第 52 卷 第 6 期：2840-2853 高电压技术 Vol.52, No.6: 2840-2853
2026 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20242079

构网型变流器三阶动力学建模及暂态同步稳定性分析

王 伟[1]，汤世龙[2,3]，田 震[2,3]，黄 萌[2,3]，付熙坤[2,3]，周少泽[1]
（1. 国电南瑞科技股份有限公司，南京 211100；2. 武汉大学电气与自动化学院，武汉 430072；
3. 综合能源电力装备及系统安全湖北省重点实验室，武汉 430072）

摘 要：采用虚拟同步控制的构网型变流器存在有功/无功动态耦合，仅考虑有功环动态的能量函数无法准确刻画变流器在大扰动下的频率-电压耦合特性，为了准确分析其暂态同步稳定性，提出基于弹簧摆动力学模型的构网型变流器能量函数建模方法。首先，建立计及有功/无功动态耦合下的构网型变流器三阶非线性模型和计及弹簧方向/垂直弹簧方向运动的弹簧摆三阶动力学模型，通过二者之间的物理映射关系得到变流器的能量函数。在此基础上，从弹簧摆稳定性提升角度给出了变流器参数优化设计方法，并通过李雅普诺夫直接法估计变流器吸引域范围及对应的相对暂态稳定裕度计算指标。研究发现，相对于传统的能量函数模型，所提出的能量函数模型虽具有一定保守性，但可以有效反映大扰动下的电压动态。最后，通过仿真和实验验证所提理论分析与参数优化设计方法的有效性。
关键词：构网型变流器；能量函数；功率耦合；暂态同步稳定性；弹簧摆；吸引域

Third-order Dynamics Modelling and Transient Synchronous Stability Analysis of Grid-forming Converters

WANG Wei[1], TANG Shilong[2,3], TIAN Zhen[2,3], HUANG Meng[2,3], FU Xikun[2,3], ZHOU Shaoze[1]
(1. NARI Technology Co., Ltd., Nanjing 211100, China;
2. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China;
3. Hubei Key Laboratory of Power Equipment & System Security for Integrated Energy, Wuhan 430072, China)

Abstract: The grid-forming converter which employs virtual synchronous control exhibits dynamic coupling between active and reactive power. Since the energy function considering only the dynamics of the active power loop cannot accurately characterize the frequency-voltage coupling characteristics of the converter under large disturbances, we propose an energy function modeling method for grid-forming converters based on a spring-loaded pendulum dynamical model to precisely analyze its transient synchronization stability. Firstly, a third-order nonlinear model of the grid-forming converter considering the dynamic coupling of active/reactive power and a third-order dynamic model of the spring-pendulum considering the spring-direction/perpendicular-spring-direction motions were established, then the energy function of the converter through the mapping relationship between the convert and spring-pendulum was obtained. On this basis, the optimal design method of the converter parameters was given from the perspective of spring-pendulum stability enhancement, and the range of attraction domain of the converter and the corresponding transient stability margin were estimated by the Lyapunov direct method. Compared with the traditional energy function model, the proposed energy function model can effectively reflect the voltage dynamics under large disturbances. Finally, the effectiveness of the proposed theoretical analysis and parameter optimization design method was verified by simulation and experiments.
Key words: grid-forming converter; energy function; power-coupling; transient synchronization stability; spring pendulum; domain of attraction

基金资助项目：国家自然科学基金(52477195)；湖北省自然科学基金(2023AFB818)；电网运行风险防御技术与装备全国重点实验室开放基金(0842202503050003)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52477195), Hubei Provincial Natural Science Foundation (2023AFB818), Open Research Project of State Key Laboratory of Technology and Equipment for Defense Against Power System Operational Risks (0842202503050003).

0　引言

“双碳”目标倒逼我国能源转型，以风、光为代表的可再生能源通过电力电子装置大规模接入电网[1-2]。目前大量电力电子变流器是由锁相环实现同步的跟网型变流器，由于锁相环的非线性特性，弱电网背景下的跟网型变流器安全稳定问题频发[3-5]。对此，以功率同步为同步方式的构网型变流器因其出色的稳定运行能力而受到广泛关注[6-9]。

构网型变流器通过模拟同步机的转子运动特性和励磁特性，可实现对电网电压及频率的支撑[10]。值得注意的是，同步机输出电压由励磁控制，暂态过程中可通过强励磁装置保持恒定，因此同步机的输出有功功率仅由功角决定，功角控制和励磁控制基本无耦合。然而，文献[11]指出构网型控制有功-无功存在耦合现象，构网型控制的有功和无功控制环时间尺度相近，在发生电压跌落故障时，频率-电压之间的暂态耦合特性可能会导致系统无法同步运行[12]。因此，研究有功-无功交互耦合下的构网型变流器在大扰动下的稳定性具有重要意义[13-14]。

按照对功率耦合的计及程度可对现有构网型变流器暂态稳定分析的数学模型分为 3 类。第 1 类不计及功率耦合的影响，仅考虑有功环的 2 阶摇摆方程动态，变流器输出电压视为恒定值。在此模型下，文献[15]类比同步发电机建立构网型变流器能量函数模型，并通过拉塞尔不变集原理估计构网型变流器的吸引域范围。文献[16]结合等面积法中的加减速面积和相图法中的运动轨迹研究了构网型变流器暂态同步失稳机理。文献[17]基于奇异摄动理论建立了构网型变流器的 3 阶模型，通过胞映射方法估计了变流器的吸引域范围。但是，此类模型下在电网故障下的输出电流较大，并未考虑变流器的过流能力，并且忽略了功率耦合的影响，因此上述研究所刻画的吸引域或者稳定性判据并不能准确对构网型变流器的稳定性进行判断。

