DOI：10.13234/j.issn.2095-2805.2025.3.106 **中图分类号**：TM46 **文献标志码**：A

基于高压有源谐振抑制器的海上风电并网电能质量提升技术

徐群伟(中国电源学会会员)，潘 星，熊鸿韬，黄晓明，朱非白，马智泉
(国网浙江省电力有限公司电力科学研究院，杭州 310014)

摘要：针对经长距离交流海缆送出的海上风电并网谐振问题，首先建立典型设备模型，开展计及海缆容抗特性的谐振机理分析。在此基础上，提出基于高压有源谐振抑制器HARS(high-voltage active resonance suppressor)的海上风电谐振抑制技术。采用降压变+H桥级联型阀组的两级式变换结构，实现220 kV高电压等级可靠并网。基于阻抗重塑思想，提出以网侧电流谐振分量为反馈的谐振阻尼控制策略，并给出阻尼系数和带通中心频率2个关键参数的可行域解析方法。最后，通过仿真和工程实践验证了所提技术的可行性和有效性。

关键词：海上风电；谐振；交流海缆；有源控制；阻抗重塑

Offshore Wind Power Grid-connected Power Quality Improvement Technology Based on High-voltage Active Resonance Suppressor

XU Qunwei, *Member*, *CPSS*, PAN Xing, XIONG Hongtao, HUANG Xiaoming, ZHU Feibai, MA Zhiquan
(Electric Power Research Institute, State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd., Hangzhou 310014, China)

Abstract: To solve the resonance problem in grid-connected offshore wind power delivered by long-distance AC submarine cables, the typical equipment models are established at first, and the resonant mechanism is analyzed by taking into account the capacitance-reactance characteristics of submarine cables. On this basis, a resonance suppression technology for offshore wind power based on high-voltage active resonance suppressor (HARS) is proposed. A two-stage transformation structure consisting of a Buck transformer and a H-bridge cascade valve bank is adopted to realize reliable grid-connection at 220 kV high-voltage level. According to the impedance reshaping theory, a resonant damping control strategy based on the feedback of resonant component of grid-side current is designed, and the feasible region analysis method for the damping coefficient and band-pass center frequency is also given. Finally, the feasibility and effectiveness of the proposed technology are verified by simulations and engineering practice.

Keywords: Offshore wind; resonance; AC submarine cable; active control; impedance reshaping

海上风电作为1种清洁能源，凭借其距离用电负荷近、发电稳定、不占用陆上土地资源等优势，近年来在全球范围内得到迅速发展[1]。我国海上风电并网装机容量持续增长，已连续3年成为最大海上风电市场。

海上风电快速发展的同时，也面临诸多难题。在大规模海上风电接入的情况下，运行风险主要集中于低惯量、弱涉网性能及低可靠性等因素对大电网安全稳定性产生的影响[2-4]。同时，海上风电系统涉及大量电力电子设备和长距离交流海缆应用，

收稿日期：2024-11-25；**修回日期**：2025-01-23；**录用日期**：2025-02-08；**网络首发日期**：2025-02-24
基金项目：国家电网有限公司科技资助项目(4000-202319073A-1-1-ZN)
This work is supported by Science and Technology Project of State Grid Corporation of China under the grant 4000-202319073A-1-1-ZN

并网电能质量问题愈发突出[5]。一方面，风机变流器等电力电子设备本身具有强非线性和结构复杂性，集群化机组汇集并网使得谐波特性及内在交互错综复杂；另一方面，长距离交流海缆相比于陆上风电常用的架空线路，容性阻抗更为显著，与接入电网阻抗交互作用产生的谐振问题十分严峻[6]。以浙江某海上风电为例，其二期工程投运后，并网线路 5 次谐波电流放大近 10 倍，5 次谐波电压抬升 2 倍，远超国家标准规定的限值要求。

针对海上风电规模化接入带来的谐振问题，主流解决方案分为无源抑制和有源抑制 2 类[7-9]。无源滤波器凭借结构简单、可靠性高、成本较低等优势，在实际工程中应用广泛，但海上风电运行方式复杂，系统谐振特性受到风电机组、海缆投切及电网方式变化等多重因素影响，容易发生偏移，无源滤波器阻抗特性固化，对于谐振抑制需求的适应能力有限。

近年来针对有源滤波器的研究较多。文献[10]提出了 1 种可变阻尼控制策略，通过实时谐波监测，动态重塑有源滤波器的阻抗，实现宽频段谐波抑制；文献[11]提出以有源滤波器补偿电流为反馈的阻尼控制策略，以优化有源阻尼方案的谐波抑制效果；文献[12]在传统网侧电压比例前馈抑制方案的基础上，采用基于比例-微分-二阶微分控制环节的电网电压前馈方法，提升了变流器的动态响应特性，同时保障了谐波治理效果。上述文献虽针对有源滤波技术进行了深入研究，但研究对象并非经长距离交流海缆送出的海上风电谐波问题，技术适用性有待进一步验证和完善。

本文聚焦经长距离交流海缆并网的海上风电谐振问题，通过建立阻抗模型，研究海缆容抗与接入电网间的谐波谐振机理，提出了基于高压有源谐振抑制器 HARS(high-voltage active resonance suppressor)的海上风电谐振抑制技术。以网侧电流谐振分量为反馈，构建谐振阻尼控制策略，通过重塑系统谐波阻抗以达到破坏谐振条件的目的。在此基础上，给出阻尼系数和带通中心频率 2 个关键参数的可行域解析方法。最后，结合仿真和装置试验，验证了所提技术的可行性和有效性。

1　海上风电系统结构及谐振机理分析

1.1　经长距离交流海缆送出的海上风电系统结构

图 1 为典型的经高压长距离交流海缆送出的 220 kV 海上风电系统结构。海上风电机组所产生电力经 35 kV 集电海缆汇集后接入海上升压站，通过 220 kV/36.75 kV 变压器升压后，经两回高压交流海缆送至陆上计量站，再经架空线汇集至交流电网并网点 PCC(point of common coupling)处。本文参考浙江某风电场系统结构及参数开展后续分析。风电场 A 含 6.25 MW 直驱风机 32 台、6.45 MW 直驱风机 31 台，经两回 49 km 高压交流海缆送至陆上计量站 A；风电场 B 含 4.00 MW 直驱风机 75 台，经两回 34 km 高压交流海缆送至计量站 B。电网背景谐波以等效谐波电压源的方式设置。

