

分布式电站宽频域谐振机理分析及 阻抗协调构造方法

陈智勇, 黄旭程, 杨苓, 罗安, 黎燕, 杨均权

(国家电能变换与控制工程技术研究中心(湖南大学), 湖南省 长沙市 410082)

Investigation on Resonance Mechanism in Wide Frequency Domain for Distributed Power Plant and Its Coordinated Impedance Shaping Method

CHEN Zhiyong, HUANG Xucheng, YANG Ling, LUO An, LI Yan, YANG Junquan

(National Electric Power Conversion and Control Engineering Technology Research Center (Hunan University),
Changsha 410082, Hunan Province, China)

ABSTRACT: Impedance coupling in wide frequency domain is generally existed within the network of distributed power plants, which has the potential for wide frequency resonance. And the characteristic harmonic currents could be magnified under the impact of the wide frequency and high order harmonic currents supplied by distributed generation units. For the sake of exploring wide frequency harmonic resonance phenomena as well as resolving these problems, an impedance model for a typical distributed power plant, firstly, was established. Secondly, the distribution of these resonance bands was explicitly investigated and the types of them were classified in terms of different mechanisms. Next, an impedance shaping method, which coordinated an active damping device and a passive damping device, was proposed to damp wide frequency resonance. Finally, some simulation and experimental results are indicated that: 1) the deterioration tendency of harmonic currents does exist during the propagation along the feeders; 2) the impedance coupling among the network units of each collector feeder could cause the wide frequency resonance. 3) the proposed impedance shaping method is capable of reducing the impedance coupling not only between the plant and the distributed grid but also among the network units with regard to each collector feeder. Also, the demands for harmonic resonance control of the plants could be fulfilled.

KEY WORDS: distributed power plant; distributed generation unit; wide frequency domain; impedance coupling; harmonic resonance; active damping

摘要: 分布式电站内部网络普遍存在宽频域阻抗耦合, 具备宽频域谐振条件, 且在分布式发电单元发射的宽频、高次谐波电流的影响下, 极易放大特征谐波电流。该文旨在揭示此类型电站宽频域谐波谐振现象并解决此问题, 建立典型分布式电站阻抗模型; 分析电站宽频域谐振带的分布特征, 并按激发因素的差异对谐振带进行归类; 设计一种包含有源及无源阻尼装置的阻抗协调构造方法, 实现对电站宽频域谐振阻尼效果。仿真和实验结果表明: 1) 谐波电流在传播过程中存在劣化趋势; 2) 电站存在以集电馈线为单元之间的阻抗耦合引起的宽频域谐振; 3) 所提出的阻抗构造方法能够降低电站与配电网之间、集电馈线为单元之间的阻抗耦合程度, 满足电站谐波谐振治理需求。

关键词: 分布式能源电站; 分布式发电单元; 宽频域; 阻抗耦合; 谐波谐振; 有源阻尼

0 引言

“分布式电站”定义为以风能和太阳能为典型能源变换形式的可再生能源电站, 具备与传统火电站、水电站一致的集中送出共性, 同时突显发电单元的“分布式”特性^[1]。分布式发电单元发射的谐波电流分量具备宽频、高次特征。在分布式电站内部各电力电气设施、设备宽频域等效阻抗耦合影响下, 存在潜在宽频域谐振激发因素^[2]。随着可再生能源消纳比重的显著提高, 分布式电站宽频域谐振引起的并网电能质量问题将日渐凸显。

当分布式发电单元以集群方式并入低压配电网时, 发电单元等效阻抗耦合使得并网电流出现一系列串并联谐振现象^[3], 且可变谐振峰对应频率随发电单元数量增加而向低频偏移^[4]。当发电单元以

基金项目: 国家自然科学基金项目(51477045, 51807055); 中国博士后科学基金项目(2017M622572)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (51477045, 51807055); China Postdoctoral Science Foundation (2017M622572).

分布式电站的形式集中并入中高压配电网时,站内各层级网络阻抗耦合将引起更为复杂的潜在宽频域谐振威胁。这主要归结为:分布式发电单元等效阻抗^[5]、电力变压器等效阻抗^[6]、集电馈线分布式参数^[7]等,在这些阻抗因素的共同作用下,极易形成宽频域低阻抗通道,放大特定次谐波电流。如何明确分布式电站宽频域谐振带的分布特征、谐振带的激发因素是揭示该现象的关键性问题之一。

针对低压并网型分布式发电系统的串并联谐振阻尼方法可归纳为:1)在逆变滤波控制环节引入有源阻尼反馈,实现对发电单元等效输出阻抗的构造^[8-9];2)在公共连接点处引入额外阻抗构造设备,实现对发电系统等效输出阻抗的重构^[10-11]。就分布式电站这类复杂阻抗网络而言,仅利用发电单元层级的阻抗构造方法,难以撼动电站整体等效输出阻抗的频域特性^[12]。换言之,即使单个发电设备在出厂测试中,输出电流谐波畸变满足并网要求,也无法保证谐波电流分量在传播过程中不受劣化趋势的影响。正如:文献[13]指出受输电线分布电容影响,光伏电站并网电流具备特征谐波电流放大的可能。同样,文献[14]指出受电力系统网络阻抗耦合影响,电压型及电流型谐波电源将产生谐波劣化现象。如何实现分布式电站网络阻抗构造,确保电站层级宽频域谐振的有效阻尼,进而满足电站高质量并网电流要求是一个亟待优化的问题。

本文针对分布式电站宽频域谐振机理及电站层级阻抗构造方法开展理论研究。建立分布式电站阻抗模型,用于探究以集电馈线为单元之间阻抗耦合引起的宽频域谐振现象;揭示电站内部宽频域谐振带的分布特征,并按激发因素的差异对谐振带进行分类;设计一种阻抗构造方法,实现分布式电站宽频域谐振阻尼效果。该方法的基本原理为:通过在电站汇流母线靠近主变低压侧引入无源及有源阻尼装置,实现电站层级阻抗协调构造。该方法降低了电站与配电网之间、站内以集电馈线为单元之间的阻抗耦合程度。最后,仿真典型48MW分布式电站,验证宽频域谐振机理分析结论的正确性及阻抗构造方法的可行性。同时,搭建宽频谐波电流发射及治理实验平台,验证阻抗协调构造装置对宽频谐波治理的有效性。

1 分布式电站阻抗模型

图1为典型48MW分布式电站拓扑结构。集电

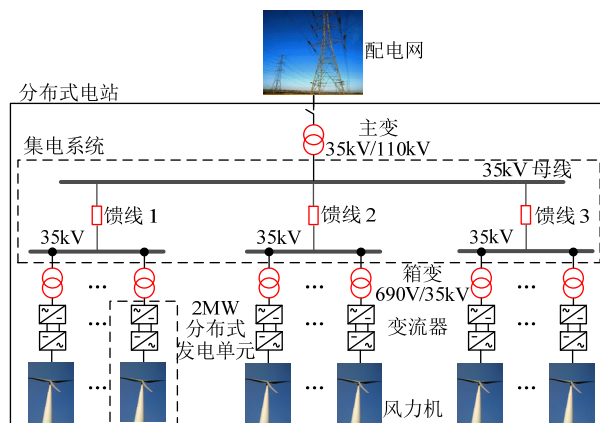


图1 典型48MW分布式电站拓扑结构图

Fig. 1 Topology diagram for a typical distributed power plant with a power rating of 48MW

系统由3条数十km长的35kV馈线构成;集电馈线在升压站母线排汇流后,通过35kV/110kV主变并入配电网;单台额定功率为2MW风力机组通过690V/35kV箱变与集电馈线联络,且每条馈线联络有8套机组。将单个风力机组及其变流器视为一个分布式发电单元。

分布式电站阻抗建模过程中,对同一条集电馈线上联络的多个分布式发电单元及其箱变采取了聚合处理,即:视每一条集电馈线仅联络有一台聚合分布式发电单元及其箱变。理由如下:1)对并网型分布式发电系统集群谐振现象的研究已经相当完善^[3,15-17];2)该聚合处理对以集电馈线为单元之间阻抗耦合的分析结论影响不大^[18-19];3)往往认为分布式发电单元群落的微观气象基本一致、设备选型及控制方式相同,具备聚合基础。

图2为分布式电站阻抗模型。虚线左侧为分布式电站的简化阻抗模型;右侧为分布式电站的具体阻抗模型。为了聚焦分析以集电馈线为单元之间的阻抗耦合影响,将具体阻抗模型中主变及配电网视为一端口,并进行网侧戴维南等效变换;将具体阻抗模型中每条集电馈线阻抗网络视为一端口(本文多次出现的“集电馈线为单元”的表述即指该一端口网络单元),并进行电源侧诺顿等效变换。

在分布式电站的具体阻抗模型中,分布式发电单元采用诺顿等效电路形式,其中 $G_s(s)$ 、 $Z_s(s)$ 、 I_{ref} 分别为诺顿等效电流源系数、诺顿等效阻抗、诺顿等效电流源的参考电流;电力变压器采用 τ 型等效阻抗形式,其中 Z_{DM} 、 Z_{DK} 、 Z_{MM} 、 Z_{MK} 分别为箱变励磁阻抗、箱变短路阻抗、主变励磁阻抗、主变短路阻抗;集电馈线采用 π 型等效阻抗形式,其中 Z_L 、

