

基于扰动跟踪的交直流微电网互联变流器 自适应反推控制策略

陈冰^{1,2}, 刘子文³, 简翔浩², 周钰², 汤清权⁴, 张勇军¹

(1. 华南理工大学 电力学院 智慧能源工程技术研究中心, 广东 广州 510640;

2. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广东 广州 510663;

3. 河海大学 能源与电气学院, 江苏 南京 210098;

4. 广州市奔流电力科技有限公司, 广东 广州 510670)

摘要:为提高交直流混合微电网在发生功率波动、并离网切换、系统参数偏差等情况下的鲁棒稳定性,提出了一种基于扰动跟踪的互联变流器(ILC)自适应反推控制策略。分析了交直流混合微电网的基本拓扑结构,并考虑系统建模误差和外界扰动的影响,将ILC实际数学模型转化为带综合干扰项的理想表达式;利用实时扰动跟踪法对系统综合干扰项进行观测和补偿,基于此提出了一种ILC自适应反推控制策略,以保证ILC能实时跟踪系统的外界干扰和误差并进行抑制,增强了系统应对功率波动和参数不确定性的能力;通过小信号稳定性分析和多个算例测试验证了所提控制策略的有效性和优越性。

关键词:交直流微电网;互联变流器;自适应反推控制;扰动跟踪;小信号稳定性分析

中图分类号:TM 727

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202006006

0 引言

微电网^[1]是整合了分布式电源 DG (Distributed Generation)、储能装置、负荷和控制保护系统的低压配电系统,其区别于其他含 DG 单元的简单配电系统的主要特征是可以对 DG 单元进行主动协调控制,以充分发挥 DG 单元的应用调节潜力,提高用户供电质量和可靠性。微电网的典型结构包括交流母线型、直流母线型以及交直流混合母线型^[2]。交直流混合微电网整合了交流和直流微电网的特征,并通过互联变流器 ILC (InterLinking Converter) 相连,能够更加高效地将 DG、储能装置、负荷整合到配电系统中^[3]。由于微电网中 DG 的出力和负荷功率因波动而具有不确定性,因而需要对 ILC 进行合理控制^[4-5],以提高系统的抗冲击能力。

交直流混合微电网 ILC 的控制应具备优越的过渡过程品质,以保证在系统暂态过程中控制器具有良好的动态响应特性(如较小的超调量、较短的过渡时间等)。目前广泛应用的比例积分(PI)控制采用了平衡点处线性化的思想,只能保证小范围内的稳定,且 PI 控制器参数的优化设计通常会为了保证系统的鲁棒性而牺牲一定的稳态性能^[6]。虽然已有的微电网示范项目基本能保持正常运行,但是仍存在包括并离网切换等扰动过程的平稳过渡等技术问题^[7]需要进一步完善。因此,如何提高设备级控制

系统的鲁棒自治性能^[8],仍然是微电网技术发展的重要方向。文献[9]利用虚拟惯性方法对微电网 ILC 进行柔性控制以提升混合微电网整体运行鲁棒性,但需要一定的储能容量支撑。文献[10]利用扰动观测器提高微电网直流电压的稳定,但依然是基于传统 PI 控制实现的。文献[11-12]分别采用自适应滑模控制、线性最优控制等增强微电网系统的性能,但未考虑系统建模误差,且控制算法的实现较为复杂。

基于微分几何理论的反推控制在改善线性和非线性系统过渡过程品质方面表现出了较大的潜力,已成功应用于导弹和飞机巡航等领域^[13]。文献[14]将基于反馈线性化的反推控制方法应用于微电网换流器中,取得了较好的控制效果。但常规反推控制存在依赖系统精确模型、对系统建模参数误差的鲁棒性较差等问题。为此,文献[15]将精确反馈线性化与反步滑模控制相结合,并应用于双向直流变换器中,但滑模理论对系统不确定和扰动项的处理是采用限值放缩形式,控制效果仍存在一定的保守性。文献[16]提出了基于反推控制与非线性扰动观测器的 DC/DC 变流器鲁棒控制策略。文献[17]提出了交直流微电网直流电压的鲁棒反推控制策略。但以上文献均以系统直流电压稳定性的提升为控制目标,且未考虑系统建模误差,同时控制器的 Lyapunov 函数均存在扰动耦合项,系统的稳定裕度仍有待提高。文献[18]基于反馈线性化理论提出了一种交直流微电网 ILC 的协调最优控制策略,但采用的非线性最优控制律依赖系统状态量和参数,其鲁棒性有待进一步提升。

收稿日期:2019-12-17;修回日期:2020-04-03

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51777077)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51777077)

针对交直流混合微电网在常规控制策略下动态性能不足的问题,本文通过将含有建模误差和外界扰动的ILC实际模型转化为具有综合干扰项的标称模型,提出了一种基于扰动跟踪的ILC自适应反推控制策略,并从理论上证明了实时扰动跟踪不会影响反推控制的渐进稳定性。最后,在PSCAD平台上搭建仿真模型验证了所提方法的有效性和正确性。

1 交直流混合微电网拓扑结构

附录图A1给出了交直流混合微电网的典型拓扑结构示意图。图中,风机、光伏、储能装置等分布式发电单元以及负荷根据实际情况连接在相应的交直流母线上,交流母线和直流母线通过ILC连接。对于交流子微电网和直流子微电网中的DG单元而言,风机、光伏均采用最大功率点跟踪控制方式以最大化利用率,一般情况下并不参与微电网的功率调控。并网模式下,由于可以通过上级配电网对混合微电网中的功率波动进行调节,因此ILC的主要任务是维持直流子微电网的功率平衡和直流母线电压的稳定;孤岛运行模式下,须以ILC为桥梁,利用系统中的储能装置维持交流子微电网和直流子微电网的功率平衡。

2 ILC的控制策略

2.1 考虑扰动和建模误差的ILC数学建模

为保证ILC的内环控制在对参考值进行准确跟踪的同时,能有效改善系统的暂态响应,减少超调量和过渡时间,从而增强微电网应对功率波动和参数不确定性的能力,本文提出了基于扰动跟踪的ILC自适应反推控制策略。以附录图A1所示微电网中的ILC为分析对象,其拓扑结构如图1所示。图中, U_{dc} 为交流母线电压; U_a 、 U_b 、 U_c 为变流器交流输出电压; R 和 L 分别为变流器等效电阻和滤波电感; C_{dc} 为直流侧电容; i_{ac} 为变流器输出电流; i_{dc} 为直流侧电流。