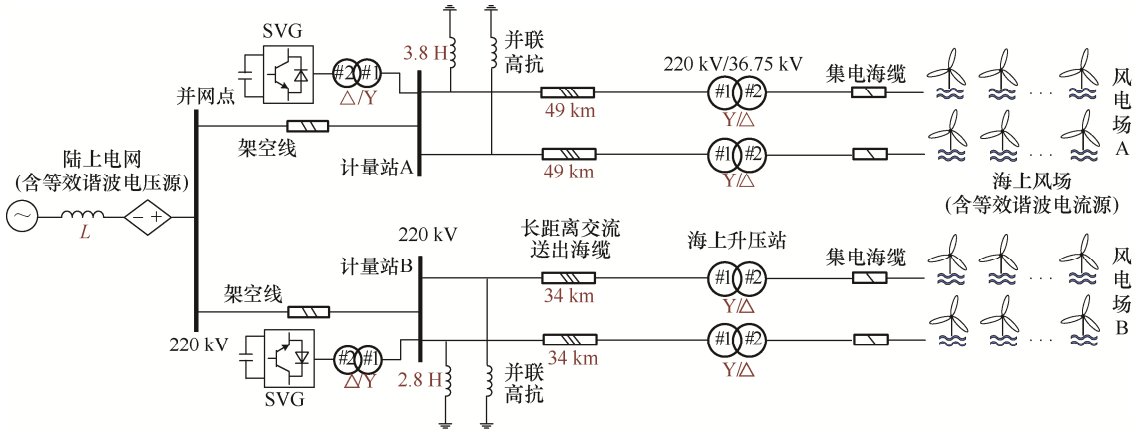


图 1　典型经交流海缆送出的海上风电系统结构

Fig. 1 Structure of typical offshore wind power system with power delivered by AC submarine cables

为开展谐振特性分析，建立海上风电场主要一次设备阻抗模型，包括直驱风机、高压交流海缆等。本文采用的直驱风机阻抗模型参考文献[13]，忽略直流电容和机侧变流器动态过程影响，直驱风机主电路与控制环路示意如图 2 所示。图中：C_{f}为滤波电容；L_{f}为滤波电感；v_{valve}为阀组侧输出电压值；i_{abc}为输出侧三相电流；i_d、i_q分别为三相电流经旋转坐标变换后的 d、q 轴分量；v_{abc}为输出侧三相电压；u_d、u_q分别为三相电压经旋转坐标变换后的 d、q 轴分量；θ为锁相角；H_{PLL}为锁相环传递函数；H_{out}和 H_{in}为外环和内环 PI 控制的传递函数；P 为输出有功功率；Q 为输出无功功率；P_{ref}为有功功率指令；Q_{ref}为无功功率指令；$i_{d,\mathrm{ref}}$、$i_{q,\mathrm{ref}}$分别为 d、q 轴电流指令；$u_{d,\mathrm{ref}}$、$u_{q,\mathrm{ref}}$分别为 d、q 轴电压指令；w 为角频率。

直驱风机正、负序阻抗表达式分别为

$$Z_{\mathrm{p}}(s)=-\frac{V_{\mathrm{p}}(s)}{I_{\mathrm{p}}(s)}=\left\{sL_{\mathrm{f}}+\frac{V_{\mathrm{dc}}}{2}[H_{\mathrm{i}}(s-\mathrm{j}2\pi f_1)-\mathrm{j}K_2]G_{\mathrm{i}}(s)\right\}\cdot\left[1-\frac{V_{\mathrm{dc}}}{2}K_1G_{\mathrm{v}}(s)-\frac{V_{\mathrm{dc}}}{4}T_{\mathrm{PLL}}(s-\mathrm{j}2\pi f_1)\cdot G_{\mathrm{v}}(s)H_{\mathrm{i}}(s-\mathrm{j}2\pi f_1)(i_{d,\mathrm{ref}}+\mathrm{j}i_{q,\mathrm{ref}})\right]^{-1} \tag{1}$$

$$Z_{\mathrm{n}}(s)=-\frac{V_{\mathrm{n}}(s)}{I_{\mathrm{n}}(s)}=\left\{sL_{\mathrm{f}}+\frac{V_{\mathrm{dc}}}{2}[H_{\mathrm{i}}(s+\mathrm{j}2\pi f_1)-\mathrm{j}K_2]G_{\mathrm{i}}(s)\right\}\cdot\left[1-\frac{V_{\mathrm{dc}}}{2}K_1G_{\mathrm{v}}(s)-\frac{V_{\mathrm{dc}}}{4}T_{\mathrm{PLL}}(s+\mathrm{j}2\pi f_1)\cdot G_{\mathrm{v}}(s)H_{\mathrm{i}}(s+\mathrm{j}2\pi f_1)(i_{d,\mathrm{ref}}-\mathrm{j}i_{q,\mathrm{ref}})\right]^{-1} \tag{2}$$

式中：$V_{\mathrm{p}}(s)$为正序电压；$I_{\mathrm{p}}(s)$为正序电流；s 为复频域中的复数变量；V_{dc}为直流侧电压；H_{i}为电流反馈支路传递函数；f_1为基波频率；K_2为电流环增益系数；$G_{\mathrm{i}}(s)$为电流环传递函数；K_1为电压环增益系数；$G_{\mathrm{v}}(s)$为电压环传递函数；T_{PLL}为锁相环延时；$V_{\mathrm{n}}(s)$为负序电压；$I_{\mathrm{n}}(s)$为负序电流。

目前海缆的主流建模方法主要有 π 模型、Bergeron 模型(又称分布式 π 模型)和频率依赖 FD (frequency dependent)模型。文献[14]分析了不同长度下分布式 π 模型和 FD 模型的阻抗特性，FD 模型在高频段的阻抗特性更为准确，故本文采用 FD 模型进行风电场海缆的详细建模。综合考虑海缆线芯层、护套层和铠装层等参数，高压交流海缆 FD 模型如图 3 所示，本文的长距离海缆 FD 模型依托 PSCAD 中的传输线计算程序 LCP(line compute program)建立。

