50 Hz。

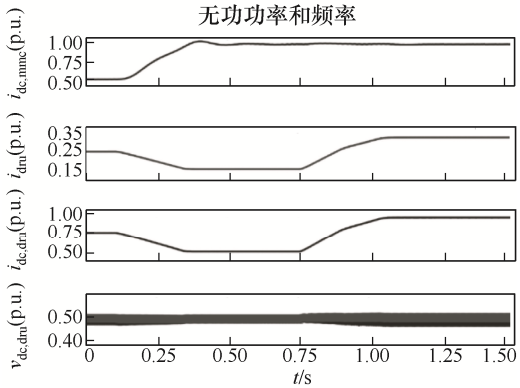
图 9 为当 2 条 HVDC 线路并联运行时，系统对 MMC 有功功率参考和注入 OWFs 有功功率的变化动态响应。



(a) PCC电压幅值、OEFs有功功率、MMC有功功率和DRU有功功率



(b) OEFs无功功率、DRU无功功率、MMC无功功率和频率

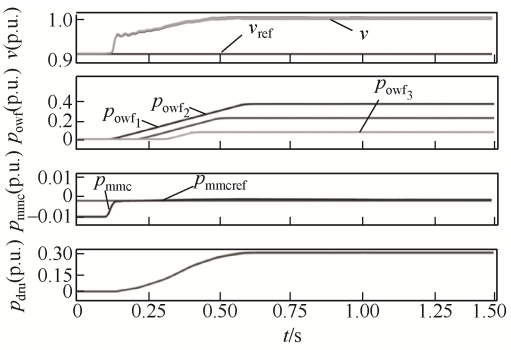


(c) MMC直流电流、DRU交流电流大小、DRU直流和DRU直流电压

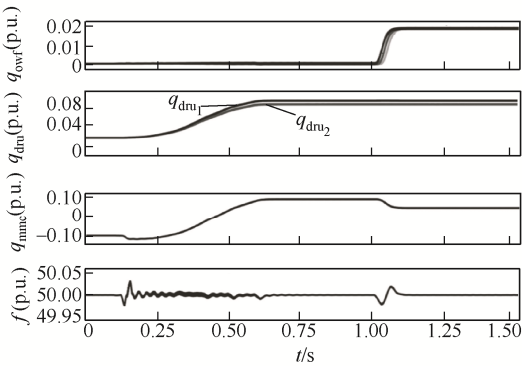
图 9 当 2 条 HVDC 线路并联运行时，MMC 有功参考功率和注入 OWFs 有功功率变化时的控制系统性能

Fig. 9 Performance of control system under changes in MMC active reference power and injected active power of OWFs when two HVDC transmission lines operate in parallel

在 MMC-HVDC 和 DR-HVDC 线路并联运行期间，MMC 有功功率参考值 p_{mmcref} 已增加至 MMC-HVDC 线路额定功率。然后，通过 MMC-HVDC 线路传输的功率逐渐增加到满载状态，从而进一步降低通过 DR-HVDC 线路传输的功率。在 t=0.75 s 时，$p_{\mathrm{owf_2}}$ 和 $p_{\mathrm{owf_3}}$ 增加至其额定值，在稳态下注入全 OWFs 有功功率。因此，在 t=0.75 s 后，$p_{\mathrm{dru_1}}$ 和 $p_{\mathrm{dru_2}}$ 增加至其额定值，导致 DR-HVDC 线路也满载。在模拟过程中，PCC 电压幅值已自动适应通过 DR-HVDC 线路传输 OWFs 功率所需的值，该线路已被钳制在可接受的运行限制内。此外，根据 $q_{\mathrm{dru_1}}$ 和 $q_{\mathrm{dru_2}}$ 的动态响应，采用 q_{mmc} 来控制系统频率。从这些仿真结果可以得出，DRU 交流电流幅值($i_{\mathrm{dru_1}}$ 和 $i_{\mathrm{dru_2}}$)的动态响应与 DRU 的动态响应成正比，而 MMC 直流电流 $i_{\mathrm{dc,mmc}}$ 的动态响应由 p_{mmc} 的动态响应定义。图 10 为当 OWFs 功率首先通过 DR-HVDC



(a) PCC电压幅值、OWFs有功功率、MMC有功功率、DRU有功功率



(b) OWFs有功功率、DRU无功功率、MMC无功功率、频率

图 10 当 OWFs 功率首先通过 DR-HVDC 线路传输时，OWFs 有功功率和无功功率注入期间的控制系统性能

Fig. 10 Performance of control system during active and reactive power injection of OWFs when power of OWFs is first transmitted through DR-HVDC line