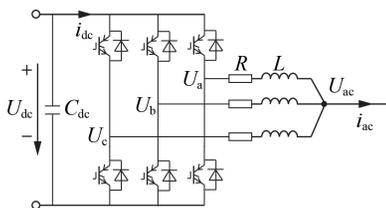


图1 ILC拓扑结构

Fig.1 Topological structure of ILC

dq 旋转坐标系下ILC的时域数学模型为:

$$\begin{cases} U_d = E_d - L \frac{di_d}{dt} - \omega Li_q - Ri_d \\ U_q = E_q - L \frac{di_q}{dt} + \omega Li_d - Ri_q \end{cases} \quad (1)$$

其中, U_d 和 U_q 分别为变流器交流输出电压在旋转坐标系下的 d 轴和 q 轴分量; E_d 和 E_q 分别为交流母线电压在旋转坐标系下的 d 轴和 q 轴分量; i_d 和 i_q 分别为变流器输出电流在旋转坐标系下的 d 轴和 q 轴分量; ω 为基波频率。

当微电网发生功率波动或进行并网切换时,系统的功率平衡情况发生变化,对于ILC而言,其内环电流参考值也随之变化,相当于在其传递函数的输入端叠加了一个扰动量。该扰动量是由外界因素而非系统传递函数本身变化导致的,因而可认为是外界扰动。除此之外,还应考虑由于系统元器件参数在运行过程中发生变化,或由于测量技术限制等因素,导致模型参数和实际存在差异的情况。在上述ILC标称建模(式(1))中,对系统内外部误差扰动均进行了简化处理,使得系统建模的完整性和精确性难以得到保证,当工作状态发生突变时或在非额定工况下会导致系统运行性能降低。

对于实际系统而言,考虑建模误差等因素,实际系统传递函数可表示为理想标称传递函数与建模不确定项之和。而根据系统输入和输出的关系,外界扰动经过传递函数后对系统的影响也可以在输入端进行等效^[19],因此,带扰动输入和建模误差的实际系统传递函数可以转换为只含有等效扰动项 $w_1(t)$ 的标称系统传递函数。同时,由于系统建模不确定项和外界扰动的时变特性,等效干扰项理论上是具有高阶导数的非直流量,但在这种情形下会导致扰动跟踪器具有复杂的高阶结构,且其高阶噪声的影响将会更加明显,因此本文中的干扰项 $w_1(t)$ 需满足以下条件:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} dw_1(t)/dt = 0 \quad (2)$$

$$\|w_1(t)\| \leq w_{1\max} \quad (3)$$

其中, $w_{1\max}$ 为干扰项 $w_1(t)$ 幅值的上界。式(3)表明等效干扰项 $w_1(t)$ 被认为是恒定有界干扰。

本文中ILC控制器的实际数学模型计及了系统建模的不确定性和外界干扰的影响。对于ILC的理想时域数学模型(式(1)),可取中间变量 U_{d1} 和 U_{q1} 分别为 $U_{d1} = E_d - U_d - \omega Li_q$ 和 $U_{q1} = E_q - U_q + \omega Li_d$,并进行拉普拉斯变换,则实际ILC在 dq 旋转坐标系下的传递函数为:

$$\begin{cases} G_d(s) = \frac{1}{R+Ls} + w_{1d}(s) \\ G_q(s) = \frac{1}{R+Ls} + w_{1q}(s) \end{cases} \quad (4)$$

其中, $w_{1d}(s)$ 、 $w_{1q}(s)$ 分别为等效干扰项的 d 、 q 轴分量,包括系统参数误差、开关损耗等在内的建模不确定项,以及外界扰动经过实际传递函数后在输入端的等效。

将上式进行拉普拉斯反变换,可得ILC实际数

学模型的时域表达式为:

$$\begin{cases} U_d = E_d - L \frac{di_d}{dt} - \omega Li_q - Ri_d + w_d \\ U_q = E_q - L \frac{di_q}{dt} + \omega Li_d - Ri_q + w_q \\ w_d = \left(L \frac{dw_{1d}}{dt} + R w_{1d} \right) U_{d1}, \quad w_q = \left(L \frac{dw_{1q}}{dt} + R w_{1q} \right) U_{q1} \end{cases} \quad (5)$$

其中, w_d 和 w_q 分别为由等效干扰项 w_{d1} 和 w_{q1} 与中间变量 U_{d1} 和 U_{q1} 相互作用而成的综合干扰项, 该综合干扰项可以在时域模型中用来表征参数建模误差, 以及功率波动、运行方式切换等引起的外界功率扰动。由式(5)可知, 综合干扰项不仅与系统建模不确定性和外界干扰有关, 还与系统参数、中间变量 U_{d1} 和 U_{q1} 直接相关, 很难采用常规检测手段对其值进行估计。本文在2.2节中将利用实时扰动跟踪法对其进行观测和补偿, 以提高系统的鲁棒性。

2.2 自适应反推控制策略设计

对于式(5)所示的数学模型, 为了消除系统稳态误差, 引入控制目标的积分项, 选取系统状态变量为:

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \int (i_d - i_{dref}) dt \\ i_d - i_{dref} \\ \int (i_q - i_{qref}) dt \\ i_q - i_{qref} \end{bmatrix} \quad (6)$$

其中, i_{dref} 、 i_{qref} 分别为变流器电流参考值在 d 、 q 轴的分量, 由外环功率控制器给出。则考虑综合干扰项时, 式(5)可写为:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}_1(\mathbf{x})\mathbf{u}(t) + \mathbf{g}_2(\mathbf{x})\mathbf{w}(t) \quad (7)$$

$$\begin{cases} \mathbf{f}(\mathbf{x}) = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ (E_d - \omega Li_q - Ri_d)/L \\ x_4 \\ (E_q + \omega Li_d - Ri_q)/L \end{bmatrix} \\ \mathbf{g}_1(\mathbf{x}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -1/L & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1/L \end{bmatrix}, \quad \mathbf{g}_2(\mathbf{x}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1/L & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1/L \end{bmatrix} \end{cases} \quad (8)$$