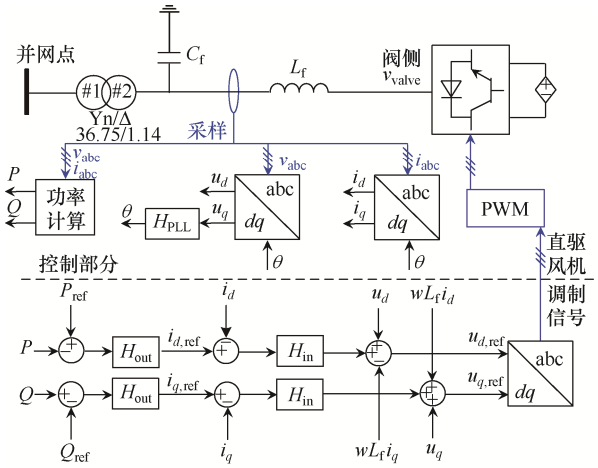


图 2 直驱风机主电路与控制环路示意

Fig. 2 Schematic of main circuit of direct-drive wind turbine and control loop

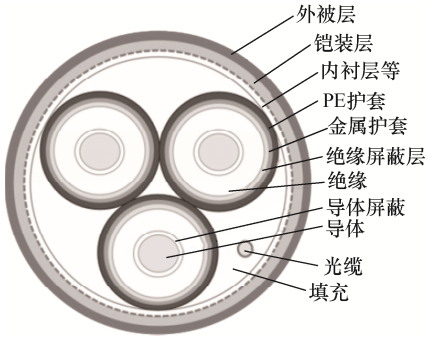


图 3 高压交流海缆 FD 模型

Fig. 3 FD model of high-voltage AC submarine cable

1.2 计及海缆容抗特性的谐振机理分析

中、高频下海缆分布电容特性显著，其呈现的容性阻抗与接入电网感性阻抗间易形成阻抗匹配，进而引发谐振效应。结合图 1 系统模型，本文长距离交流海缆并入对系统谐振点的影响如图 4 所示。图中：A_1、A_2、A_3为 49 km 交流海缆与电网电感构造的谐振点；B_1、B_2为 34 km 交流海缆与电网电感构造的谐振点；C_1、C_2为 35 kV 集电海缆构造的谐振点。考虑到电网背景谐波以 5 次、7 次等低次谐

波为主，高频段谐波含量较低，背景谐波放大主要是 220 kV 长距离交流海缆与陆网电感阻抗匹配产生的第 1 个谐振点所致，故围绕低频段谐振效应展开分析。

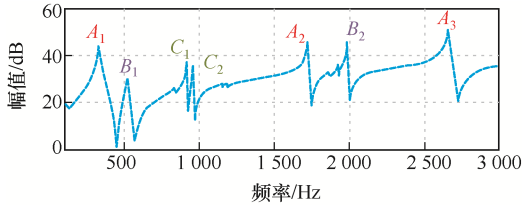


图 4　海上风电系统谐振点示意

Fig. 4 Schematic of resonance points in offshore wind power system

进一步建立海上风电系统谐波示意如图 5 所示。图中：I_n 为 n 次等效谐波源；I_{sn} 为网侧谐波电流；I_{cn} 为海缆等效谐波电流；I_{Ln} 为风机支路谐波电流；X_c 为海缆等效容抗；X_s 为电网等效感抗。将风机支路阻抗与电网阻抗合并考虑，得到简化的分析示意如图 6 所示，图中，X'_s 为电网阻抗与风机阻抗并联后的系统等效电抗。

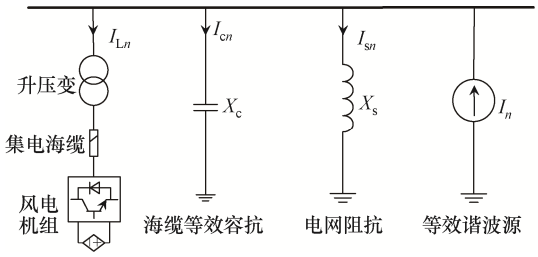


图 5　海上风电系统谐波分析示意

Fig. 5 Schematic of harmonic analysis for offshore wind power system

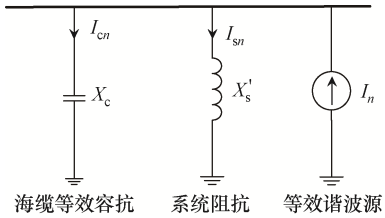


图 6　海上风电系统谐波分析简化示意

Fig. 6 Simplified diagram of harmonic analysis for offshore wind power system

设系统基波等值阻抗 $Z'_s = R'_s + \mathrm{j}X'_s$，$n$ 次谐波阻抗 $Z'_{sn} = R'_{sn} + \mathrm{j}X'_{sn}$，其中，$R'_s$ 为系统等效基波电阻，R'_{sn} 为系统等效谐波电阻，X'_{sn} 为系统等效谐波电抗。通常 $R'_{sn} << X'_{sn}$，故可忽略 R'_{sn}，得到

$$I_{cn} = \frac{nX'_s}{nX'_s - X_c/n} I_n \tag{3}$$

$$I_{sn} = \frac{-X_c/n}{nX'_s - X_c/n} I_n \tag{4}$$

引入变量 $\beta = -X_c/(n^2X'_s)$，并以 I_n 作为基准，可将式(3)和式(4)改写为

$$\frac{I_{cn}}{I_n} = \frac{1}{1+\beta} \tag{5}$$

$$\frac{I_{sn}}{I_n} = \frac{\beta}{1+\beta} \tag{6}$$

绘制 I_{cn}/I_n 和 I_{sn}/I_n 随 β 的变化曲线，如图 7 所示，纵坐标为放大倍数，横坐标为 β。当 $\beta = -1$、$n = n_0 = \sqrt{X_c/X_s}$ 时，海缆与等效系统发生并联谐振，2 条谐波电流放大至最大值；当 $\beta = -2$、$n = n_a = \sqrt{X_c/(2X_s)}$ 时，$|I_{sn}/I_n| = 2$、$|I_{cn}/I_n| = 1$；当 $\beta = -0.5$、$n = n_b = \sqrt{2X_c/X_s}$ 时，$|I_{cn}/I_n| = 2$、$|I_{sn}/I_n| = 1$、$n_a < n < n_b$，为谐波电流放大较严重的频段。