线路传输时，系统对 OWFs 有功功率和无功功率注入的动态响应。启动程序后，OWFs 开始注入有功功率，期间延迟 0.1 s，直到达到系统额定功率 0.07 p.u.~0.33 p.u.的不同有功功率运行点。然而，就在 p_{owf_1} 注入之后，MMC 交流电压控制器已经达到饱和水平，这是因为在本次模拟中，p_{mmcref} 值被设置为 0。因此，在 OWFs 启动后，PCC 电压幅值自动增加，DRU 站开始通过 DR-HVDC 线路传输输入有功功率。此时，在 DR-HVDC 线路运行期间，可以看到系统动态响应与图 7 中模拟的相同，其中 DRU 施加了海上电压幅值，而 q_{mmc} 已改变，以满足频率控制所需的无功功率平衡。

4　结语

本文提出了 1 种适用于 OWFs 连接的 DR-HVDC 和 VSC-HVDC 并联运行的控制方法。VSC-HVDC 在启动期间用于给 OWFs 电网供电。在运行过程中，电网只是通过满足系统内的无功平衡来控制系统的频率。考虑到 OWFs 输入有功功率和无功功率，本文提出的控制系统原理是从 DRU 模型在运行过程中的交流侧动力学推导而来，其状态变量为 DRU 站电流矢量的极性分量(即幅值和角度)。本文提出的控制系统允许在 DR-HVDC 和 VSC-HVDC 之间灵活地进行潮流分配，直流输电线路无需任何控制模式切换程序，因为 DR-HVDC 会自动关闭有功平衡，而 VSC-HVDC 传输的有功功率可以独立设置。所提出的控制系统的性能已经通过 MMC-HVDC 的操作和控制系统与串行连接的 DRU 进行了验证。最后，仿真结果验证了所提出的控制系统在暂态和稳态条件下的性能。

参考文献：

[1] 袁帅, 王平, 葛宝明. 基于 DC-GRID 的海上风电场控制策略研究[J]. 电源学报, 2012, 10(4): 29-33, 38.
Yuan Shuai, Wang Ping, Ge Baoming. Research on control strategy of offshore wind farm based on DC grid [J]. Journal of Power Supply, 2012, 10(4): 29-33, 38. (in Chinese)

[2] Menke P, Zurowski R. Breakthrough in DC grid access technology for large scale offshore wind farms [C]// Proceedings of the EWEA Offshore Conference. Copenhagen, Denmark, 2015: 1-6.

[3] Menke P, Zurowski R. 2nd generation DC grid access for large scale offshore wind farms [C]// Proceedings of the 14th Wind Integration Workshop : International Workshop on Large-Scale Integration of Wind Power into Power Systems as well as on Transmission Networks for Offshore Wind Power Plants. Brussels, Belgium, 2015: 1-6.

[4] 张祥文, 曲春辉, 孔爱良, 等. 考虑机组运行状态的海上风电场无功协调控制[J]. 电源学报, 2020, 18(2): 32-42.
Zhang Xiangwen, Qu Chunhui, Kong Ailiang, et al. Coordinated reactive power control for offshore wind farm considering operation state of generating units [J]. Journal of Power Supply, 2020, 18(2): 32-42. (in Chinese)

[5] Saborıo-Romano O, Bidafar A. Connection of OWPPs to HVDC networks using VSCs and diode rectifiers: an overview [C]// 15th International Workshop on Large-Scale Integration of Wind Power into Power Systems as well as on Transmission Networks for Offshore Wind Power Plants, Vienna, Austria, 2016: 1-4.

[6] Blasco-Gimenez R, Añó-Villalba S, Rodríguez-D'Derlée J, et al. Distributed voltage and frequency control of offshore wind farms connected with a diode-based HVDC link [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 25(12): 3095-3105.

[7] Blasco-Gimenez R, Aparicio N, Ano-Villalba S, et al. LCC-HVDC connection of offshore wind farms with reduced filter banks [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(6): 2372-2380.

[8] Andrade A I, Blasco-Gimenez R, Pena G R. Distributed control strategy for a wind generation systems based on PMSG with uncontrolled rectifier HVDC connection [C]// 2015 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT). Seville, Spain, 2015: 982-986.