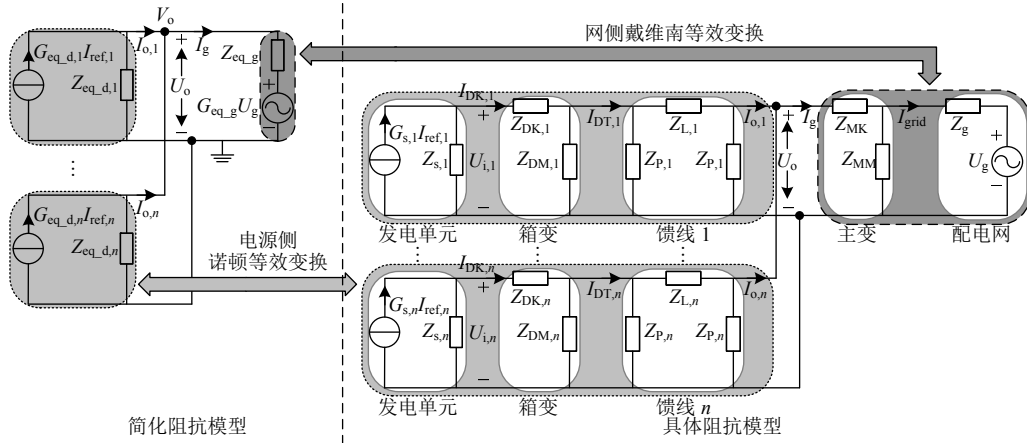


图2 分布式电站阻抗模型

Fig. 2 Impedance model for the distributed power plant

Z_P 分别为馈线串联阻抗、馈线并联阻抗; 配电网视为无穷大电网, 其中 Z_g 、 U_g 分别为配电网等效阻抗、配电网电压; I_o 、 I_g 、 I_{grid} 分别为集电馈线母线侧电流、电站母线汇集电流、电站并网电流; I_{DK} 、 I_{DT} 分别为分布式发电单元 690V 侧并网电流、35kV 侧并网电流; U_i 、 U_o 分别为分布式发电单元输出电压、电站母线电压; 下标 n 为集电馈线条数。发电单元、电力变压器、集电馈线及配电网等效阻抗模型推导过程或仿真参数, 分别见附录 A—C。

在分布式电站的简化阻抗模型中, G_{eq_d} 为电源侧诺端等效电流源系数; Z_{eq_d} 为电源侧诺顿等效阻抗; G_{eq_g} 为网侧戴维南等效电压源系数; Z_{eq_g} 为网侧戴维南等效阻抗。 G_{eq_d} 、 Z_{eq_d} 、 G_{eq_g} 、 Z_{eq_g} 的表达式分别见式(1)—(4):

$$G_{eq_d}(s) = \frac{Z_P}{Z_P + Z_L} \frac{Z_{DM}}{Z_{DM} + Z_P \parallel Z_L} \cdot \frac{Z_s}{Z_s + Z_{DK} + Z_{DM} \parallel Z_P \parallel Z_L} G_s \quad (1)$$

$$Z_{eq_d}(s) = \{(Z_s + Z_{DK}) \parallel Z_{DM} \parallel Z_P + Z_L\} \parallel Z_P \quad (2)$$

$$G_{eq_g}(s) = \frac{Z_{MM}}{Z_{MM} + Z_g} \quad (3)$$

$$Z_{eq_g}(s) = Z_{MK} + Z_{MM} \parallel Z_g \quad (4)$$

2 宽频域谐振机理分析

利用分布式电站的简化阻抗模型, 以 V_o 为节点列写节点电压方程:

$$\sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i} U_o + Y_{eq_g} U_o = \sum_{i=1}^n G_{eq_d,i} I_{ref,i} + Y_{eq_g} G_{eq_g} U_g \quad (5)$$

第 m 条集电馈线母线侧电流 $I_{o,m}$ 表达式为

$$I_{o,m}(s) = G_{eq_d,m} I_{ref,m} - Y_{eq_d,m} U_o \quad (6)$$

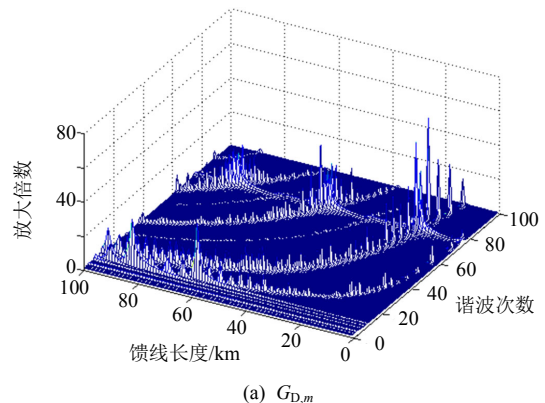
将式(5)代入式(6), 约去中间变量 U_o , 得:

$$I_{o,m}(s) = (G_{eq_d,m} - \frac{Z_{eq_g} Y_{eq_d,m} G_{eq_d,m}}{1 + Z_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}}) I_{ref,m} - \frac{Z_{eq_g} Y_{eq_d,m} \sum_{i=1, i \neq m}^n G_{eq_d,i} I_{ref,i}}{1 + Z_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}} - \frac{G_{eq_g} Y_{eq_d,m}}{1 + Z_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}} U_g = G_{D,m} I_{ref,m} - \sum_{i=1, i \neq m}^n G_{MD,m,i} I_{ref,i} - G_{G,m} U_g \quad (7)$$

式中: 第 m 条集电馈线母线侧电流 $I_{o,m}$ 受第 m 条集电馈线等效电流源 $G_{D,m} I_{ref,m}$ 、其他 $n-1$ 条集电馈线等效电流源 $G_{MD,m,i} I_{ref,i}$ ($i=1, m-1, m+1, n$)、与配电网导纳相关的支路电流 $G_{G,m} U_g$ 的共同影响。

图3为分布式电站有3条网络阻抗完全一致的集电馈线时(即 $n=3$ 时), $G_{D,m}$ 、 $G_{MD,m,i}$ 、 $G_{G,m}$ 幅频响应与集电馈线长度关系。图3中, $G_{D,m}$ 、 $G_{MD,m,i}$ 、 $G_{G,m}$ 存在多条宽频域谐振带, 可进行如下归类。

1) 滤波谐振带: 由分布式发电单元逆变滤波环节产生, 位于 77 次谐波频率附近, 见图 3(a)、(b) 所示。该逆变滤波器为 LCL 型, 且在 77 次谐波频



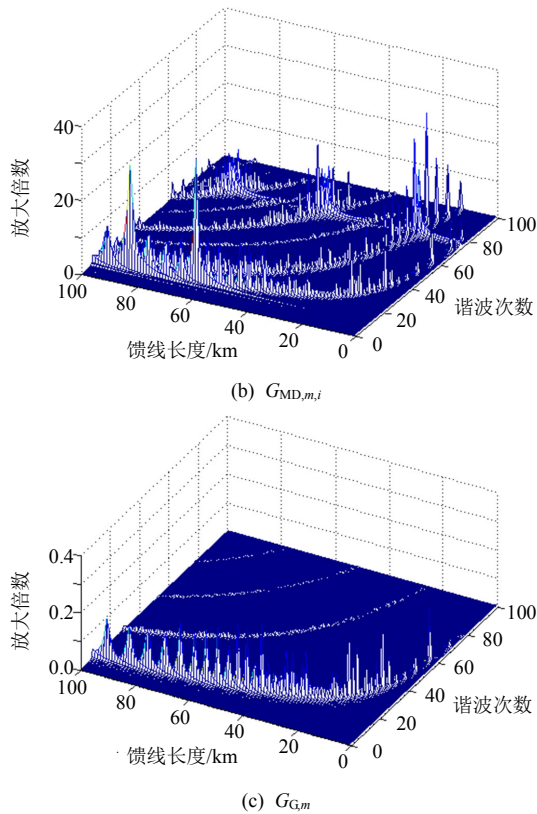


图3 $G_{D,m}$ 、 $G_{MD,m,i}$ 、 $G_{G,m}$ 幅频响应与集电馈线长度关系

Fig. 3 Relationship between the amplitude-frequency responses and the length of the collector feeders for

$$G_{D,m}, G_{MD,m,i}, G_{G,m}$$

率附近存在固定谐振峰, 对应滤波器仿真参数见附录 A 中附表 A1 所示。

2) 弧形谐振带: 主要由集电馈线分布电容效应产生, 以多条弧形带的形式出现, 见图 3(a)—(c) 所示。

3) 叠加谐振带: 由滤波谐振带和弧形谐振带叠加产生, 位于 77 次谐波频率附近且馈线长度为 13km、50km、90km 时, 见图 3(a)、(b) 所示。

4) 非本征谐振带: 由分布式发电单元逆变滤波环节的比例准谐振控制方式产生, 位于基波、3、5、7、9、11 次谐波频率处, 见图 3(a) 所示。该谐振带的作用为: 对分布式发电单元输出电流的低次谐波分量实现精确控制。详见附录 A 中式(A3)所示。

分布式电站并网电流的频域特征是一项重要的考核指标, 它反映出电站与配电网之间的阻抗耦合程度。利用分布式电站的简化阻抗模型可以推导出电站母线汇集电流 I_g 表达式:

$$I_g(s) = \frac{\sum_{i=1}^n G_{eq_d,i} I_{ref,i}}{1 + Z_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}} - \frac{G_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}}{1 + Z_{eq_g} \sum_{i=1}^n Y_{eq_d,i}} U_g \quad (8)$$

考虑分布式电站每条集电馈线网络阻抗完全一致, 则式(8)可简化为诺顿等效形式:

$$I_g = G_{lump} I_{ref} - Y_{lump} U_g \quad (9)$$

式中: $G_{lump} = nG_{eq_d,1}/(1 + nY_{eq_d,1}Z_{eq_g})$ 、 $Y_{lump} = nY_{eq_d,1} \cdot G_{eq_g}/(1 + nY_{eq_d,1}Z_{eq_g})$, 且分别为电站诺顿等效电流源系数、电站诺顿等效导纳; I_{ref} 为电站诺顿等效电流源参考电流。图 4 为分布式电站有 3 条网络阻抗完全一致的集电馈线时(即 $n=3$ 时), G_{lump} 、 Y_{lump} 的幅频响应与集电馈线长度关系。