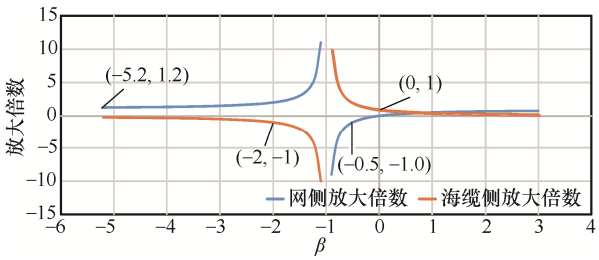


图 7　支路电流谐振放大趋势分析

Fig. 7 Analysis of current resonance amplification trend in branch circuits

2　基于高压有源谐振抑制器的海上风电谐振抑制技术

2.1　HARS 拓扑结构及基本原理

220 kV 高压有源谐振抑制器采用降压变+H 桥级联型阀组的两级式变换结构，如图 8 所示。图中：E_{dc} 为 HARS 直流侧电压；$E_{dc,ref}$ 为 HARS 直流侧电压指令；Δu_d、Δu_q 分别为阻尼控制通道 d、q 轴分量；G_R 为谐振分量反馈函数，R_v 为阻尼系数，G_{LPF} 为常规二阶低通滤波器的传递函数。降压变主要作用是降低阀侧电压和故障隔离。阀组接线形式可选

择角型或星型，角型拓扑具备更优良的故障穿越能力，但模块数、投资成本相对较高。HARS 控制策略与传统有源滤波器 APF(active power filter)有所不同，APF 主要通过采样负载侧电流并提取谐波分量，控制装置输出幅值相等、相位相反的谐波电流进行补偿，以使电网侧电流波形质量提升。HARS 控制策略需要从破坏谐振条件、加强谐振阻尼能力的角度加以设计，采用的是阻抗型控制的技术路线，其基本原理为通过实时采集网侧电压电流、阀组侧电压电流，经谐振分量提取和解析环节，生成谐波阻抗重塑的调节指令，再经 PWM 调制生成驱动脉冲，以控制阀组输出相应电流，使系统原有谐振峰得到抑制。考虑 HARS 接入海上风电场陆上计量站 220 kV 母线后，系统等效电气示意如图 9 所示。

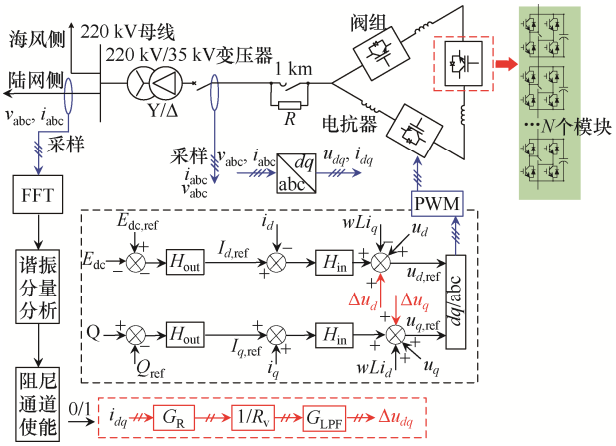


图 8 HARS 拓扑结构

Fig. 8 Topological structure of HARS

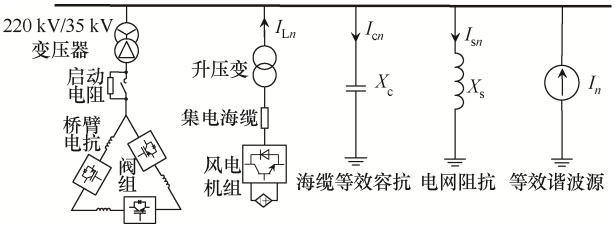


图 9 HARS 接入后的系统等效电气示意

Fig. 9 Equivalent electrical diagram of system after HARS access

2.2 谐振阻尼控制策略及参数设计

本文基于阻抗重塑思想，提出以网侧电流谐振分量为反馈的谐振阻尼控制策略，控制通道框图如图 10 所示。其原理与虚拟阻抗控制类似，通过控制方式将物理阻抗电路折算至控制环路，以实现近似等效代替阻尼支路的目的。

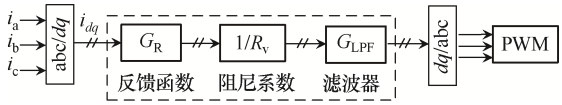


图 10 谐振阻尼控制通道示意

Fig. 10 Schematic of resonant damping control channel

谐振分量提取是阻尼控制的关键，故反馈函数 G_R 的设计尤为重要。目前提取特定频率分量的方法主要有谐振控制器和带通滤波器 2 类[15]。考虑到带通滤波器通带宽、对运行工况变化适应性更强，通过品质因数调节能够兼顾跟踪增益和适应能力，故本文选取二阶带通滤波器作为反馈函数，其表达式为

$$G_F = \frac{s}{(F/\omega_c)s^2 + s + F\omega_c} \tag{7}$$

式中：ω_c 为谐振角频率，F 为品质因数。F 值的选取对带通滤波器的性能影响如图 11 所示。

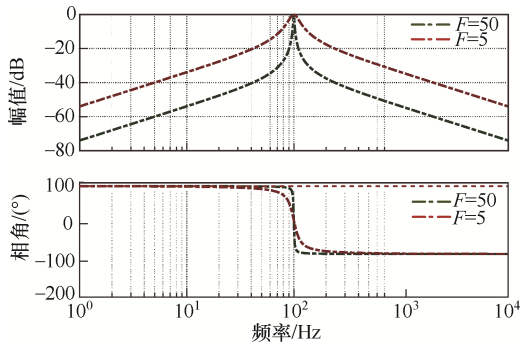


图 11 F 取不同值时的带通滤波器频率特性

Fig. 11 Frequency response of band-pass filter at different values of Q

结合图 10 和图 11，基于小干扰频域线性化方法，进一步推导 HARS 的阻抗传递函数，忽略电压外环、锁相环和直流电压动态过程影响，使能谐振阻尼通道后的 HARS 阻抗表达式为

$$Z_{HARS} = \frac{G_{value,I,HARS} + \Delta G_I - sL}{G_{value,V,HARS} + \Delta G_V - 1} \tag{8}$$

$$\begin{cases} G_{value,V,HARS} = G_6G_1 + G_6G_3G_5 + G_7G_4 \\ G_{value,I,HARS} = G_6G_2 + G_6G_3G_4 + G_7G_5 \end{cases} \tag{9}$$

$$\begin{cases} \Delta G_V = G_R K_v (1 - 0.5 j e_{pn} V_{m0} G_{PLL}) G_v G_{LPF} \\ \Delta G_I = 0 \end{cases} \tag{10}$$