第 2 类模型则是计及功率耦合的静态影响，此类模型认为无功环的时间尺度较快，可将无功环的 1 阶状态方程转化为准稳态约束方程，在研究有功环 2 阶摇摆方程的暂态同步稳定性时，将输出电压表示为关于功角的解析式。在此基础上，文献[18]结合等面积法则以及能量函数法揭示了暂态同步失稳机理；文献[19-20]利用相平面法和分岔理论等方法研究了构网型变流器的稳定性。然而，由于未考虑无功环电压的动态变化，因此仍无法充分揭示大扰动下的电压变化对构网型变流器暂态稳定性的影响。

第 3 类模型则是计及功率耦合的动态影响。文献[21]通过数值计算研究了计及无功环动态的构网型变流器暂态稳定性，分析结果比仅考虑无功环稳态约束的更加准确。文献[22]提出了一种可刻画有功环和无功环动态的抽象能量函数，并通过拉塞尔理论刻画变流器的吸引域及稳定裕度。其能量函数由同步机能量函数改进而来，但刻画无功环动态的能量项并没有严格的推导过程，因此缺乏实际物理意义。文献[23]在文献[22]所构造的抽象能量函数基础上，进一步考虑线路电阻和虚拟阻抗对暂态同步稳定性的影响，发现增大线路电阻将加剧功率耦合，并降低稳定裕度。

构网型控制来自同步机，目前变流器的暂态同步稳定分析方法包括等面积法、相图法以及能量函数法等，大多是基于同步机 2 阶摇摆方程展开分析。考虑频率-电压的动态耦合，构网型控制将变为 3 阶系统。面对高阶系统，上述分析方法有如下局限：等面积法适用于 2 阶系统，难以扩展到高阶系统[16]；相图法虽然能直观判断稳定性，但是无法揭示稳定机理[19]；能量函数法虽然适用，但高阶系统的能量函数构造又会因为缺乏系统性的方法而变得极其困难[18]。面对上述问题，本文首次提出基于弹簧摆动力学模型的构网型变流器能量函数建模方法，并分析功率耦合影响下变流器的暂态同步稳定性。

本文首先考虑有功/无功动态耦合建立了构网型变流器 3 阶非线性模型和考虑弹簧方向/垂直弹簧方向运动的弹簧摆 3 阶动力学模型。然后，基于微分方程的一致性，类比得到二者之间的物理映射关系，并建立变流器的能量函数模型，从弹簧摆稳定性提升角度给出了变流器的参数优化方法。接着，采取李雅普诺夫直接法估计变流器的吸引域，给出变流器参数影响下吸引域及暂态稳定裕度变化趋势，所估计的吸引域虽具有一定的保守性但可准确刻画大扰动下的系统状态。最后，通过仿真和实验结果验证了理论分析以及参数优化方法的正确性。

1　系统描述

1.1　构网型变流器系统与控制描述

构网型变流器并网系统电路图及其同步控制环节如图 1 所示。构网型变流器直流侧一般会配置部分储能电池，因此直流侧 U_{dc} 可视为恒压源。I_{gabc}

为变流器输出电流；L_f 和 C_f 表示 LC 滤波器的电感和电容；L_g 为电网的线路电抗。构网型变流器功率外环包括有功功率控制环和无功功率控制环，两者分别控制位于公共耦合点的电压 E 的相位和幅值。电压和电流环调节构网型变流器内电势 U_0，从而控制公共耦合点电压无静差跟踪有功功率和无功功率环的输出相位 θ 和幅值 E。本文不考虑电压电流内环对功率环的影响。

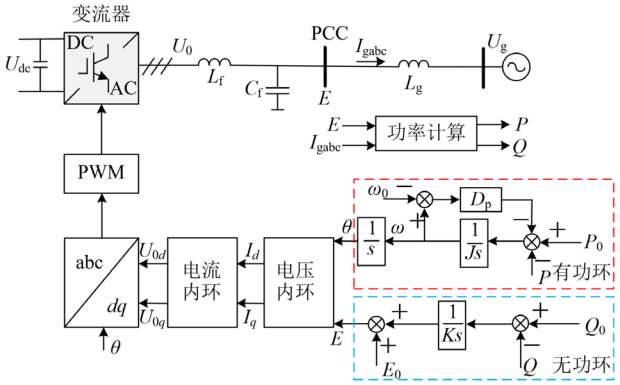


图 1 构网型变流器并网系统及控制结构

Fig.1 Grid-forming converter grid-tied system and control structure

定义 E 与 U_g 的角度差为功角，其表达式为：

$$\delta = \int(\omega - \omega_0)\mathrm{d}t = \theta - \theta_g \tag{1}$$

式中：ω_0 和 ω 分别为电网和变流器频率；θ_g 和 θ 分别为电网变流器相角。

有功环 2 阶动态方程可以表示为：

$$J\dot{\omega} = P_0 - P - D_p\dot{\delta} \tag{2}$$

式中：符号上方的“·”表示该物理量对时间的 1 阶导数；J 为虚拟惯量；D_p 为有功环阻尼；P_0 和 P 分别为变流器有功功率指令值与输出值，P 的具体表达式为：