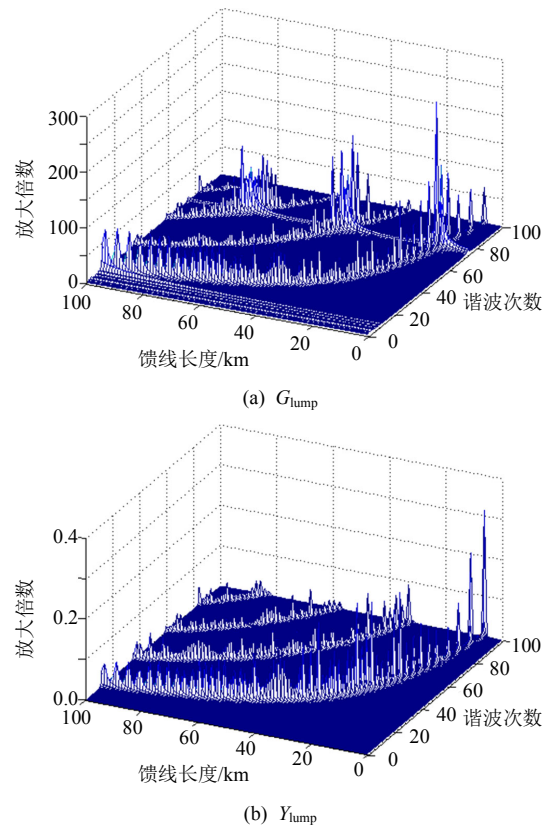


图4 G_{lump} 、 Y_{lump} 幅频响应与集电馈线长度关系

Fig. 4 Relationship between the amplitude-frequency responses and the length of the collector feeders for

$$G_{lump}, Y_{lump}$$

由图 4 可知: 分布式电站并网电流受 G_{lump} 的滤波谐振带、弧形谐振带、叠加谐振带的谐波电流放大因素的威胁; 电网背景谐波电压可通过 Y_{lump} 的弧形谐振带对电站并网谐波电流施加轻微劣化影响。

3 宽频域谐振阻尼方法设计

本章将设计电站层级的等效阻抗构造方法, 实现分布式电站宽频域谐振阻尼效果。基本设计思路为: 1) 在电站汇集母线上并联无源阻尼装置, 且该装置在基波频率处具有开路特性, 在宽谐波频

率范围具有短路特性。以配电网为视角, 电站等效谐波阻抗受该装置等效谐波阻抗的主导, 且电站基波等效阻抗不受影响; 2) 在电站汇流母线靠近主变低压侧串联有源阻尼设备, 实现电站与配电网之间等效谐波阻抗的隔离功能(实现谐波阻尼效果); 3) 可将有源阻尼装置串联在无源阻尼装置的中性点, 降低有源阻尼装置的基波电压承载压力。

依照上述设计思路, 图5为本文设计的阻抗协调构造装置(包含有源阻尼装置和无源阻尼装置)等效电路图。无源阻尼装置设计为基波并联谐振 LC 网络, 且与电站汇流母线并联, 见图 5(a)中并联谐振电感 L_{pd} 及电容 C_{pd} 。有源阻尼装置采用三相电压源型 PWM 逆变器, 并可视作戴维南等效电路: 包含电压源 U_F 串联滤波电感 L_o 。有源阻尼装置

实时跟踪电站母线汇集电流 I_g 的谐波分量 I_{gh} , 即控制逆变器输出电压为 $U_F = K_A I_{gh}$, 其中, K_A 为有源阻尼电流控制系数。有源阻尼装置通过变比为 $K_{ct}:1$ 的耦合变压器与无源阻尼装置的中性点联络。

将有源阻尼装置的戴维南等效电路折算至耦合变压器原边后, 等效电路见图 5(b)所示。随后, 将电源侧的诺顿等效导纳 $nY_{eq,d}$ 与阻抗协调构造装置支路的等效阻抗 Z_{pp} 合并后, 等效电路见图 5(c)所示。由图 5(c)可得含阻抗协调构造装置的电站母线汇集电流谐波分量 I_{gh} 的表达式:

$$I_{gh} = \frac{Z_{parallel} n G_{eq,d}}{Z_{eq,g} + Z_{parallel} + \Phi_1 K_A} I_{ref} - \frac{G_{eq,g}}{Z_{eq,g} + Z_{parallel} + \Phi_1 K_A} U_g \quad (10)$$

式中: $\Phi_1 = Z_{parallel} K_{ct} / Z_{pp}$; $Z_{parallel} = (1/nZ_{eq,d}) \parallel Z_{pp}$; $Z_{pp} = Z_{pd} + K_{ct}^2 Z_{Lo}$ 。另外, $Z_{pd} = j\omega L_{pd} + 1/(j\omega C_{pd})$, 为无源阻尼装置等效阻抗, ω 为信号频率; $Z_{Lo} = j\omega L_o$, 为有源阻尼装置滤波电感等效阻抗。式(10)与(9)有着相似的诺顿表达形式, 故式(10)中 I_{ref} 和 U_g 的系数表达式可分别用符号 G_{lump} 和 Y_{lump} 代替。

若无源阻尼装置单独工作时, 则式(10)中 $K_A = 0$, 于是可知: 有源阻尼装置实质上等效为靠近主变低压侧且串联在母线上的虚拟谐波阻抗 $Z_{AS} = \Phi_1 K_A$, 见图 5(d)所示。

图6为无源阻尼装置的频域响应波德图, 其中 $L_{pd} = 16.9\text{mH}$ 、 $C_{pd} = 600\mu\text{F}$ 。无源阻尼装置的基波阻抗极大, 呈近似开路状态; 随着谐波频率增大, 该装置的等效阻抗迅速降低。由于无源阻尼装置并联在电站汇流母线上, 将主导电站的输出谐波阻抗。

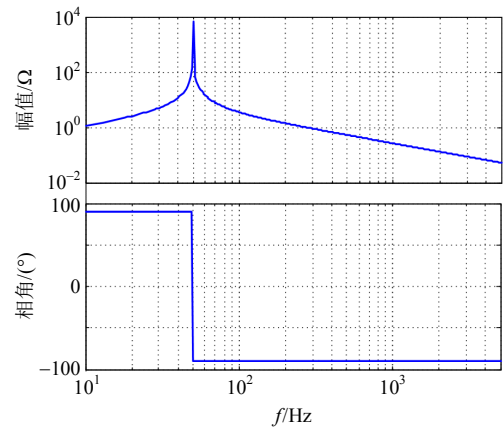


图6 无源阻尼装置的频域响应波德图

Fig. 6 Bode diagram of the passive damping device

由式(10)可得阻抗协调构造装置完全投入运行后, 并网电流频域深度衰减比率为

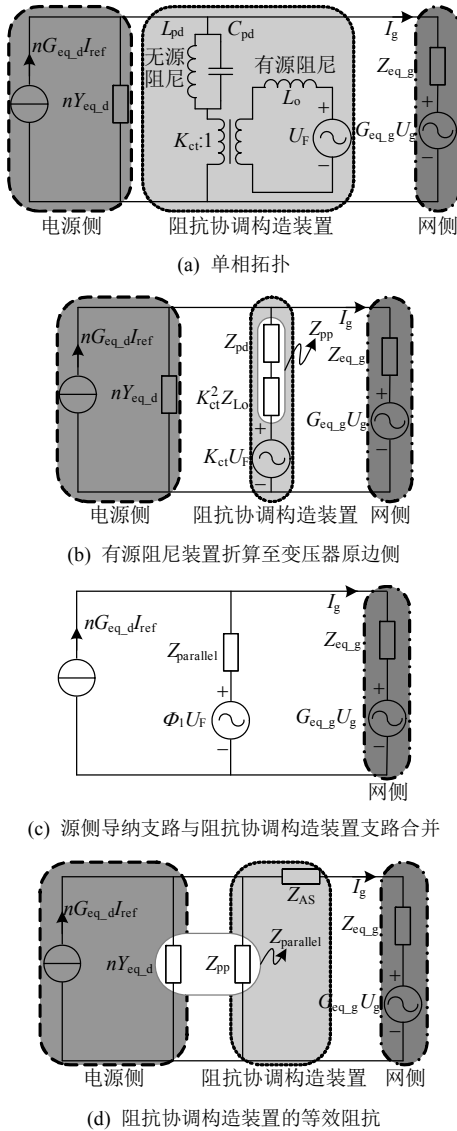


图5 阻抗协调构造装置等效电路图

Fig. 5 Equivalent circuit of the coordinated impedance shaping device

$$\frac{I_{gh, \text{阻抗协调构造}}}{I_{gh, \text{仅无源阻尼}}} = \frac{Z_{eq_g} + Z_{parallel}}{Z_{eq_g} + Z_{parallel} + \phi_1 K_A} \quad (11)$$

图7为设置 $n=3$ 、馈线长度50km, 式(11)的幅频响应曲线。显然, 在无源阻尼装置作用基础上, 100次谐波频率范围内, 有源阻尼装置能够对并网电流谐波分量实现深度衰减。由于50km 馈线条件恰好存在25次弧形谐振峰、77次叠加谐振峰, 故图7中存在2处较明显尖峰。

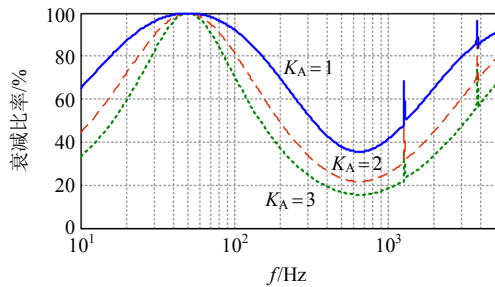


图7 并网电流频域深度衰减比率

Fig. 7 Attenuating ratio of the grid current in frequency domain

由图7可知: 并网电流频域深度衰减比率与有源阻尼电流控制系数 K_A 的取值大小有关。 K_A 的取值需兼顾装置实际容量限制, 以及投入运行后系统的稳定性。然而, 分布式电站频域稳定性分析方法不能直接借鉴低压分布式发电单元的阻抗稳定性判据^[20]。理由如下: 中高压馈线的 π 型等效阻抗模型含有双曲函数, 且对该函数采用9阶泰勒展开后, 使得 G_{eq_d} 和 Z_{eq_d} 成为非最小相系统, 即含有右半平面极点, 详见附录D。中高压馈线的双曲函数特征破坏了阻抗稳定性判据应用的前提条件, 故无法依据 K_A 的取值与 Z_{eq_g}/Z_{eq_d} 的奈奎斯特曲线对 S 平面上 $(-1, 0)$ 点的包围特征设计系统稳定性指标。

尽管如此, 可利用传递函数极坐标图直接判断 K_A 取值对宽频域谐振的阻尼效果。图8为设置 $n=3$ 、馈线长度50km, 式(10)中电站诺端等效电流源系数 G_{lump} 的奈奎斯特曲线簇。当 K_A 取值分别为1、2、3时, 位于25次、75次、77次谐振频率(分别对应图8中 ω_{r1} 、 ω_{r2} 、 ω_{r3})的峰值不超出0.21、0.42、0.6倍单位圆。考虑有源阻尼装置实际容量限制, $K_A=2$ 可满足设计要求。