式中：$G_{value,I,HARS}$ 为 HARS 交流电流到阀侧电压的

传递函数；$G_{\text{value,V,HARS}}$ 为 HARS 交流电压到阀侧电压的传递函数；G_{V}、G_{I} 为标幺系数；L 为输出侧滤波电感，$L=L_{\text{f}}$；K_{v} 为阻尼系数，$K_{\text{v}}=1/R_{\text{v}}$；$e_{\text{pn}}$ 为正、负序标志，计算正序阻抗时，$e_{\text{pn}}=1$，计算负序阻抗时，$e_{\text{pn}}=-1$；V_{m0} 为交流电压稳态值；G_{PLL} 为锁相环传递函数；G_{v} 为电压环传递函数；G_1~G_7 为小干扰下控制环路中各信号量之间的传递函数，其表达式分别为

$$\begin{cases} G_1 = G_{\text{v}}G_{\text{LPF}} + 0.5G_{\text{v}}G_{\text{i}}G_{\text{F}}H_{\text{out}}I_{\text{m0}}\text{e}^{-\text{j}e_{\text{pn}}\varphi} + \\ \quad (0.5\text{j}e_{\text{pn}}u_{d\text{ref0}} - 0.5u_{q\text{ref0}})G_{\text{PLL}} + \\ \quad 0.5\text{j}e_{\text{pn}}I_{\text{m0}}G_{\text{PLL}}\text{e}^{\text{j}e_{\text{pn}}\varphi}G_{\text{LPF}}G_{\text{i}}(K_{\text{i}} + \text{j}e_{\text{pn}}H_{\text{in}}) - \\ \quad 0.5\text{j}e_{\text{pn}}G_{\text{v}}G_{\text{LPF}}V_{\text{m0}}G_{\text{PLL}} \\ G_2 = -0.5V_{\text{m0}}G_{\text{v}}G_{\text{i}}G_{\text{F}}H_{\text{out}}H_{\text{in}} + \\ \quad G_{\text{LPF}}G_{\text{i}}(\text{j}e_{\text{pn}}K_{\text{i}} - H_{\text{in}}) \\ G_3 = -0.5H_{\text{out}}H_{\text{in}}G_{\text{dc}} \\ G_4 = 1.5I_{\text{m0}}\text{e}^{-\text{j}e_{\text{pn}}\varphi}/(-sC_{\text{dc}}V_{\text{dc0}}) \\ G_5 = 1.5V_{\text{m0}}/(-sC_{\text{dc}}V_{\text{dc0}}) \\ G_6 = 0.5K_{\text{m}}V_{\text{dc0}} \\ G_7 = 0.5K_{\text{m}}V_{\text{m0}d0} \end{cases} \tag{11}$$

式中：G_{i} 为电流内环传递函数；G_{F} 为功率的低通滤波环节传递函数；I_{m0} 为交流电流稳态值；φ 为初相角；K_{i} 为电流传递系数；$u_{d\text{ref0}}$、$u_{q\text{ref0}}$ 分别为三相电压 d、q 轴指令分量；G_{dc} 为直流侧传递函数；C_{dc} 为直流侧电容；V_{dc0} 为直流电压稳态值；K_{m} 为调制比；$V_{\text{m0}d0}$ 为交流电压 d 轴稳态值。整理得到

$$Z_{\text{HARS}} = \frac{0.5K_{\text{m}}V_{\text{dc0}}G_{\text{L}}G_{\text{i}}(\text{j}K_{\text{i}} - H_{\text{in}}) - sL_{\text{f}}}{0.5K_{\text{m}}V_{\text{dc0}}G_{\text{V}}G_{\text{L}} + K_{\text{v}}G_{\text{R}}G_{\text{V}}G_{\text{LPF}} - 1} \tag{12}$$

式中：G_{L} 为输出滤波器传递函数；G_{R} 为谐振增益。

在谐振点处(即 $G_{\text{R}}\approx 1$)，HARS 的阻抗大小与 K_{v} 成反比，即与阻尼系数 R_{v} 成正比。通过设计 R_{v} 的大小，可实现 HARS 在系统谐振点处的阻抗值灵活调节。设定二阶低通滤波器的截止频率为二阶带通滤波器中心频率，则参数层面需要整定的为阻尼系数 R_{v} 和带通中心频率 f_{c}。

因此，考虑 HARS 接入后的系统谐波阻抗表达式为

$$\begin{aligned} Z_{\text{system}} &= Z_{\text{c}}//Z_{\text{s}}//Z_{\text{f}}//Z_{\text{HARS}} = \\ &\frac{X_{\text{c}}X_{\text{s}}}{X_{\text{c}}+X_{\text{s}}}//(Z_{\text{p}}+Z_{\text{o}})// \\ &\frac{0.5K_{\text{m}}V_{\text{dc0}}G_{\text{L}}G_{\text{i}}(\text{j}K_{\text{i}} - H_{\text{in}}) - sL_{\text{f}}}{0.5K_{\text{m}}V_{\text{dc0}}G_{\text{V}}G_{\text{L}} + K_{\text{v}}G_{\text{R}}G_{\text{V}}G_{\text{LPF}} - 1} \end{aligned} \tag{13}$$

式中：Z_{c} 为海缆阻抗；Z_{s} 为电网等值阻抗；Z_{f} 为风机支路等效阻抗；Z_{p} 为风电机组等值阻抗；Z_{o} 为风机箱变及海上升压变等值阻抗。