其中, $\mathbf{w}(t) = [w_d \ w_q]^T$, 为系统综合干扰项; $\mathbf{u}(t) = [U_d \ U_q]^T$, 为控制输入。对于该两输入两输出系统而言, 定义扩展坐标系如下:

$$\xi = [\xi_1 \ \xi_2 \ \xi_3 \ \xi_4]^T = [x_1 \ \mathcal{L}_f y_1 \ x_3 \ \mathcal{L}_f y_2]^T \quad (9)$$

其中, \mathcal{L} 运算表示求取李导数; y_1 和 y_2 为系统输出, 满足 $y_1 = x_1, y_2 = x_3$ 。则原系统可以写成以下的带扰动项的反馈线性化标准型:

$$\dot{\xi}(t) = \mathbf{A}\xi(t) + \mathbf{B}\mathbf{v}(t) + \mathbf{C}\mathbf{w}(t) \quad (10)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1/L & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1/L \end{bmatrix} \quad (11)$$

且反馈控制律 $\mathbf{v}(t)$ 与实际控制输入的关系为:

$$\mathbf{v}(t) = \begin{bmatrix} v_1(t) \\ v_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (E_d - \omega Li_q - Ri_d)/L - U_d/L \\ (E_q + \omega Li_d - Ri_q)/L - U_q/L \end{bmatrix} \quad (12)$$

通过对原系统进行反馈线性化, 将非线性系统方程转化为便于处理的线性方程。现阶段已有的线性系统鲁棒自适应控制策略虽然能够部分解决系统存在未动态建模的问题, 但由于主要的解决思路是对含不确定项的系统 Lyapunov 函数进行不等式缩放以满足 Lyapunov 稳定条件, 因此控制效果相对较保守, 降低了系统过渡过程的性能品质。为此, 本文首先利用实时扰动跟踪法^[20]对系统综合干扰项 $\mathbf{w}(t)$ 进行观测和补偿, 以提高控制系统的鲁棒性。

根据数学模型(式(5)), 给出其中综合干扰项 $\mathbf{w}(t)$ 的实时跟踪方程为:

$$\begin{cases} L \frac{d\hat{i}_d}{dt} = E_d - U_d - \omega Li_q - Ri_d + \hat{w}_d \\ \hat{w}_d = k_{wd} (i_d - \hat{i}_d) \\ L \frac{d\hat{i}_q}{dt} = E_q - U_q + \omega Li_d - Ri_q + \hat{w}_q \\ \hat{w}_q = k_{wq} (i_q - \hat{i}_q) \end{cases} \quad (13)$$

其中, \hat{w}_d 和 \hat{w}_q 分别为干扰项 w_d 和 w_q 的实时跟踪值, k_{wd} 和 k_{wq} 为相应的跟踪增益值, 且 $k_{wd} > 0, k_{wq} > 0$; \hat{i}_d 和 \hat{i}_q 为跟踪器的中间变量。由式(13)和式(5)可得:

$$\begin{cases} d(i_d - \hat{i}_d)/dt = (w_d - \hat{w}_d)/L \\ d(i_q - \hat{i}_q)/dt = (w_q - \hat{w}_q)/L \end{cases} \quad (14)$$

假设干扰为恒定有界的, 同时定义跟踪误差为:

$$\begin{cases} e_d = w_d - \hat{w}_d \\ e_q = w_q - \hat{w}_q \end{cases} \quad (15)$$

则式(14)可进一步写为:

$$\begin{cases} de_d/dt + k_{wd}e_d/L = 0 \\ de_q/dt + k_{wq}e_q/L = 0 \end{cases} \quad (16)$$

则由式(16)可以得到跟踪误差 $e_d = e_{d0}e^{-k_{wd}t/L}$, $e_q = e_{q0}e^{-k_{wq}t/L}$, 其中 e_{d0} 和 e_{q0} 为跟踪初始误差。由于跟踪增益 k_{wd} 和 k_{wq} 均为大于0的正实数, 则实时跟踪值 \hat{w}_d 和 \hat{w}_q 可以以指数形式收敛到实际值。且跟踪增益 k_{wd} 和 k_{wq} 越大, 收敛速度越快。但如果增益过大, 可能会出现饱和效应、噪声加剧等情况。

基于式(13)给出的干扰实时跟踪方程, 下面给出了ILC自适应反推控制策略的设计。

采取以下坐标变换:

$$\begin{cases} z_1 = \xi_1, & z_2 = \xi_2 - c_1 \\ z_3 = \xi_3, & z_4 = \xi_4 - c_2 \end{cases} \quad (17)$$

其中, c_1 和 c_2 分别为 ξ_1 和 ξ_3 的光滑函数。取 ILC 反馈线性化方程(式(10))的 Lyapunov 函数为:

$$V(\xi) = \frac{1}{2} z_1^2 + \frac{1}{2} z_2^2 + \frac{1}{2} z_3^2 + \frac{1}{2} z_4^2 \quad (18)$$

对该 Lyapunov 函数求导可得:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi) = & z_1(z_2 + c_1) + z_2\left(v_1 + \frac{1}{L}w_d - \frac{\partial c_1}{\partial \xi_1}\xi_2\right) + \\ & z_3(z_4 + c_2) + z_4\left(v_2 + \frac{1}{L}w_q - \frac{\partial c_2}{\partial \xi_3}\xi_4\right) \end{aligned} \quad (19)$$

利用不等式:

$$z_k z_{k+1} \leq z_k^2/2 + z_{k+1}^2/2 \quad (20)$$

可将式(19)转换为:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi) \leq & z_1\left(\frac{1}{2}z_1 + c_1\right) + z_2\left(v_1 + \frac{1}{2}z_2 - \frac{\partial c_1}{\partial \xi_1}\xi_2 + \frac{1}{L}w_d\right) + \\ & z_3\left(\frac{1}{2}z_3 + c_2\right) + z_4\left(v_2 + \frac{1}{2}z_4 - \frac{\partial c_2}{\partial \xi_3}\xi_4 + \frac{1}{L}w_q\right) \end{aligned} \quad (21)$$