$$P = EU_gB_g\sin\delta \tag{3}$$

式中：B_g=1.5/($L_g\omega_0$)。

无功环输出电压的 1 阶微分方程为：

$$K\dot{E} = Q_0 - Q \tag{4}$$

式中：K 代表电压积分系数；Q_0 和 Q 分别为变流器无功功率指令值与输出值；Q 的具体表达式为：

$$Q = E^2B_g - EU_gB_g\cos\delta \tag{5}$$

结合式(1)—式(5)，可以建立构网型变流器 3 阶非线性模型。构网型控制的本意是模拟同步机，通过有功环和无功环分别控制功角 δ 和电压 E，从而实现对输出有功功率和无功功率的独立控制。然而，式(3)和式(5)表明，P 和 Q 都会同时受到输出电压 E 和输出功角 δ 的影响，这表明构网控制中的频率-电压之间存在耦合现象，即功率耦合。

1.2 弹簧摆系统描述

弹簧摆模型如图 2 所示。弹簧劲度系数为 k，长度为 l，原长为 l_0，质量忽略不计。在弹簧垂直方向施加一恒定力矩 M 作用于质量为 m 的小球，小球最终会稳定在摆角 δ_s，弹簧伸长量为 l–l_0，重力加速度为 g。

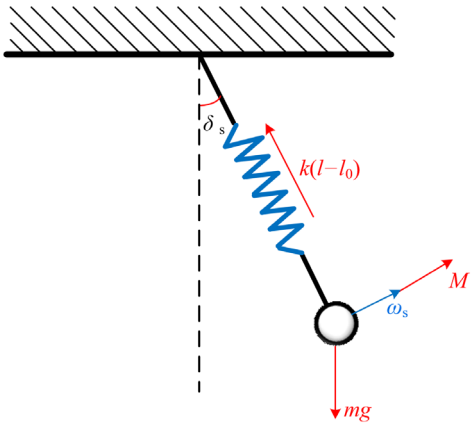


图 2 弹簧摆物理模型

Fig.2 Physical model of the spring pendulum

动态过程中，根据牛顿运动学定律以及角动量守恒定律，弹簧垂直方向的动力学微分方程可以表示为：

$$J_s\dot{\omega}_s = M - mgl\sin\delta_s - D_1\dot{\delta}_s \tag{6}$$

式中：J_s 为弹簧摆转动惯量；ω_s 为弹簧垂直方向的角速度；D_1 为垂直弹簧方向的阻尼系数。

弹簧方向的牛顿第二定律可以表示为：

$$m\ddot{l} = mg\cos\delta_s - k(l - l_0) - D_2\dot{l} \tag{7}$$

式中：“··”表示该物理量对时间的 2 阶导数；D_2 为弹簧方向的阻尼系数。

弹簧摆实际上是一个 4 阶耦合模型，包含摆角的 2 阶动态方程和弹簧长度的 2 阶动态方程。为了从弹簧摆角度揭示构网型变流器的稳定性，需要将弹簧摆简化为 3 阶系统，作如下假设：考虑弹簧方向为过阻尼的情况，即 D_2 较大。弹簧方向的动态主要由阻尼项主导，那么此方向的动力学微分方程可以降阶为：

$$D_2\dot{l} = mg\cos\delta_s - k(l - l_0) \tag{8}$$

结合式(6)和式(8)，可以建立弹簧摆 3 阶模型：

$$\begin{cases} \dot{\omega}_s = \dfrac{1}{J_s}(M - mgl\sin\delta_s - D_1\dot{\delta}_s) \\ \dot{l} = \dfrac{1}{D_2}(kl_0 - kl - mg\cos\delta_s) \end{cases} \tag{9}$$

根据式(9)可知，弹簧摆弹簧方向与垂直弹簧方向的运动也存在着耦合，同时受到 δ_s 和 l 的影响。

1.3　构网型变流器与弹簧摆物理映射关系

构网型变流器的功率耦合与弹簧摆的运动耦合在形式上存在统一性。为了进一步比较二者的异同，将式(3)代入式(2)，式(5)代入式(4)，得到与弹簧摆类似的 3 阶模型：

$$\begin{cases}\dot{\omega}=\dfrac{1}{J}(P_0-EU_gB_g\sin\delta-D_p\dot{\delta})\\ \dot{E}=\dfrac{1}{K}(Q_0-E^2B_g+EU_gB_g\cos\delta)\end{cases}\tag{10}$$

通过比较式(9)和式(10)可知，可以从式(10)中第 2 个式子括号内提出一个输出电压 E，并用稳态值电压 E_{sep} 替代第 1 项中的 E，这样二者的非线性结构一致，式(10)可改写为：

$$\begin{cases}\dot{\omega}=\dfrac{1}{J}(P_0-EU_gB_g\sin\delta-D_p\dot{\delta})\\ \dot{E}=\dfrac{E}{K}(\dfrac{Q_0}{E_{sep}}-EB_g+U_gB_g\cos\delta)\end{cases}\tag{11}$$