[9] 荣飞, 李文君, 饶宏, 等. MMC 柔性直流输电系统换流阀开关频率优化方法[J]. 电源学报, 2018, 16(6): 84-91.
Rong Fei, Li Wenjun, Rao Hong, et al. Optimization

method for switching frequency of converter valve in MMC flexible DC transmission system [J]. Journal of Power Supply, 2018, 16(6): 84-91. (in Chinese)

[10] Yu Lujie, Li Rui, Xu Lie. Distributed PLL-based control of offshore wind turbines connected with diode-rectifier-based HVDC systems [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3): 1328-1336.

[11] Cardiel-Álvarez M Á, Arnaltes S, Rodriguez-Amenedo J L, et al. Decentralized control of offshore wind farms connected to diode-based HVDC links [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(3): 1233-1241.

[12] Cardiel-Álvarez M Á, Rodriguez-Amenedo J L, Arnaltes S, et al. Modeling and control of LCC rectifiers for offshore wind farms connected by HVDC links [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(4): 1284-1296.

[13] Nami A, Amenedo J L R, Gómez S A, et al. Active power filtering embedded in the frequency control of an offshore wind farm connected to a diode-rectifier-based HVDC link [J]. Energies, 2018, 11(10): 2718.

[14] Nami A, Rodriguez-Amenedo J L, Arnaltes S, et al. Frequency control of offshore wind farm with diode-rectifier-based HVDC connection [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2020, 35(1): 130-138.

[15] Nami A, Rodríguez-Amenedo J L, Arnaltes S, et al. STATCOM operation and control for offshore wind farms with diode rectifier-based HVDC connection [C]// 2019 21st European Conference on Power Electronics and Applications (EPE '19 ECCE Europe). Genova, Italy, 2019: 1-22.

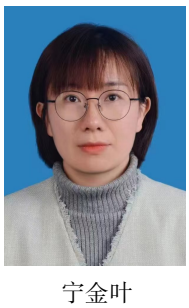
[16] Nami A, Amenedo J L R, Arnaltes S, et al. Frequency control of offshore wind farms with series-connected diode rectifier units-based HVDC connection [C]// IECON 2019-45th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society. Lisbon, Portugal, 2019: 7057-7062.

[17] 吴嘉琪, 罗念华, 朱劲磊, 等. 用于 VSC-HVDC 系统谐波抑制的 PI 与 VPI 并联控制[J]. 电源学报, 2024, 22(6): 130-138.
Wu Jiaqi, Luo Nianhua, Zhu Jinlei, et al. PI parallel VPI control for harmonic suppression of VSC-HVDC system [J]. Journal of Power Supply, 2024, 22(6): 130-138. (in Chinese)

[18] 马富艺龙, 辛焕海, 刘晨曦, 等. 新能源基地柔性直流送出系统小扰动电压支撑强度评估[J]. 电工技术学报, 2023, 38(21): 5758-5770, 5938.
Ma Fuyilong, Xin Huanhai, Liu Chenxi, et al. Small-disturbance system voltage support strength assessment method for renewables VSC-HVDC delivery system [J]. Transac- tions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(21): 5758-5770, 5938. (in Chinese)

[19] 李戎, 李建文, 李永刚, 等. 结合特征根及模态分析法的逆变器多机并网系统谐波扰动响应分析[J]. 电工技术学报, 2024, 39(14): 4519-4534.
Li Rong, Li Jianwen, Li Yonggang, et al. Analysis of harmonic disturbance response of multi-inverter grid-connected system combining characteristic root and modal analysis method [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(14): 4519-4534. (in Chinese)

[20] 万钰锡, 李寅, 林顺富. 基于谐波状态空间多变流器并网系统建模及稳定性分析[J]. 电源学报, 2025, 23(3): 4-14.
Wan Yuxi, Li Yin, Lin Shunfu. Modeling and stability analysis of multiple grid-connected-converter system based on harmonic state space [J]. Journal of Power Supply, 2025, 23(3): 4-14. (in Chinese)



宁金叶

作者简介：

宁金叶(1984—)，女，通信作者，硕士，副教授。研究方向：嵌入式系统开发。E-mail：njynjy2023@163.com。

覃事刚(1979—)，男，博士。研究方向：计算机软件开发。E-mail：67112188@qq.com。

徐谦(1983—)，男，硕士，讲师。研究方向：嵌入式系统开发。E-mail：76441211@qq.com。

黄成菊(1982—)，女，硕士，副教授。研究方向：人工智能。E-mail：37112914@qq.com。

(责任编辑：孙美菊)