定义在谐振频率 f_{c} 处，HARS 阻尼控制投入后的阻抗值 $Z_{\text{HARS,p}}$ 与未投入时的阻抗值 $Z_{\text{HARS,0}}$ 的比值为 Z_{damp}，则

$$Z_{\text{damp}} = \frac{Z_{\text{HARS,p}}(f_{\text{c}})}{Z_{\text{HARS,0}}(f_{\text{c}})} \tag{14}$$

设置 Z_{damp} 的目标值范围不大于 0.8 且 $Z_{\text{HARS,p}}$ 不呈现负电阻的约束条件，通过遍历 Z_{damp} 的最小值，得到阻抗重塑效果满足预期目标的参数组合。假设以负序 5 次谐波($Z_{250\text{Hz}-}$)和正序 7 次谐波($Z_{350\text{Hz}+}$)为抑制目标，将不满足约束条件的参数组合用透明填充，组合参数可行域如图 12 所示。图中颜色表征阻抗抑制效果，颜色越深表明 HARS 在对应频次下阻尼控制越深，所呈现的阻抗幅值越低。将图 12 的可行域投影至底面，可得到满足所设约束条件的典型参数组合，如图 13 所示。综合考虑抑制效果和装置容量成本，本文选取 $K_1=25$、$f_{\text{c}}=310$ Hz 作为整定参数，此时 $Z_{\text{damp}}=0.12$。

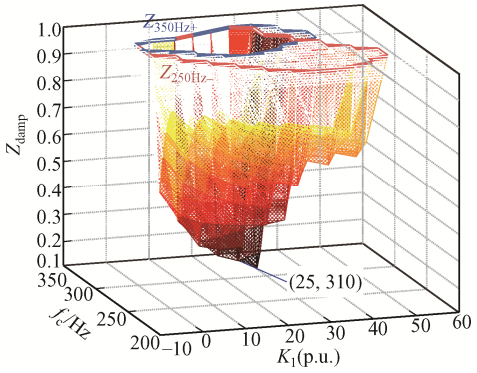


图 12　组合参数可行域解析

Fig. 12 Analysis of feasible regions for parametric combinations

为验证投入 HARS 后的谐振阻尼效果，绘制投入 HARS 前、后的系统阻抗频率特性，如图 14 所示。

图中：G_s 为投入 HARS 前的系统阻抗；G_s' 为投入 HARS 后的系统阻抗；G_{HARS} 为 HARS 阻抗。可见：在造成背景谐波放大的第 1 个谐振点 A_1 处，投入 HARS 前谐振峰值高达 130 dB，系统呈现强谐振态；投入 HARS 后，系统谐振峰得到显著抑制，且 HARS 的投入未对其他频段造成明显影响，验证了参数设计的合理性。

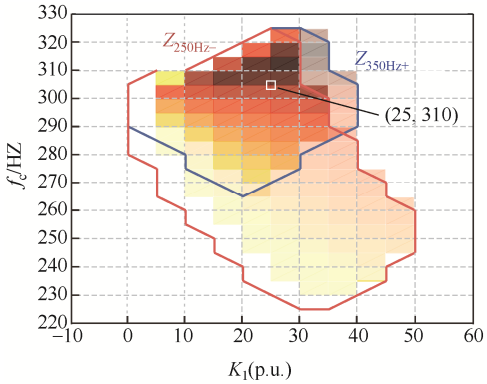


图 13 满足约束条件的典型参数组合

Fig. 13 Typical parametric combinations satisfying constraint conditions

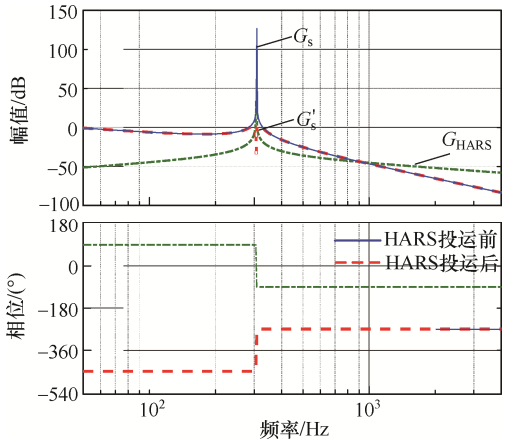


图 14 HARS 谐振抑制效果频域验证

Fig. 14 Frequency-domain verification of HARS resonance suppression effect

3 仿真与工程实践

3.1 仿真验证

在 PSCAD 中搭建浙江某区域风电场及其接入电网模型，仿真复现数据以谐波实测数据为依据。除第 1 节所述数据外，系统主要参数见表 1。

表 1 系统主要参数

Tab. 1 Main parameters of system

参数	数值
并网电压 u_s/kV	220
电网频率 f_s/Hz	50
电网等值阻抗 Z_s/Ω	4.59
降压变容量 S/MVA	63
漏抗率 k/%	12
单相链节数 N	42
直流侧电压 V_{dc}/V	900
直流侧电容 C_{dc}/mF	7.38

设置静态仿真工况，投入 HARS 前、后的风电场并网线路谐波电流波形及其频谱如图 15 所示。可见：投入 HARS 前，风电场与电网间存在较强谐振，并网电流波形呈现明显畸变，5 次谐波电流高达 201 A，7 次谐波电流 71 A；投入 HARS 后，波形质量显著改善，5 次谐波电流下降 87.20%，7 次谐波电流下降 60.11%，验证了所提控制策略的有效性。