在无功功率指令值为 0 时，式(11)与式(10)完全一致，简化 3 阶模型与原始 3 阶模型的暂态稳定性分析结果相同。比较式(9)和式(11)可以建立构网型变流器变量与弹簧摆变量的物理映射关系，映射关系如图 3 所示。

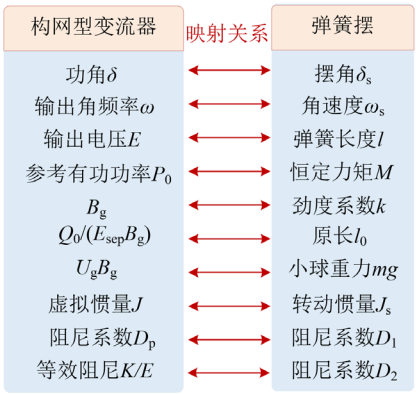


图 3　构网型控制与弹簧摆之间的物理映射关系

Fig.3　Physical mapping relationships between grid-forming converter and spring pendulum

2　系统能量函数构建与暂态稳定影响因素

2.1　弹簧摆能量函数

忽略弹簧摆的阻尼做功，弹簧摆的能量函数可以根据实际物理意义写出，其能量包括力矩做功注入系统的能量 E_M、小球重力势能 E_p、弹簧弹性势能 E_t 以及小球动能 E_k，具体表达式为：

$$\begin{cases}E_M=-M\delta_s\\ E_p=-mgl\cos\delta_s\\ E_k=\dfrac{1}{2}J_s(\omega_s-\omega_0)^2\\ E_t=\dfrac{1}{2}k(l-l_0)^2\end{cases}\tag{12}$$

对上述各项能量进行求和，可以得到弹簧摆包含摆角、角频率以及弹簧长度的 3 阶能量函数 $V(\delta_s, \omega_s, l)$，即：

$$V(\delta_s,\omega_s,l)=-M\delta_s-mgl\cos\delta_s+\frac{1}{2}J_s(\omega_s-\omega_0)^2+\frac{1}{2}k(l-l_0)^2+\alpha_s\tag{13}$$

式中：α_s 为常数。

结合式(9)，对弹簧摆能量函数 $V(\delta_s, \omega_s, l)$求偏导可得到弹簧摆阻尼，即：

$$\begin{aligned}\dot{V}(\delta_s,\omega_s,l)=\frac{\partial V}{\partial\delta_s}\dot{\delta}+\frac{\partial V}{\partial\omega_s}\dot{\omega}_1+\frac{\partial V}{\partial l}\dot{l}=\\ (J_s\dot{\omega}_s-M+mgl\sin\delta_s)\dot{\delta}_s+\\ \left(-mg\cos\delta_s+k(l-l_0)\right)\dot{l}=\\ -D_1\dot{\delta}_1^2-D_2\dot{l}^2\le 0\end{aligned}\tag{14}$$

能量函数的偏微分为负，这表明在力矩作用下的弹簧摆是一个能量耗散系统。

2.2　构网型变流器能量函数

根据图 3 中构网型变流器与弹簧摆的变量物理映射关系，可以得到构网型变流器的 3 阶能量函数模型 $V(\delta, \omega, E)$，具体表达式为：

$$V(\delta,\omega,E)=-P_0\delta-EU_gB_g\cos\delta+\frac{1}{2}J(\omega-\omega_0)^2+\frac{1}{2}(E-\frac{Q_0}{B_gE_{sep}})^2B_g+\alpha\tag{15}$$

式中：α 为常数。

结合式(11)，变流器的系统阻尼为：

$$\begin{aligned}\dot{V}(\delta,\omega,E)=\frac{\partial V}{\partial\delta}\dot{\delta}+\frac{\partial V}{\partial\omega}\dot{\omega}+\frac{\partial V}{\partial E}\dot{E}=\\ (J\dot{\omega}-P_0+EU_gB_g\sin\delta)\dot{\delta}+\\ (-U_gB_g\cos\delta+EB_g-\frac{Q_0}{E_{sep}})\dot{E}=\\ -D_p\omega^2-\frac{K}{E}\dot{E}^2\le 0\end{aligned}\tag{16}$$

式(16)表明，频率-电压耦合的构网型变流器也是能量耗散系统。上述所提出的能量函数模型综合考虑了有功和无功环的 3 个状态变量，进而可以分析电压动态影响下的暂态同步稳定性。

2.3 暂态同步稳定影响因素分析

弹簧摆变量对稳定性的影响，在物理学界已经得到了广泛的研究[24-26]。力矩不平衡是导致弹簧摆失稳的原因。增大小球质量 m、增大弹簧劲度系数 k、增大系统阻尼 D_1 和 D_2、减小恒定力矩 M、增大弹簧原长 l_0、增大长度以及增大转动惯量 J_s 均有利于提升弹簧摆系统的稳定性。由于构网型变流器与弹簧摆动力学方程的一致性，二者的动态行为也存在一致性。因此，可以通过弹簧摆力矩平衡影响因素来揭示构网型变流器变量对暂态同步稳定性的影响。根据图 3 中构网型变流器与弹簧摆参数的物理映射关系，绘制了如图 4 所示的构网型变流器变量对暂态同步稳定性影响图。