图9为分布式电站有3条网络阻抗完全一致的集电馈线(即 $n=3$), 且确定 $K_A=2$ 时, 式(10)中 G_{lump} 、 Y_{lump} 的幅频响应与集电馈线长度的关系。

与图4相比, 图9表明在阻抗协调构造装置运行后, 分布式电站有着近似理想电流源特性: G_{lump}

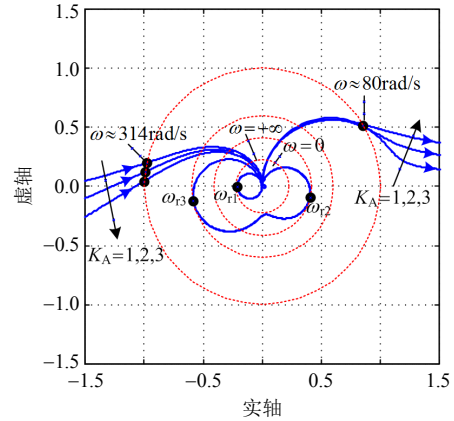


图8 电站诺顿等效电流源系数的奈奎斯特曲线簇
Fig. 8 A cluster of Nyquist plots of the coefficient of the Norton's equivalent current source for the plant

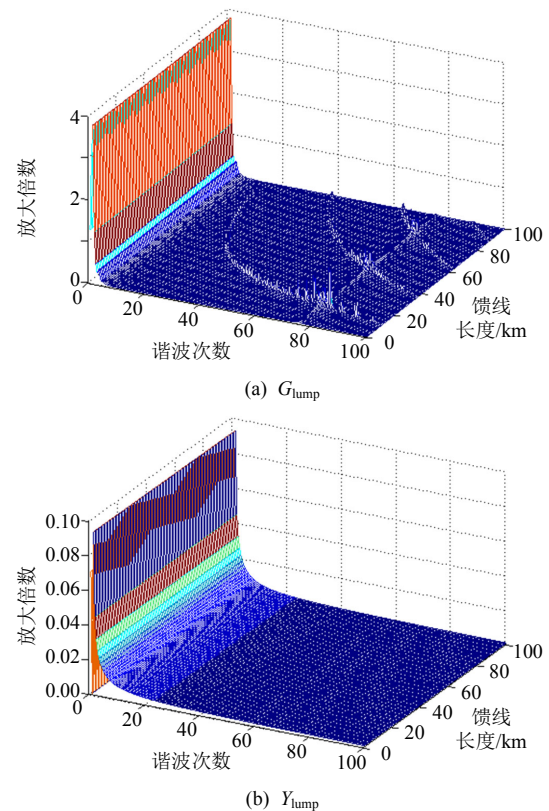


图9 阻抗协调构造装置投入后 G_{lump} 、 Y_{lump} 幅频响应与集电馈线长度关系
Fig. 9 Relationship between the amplitude-frequency responses and the length of the collector feeders for G_{lump} , Y_{lump} after the coordinated impedance shaping device integrating

的滤波谐振带、弧形谐振带得到极大阻尼, 仅基波响应明显, 见图9(a)所示。这保证了电站并网电流对基波指令电流的跟踪效果; Y_{lump} 幅频响应降低至0.1倍以下, 见图9(b)所示。电站并网电流具备抵御来自电网谐波电压扰动的能力。

图10为阻抗协调构造装置单相拓扑及控制框

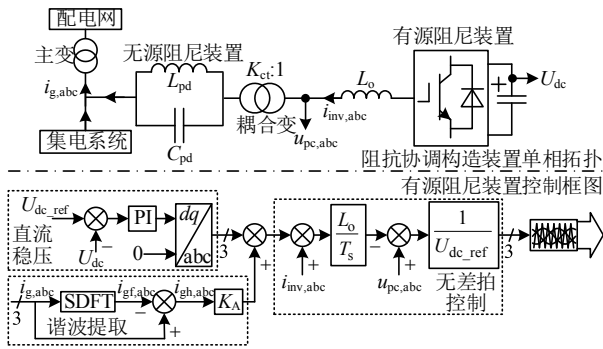


图 10 阻抗协调构造装置单相拓扑及控制框图

Fig. 10 Single-phase topology and control block diagram of the coordinated impedance shaping device

图。无源阻尼装置并联在电站汇流母线上；有源阻尼装置通过耦合变压器与无源阻尼装置串联。有源阻尼装置逆变器控制部分包括：1) 直流稳压环节，确保逆变器直流侧电容电压稳定；2) 谐波提取环节，利用滑窗离散傅里叶变换(sliding discrete Fourier transform, SDFT)提取母线汇集电流的基波分量 $i_{gf,abc}$ ，随后原采样 $i_{g,abc}$ 与 $i_{gf,abc}$ 求差，得母线汇集电流的谐波分量 $i_{gh,abc}$ ；3) 无差拍控制环节，实现对输入信号的实时跟踪。SDFT 传递函数为 $(1-z^{-N})/(1-e^{j2\pi h/N}z^{-1})$ ，其中 N 为工频周期采样点数， h 为所提取信号的谐波次数。图 10 中，有源阻尼装置逆变器开关频率设定为 10kHz，即采样时间 $T_s=0.1\text{ms}$ ； U_{dc} 、 U_{dc_ref} 分别为该逆变器直流母线电压及其参考电压，后者取值为 700V； L_o 取值为 0.1mH； u_{pc} 为该逆变器输出相电压； i_{inv} 为该逆变器输出相电流；下标 abc 定义为三相信号。

4 仿真及实验结果

4.1 仿真对象及目标

仿真结果将回答以下 3 个问题：1) 分布式发电单元发射的谐波电流在集电馈线上传播时，是否存在劣化趋势？2) 分布式电站是否存在以集电馈线为单元之间阻抗耦合引起的谐振现象？3) 阻抗协调构造方法是否能够阻尼电站宽频域谐振、是否能够降低站内以集电馈线为单元之间的阻抗耦合程度？为了回答第 1 个问题，搭建谐波电流传播劣化仿真模型，其示意图见图 11(a)所示；为了回答第 2、3 个问题，搭建集电馈线阻抗耦合仿真模型，其示意图见图 11(b)所示。

仿真典型 48MW 分布式电站，含有 24 台额定容量为 2MW 的分布式发电单元。电站集电系统由 3 条 35kV 馈线组成。每条馈线上联络有 8 台分布

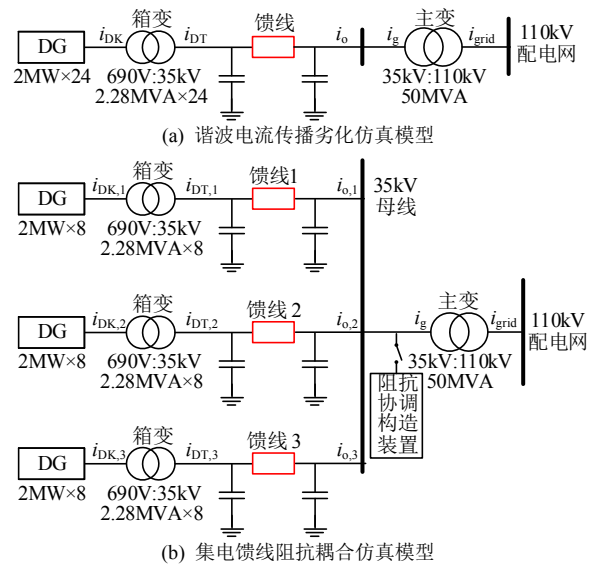


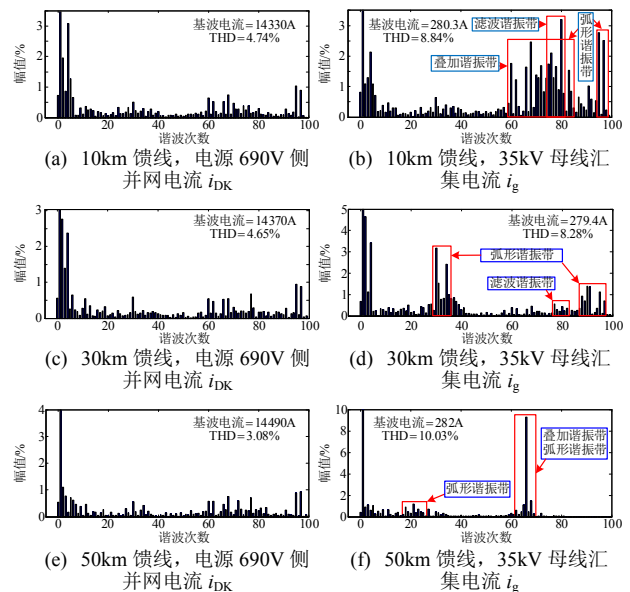
图 11 分布式电站的 2 种仿真模型示意图

Fig. 11 Illustration of two different simulation models of the distributed power plant

式发电单元。分布式发电单元通过 2.28MVA 箱式变压器与馈线联络。3 条馈线在升压站汇流后，通过 50MVA 主变与 110kV 配电网联络。

4.2 谐波电流传播劣化趋势

图 12 为在 10km、30km、50km、70km 馈线条件下，利用谐波电流传播劣化仿真模型，分别获取的分布式发电单元 690V 侧并网电流 i_{DK} 、35kV 母线汇集电流 i_g 的仿真频谱图。图 12 可知：分布式发电单元发射电流的谐波分量在不同长度的馈线中传播时，普遍存在劣化趋势。经过 10km、30km、50km、70km 传播后，电流的总谐波畸变率(total harmonic distortion, THD)分别从 4.74% 上升至 8.84%、从 4.65% 上升至 8.28%、从 3.08% 上升至 10.03%、从 3.81% 上升至 5.23%。此外，35kV 母线



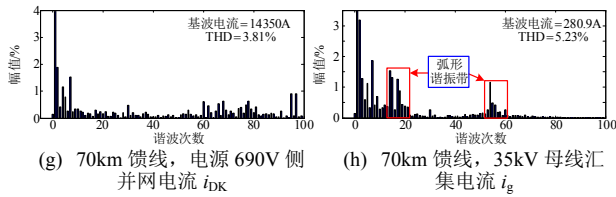


图 12 分布式发电单元 690V 侧并网电流 i_{DK} 、35kV 母线汇集电流 i_g 的仿真频谱图(谐波电流传播劣化模型, 10km、30km、50km、70km 馈线条件)