根据式(21),取 c_1 和 c_2 、反馈控制律 $v(t)$ 分别为:

$$\begin{cases} c_1 = -\alpha_1 z_1 - z_1/2 \\ c_2 = -\alpha_3 z_3 - z_3/2 \end{cases} \quad (22)$$

$$\begin{cases} v_1 = -\frac{1}{2}z_2 - \frac{1}{L}\hat{w}_d - \alpha_2 \operatorname{sgn}(z_2) + \frac{\partial c_1}{\partial \xi_1}\xi_2 \\ v_2 = -\frac{1}{2}z_4 - \frac{1}{L}\hat{w}_q - \alpha_4 \operatorname{sgn}(z_4) + \frac{\partial c_2}{\partial \xi_3}\xi_4 \end{cases} \quad (23)$$

其中, $\alpha_1 - \alpha_4$ 为待定反馈正系数; $\operatorname{sgn}(\cdot)$ 为符号函数。则有:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi) \leq & -\alpha_1 z_1^2 + z_2\left(-\alpha_2 \operatorname{sgn}(z_2) + \frac{1}{L}e_d\right) - \\ & \alpha_3 z_3^2 + z_4\left(-\alpha_4 \operatorname{sgn}(z_4) + \frac{1}{L}e_q\right) \end{aligned} \quad (24)$$

进一步对上式进行化简可得:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi) \leq & -\alpha_1 z_1^2 - \alpha_3 z_3^2 - |z_2|\left(\alpha_2 - \frac{1}{L}|e_d|\right) - \\ & |z_4|\left(\alpha_4 - \frac{1}{L}|e_q|\right) \end{aligned} \quad (25)$$

因参数 α_1 和 α_3 均为大于 0 的正实数,故只要 α_2 和 α_4 的取值满足 $\alpha_2 > |e_d|/L$ 和 $\alpha_4 > |e_q|/L$, 则该 Lyapunov 函数满足系统大范围渐近稳定的条件,系统的渐近稳定性可以得到保证。由于干扰项 w_d 和 w_q 在上述跟踪控制下能够实现快速精确跟踪,即跟踪误差 e_d 和 e_q 可以在有限时间内以指数方式收敛至 0, 因此 α_2 和 α_4 的取值只需大于 0 即可满足系统稳定性的要求。同时由式(25)可知,反馈系数 $\alpha_1 - \alpha_4$ 越大,系统趋于渐近稳定的速度越快,但反馈系数过大同样会存在系统饱和、噪声等情况。在得到 ILC 的反馈控制律 $v(t)$ 之后,进一步根据式(12)可得到 ILC 实际控制输入信号 U_d 与 U_q 。与常规反推控制相比,本文所提控制可以自适应跟踪系统的建模误差和外加干扰,增强了系统在 DG 出力变化、负荷功率波动、ILC 传输功率变化以及系统参数误差等情形下的动态响应性能,提高了系统的鲁棒稳定性。基于自适应反推控制的 ILC 整体控制框图如图 2 所示。

3 稳定性分析

为了分析 ILC 在所提控制策略下的稳定性和响应特性,需要建立 ILC 的小信号分析模型。以 ILC 的 d 轴电流响应为例,其频域模型为:

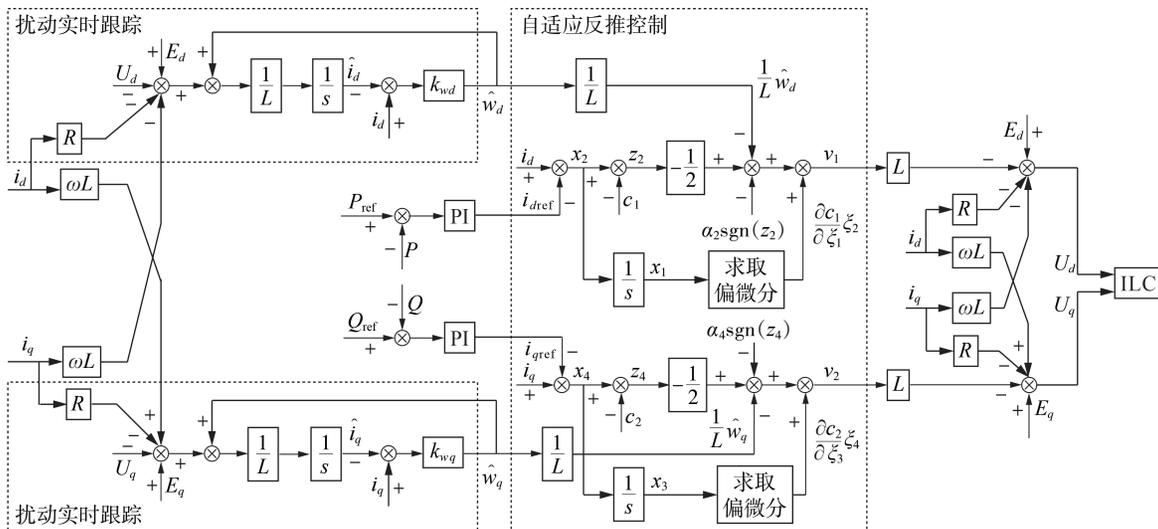


图 2 基于自适应反推控制的 ILC 整体控制框图

Fig.2 Overall control block diagram of ILC based on adaptive back-stepping control

$$(sL+R)i_d = U_{d1} \quad (26)$$

首先建立综合干扰项 w_d 和 w_q 的实时跟踪方程与 ILC 电流的联系。对于式(13)所示的跟踪方程,结合中间变量 U_{d1} 的定义可得:

$$\hat{w}_d = \frac{(sL+R)k_{wd}i_d - k_{wd}U_{d1}}{sL+k_{wd}} \quad (27)$$

进而将上式代入式(23)中,有式(28)成立。

$$mi_d = ni_{dref} - \alpha_2 \operatorname{sgn}\left(\left(\frac{\alpha_1}{s} + \frac{1}{2s} + 1\right)(i_d - i_{dref})\right) \quad (28)$$

$$\begin{cases} m = \frac{s(sL+R)}{sL+k_{wd}} + \frac{\alpha_1}{2s} + \frac{1}{4s} + \alpha_1 + 1 + \frac{(sL+R)k_{wd}}{sL^2 + Lk_{wd}} - \frac{R}{L} \\ n = \frac{\alpha_1}{2s} + \frac{1}{4s} + \alpha_1 + 1 \end{cases} \quad (29)$$