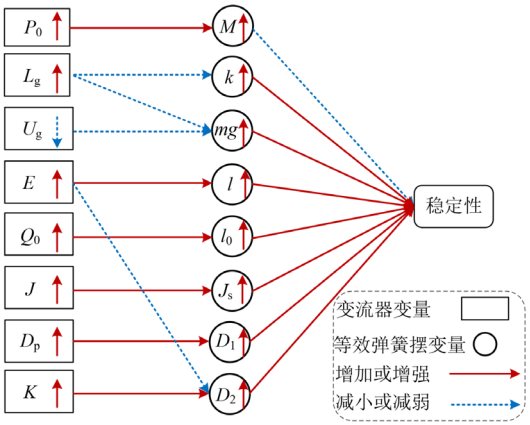


图 4 参数对稳定性的影响

Fig.4 Influence of parameters on stability

1）有功功率指令值 P_0

增大有功功率指令值 P_0 相当于等效增大弹簧摆的恒定力矩 M。根据式(6)，$M>mgl\sin\delta_s$，弹簧摆会产生力矩方向的角速度，导致摆角增大，在变流器中表现为功率不平衡下的功角增大，进而引发系统同步失稳风险。

2）电网阻抗 L_g

增大电网阻抗 L_g 相当于等效减小小球重力 mg 和弹簧的劲度系数 k。根据式(6)，mg 减小后，$M>mgl\sin\delta_s$，会造成摆角增大。从映射关系可知，增大相同的电网阻抗数值，小球重力 mg 的减少量是劲度系数减少量的 U_g 倍。根据式(8)，$mgl\cos\delta_s<k(l-l_0)$，弹簧长度减小，根据式(6)，$mgl\sin\delta_s$ 将进一步减小，力矩不平衡加剧，从而造成摆角增大。因此，增大电网阻抗 L_g 将造成系统暂态同步稳定性下降。

3）电网电压 U_g

电网电压跌落相当于等效减小弹簧摆的小球重力 mg。根据式(6)，$M>mgl\sin\delta_s$，力矩不平衡，摆角增大。因此，电压跌落故障会引发系统暂态同步失稳现象。

4）输出电压 E

增大输出电压 E 相当于等效增大弹簧长度 l 并减小弹簧方向阻尼 D_2。式(6)中，$M<mgl\sin\delta_s$，摆角将减小直至稳定在更小的摆角附近。式(8)中，$mgl\cos\delta_s<k(l-l_0)$且阻尼 D_2 减小，将抑制弹簧摆长度的增大，但这种抑制效果出现弹簧摆长度增大后，最终弹簧摆的摆角仍会减小，稳定性将增强。因此，输出电压提升将会增强变流器的暂态同步稳定性，但无功环的积分器会抑制这种增强效果。

5）无功功率指令值 Q_0

增大无功功率指令值 Q_0 相当于等效增大弹簧原长 l_0。式(8)中的 $mgl\cos\delta_s<k(l-l_0)$，弹簧长度减小，式(6)中的 $M<mgl\sin\delta_s$，摆角将减小，弹簧摆稳定性增强。因此，变流器增发无功功率系统稳定性将得到提升。

6）有功环阻尼 D_p、无功环电压积分系数 K

增大有功环阻尼 D_p 和无功环电压积分系数 K 相当于等效增大弹簧摆两方向的阻尼 D_1 和 D_2，将抑制摆角的增大和弹簧长度的减小，弹簧摆稳定性提升。因此，增大有功环阻尼 D_p 和电压环积分系数 K 均有利于系统暂态同步稳定性的提升。

7）虚拟惯量 J

增大虚拟惯量 J 相当于等效增大转动惯量 J_s。转动惯量主要由系统重力 mg 决定，相当于等效增大了 mg，相同扰动下摆角的变化量将减小，弹簧摆稳定性增强。因此，增大虚拟惯量 J 对暂态同步稳定性有利。

3 基于李雅普诺夫直接法的暂态同步稳定分析

3.1 吸引域估计

在能量函数模型的基础上采取李雅普诺夫法进行稳定性分析[8,11,27-28]，该方法的基本原理是针对非线性系统构建能量函数 $V(\delta,\omega,E)$，在满足式(17)正阻尼区域找到一个等势面作为吸引域的估计，且吸引域内部有且仅有一个稳定平衡点(stable equilibrium point, SEP)。

$$\begin{cases} V(\delta,\omega,E)>0 \\ \dot{V}(\delta,\omega,E)\le 0 \end{cases} \tag{17}$$

如图 5 所示，x_1 和 x_2 为系统状态，x_0 为系统初始状态。故障清除时，若 x_0 始终位于吸引域范围内，

则系统的动能将会在阻尼的作用下耗散，x_1 和 x_2 最终稳定于 SEP。

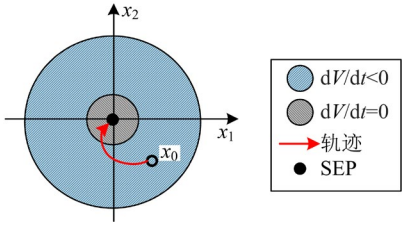
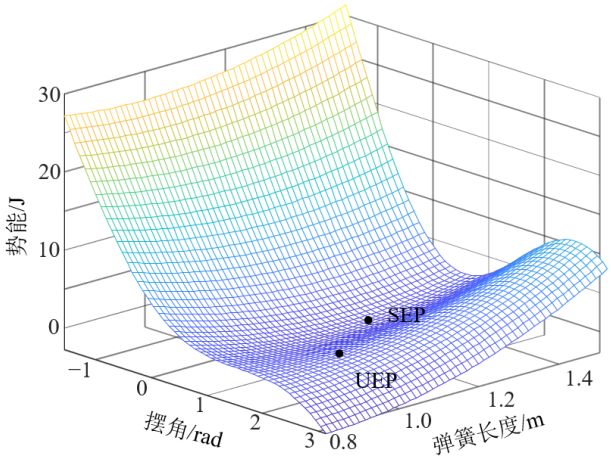