Fig. 12 Simulation frequency spectrums of i_{DK} and i_g (by using the harmonic propagation deteriorating model in cases of the 10km-, 30km-, 50km-, and 70km-in-length feeder)

汇集电流系列频谱图中标注了各谐振带类型, 且其频域位置与图 4(a)大致对应。

4.3 阻抗协调构造方法对谐振的阻尼效果

图 13 为在 35km 馈线条件下, 利用谐波电流传播劣化仿真模型, 将阻抗协调构造装置嵌入该模型后, 电站 35kV 母线汇集电流 i_g 的仿真波形及其频谱图。阻抗协调构造装置投入前, i_g 在 30 次、81 次谐波频率附近分别存在弧形谐振带、叠加谐振带, 且该电流 THD 为 9.23%, 见图 13(a)所示; 当无源阻尼装置投入后, 这两种谐振带的幅值有小幅衰减, 且 i_g 的 THD 降低至 7.31%, 见图 13(b)所示; 当无源阻尼及有源阻尼装置投入后(即, 阻抗协调构造装置投入运行), 这两种谐振带的幅值充分衰减,

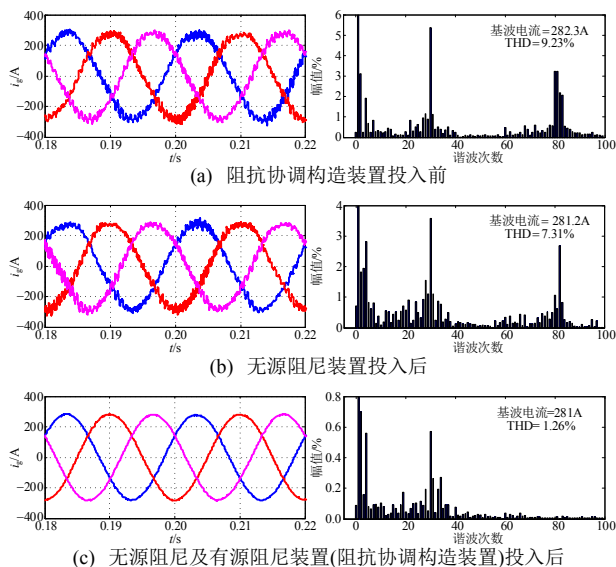


图 13 阻抗协调构造装置投入前后
电站 35kV 母线汇集电流 i_g 的仿真波形及其频谱图
(谐波电流传播劣化模型, 35km 馈线条件)

Fig. 13 Simulation waveforms and frequency spectrums of i_g before/after the coordinated impedance shaping device integrating (by using the harmonic propagation deteriorating model in cases of the 35km-in-length feeder)

且 i_g 的 THD 降低至 1.26%, 见图 13(c)所示。阻抗协调构造装置能够较大程度实现电站宽频域谐振的阻尼效果, 改善电站并网电流质量。

4.4 阻抗协调构造方法对阻抗耦合的影响

搭建了如图 11(b)所示的集电馈线阻抗耦合仿真模型, 其中馈线 1、馈线 2、馈线 3 的长度分别为 10km、30km、50km。图 14 为当馈线 1 在 0.405s 时刻发生解列故障(即 $i_{o,1}=0$ 时), 馈线 2 和馈线 3 的母线侧电流 $i_{o,2}$ 和 $i_{o,3}$ 、电站 35kV 母线汇集电流 i_g 、电站并网电流 i_{grid} 的暂态仿真波形。

未投入阻抗协调构造装置时, 馈线 1 的解列暂态, 见图 14(a)所示, 使得 $i_{o,2}$ 和 $i_{o,3}$ 的 THD 分别从暂态发生前(0.38~0.4s)的 6.62%、5.67%上升至暂态

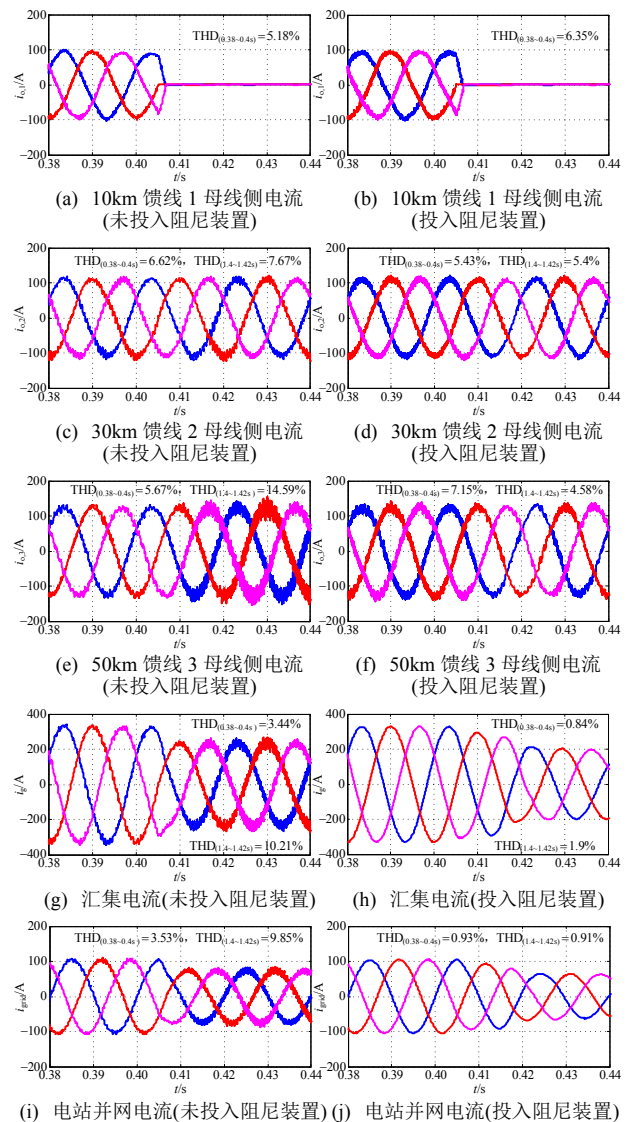


图 14 馈线 1 解列故障暂态过程中馈线 2 和馈线 3 的
母线侧电流 $i_{o,2}$ 和 $i_{o,3}$ 、电站母线汇集电流 i_g 、
电站并网电流 i_{grid} 的仿真波形
Fig. 14 Simulation waveforms of $i_{o,2}$, $i_{o,3}$, i_g , and i_{grid} during
the transient of disconnect fault of the feeder 1

后(1.4~1.42s)的 7.67%、14.59%，分别见图 14(c)、(e)所示。尤其是图 14(e)，暂态扰动使得 $i_{0.3}$ 存在明显谐振劣化趋势。

投入阻抗协调构造装置后，馈线 1 的解列暂态，见图 14(b)所示，并没有引起 $i_{0.2}$ 和 $i_{0.3}$ 产生谐振劣化趋势。与此相反，阻抗协调构造装置降低了以集电馈线为单元之间的阻抗耦合程度。 $i_{0.2}$ 和 $i_{0.3}$ 的 THD 分别从暂态发生前的 5.43%、7.15%降低至暂态后的 5.4%、4.58%，分别见图 14(d)、(f)所示。

未投入阻抗协调构造装置时，在馈线 1 的解列暂态下，由馈线 2 及馈线 3 的阻抗耦合效应引起馈线间的宽频域谐波谐振现象，导致 i_g 和 i_{grid} 的 THD 分别从暂态发生前的 3.44%、3.53%急剧上升至暂态发生后的 10.21%、9.85%，分别见图 14(g)、(i)所示。投入阻抗协调构造装置后，暂态发生前后 i_g 和 i_{grid} 的 THD 始终未超出 2%，见图 14(h)、(j)所示。需注意的是：48MW 电站工作于额定功率条件时，母线汇集电流幅值为 1120A。图 14 的仿真案例中，暂态发生前电站仅工作于 1/3 额定功率条件。

图 15 为馈线 1 解列故障暂态过程中有源阻尼装置承受电压(有效值)的仿真波形。暂态发生前，有源阻尼装置每相仅承受有效值为 230V 的电压。在 0.405s 时刻馈线 1 发生解列暂态，该电压有效值最高上升至 440V。在 1.2s 时刻，该电压恢复至正常水平。由此可见：有源阻尼装置通过耦合变压器串联至无源阻尼装置的中性点，这种联络拓扑能够有效降低前者承载电压大小，适应中高压场合。

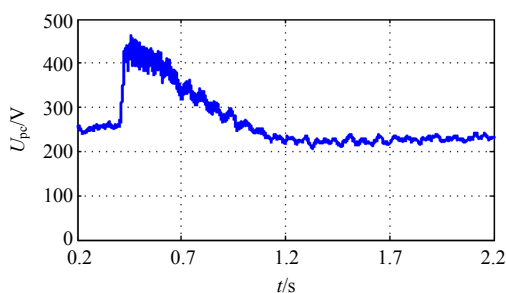


图 15 馈线 1 解列故障暂态过程中有源阻尼装置承受电压(有效值)的仿真波形

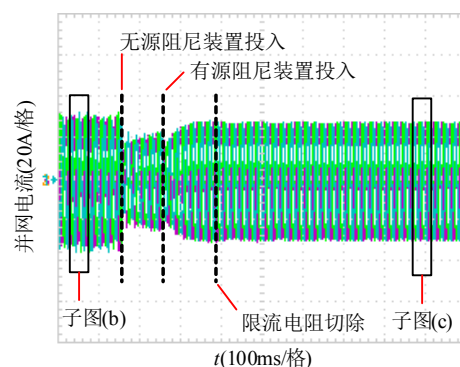
Fig. 15 Simulation waveforms of the voltage (RMS value) applying across the active damping device during the transient of the disconnect fault of the feeder 1