将状态量 i_d 写成稳态量 I_d 和小扰动量 Δi_d 之和,即 $i_d = I_d + \Delta i_d$, 将其代入式(28)中可以得到 ILC 的内环电流自适应反馈控制小信号方程为:

$$m\Delta i_d = n\Delta i_{dref} - \alpha_2 \operatorname{sgn}\left(\left(\frac{\alpha_1}{s} + \frac{1}{2s} + 1\right)(\Delta i_d - \Delta i_{dref})\right) \quad (30)$$

其中, Δi_{dref} 为 i_d 参考值的小扰动量。符号函数 $\operatorname{sgn}(\cdot)$ 的存在使得无法对式(30)直接进行分析。考虑到该符号函数项的存在是为了处理实时跟踪方程式对系统 Lyapunov 函数的影响,为简化分析,此处只对反推控制的稳定性进行分析,即 ILC 的内环电流控制小信号方程可近似表示为如式(31)所示。

$$G_{TF}(s) = \frac{\Delta i_d(s)}{\Delta i_{dref}(s)} = \frac{n}{m} \quad (31)$$

为了分析所提控制策略下 ILC 的响应特性,图3给出了不同参数下 $G_{TF}(s)$ 的单位阶跃响应结果。可以看出,当 ILC 的电流参考值发生变化时,反馈控制系数 α_1 越大,实际电流的变化量 Δi_d 响应得越快,且超调量也越小。

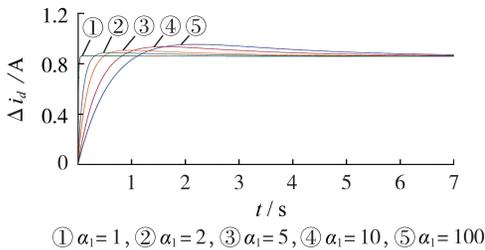


图3 $G_{TF}(s)$ 的阶跃响应

Fig.3 Unit-step response of $G_{TF}(s)$

图4给出了不同参数下 $G_{TF}(s)$ 的零极点分布图。可看出,当参数 α_1 和 k_{wd} 为负时, $G_{TF}(s)$ 的极点位于 s 平面的右半部分,此时系统处于不稳定状态,且 k_{wd} 为负时系统极点偏离虚轴的程度较大,说明扰动跟踪参数对系统稳定性的影响更大,故反馈系数和跟踪增益必须为正。同时,随着反馈系数的增大, $G_{TF}(s)$

的极点向远离虚轴和靠近实轴的方向移动,系统响应速度增快,阻尼也随之增大,这意味着系统能够以较小的超调量和较快的响应速度恢复稳定。

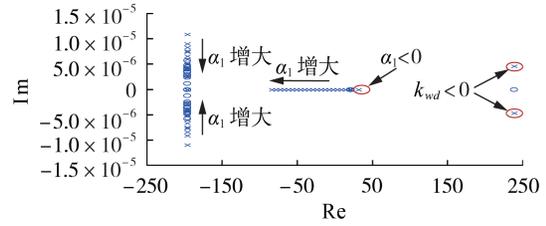


图4 $G_{TF}(s)$ 的零极点分布图

Fig.4 Zero-pole map of $G_{TF}(s)$

4 仿真分析

为了验证所提控制策略的有效性和优越性,利用 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建了如附录图 A1 所示的交直流混合微电网模型。图中,交流子微电网和直流子微电网各含有 2 个额定功率为 40 kW 的 DG 单元,系统的额定交流频率为 50 Hz,额定交流电压为 380 V,额定直流电压为 700 V。微电网中的 DG 单元均采用下垂控制,其中交流子微电网中 DG 单元的有功-频率下垂系数为 0.02,直流子微电网 DG 单元的有功-直流电压下垂系数为 0.0005。连接交直流子微电网的是滤波电感为 0.005 H 的 ILC,其电流环采用本文提出的自适应反推控制策略,反馈系数 $\alpha_1 - \alpha_4$ 均取 100,跟踪增益 k_{wd} 和 k_{wq} 均取 10。同时将所提控制策略与传统 PI 控制、无扰动跟踪的常规反推控制进行对比验证。

4.1 算例 1

算例 1 中,微电网工作在离网运行模式。初始时,交流和直流子微电网中的负荷功率分别为 40 kW 和 80 kW。在 4 s 时,交流和直流子微电网中的负荷功率分别增加到 60 kW 和 120 kW。系统在不同控制策略下的响应情况如附录图 A2 所示。

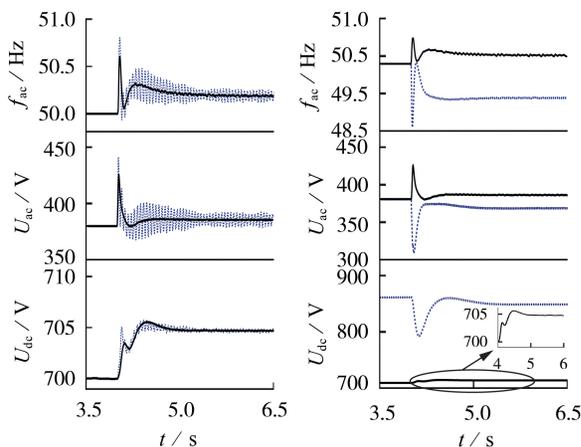
由图 A2(a)可知,微电网实现了无中央处理器情况下功率的成比例分配和自主平衡。图 A2(b) — (d) 给出了在不同控制策略下系统频率和电压的响应情况。仿真结果表明,当系统负荷突增时,系统在传统 PI 控制和本文所提自适应反推控制策略下都会过渡到新的平衡点,2 种控制策略下系统不存在稳态输出误差,但存在不同的动态响应性能。对比图 A2(b) — (d) 可知,传统 PI 控制策略下频率的最低值为 49.3 Hz,电压的最低值为 325 V,且存在很大的暂态波动过程,严重影响了系统的供电质量和稳定性;在所提控制策略下,频率的最低值恢复到 49.8 Hz,电压的最低值恢复到 355 V,系统的暂态波动也得到了很大程度的缓解。图 A2(e) 给出了系统综合扰动项 w_d 和 w_q 的实时跟踪值。图 A2(f)、(g) 为系统