图 5　李雅普诺夫直接法示意图

Fig.5　Schematic diagram of the Lyapunov direct method

基于式(13)弹簧摆能量函数得到图 6(a)所示的弹簧摆的三维势能分布图，参数见附录 A 表 A1。图 6(b)中蓝色虚线和黄色虚线分别为弹簧摆两方向的稳态方程，中心阴影区域为吸引域，两者相互约束，对应 2 个交点分别为 SEP 和不稳定平衡点(unstable equilibrium point, UEP)。弹簧摆能量函数微分式(14)全局负定，这表明系统全局为正阻尼。



(a) 三维势能分布图

(b) 势能等势面

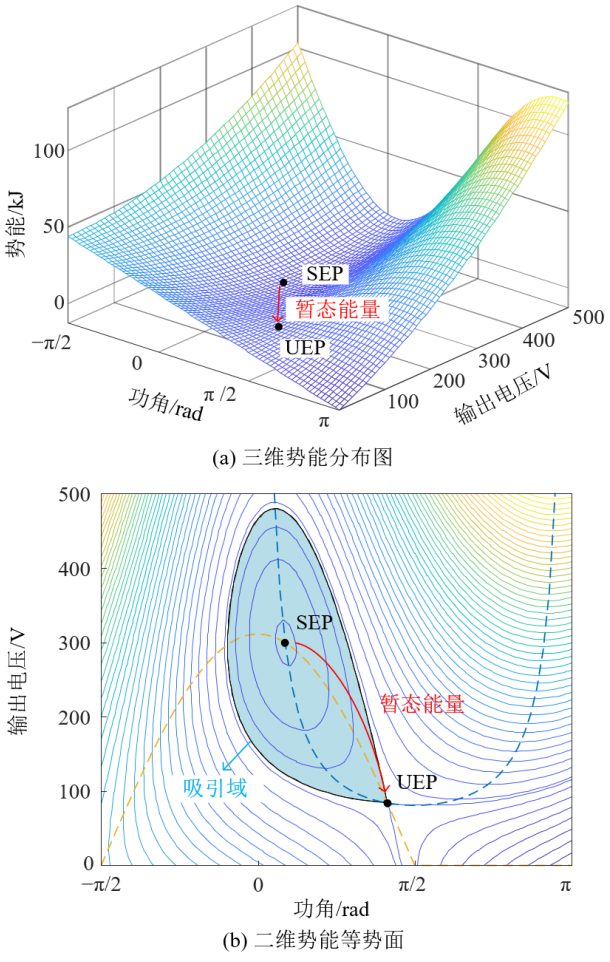
图 6　弹簧摆势能分布图

Fig.6　Potential energy distribution of spring pendulum

因此，吸引域可选取为只包含 SEP 的最大封闭等势面。UEP 位置处的势能等势面可当作系统吸引域范围的评估，其中只包含平衡点 SEP，见图 6(b)蓝色阴影区域。当弹簧摆受到大扰动后，弹簧摆的运动状态越过了吸引域边界，会发生摆角不断增大的失稳现象，此现象与变流器的暂态同步失稳现象具有一致性。

类似地，基于式(15)的能量函数和式(16)的正阻尼条件，建立图 7 所示的构网型变流器势能分布和吸引域边界，蓝色虚线和黄色虚线分别为有功和无功控制的稳态方程。通过上述分析可知，构网型变流器需要获取大于 SEP 到吸引域边界的暂态能量才有可能失去稳定。因此，为了评估构网型变流器的暂态同步稳定性，可考虑将 UEP 到 SEP 的势能差作为暂态同步稳定裕度评价指标。因此，将变流器的相对暂态稳定裕度 η 定义为：

$$\eta=\frac{V_{\mathrm{UEP}}-V_{\mathrm{SEP}}}{V_{\mathrm{SEP}}}\times 100\% \tag{18}$$



(a) 三维势能分布图

(b) 二维势能等势面

图 7　功率耦合影响下变流器的势能分布图

Fig.7　Potential energy distribution of converter under the influence of power-coupling