4.5 实验结果

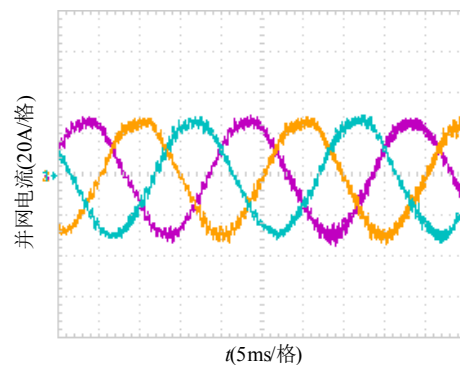
本文搭建了 380V 电压等级谐波电流发射及治理实验平台，用于验证阻抗协调构造装置的谐波治理效果。由 1 台额定功率为 66kVA 的全控型逆变装

置和 12Ω 电阻柜并联接入 380V 电网的形式，分别模拟分布式电站的谐波和基波电流特征。该全控型逆变装置叠加输出幅值均为 6A 的 17 次、25 次、29 次、31 次谐波电流。由于实验环境为低电压等级，有源阻尼装置直流母线侧电压由二极管整流稳压电源提供。

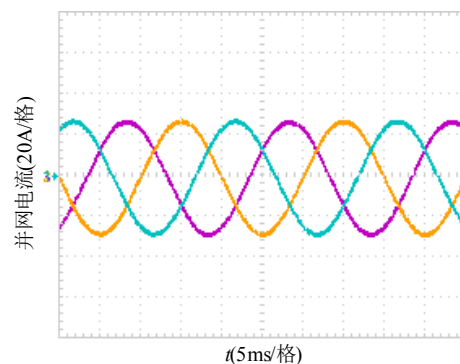
图 16 为阻抗协调构造装置投入暂态过程中并网电流及该装置输出电流实验波形。图 17 为阻抗协调构造装置投入前后并网电流实测频谱。图 16(a)为阻抗协调构造装置投入暂态过程中并网电流实验波形。将无源阻尼装置投入运行，并网电流将出现小幅跌落；5 个工频周期后，将有源阻尼装置投入运行，待并网电流稳定后，切除与有源阻尼装置串联的限流电阻。图 16(b)为阻抗协调构造装置投



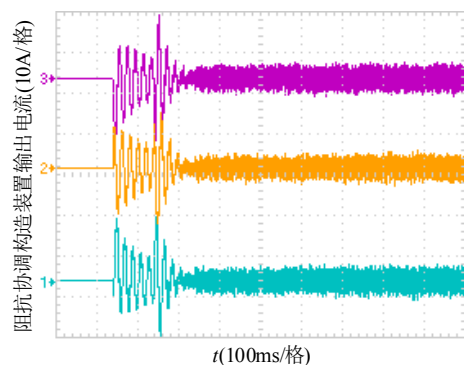
(a) 投入暂态过程中的并网电流



(b) 投入前的并网电流



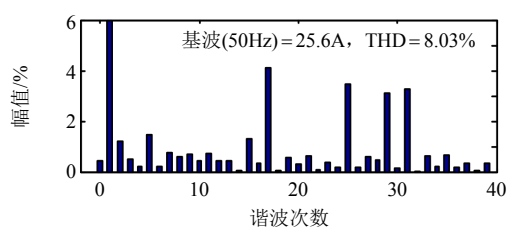
(c) 投入后的并网电流



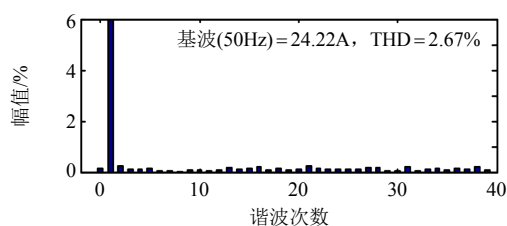
(d) 投入暂态过程中的阻抗协调构造装置输出电流

图 16 阻抗协调构造装置投入暂态过程中并网电流及该装置输出电流实验波形

Fig. 16 Experimental waveforms of the grid-connected current and the output current of the coordinated impedance shaping device during the integration transient



(a) 投入前



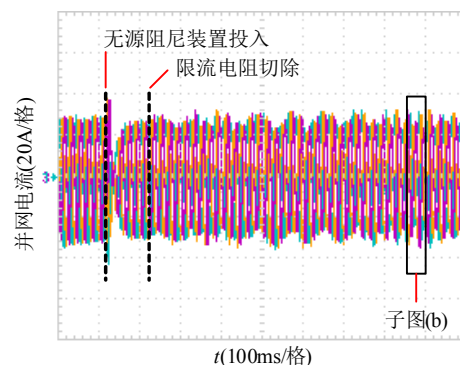
(b) 投入后

图 17 阻抗协调构造装置投入前后并网电流实测频谱

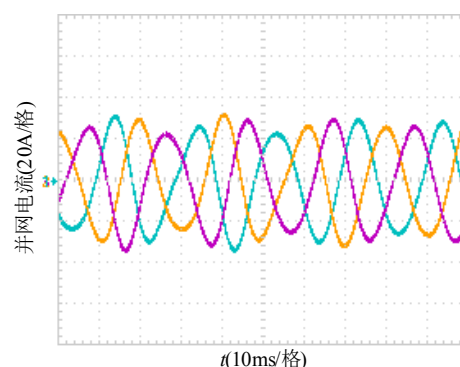
Fig. 17 Frequency spectrum of the experimental waveforms of the grid-connected current before/after the coordinated impedance shaping device integrating

入前并网电流实验波形。将图 16(b)保存的 CSV 格式数据导入 Matlab 进行傅里叶分析可知: 并网电流 THD 为 8.03%, 主要含有 17 次、25 次、29 次、31 次谐波电流分量, 见图 17(a)所示。图 16(c)为阻抗协调构造装置投入后并网电流实验波形。该装置投入后, 并网电流 THD 为 2.67%, 特征次谐波电流得到充分衰减, 见图 17(b)所示。图 16(d)为阻抗协调构造装置输出电流实验波形。

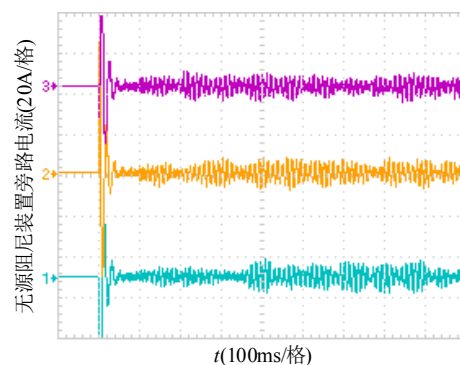
图 18 为无源阻尼装置单独投入暂态过程中并网电流及该装置旁路电流实验波形。图 19 为无源阻尼装置单独投入后并网电流实测频谱。图 18(a)为无源阻尼装置单独投入暂态过程中并网电流实验波形。将无源阻尼装置投入运行, 此刻并网电流



(a) 投入运行暂态过程中的并网电流



(b) 投入运行后的并网电流



(c) 无源阻尼装置旁路电流

图 18 无源阻尼装置单独投入暂态过程中并网电流及该装置旁路电流实验波形

Fig. 18 Experimental waveforms of the grid-connected current and the shunted current of the passive damping device during its individual integration transient

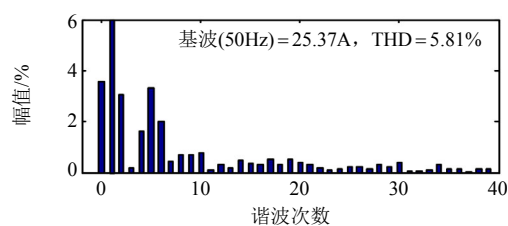


图 19 无源阻尼装置单独投入运行后并网电流实测频谱

Fig. 19 Frequency spectrum of the experimental waveform of the grid-connected current after the passive damping device integrating individually

将出现小幅跌落暂态;紧接着5个工频周期后,切除与无源阻尼装置串联的限流电阻。图18(b)为无源阻尼装置投入运行后并网电流实验波形。将图18(b)保存的CSV格式数据导入Matlab进行傅里叶分析可知:并网电流THD为5.81%,见图19所示。尽管17次及以上特征次谐波电流得到充分衰减,但是低次谐波电流却无法有效衰减。图18(c)为无源阻尼装置旁路电流实验波形。

5 结论

本文建立了典型分布式电站阻抗模型,揭示了集电馈线为单元之间、电站与配电网之间阻抗耦合引起的宽频域谐振带的分布特征及其激发因素,并通过引入有源和无源阻尼装置实现对电站等效阻抗的构造,从而满足电站宽频域谐波谐振的治理需求。本文的重要结论可归纳为:

1) 馈线 π 型等效阻抗模型包含的双曲超越函数线性化为泰勒级数后,使得分布式电站诺顿等效电流源系数和等效导纳成为非最小相系统,破坏了阻抗稳定性判据应用的前提条件,使得该判据不适用考虑中高压输电线分布参数场合。

2) 分布式电站存在以集电馈线为单元之间阻抗耦合引起的若干条宽频域谐振带。包括:由分布式发电单元逆变滤波环节主导的滤波谐振带、由馈线分布电容主导的弧形谐振带、由滤波谐振带和弧形谐振带叠加产生的叠加谐振带。

3) 无源阻尼装置为基波并联谐振LC网络,且与分布式电站汇流母线并联。以配电网为视角,该装置主导了电站谐波阻抗;有源阻尼装置等效为在电站汇流母线靠近主变低压侧的串联谐波虚拟阻抗,实现电站与配电网之间等效谐波阻抗的隔离功能。阻抗协调构造装置能够降低以集电馈线为单元之间、电站与配电网之间的阻抗耦合程度,实现电站宽频域谐振阻尼效果,改善电站并网电流质量,提高电站抗扰动能力。