在不同控制参数下的响应曲线。由图中1—3号曲线可知,较大的反馈系数与跟踪增益可以保证系统的动态性能更加优越;由图中4号曲线可知,在无扰动跟踪的常规反推控制策略下,反馈系数取100时系统的动态性能只相当于自适应反推控制策略下反馈系数取10时的动态性能。因此,本文所提的控制策略通过对系统建模不确定性和外界扰动的实时跟踪,提高了常规反推控制策略的鲁棒性。

4.2 算例2

算例2中,初始时,微电网工作在并网模式下,4 s后切换为离网模式。交流子微电网和直流子微电网的负荷功率分别为40 kW和80 kW。图5(a)给出了不同控制策略下系统频率 f_{ac} 、交流电压 U_{ac} 和直流电压 U_{dc} 响应的对比结果。从图5(a)可以看出,4 s前微电网工作在并网模式下,交流母线的频率电压和直流母线电压均为额定值。4 s后切换为离网模式,传统控制策略下系统存在较大的暂态过程,且电压频率一直处于振荡过程,系统稳定性较差;而在自适应反推控制策略下,不仅超调量减小,且系统可在短时间内恢复至稳态。

为进一步验证系统参数存在误差情况下控制器的鲁棒性,设置ILC滤波电感发生20%的偏差,即由理想值0.005 H变为0.006 H,不同控制策略下系统响应对比结果如图5(b)所示。由图5(b)可知,当ILC的滤波电感发生20%的参数偏差时,无论是在并网还是离网模式,系统在传统PI控制策略下已经无法正常跟踪参考指令,即系统的稳态性能无法得到保证。而在本文所提的自适应反推控制策略下,ILC的母线电压和频率经过短暂的暂态过程之后就能恢复至稳态值,其暂态过程和稳态值与图5(a)所示的自适应反推控制策略下的系统响应保持一致。



(a) 并网/离网切换结果
(b) 参数有误差时并网/离网切换结果

— 本文控制策略, 传统控制策略

图5 算例2的仿真结果

Fig.5 Simulative results of Case 2

因此,本文所提的自适应反推控制策略对系统参数变化不敏感,能消除参数发生偏差时的稳态误差,并具有更好的动态响应性能。

5 结论

本文将含有建模误差和外界扰动的ILC实际模型转化为具有综合干扰项的标称模型,进而提出了一种基于扰动跟踪的交直流混合微电网ILC自适应反推控制策略,通过稳定性分析和算例测试验证了所提控制策略在保证变流器电流精确跟踪其参考值的同时,提高了在功率波动、并网/离网切换、系统参数偏差等扰动情况下系统的鲁棒稳定性。在此基础上,对面向未来的热电联供复杂交直流微电网能源系统进行综合管控是下一步的研究工作。

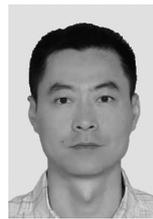
附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] YAO S, HOU X, JIAN Y, et al. New perspectives on droop control in AC microgrid[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(7): 5741-5745.
- [2] 蔡杰, 刘子文, 苗世洪, 等. 基于扰动观测器的孤立交直流混合微电网双向AC/DC换流器电压波动控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(6): 96-102.
CAI Jie, LIU Ziwen, MIAO Shihong, et al. Research on voltage fluctuation control strategy of the bidirectional AC/DC converter in islanding AC and DC hybrid microgrid based on disturbance observer[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(6): 96-102.
- [3] 何红玉, 韩蓓, 徐晨博, 等. 交直流混合微电网一致性协调优化管理系统[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(8): 145-153.
HE Hongyu, HAN Bei, XU Chenbo, et al. Optimal management system of hybrid AC/DC microgrid based on consensus protocols[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(8): 145-153.
- [4] 刘子文, 苗世洪, 范志华, 等. 孤立交直流混合微电网双向AC/DC换流器功率控制与电压波动抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(21): 6225-6237.
LIU Ziwen, MIAO Shihong, FAN Zhihua, et al. Power control and voltage fluctuation suppression strategy of the bidirectional AC/DC converter in the islanding hybrid microgrid[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(21): 6225-6237.
- [5] 付东, 陈冰, 张勇军. 柔性直流配电网的连接方式与建模综述[J]. 广东电力, 2018, 31(4): 1-8.
FU Dong, CHEN Bing, ZHANG Yongjun. Review on connection mode and modeling of flexible DC power distribution network[J]. Guangdong Electric Power, 2018, 31(4): 1-8.
- [6] CHEN W H, YANG J, GUO L, et al. Disturbance observer-based control and related methods: an overview[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 63(2): 1083-1095.
- [7] 朱永利, 姚建国, 刘骥. 微电网关键技术及研究现状[J]. 江苏电机工程, 2012, 31(3): 81-84.
ZHU Yongli, YAO Jianguo, LIU Ji. Key technologies and developing state of microgrid[J]. Jiangsu Electrical Engineering, 2012, 31(3): 81-84.
- [8] 张勇军, 刘子文, 宋伟伟, 等. 直流配电系统的组网技术及其应用[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(23): 39-49.
ZHANG Yongjun, LIU Ziwen, SONG Weiwei, et al. Networking technology and its application of DC distribution system[J].

- Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(23):39-49.
- [9] 施静容, 李勇, 王姿雅, 等. 交直流混合微电网互联变换器功率流动的柔性控制策略[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(11): 107-113.
SHI Jingrong, LI Yong, WANG Ziya, et al. Flexible power flow control strategy for interlinking converter in AC/DC hybrid microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11):107-113.
- [10] 李霞林, 郭力, 冯一彬. 基于非线性干扰观测器的直流微电网母线电压控制[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(2):350-359.
LI Xiaolin, GUO Li, FENG Yibin. A nonlinear disturbance observer based DC bus voltage control for a DC microgrid[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(2):350-359.
- [11] 张丹, 王杰, 弥潇. 直流微电网自适应滑模控制策略[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(12):138-143.
ZHANG Dan, WANG Jie, MI Xiao. Adaptive sliding mode control strategy for DC microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(12):138-143.
- [12] 夏超英, 苗海丽. 基于二次型最优控制的微电网实时能量管理策略[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(3):721-730.
XIA Chaoying, MIAO Haili. Real-time energy management strategy for micro-grid based on the quadratic optimal control theory[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(3):721-730.
- [13] TONG S, LI Y, SUI S, et al. Adaptive fuzzy tracking control design for uncertain non-strict feedback nonlinear systems[J]. IEEE Transactions on Fuzzy Systems, 2016, 24(6):1441-1454.
- [14] 杨忠林, 查晓明, 孙建军, 等. 基于反馈线性化的直流微电网全局稳定方法[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(10):10-14.
YANG Zhonglin, ZHA Xiaoming, SUN Jianjun, et al. Global stabilization based on feedback linearization for DC microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(10):10-14.
- [15] 王宝华, 蒋力. 基于精确反馈线性化的直流微电网双向直流变换器反步滑模控制[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 42(1): 41-47.
WANG Baohua, JIANG Li. Backstepping sliding mode control based on exact feedback linearization for bi-directional DC converter in DC microgrid[J]. Power System Protection and Control, 2018, 42(1):41-47.
- [16] XU Q, ZHANG C, WEN C, et al. A novel composite nonlinear controller for stabilization of constant power load in DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2018, 10(1): 752-761.
- [17] DEHKORDI N M, SADATI N, HAMZEH M. Robust backstepping control of an interlink converter in a hybrid AC/DC microgrid based on feedback linearisation method[J]. International Journal of Control, 2016, 90(9):1990-2004.
- [18] 李鹏, 李鑫明, 陈安伟, 等. 交直流混合微网交直潮流断面协调最优控制[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(13):95-103.
LI Peng, LI Xinming, CHEN Anwei, et al. Coordinated optimal control of AC/DC power interface in AC/DC hybrid microgrid[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(13):95-103.
- [19] LAI J, YIN X, WANG Z. Disturbance observer based internal model control for three phase LCL-type inverter[C]//International Conference on Power Electronics and ECCE Asia. Busan, South Korea:IEEE, 2019:1097-1102.
- [20] KIM W, SHIN D, WON D, et al. Disturbance-observer-based position tracking controller in the presence of biased sinusoidal disturbance for electrohydraulic actuators[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2013, 21(6):2290-2298.

作者简介:



陈冰

陈冰(1977—),男,广东潮州人,教授级高级工程师,博士研究生,主要研究方向为柔性直流输电、超高压交直流送电技术(E-mail:chenbing@gedi.com.cn);

刘子文(1991—),男,江苏淮安人,讲师,博士,通信作者,主要研究方向为柔性直流输电技术(E-mail:liuziwen@hhu.edu.cn)。

(编辑 李玮)

Adaptive back-stepping control strategy of ILC in AC/DC microgrid based on disturbance tracking

CHEN Bing^{1,2}, LIU Ziwen³, JIAN Xianghao², ZHOU Yu², TANG Qingquan⁴, ZHANG Yongjun¹

(1. Research Center of Smart Energy Technology, School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China;

2. Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Energy Engineering Group, Guangzhou 510663, China;

3. College of Energy and Electrical Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

4. Guangzhou Power Electrical Technology Co., Ltd., Guangzhou 510670, China)

Abstract: To improve the robust stability of the hybrid AC/DC microgrid when suffering power fluctuating, grid-connected/islanded mode switching and system parameter deviating, an adaptive back-stepping control of ILC (InterLinking Converter) based on disturbance tracking is proposed. Firstly, the basic structure of the hybrid AC/DC microgrid is analyzed, and the actual mathematic model of ILC considering modeling errors and external disturbances is transformed into the nominal expression with synthetic disturbance terms. Secondly, the synthetic disturbance terms are observed and compensated using the real-time disturbance tracking method. And an adaptive back-stepping control strategy of ILC is proposed, which can track and suppress system external disturbances and errors in real time, so that enhancing system ability of dealing with power fluctuation and parameter uncertainty. Finally, the small-signal stability analysis and several case studies verify the effectiveness and superiority of the proposed control strategy.

Key words: AC/DC microgrid; interlinking converter; adaptive back-stepping control; disturbance tracking; small-signal stability analysis