3.2 与其他方法的比较

为了验证所刻画的吸引域的有效性，对暂态过程中所有可能的系统状态进行数值计算，得出系统实际吸引域范围如图 8 的区域I所示。

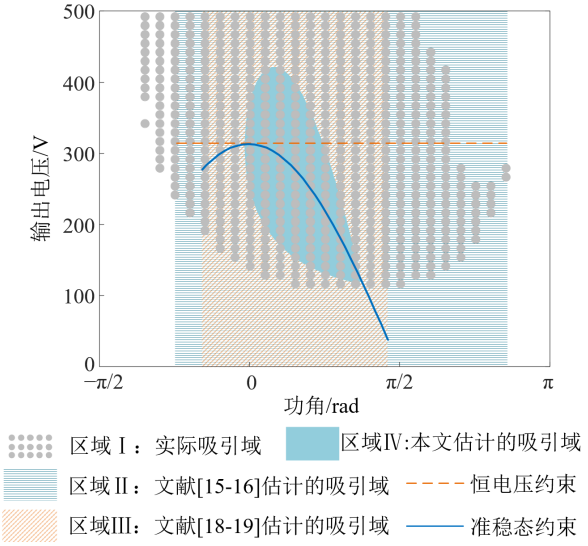


图 8 不同方法的吸引域比较

Fig.8 Comparison of stability boundary estimated by different methods

若采取文献[15-16]中的方法将无功环视为恒电压输出，则吸引域范围如区域II所示(包含区域III)。当系统实际状态位于区域II内时，由于恒电压约束，系统状态将限制在黄色实线上。输出电压过低且系统状态位于吸引域外部，此方法会造成稳定性的误判。

若采取文献[18-19]中的方法将无功环动态转化为式(19)所示的准稳态约束方程，则吸引域范围如区域III所示。当系统实际状态位于区域III内时，系统状态将限制在蓝色实线上。区域III包含了部分不稳定区域，也会造成系统稳定性的误判。

$$E = U_{\mathrm{g}} \cos\delta \tag{19}$$

上述 2 种方法估计的吸引域均包含了不稳定区域，且在电压约束条件下无法反映真实的运动状态，因而并不能准确地对系统稳定性作出判断。本文估计的吸引域(区域IV)位于实际吸引域内部，虽然具有一定的保守性，但不会发生误判，具有一定的优越性。

3.3 参数变化对吸引域及稳定裕度的影响

3.2 节已给出了系统的吸引域估计方法以及稳定裕度指标。本节选取 P_0、L_{g}、Q_0、U_{g} 这 4 个可以直接改变系统势能分布的参数来研究参数变化对吸引域及稳定裕度的影响。

1）有功功率指令值 P_0 的影响

当 P_0 在 12~18 kW 间变化时，吸引域变化和暂态稳定裕度变化分别如图 9(a)、(e)所示。可以看出，随着 P_0 的增大，吸引域范围减小，相对暂态稳定裕度也随之下降。因此，更大的有功功率指令值更容易使变流器失去暂态同步稳定性。

2）电网阻抗 L_{g} 的影响

当 L_{g} 在 8~11 mH 间变化时，吸引域变化和暂

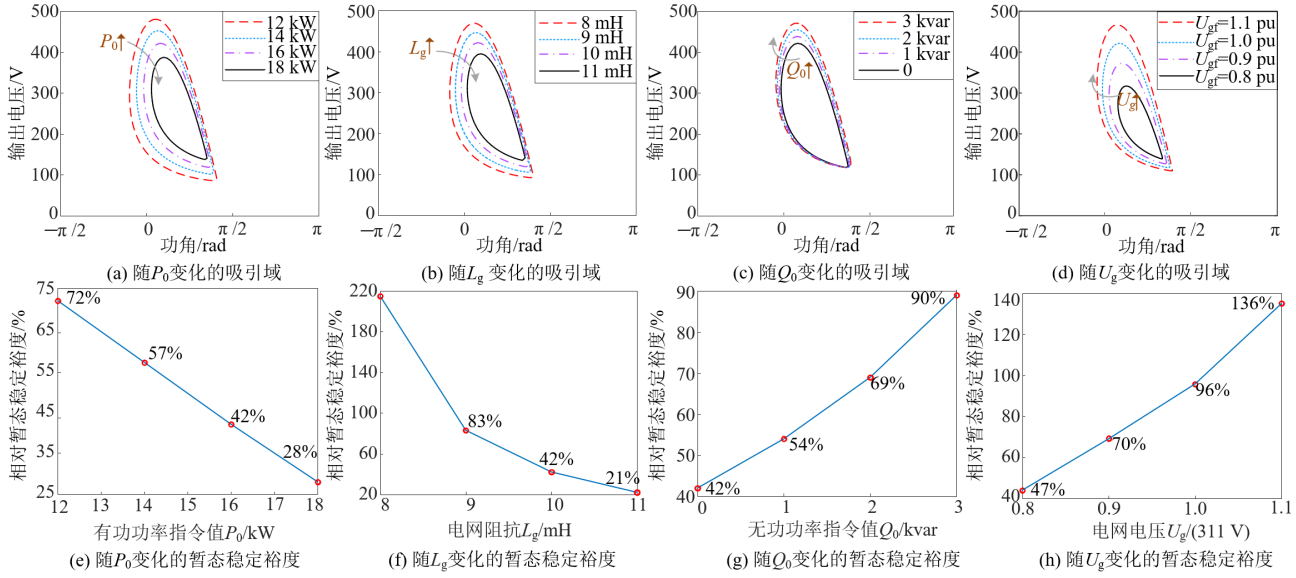


图 9 参数变化对吸引域和相对暂态稳定裕度的影响

Fig.9 Effect of parameter variations on the domain of attraction and transient stability margin

态稳定裕度变化分别如图 9(b)、(f)所示。可以看出，随着 L_g 的增大，吸引域范围减小，相对暂态稳定裕度也随之下降。由式(3)可知，线路传输容量与阻抗成反比，增大 L_g 会加剧变流器的功率不平衡，这表明弱电网不利于系统的暂态同步稳定性。