参考文献

- [1] Chen Zhiyong, Luo An, Kuang Huimin, et al. Harmonic resonance characteristics of large-scale distributed power plant in wideband frequency domain[J]. Electric Power Systems Research, 2017, 143: 53-65.
- [2] 谢宁, 罗安, 陈燕东, 等. 大型光伏电站动态建模及谐波特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(36): 10-17.
- Xie Ning, Luo An, Chen Yandong, et al. Dynamic modeling and characteristic analysis on harmonics of photovoltaic power stations[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(36): 10-17(in Chinese).
- [3] He Jinwei, Li Yunwei, Bosnjak D, et al. Investigation and active damping of multiple resonances in a parallel-inverter-based microgrid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(1): 234-245.
- [4] 匡慧敏, 罗安, 陈智勇, 等. 多逆变器并网耦合谐振机理及有源阻尼优化方法[J]. 电网技术, 2016, 40(4): 1180-1189.
- Kuang Huimin, Luo An, Chen Zhiyong, et al. Coupling resonances mechanism of grid-connected multi-parallel inverters and its active damping parameter optimal method[J]. Power System Technology, 2016, 40(4): 1180-1189(in Chinese).
- [5] 潘冬华, 阮新波, 王学华, 等. 提高LCL型并网逆变器鲁棒性的电容电流即时反馈有源阻尼方法[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(18): 1-10.
- Pan Donghua, Ruan Xinbo, Wang Xuehua, et al. A capacitor-current real-time feedback active damping method for improving robustness of the LCL-type grid-connected inverter[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(18): 1-10(in Chinese).
- [6] Lu Haiyan, Zhu Jianguo, Hui S Y R. Experimental determination of stray capacitances in high frequency transformers[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2003, 18(5): 1105-1112.
- [7] Zhang Shao, Jiang Shuai, Lu Xi, et al. Resonance issues and damping techniques for grid-connected inverters with long transmission cable[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(1): 110-120.
- [8] 曾正, 赵荣祥, 吕志鹏, 等. 光伏并网逆变器的阻抗重塑与谐波谐振抑制[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(27): 4547-4558.
- Zeng Zheng, Zhao Rongxiang, Lü Zhipeng, et al. Impedance reshaping of grid-tied inverters to damp the series and parallel harmonic resonances of photovoltaic systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(27): 4547-4558(in Chinese).
- [9] He Jinwei, Li Yunwei. Generalized closed-loop control schemes with embedded virtual impedances for voltage source converters with LC or LCL filters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(4): 1850-1861.
- [10] Wang Xiongfei, Blaabjerg F, Liserre M, et al. An active damper for stabilizing power-electronics-based AC systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,

- 2014, 29(7): 3318-3329.
- [11] Wang Xiongfei, Pang Ying, Loh P C, et al. A series-LC-filtered active damper with grid disturbance rejection for AC power-electronics-based power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(8): 4037-4041.
- [12] Bradt M, Badrzadeh B, Camm E, et al. Harmonics and resonance issues in wind power plants[C]//2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting. Detroit, MI, USA, USA: IEEE, 2011: 1-8.
- [13] 谢宁, 罗安, 马伏军, 等. 大型光伏电站与电网谐波交互影响[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(34): 9-16.
Xie Ning, Luo An, Ma Fujun, et al. Harmonic interaction between large-scale photovoltaic power stations and grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(34): 9-16(in Chinese).
- [14] 帅智康, 肖凡, 涂春鸣, 等. 宽频域谐波谐振劣化机理及其抑制措施[J]. 电工技术学报, 2013, 28(12): 16-23.
Shuai Zhikang, Xiao Fan, Tu Chunming, et al. Resonance degradation mechanism of wide-band frequency harmonics and the elimination strategy[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(12): 16-23(in Chinese).
- [15] Agorreta J L, Borrega M, Lopez J, et al. Modeling and control of N-paralleled grid-connected inverters with LCL filter coupled due to grid impedance in PV plants[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(3): 770-785.
- [16] 孙振奥, 杨子龙, 王一波, 等. 光伏并网逆变器集群的谐振原因及其抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(2): 418-452.
Sun Zhen'ao, Yang Zilong, Wang Yibo, et al. The cause analysis and suppression method of resonances in clustered grid-connected photovoltaic inverters[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(2): 418-425(in Chinese).
- [17] 许德志, 汪飞, 毛华龙, 等. 多并网逆变器与电网的谐波交互建模与分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(12): 64-71.
Xu Dezhi, Wang Fei, Mao Hualong, et al. Modeling and analysis of harmonic interaction between multiple grid-connected inverters and the utility grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(12): 64-71(in Chinese).
- [18] Kunjumammed L P, Pal B C, Oates C, et al. The adequacy of the present practice in dynamic aggregated modeling of wind farm systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2016, 8(1): 23-32.

- [19] Hasan K N B M, Rauma K, Luna A, et al. Harmonic compensation analysis in offshore wind power plants using hybrid filters[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, 50(3): 2050-2060.
- [20] Sun Jian. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.

附录A 发电单元等效阻抗模型及仿真参数

逆变滤波控制环节选用文献[4]中经典的网侧电流比例准谐振控制+滤波电容电流比例反馈的双闭环控制方式。发电单元采用诺顿等效电路形式, 其中诺顿等效电流源系数 $G_s(s)$ 、诺顿等效导纳 $Y_s(s)$ 的传递函数分别为

$$G_s(s) = \frac{K_{PWM} G_{PR} G_1 G_c G_2}{1 + H_d G_c + G_1 G_c + G_c G_2 + K_{PWM} G_{PR} G_1 G_c G_2} \quad (A1)$$

$$Y_s(s) = \frac{G_2 + H_d G_c G_2 + G_1 G_c G_2}{1 + H_d G_c + G_1 G_c + G_c G_2 + K_{PWM} G_{PR} G_1 G_c G_2} \frac{1}{K_{DT}^2} \quad (A2)$$

式中: K_{PWM} 为逆变器增益; K_{DT} 为箱变的匝数比; $H_d = K_{PWM} K_C C_f / L_1$; $G_1(s) = 1/(sL_1 + R_1)$; $G_2(s) = 1/(sL_2 + R_2)$; $G_c(s) = 1/sC_f$; K_C 为滤波电容电流比例反馈系数; L_1 、 R_1 分别为逆变侧滤波电感及其等效电阻; L_2 、 R_2 分别为网侧滤波电感及其等效电阻; G_{PR} 为比例准谐振控制器, 传递函数为

$$G_{PR}(s) = K_p + \sum_{h=1,3,5,7,9,11} \frac{2K_{i,h}\omega_c s}{s^2 + 2\omega_c s + h^2\omega_n^2} \quad (A3)$$

式中: K_p 为比例增益; $K_{i,h}$ 为第 h 次谐振增益; ω_c 为截止频率; ω_n 为基波频率。

表A1 为分布式发电单元逆变滤波环节的电气及控制仿真参数。

表 A1 发电单元电气及控制仿真参数
Tab. A1 Simulation parameters of electrical and control for generation units

参数	数值	参数	数值
L_1/mH	2	$\omega_n/(\text{rad/s})$	314
R_1/Ω	0.002	$k_{i,1}$	175
L_2/mH	0.8	$k_{i,3}$	50
R_2/Ω	0.001	$k_{i,5}$	15
$C_f/\mu\text{F}$	3	$k_{i,7}$	10
K_C	2	$k_{i,9}$	10
K_p	2.1	$k_{i,11}$	10
$\omega_c/(\text{rad/s})$	6.28	—	—

附录B 电力变压器仿真参数

电力变压器参数参考郴州三十六湾风电场箱变及主变出厂测试报告, 分别见表B1、B2所示。

依据表B2, 主变 τ 型等效阻抗形式参数计算过程如下: 主变匝数比为

$$K_{MT} = \frac{110}{\sqrt{3}} \frac{1}{35} = 1.8145 \quad (B1)$$

表 B1 2MW 风力机组箱变测试报告参数

Tab. B1 Testing report parameters of the pad-mounted transformer for the wind turbine with a power rating of 2MW

参数	数值
额定功率 S_{DT}/kVA	2280
连接组别	DYn11(690V-35kV)
空载电流 $I_{D0}/\%$	0.27
空载损耗 $P_{DT_open_Losses}/\text{kW}$	2.54
短路电流 $I_{DS}/\%$	6.15
短路损耗 $P_{DT_short_Losses}/\text{kW}$	11.43

表 B2 主变测试报告参数

Tab. B2 Testing report parameters of the main transformer

参数	数值
额定功率 S_{MT}/kVA	50000
连接组别	YnD11(110kV-35kV)
空载电流 $I_{M0}/\%$	0.63
空载损耗 $P_{MT_open_Losses}/\text{kW}$	36
短路电流 $I_{MS}/\%$	10.5
短路损耗 $P_{MT_short_Losses}/\text{kW}$	204

主变 35kV 侧电流为

$$I_{35N} = \frac{50e6}{\sqrt{3} \times 35e3} = 524.7861\text{A} \quad (\text{B2})$$

主变 110kV 侧电流为

$$I_{110N} = \frac{50e6}{\sqrt{3} \times 110e3} = 262.4319\text{A} \quad (\text{B3})$$

1) 计算主变短路阻抗 Z_{MK} (35kV 侧短路)。

Z_{MK} 幅值为

$$|Z_{MK}| = \frac{110e3}{\sqrt{3}} \frac{I_{MS}}{I_{110N}} = \frac{110e3}{\sqrt{3}} \frac{10.5\%}{262.4319} = 25.41\Omega \quad (\text{B4})$$

短路电阻 R_{MK} 为

$$R_{MK} = \frac{P_{MT_short_Losses}}{3} \frac{1}{I_{110N}^2} = \frac{204e3/3}{262.4319^2} = 0.9874\Omega \quad (\text{B5})$$

短路电抗 X_{MK} 为

$$X_{MK} = \sqrt{|Z_{MK}|^2 - R_{MK}^2} = \sqrt{25.41^2 - 0.9874^2} = 25.3908\Omega \quad (\text{B6})$$

即短路电感 $L_{MK} = 0.0808\text{H}$ 。最后, 将 R_{MK} 、 L_{MK} 折算至 35kV 侧, 则有 $Z_{MK} = 0.2999 + j\omega 0.0245\Omega$ 。

2) 计算主变励磁阻抗 Z_{MM} (110kV 侧开路)。

Z_{MM} 幅值为

$$|Z_{MM}| = \frac{35 \times 10^3}{I_{35N} I_{M0}} = \frac{35e3}{\frac{824.7861}{\sqrt{3}} \times 0.63\%} = 11667\Omega \quad (\text{B7})$$

励磁电阻 R_{MM} 为

$$R_{MM} = \frac{P_{DT_open_Losses}}{(I_{35N} I_{M0})^2} = \frac{36e3/3}{(\frac{824.7861}{\sqrt{3}} \times 0.63\%)^2} = 1333.3\Omega \quad (\text{B8})$$