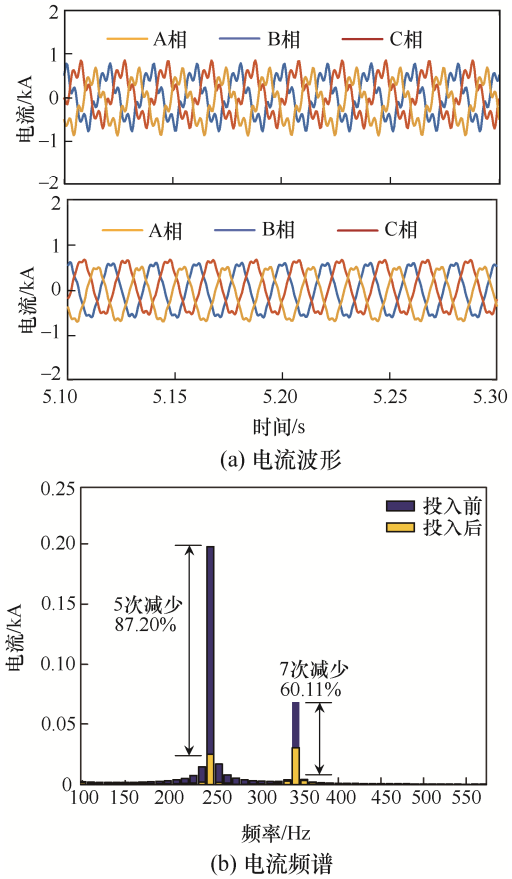


图 15 HARS 治理效果仿真波形及频谱

Fig. 15 Simulated waveforms and spectrum for suppression effect of HARS

3.2 工程实践

研制 1 套 28 kV/30 Mvar 的高压有源谐振抑制器，经 1 台容量为 63 MVA 的 220 kV/28 kV 变压器接入华能嘉兴某海上风电场陆上计量站 220 kV 母线，验证所提技术的工程治理效果，工程现场如图 16 所示。在风电场并网点加装电能质量测试仪器，监测投入 HARS 前、后的治理效果，现场测试示意如图 17 所示。图中：I_s 为风电场并网线路电流；U_{PCC} 为风电场并网点电压。



图 16　海上风电高压有源谐振抑制示范工程

Fig. 16 High-voltage active resonance suppression demonstration project for offshore wind power

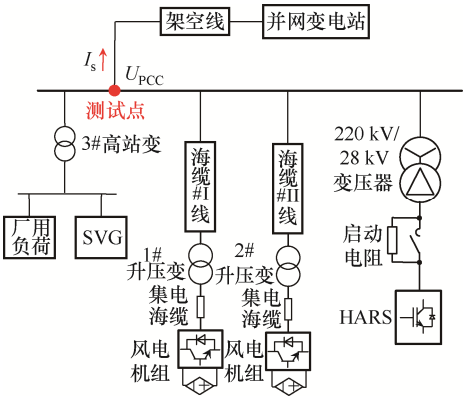


图 17　现场测试示意

Fig. 17 Schematic of on-site testing

风电场并网点谐波电压、谐波电流实测曲线如图 18 所示，治理效果见表 2。可见：装置投运后，风电场并网电能质量得到明显改善，并网线路 5 次谐波电流 I_{5th} 由 20.39 A 降低至 1.71 A，5 次谐波电压含有率 U_{5th} 由 1.89%降低至 1.51%；7 次谐波电流 I_{7th} 由 12.46 A 降低至 0.94 A，7 次谐波电压含有率 U_{7th} 由 0.84%降低至 0.21%。各项指标均满足国家标准要求，其中受谐振放大影响较严重的 5 次谐波电流有效抑制率在 90%以上，验证了所提高压有源谐振抑制技术在实际海上风电工程应用中的可行性和有效性。

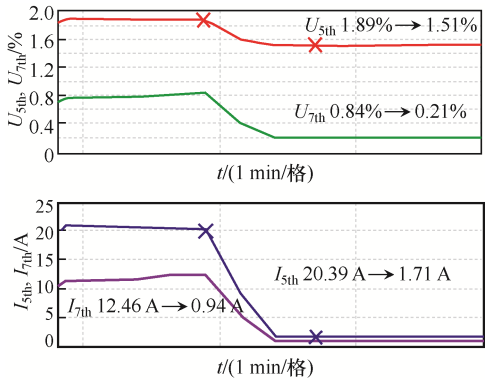


图 18　风电场并网电压、电流及其谐波分量监测曲线

Fig. 18 Monitoring curves for wind farm grid-connected voltage, current and harmonic components

表 2　HARS 实际工程治理效果

Tab. 2 Suppression effect of HARS in engineering practice

状态	5 次		7 次	
	谐波电流/A	谐波电压含有率/%	谐波电流/A	谐波电压含有率/%
治理前	20.39	1.89	12.46	0.84
治理后	1.71	1.51	0.94	0.21

4　结语

本文围绕经长距离交流海缆送出的海上风电场并网谐振问题展开研究，通过构建典型设备模型和阻抗扫频，厘清谐振与谐波放大主要是 220 kV 长距离交流海缆与陆网电感阻抗匹配产生的第 1 个谐振点所致。在此基础上，提出了基于 HARS 的海上风电谐振抑制技术。采用降压变+H 桥级联型阀组的两级式变换结构，实现了 220 kV 高电压等级可靠并网。基于阻抗重塑思想，提出了以网侧电流谐振分量为反馈的谐振阻尼控制策略，并通过定义阻抗调节系数，给出了阻尼系数和带通中心频率 2 个关键参数可行域的解析方法。所提技术应用于浙江嘉兴某海上风电场，工程试验表明装置具备良好的谐振抑制效果，受谐振放大影响较严重的 5 次谐波电流有效抑制率在 90%以上，具备较为良好的工程应用前景。

参考文献：

[1] 王伟胜, 张冲, 何国庆, 等. 大规模风电场并网系统次同步振荡研究综述[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1050-1060.
Wang Weisheng, Zhang Chong, He Guoqing, et al. Overview of research on subsynchronous oscillations in large-scale wind farm integrated system [J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1050-1060. (in Chinese)

[2] 郑涛, 章若竹, 吕文轩, 等. 基于故障主动控制的海上风电交流汇集线路时域距离保护[J]. 电工技术学报, 2025, 40(1): 122-138.
Zheng Tao, Zhang Ruozhu, Lü Wenxuan, et al. Time-domain distance protection of offshore AC transmission lines based on fault active control considering distributed capacitance's impact [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 40(1):122-138. (in Chinese)

[3] 马闻达, 王西田, 解大. 大规模风电场并网系统次同步振荡功率传播特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(16): 5217-5229.
Ma Wenda, Wang Xitian, Xie Da. Characteristics of sub-synchronous oscillation power propagation in the large-scale wind farm integrated system [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(16): 5217-5229. (in Chinese)