附录

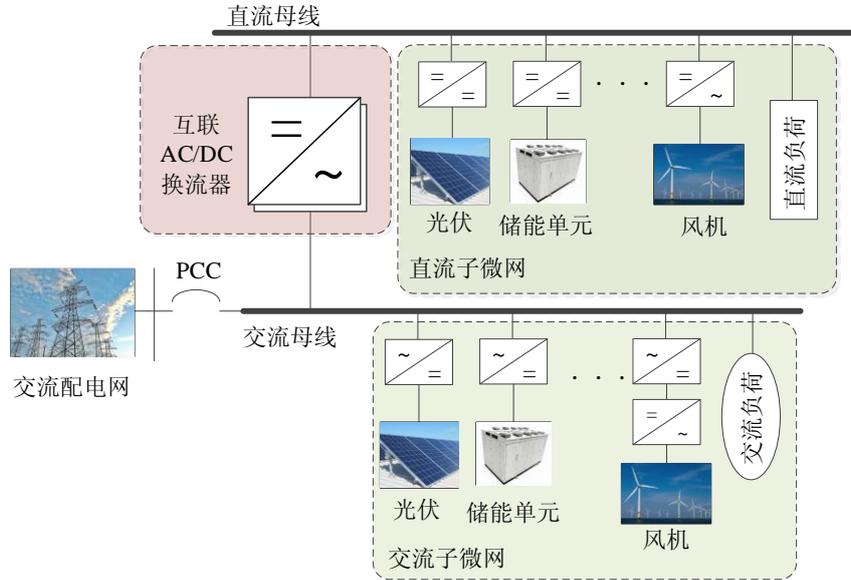
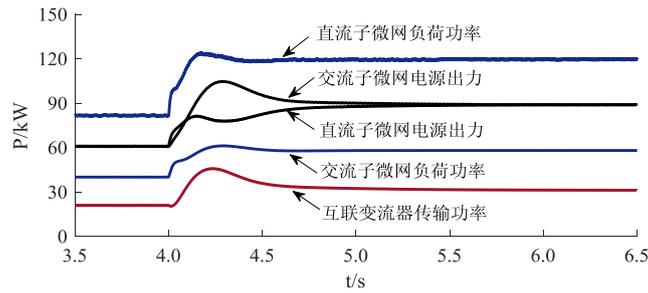
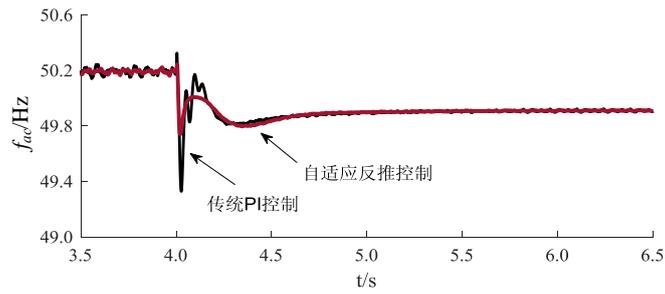


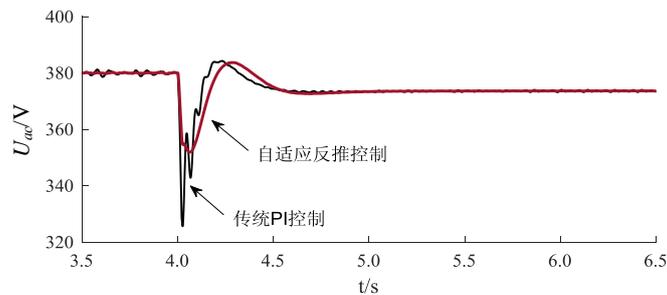
图 A1 交直流混合微电网拓扑结构
Fig.A1 Structure of hybrid AC/DC microgrid



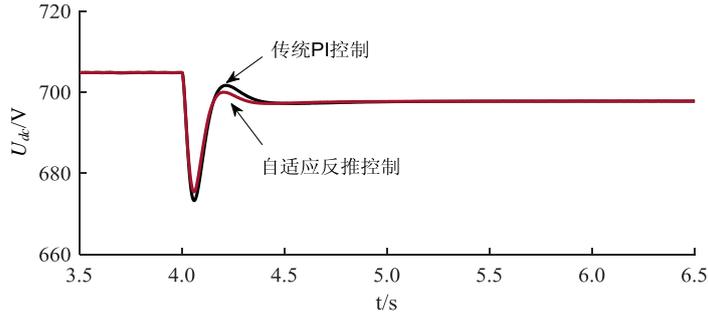
(a) 交直流混合微网中的功率分布



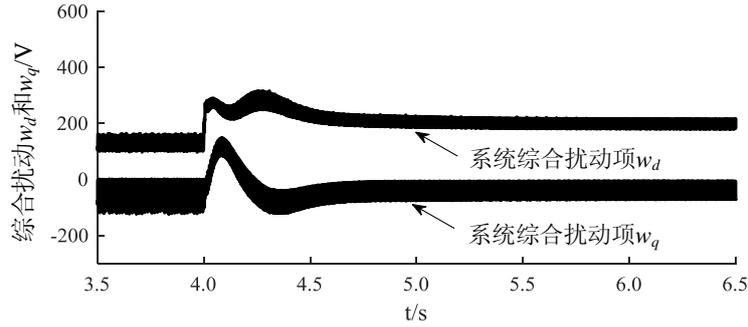
(b) 交流母线频率



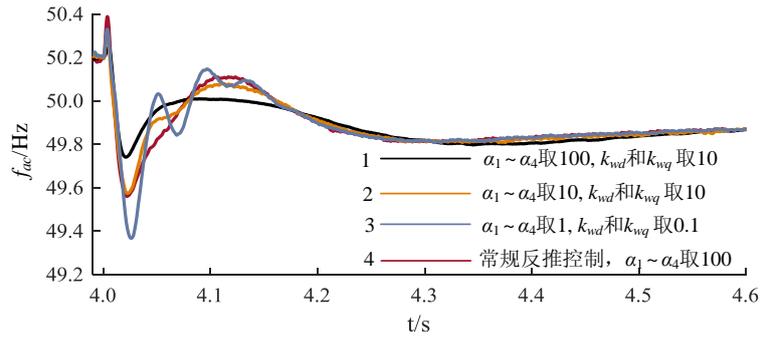
(c) 交流母线电压



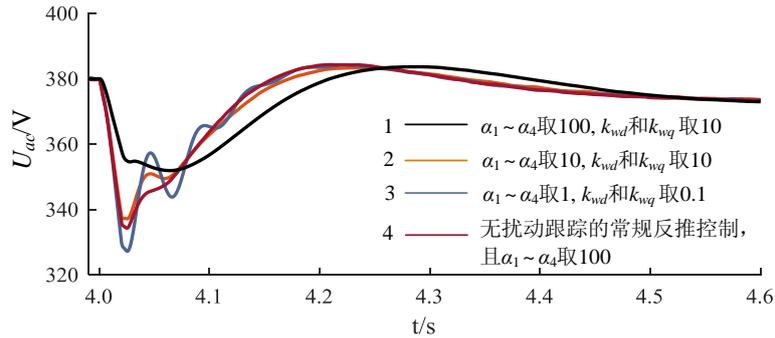
(d) 直流母线电压



(e) 系统综合扰动项实时跟踪值



(f) 不同控制参数和方式下交流母线频率



(g) 不同控制参数和方式下交流母线电压

图 A2 算例 1 的仿真结果

Fig.A2 Simulative results of Case 1