励磁电抗 X_{MM} 为

$$X_{MM} = \sqrt{|Z_{MM}|^2 - R_{MM}^2} = \sqrt{11667^2 - 1333.3^2} = 11591\Omega \quad (\text{B9})$$

即: $L_{MM} = 36.9125\text{H}$; $Z_{MM} = 1333.3 + j\omega 36.9125\Omega$ 。

箱变 τ 型等效阻抗形式的参数计算过程略, 仅给出计算后的参数: 箱变匝数比 $K_{DT} = 87.8576$; 箱变励磁阻抗 $Z_{DM} = 246310 + j\omega 1730.9\Omega$; 箱变短路阻抗 $Z_{DK} = 8.0804 + j\omega 0.3145\Omega$ 。

附录 C 集电馈线及配电网仿真参数

集电馈线采用 π 型等效阻抗形式, 馈线串联阻抗 Z_L 、馈线并联导纳 Y_P 表达式分别为:

$$Z_L = Z_c \sinh \gamma l \quad (\text{C1})$$

$$Y_P = (\cosh \gamma l - 1) / (Z_c \sinh \gamma l) \quad (\text{C2})$$

式中: l 为馈线长度; Z_c 、 γ 分别为馈线波阻抗、馈线传播常数。 Z_c 、 γ 表达式分别为:

$$Z_c = \sqrt{\frac{l_0}{c_0}} - j \frac{1}{2} \frac{r_0}{\omega \sqrt{l_0 c_0}} \quad (\text{C3})$$

$$\gamma = \frac{r_0}{2} \sqrt{\frac{c_0}{l_0}} + j \omega \sqrt{l_0 c_0} \quad (\text{C4})$$

式中: l_0 、 c_0 、 r_0 分别为单位长度馈线电感、电容、电阻值。35kV 馈线 π 型等效阻抗模型每 km 仿真参数: $l_0 = 1.2\text{mH}$ 、 $c_0 = 12.9\text{nF}$ 、 $r_0 = 0.053\Omega$ 。仿真中 110kV 配电网视为为无穷大电网, 其中 $U_g = 110\text{kV}$; $Z_g = 0.002 + j\omega 1.2e-3\Omega$ (若折算至 35kV 侧时, 配电网等效阻抗为 $0.0066 + j\omega 4e-3\Omega$)。理论仿真中, 所有电气参数均折算至 35kV 侧。

附录 D 不满足阻抗稳定性判据应用前提条件的解释

当 $n=1$ 时, 式(8)可化简为

$$I_g(s) = (G_{eq_d} I_{ref} - \frac{G_{eq_g} U_g}{Z_{eq_d}}) \frac{1}{1 + \frac{Z_{eq_g}}{Z_{eq_d}}} \quad (\text{D1})$$

由式(D1)可知, 利用 Z_{eq_g}/Z_{eq_d} 的奈奎斯特曲线分析并设计系统稳定性的前提条件是^[20]: G_{eq_d} 的极点以及 Z_{eq_d} 的零点位于 S 左半平面, 即式(D1)等号右侧括号内的子传递函数不含 S 右半平面极点。

将馈线串联阻抗 Z_L 、馈线并联阻抗 Z_P 表达式(分别对应式(C1)和(C2))中的双曲正弦及双曲余弦函数分别展开成 9 阶泰勒级数形式, 并忽略余项, 得

$$\sinh(\gamma l) \approx \frac{(\gamma l)^7}{7!} + \frac{(\gamma l)^5}{5!} + \frac{(\gamma l)^3}{3!} + \gamma l \quad (\text{D2})$$

$$\cosh(\gamma l) \approx \frac{(\gamma l)^8}{8!} + \frac{(\gamma l)^6}{6!} + \frac{(\gamma l)^4}{4!} + \frac{(\gamma l)^2}{2} + 1 \quad (\text{D3})$$

发电单元逆变滤波控制环节中 G_{PR} 仅考虑基波准谐振

部分(即,式(A3)仅含有 $h=1$ 时的情形)、设置馈线长度为 $l=50\text{km}$ 。此时,求出式(D1)中 G_{eq_d} 和 Z_{eq_d} 的零极点分布,见图 D1 所示。 G_{eq_d} 含有 16 个位于 S 右半平面的极点; Z_{eq_d} 含有 26 个位于 S 右半平面的零点。由此可知:式(D1)等号右侧括号内的子传递函数所表征的系统是不稳定的。故无法利用 $Z_{\text{eq}_g}/Z_{\text{eq}_d}$ 的奈奎斯特曲线对 S 平面上 $(-1,0)$ 点的包围特征分析并设计系统的相对稳定性。

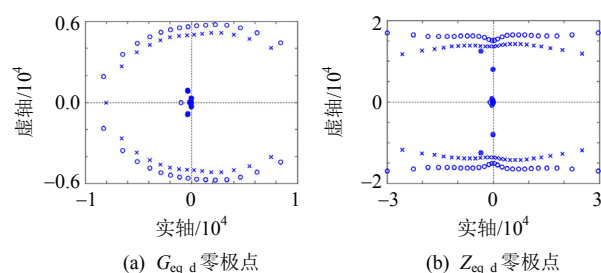


图 D1 G_{eq_d} 和 Z_{eq_d} 的零极点分布图

Fig. D1 Zero-pole map of G_{eq_d} , Z_{eq_d}



陈智勇

收稿日期: 2017-12-19。

作者简介:

陈智勇(1985),男,博士,博士后,研究方向为分布式发电及其电能质量控制技术,chenzhiyong2008bj@126.com;

黄旭程(1992),男,博士研究生,研究方向为直流微电网运行与控制、电能质量治理,huang_xucheng66@163.com;

杨苓(1992),女,博士研究生,研究方向为分布式发电技术、微电网运行与控制,1650148795@qq.com;

罗安(1957),男,博士,教授,中国工程院院士,研究方向为电能变换与控制技术,an_luo@126.com;

黎燕(1976),女,博士,副教授,研究方向微电网控制技术、电能质量治理,liyanly@csu.edu.cn;

杨均权(1995),男,硕士研究生,研究方向为分布式发电系统建模与控制,1987341991@qq.com。

(责任编辑 吕鲜艳)

Investigation on Resonance Mechanism in Wide Frequency Domain for Distributed Power Plant and Its Coordinated Impedance Shaping Method

CHEN Zhiyong, HUANG Xucheng, YANG Ling, LUO An, LI Yan, YANG Junquan
(Hunan University)

KEY WORDS: distributed power plant; distributed generation unit; wide frequency domain; impedance coupling; harmonic resonance; active damping

Harmonic currents emitting by distributed generation (DG) units possess wide-frequency and high-order features. These harmonic currents have potential for magnification due to the possible resonance excitation factors resulting from the impedance coupling among the electric apparatus and facilities inside the distributed power plants (DPPs).

An impedance model of the DPP is built for the sake of exploring the distribution features as well as explicating the causes of these resonance bands. This model takes the following four factors into consideration: the impedance of the DG units, the impedance of the power transformers, the distributed parameters of the collector feeders, and the typical configuration of the collector system.

According to the model of the DPP, the grid-side current of the m th collector feeder $I_{o,m}$ could be derived and may be expressed as

$$I_{o,m}(s) = G_{D,m} I_{ref,m} - \sum_{i=1, i \neq m}^n G_{MD,m,i} I_{ref,i} - G_{G,m} U_g \quad (1)$$

Also, the bus current of the plant may be written as

$$I_g = G_{lump} I_{ref} - Y_{lump} U_g \quad (2)$$

According to (1) and (2), the relationship between the amplitude-frequency responses and the length of the collector feeders for $G_{D,m}$, $G_{MD,m,i}$, $G_{G,m}$, G_{lump} , Y_{lump} could be obtained. Therefore, the distribution features of these resonance bands could be intuitively revealed. According to different formation mechanisms, the bands may be categorized as the following four types:

1) Filter resonance bands, which are caused by the LCL-type inverter-filter systems of the DG units, are located around the 77th-order harmonic frequency.

2) Arc resonance bands, which are primarily produced by the feeders' distributed capacitance, take the form of arc-like bands.

3) Superimposition resonance bands, which are generated by the overlap between the filter resonance bands and the arc resonance bands, are located around the 77th harmonic frequency and in cases of 13km-,

50km-, and 90km-in-length collector feeders.

4) Extrinsic resonance bands, which result from the quasi-proportional-resonance controller for the inverter-filter systems, are located at fundamental, 5th, 7th-, 9th, and 11th harmonic frequencies.

To dampen these resonance bands, except the extrinsic resonance bands, a plant-level coordinated impedance shaping method is proposed. Both the single-phase topology of the coordinated damper (comprising an active damper and a passive damper) and the control block diagram of the active damper can be seen in Fig. 1. The passive damper connects in parallel with the collector bus, while the active one connects in series with the neutral point of the passive damper via a coupling transformer. The active damper could block the impedance interaction between the plant and the grid; the passive damper could dominate the plant's equivalent harmonic impedance without affecting the fundamental impedance.

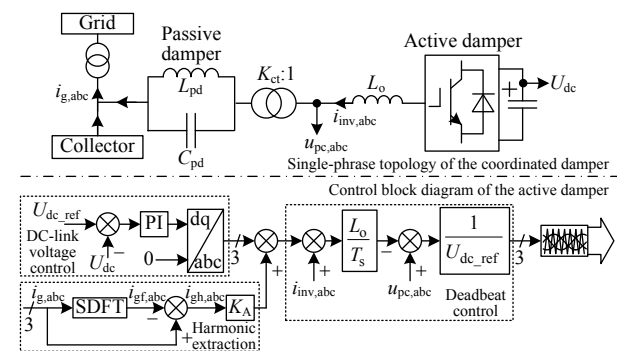


Fig. 1 Proposed coordinated impedance shaping method

The simulation and experimental results indicated that: 1) the deterioration tendency of harmonic currents does exist during their propagation along the feeders; 2) the impedance coupling among each collector feeder could cause the wide frequency resonance; 3) the proposed coordinated impedance shaping method helps to relief the impedance coupling. Also, the power quality for grid integrations could be improved.