[4] 郭文花, 沈顺群, 刘凯. 用于 DR-HVDC 系统连接的海上风电场电网形成控制方法[J]. 电源学报, 2024, 22(1): 179-188.
Guo Wenhua, Shen Shunqun, Liu Kai. Offshore wind farm grid-formation control method for connection of DR-HVDC system [J]. Journal of Power Supply, 2024, 22 (1): 179-188. (in Chinese)

[5] 尹立敏, 论成林, 邵鑫铭, 等. 远海风电中频汇集不控整流送出系统谐波抑制策略[J/OL]. 电源学报, 1-12. (2024-04-26)[2024-11-25]. https://kns.cnki.net/kcms2/ article/abstract?v=DMKM_QUxZ7AMGvntzDFq4d9GK-2J37AJ9PYxdWdmD7XIeYQPZWaNtFQ4opaW3anzwre1nkcxU1i5lk3dxfXTdiIJQ4SbxgYyvw1KCfYSQbtZT0_ElVgBeQF5dOw6nzw1va4waSZz94HSyioegHaMq3iBEQ507YCU58-zxEAhgvhwuIDfBlpkDBQ==&uniplatform=NZKPT&language=CHS
Yin Limin, Lun Chenglin, Shao Xinming, et al. Harmonic suppression strategy for intermediate frequency collection and uncontrolled rectification transmission system of offshore wind power [J/OL]. Journal of Power Supply, 1-12. (2024-04-26)[2024-11-25]. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=DMKM_QUxZ7AMGvntzDFq4d9GK-2J37AJ9PYxdWdmD7XIeYQPZWaNtFQ4opaW3anzwre1nkcxU1i5lk3dxfXTdiIJQ4SbxgYyvw1KCfYSQbtZT0_ElVgBeQF5dOw6nzw1va4waSZz94HSyioegHaMq3iBEQ507YCU58-zxEAhgvhwuIDfBlpkDBQ==&uniplatform=NZKPT&language=CHS.(in Chinese)

[6] 李辉, 李青和, 姚然, 等. 计及海缆分布特性的海上风电柔直并网系统中高频谐振分析及抑制[J]. 太阳能学报, 2023, 44(4): 74-84.
Li Hui, Li Qinghe, Yao Ran, et al. Mid- and high-frequency resonance analysis and suppression of offshore wind power generation MMC-HVDC grid-connected ststem considering distributed characteristics of submarine cable [J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2023, 44(4): 74-84. (in Chinese)

[7] 程浩, 郭春义, 杜东冶, 等. 双馈风电场高频振荡的分区振荡抑制方法[J/OL]. 中国电机工程学报, 2023: 1-15. (2023-09-15)[2024-11-14]. https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2107.TM.20230913.2325.005.html.
Cheng Hao, Guo Chunyi, Du Dongye, et al. Zoned oscillation suppression method for high-frequency oscillation in doubly fed wind farms [J/OL]. Proceedings of the CSEE, 2023: 1-15. (2023-09-15)[2024-11-14]. https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2107.TM.20230913.2325.005.html. (in Chinese)

[8] 张建忠, 耿治, 徐帅, 等. 一种有源电力滤波器的改进自适应谐波检测算法[J]. 电工技术学报, 2019, 34(20): 4323-4333.
Zhang Jianzhong, Geng Zhi, Xu Shuai, et al. An improved adaptive harmonic detection algorithm for active power filter [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(20): 4323-4333. (in Chinese)

[9] 杨磊, 张浙波, 杨敏, 等. 基于虚拟导纳的 LCL 型并联有源电力滤波器鲁棒电流控制[J]. 电力自动化设备, 2024, 44(8): 168-175.
Yang Lei, Zhang Zhebo, Yang Min, et al. Robust current control of LCL-type shunt active power filter based on virtual admittance [J]. Electric Power Automation Equip-

ment, 2024, 44(8): 168-175. (in Chinese)

[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] Xu Jinming, Xie Shaojun, Tang Ting. Active damping-based control for grid-connected *LCL*-filtered inverter with injected grid current feedback only [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(9): 4746- 4758.

[12] Li Weiwei, Ruan Xinbo, Pan Donghua, et al. Full-feedforward schemes of grid voltages for a three-phase *LCL*-type grid-connected inverter [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(6): 2237-2250.

[13] 邢法财. 含非同步机电源电力系统的宽频谐振问题研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2021.
Xing Facai. Research on broadband resonance problems of power system with non-synchronous generators [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021. (in Chinese)

[14] Faria da Silva F. Comparison of Bergeron and frequency-dependent cable models for the simulation of electromagnetic transients [C]// 2016 51st International Universities Power Engineering Conference (UPEC). Coimbra, Portugal, 2016: 1-6.

[15] 史毅, 沈奥龙, 张正江, 等. 孤岛微电网中二阶滤波器与 PID 控制器一体化参数整定方法[J]. 计算机测量与控制, 2023, 31(3): 180-186, 200.
Shi Yi, Shen Aolong, Zhang Zhengjiang, et al. Integrated parameter setting method for second order filter and PID controller in isolated island microgrid [J]. Computer Measurement & Control, 2023, 31(3): 180-186, 200. (in Chinese)



徐群伟

作者简介：

徐群伟(1989—　)，男，中国电源学会会员，通信作者，博士，高级工程师。研究方向：电能质量有源控制技术。E-mail：qunwei_xu@163.com。

潘星(1979—　)，女，硕士，高级工程师。研究方向：新型电力系统电能质量监测与分析。E-mail：15974890@qq.com。

熊鸿韬(1984—　)，男，硕士，高级工程师。研究方向：新能源并网控制技术。E-mail：373926116@qq.com。

黄晓明(1969—　)，男，本科，正高级工程师。研究方向：电力系统控制与保护技术。E-mail：1018692932@qq.com。

朱非白(1994—　)，女，硕士，工程师。研究方向：新型电力系统电能质量分析与控制技术。E-mail：1554128647@qq.com。

马智泉(1983—　)，男，硕士，高级工程师。研究方向：电能质量评估与治理技术。E-mail：mnzq_wisdomer@163.com。

(责任编辑：耿越)