3）无功功率指令值 Q_0 的影响

当 Q_0 在 0~3 kvar 间变化时，吸引域变化和暂态稳定裕度变化分别如图 9(c)、(g)所示。由于无功环的电压支撑作用，Q_0 会提高变流器的输出电压，随着 Q_0 的增大，吸引域范围增大，相对暂态稳定裕度提升。值得注意的是，输出电压增大可能会引起变流器的限流器保护[22]。因此，在一定范围内增大 Q_0 可以提升变流器的稳定性。

4）电网电压 U_g 的影响

U_g 的基准值为 311 V，当电网电压在 0.8~1.1 pu 间变化时，吸引域变化和暂态稳定裕度变化分别如图 9(d)、(h)所示。可以看出，随着电网电压的提升，吸引域范围增大，相对暂态稳定裕度提升。因此，电网电压降落会降低系统的暂态同步稳定性。

4　仿真验证

为了验证吸引域的有效性和参数影响规律，在 MATLAB/Simulink 上搭建了构网型变流器并网系统，系统主电路和控制如图 1 所示，系统参数见附录 A 表 A2。

4.1　暂态同步稳定性分析理论验证

设置持续 0.3 s 的 50%电网电压跌落故障，图 10(a)展示了时域仿真图，相应的相位图见图 10(b)。从图 10(a)可以看出，故障清除后，输出电压、电流和功角回到稳态值，系统暂态同步稳定。图 10(b)的相位图表明，故障过程中系统状态始终位于吸引域内部，系统的能量低于吸引域边界的临界能量。系统最终渐进稳定于 SEP。

考虑更严重的电网电压跌落，图 11 给出了持续 0.3 s 的 84%电压跌落故障下的仿真波形图。从图 11(a)可以看出，故障切除后，功角不断增大，电压持续下降，电流不断振荡，此时变流器暂态同步失稳。图 11(b)的相位图则更直观地展示了故障期间系统状态轨迹，故障切除时系统状态已越过了蓝色吸引域边界，系统的暂态能量增加并超过了吸引域边界的临界能量，变流器暂态同步失稳。

图 12 给出了 20%永久电压跌落故障下的仿真

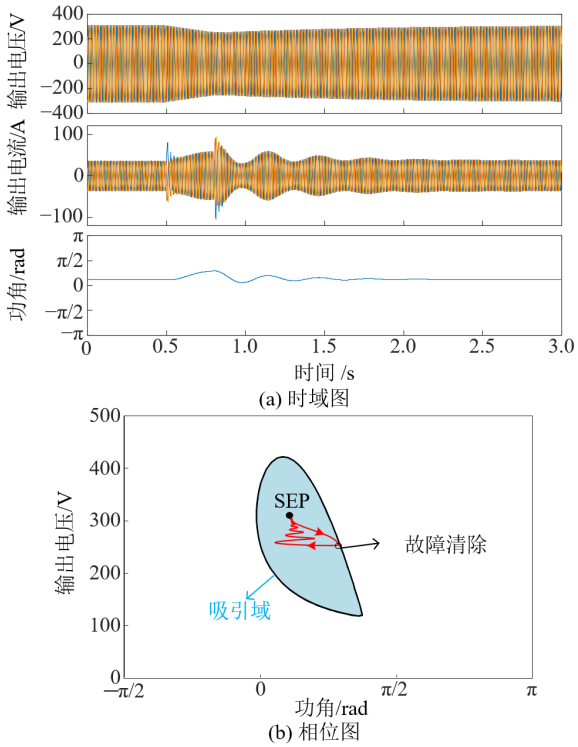


图 10　持续 0.3 s 的 50%电压跌落故障下的仿真波形

Fig.10　Simulation waveform under a 50% voltage drop fault lasting 0.3 s

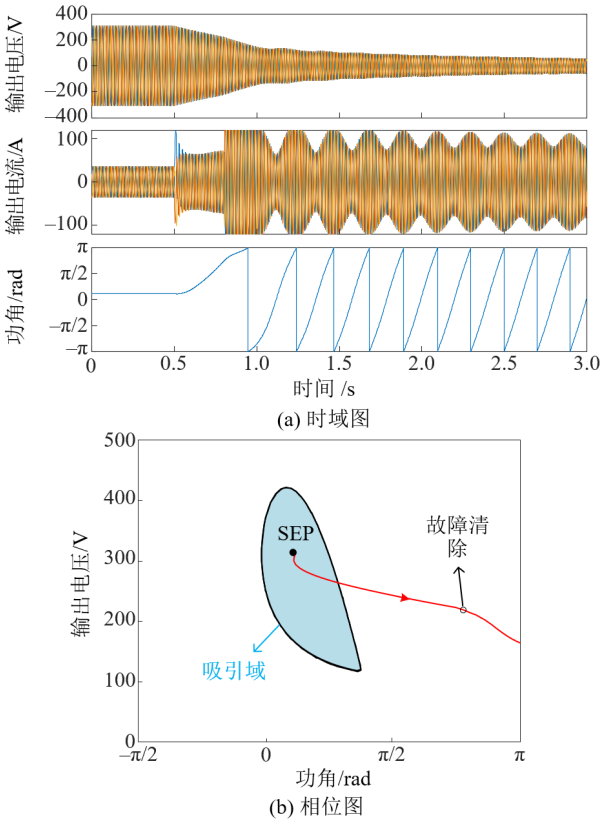
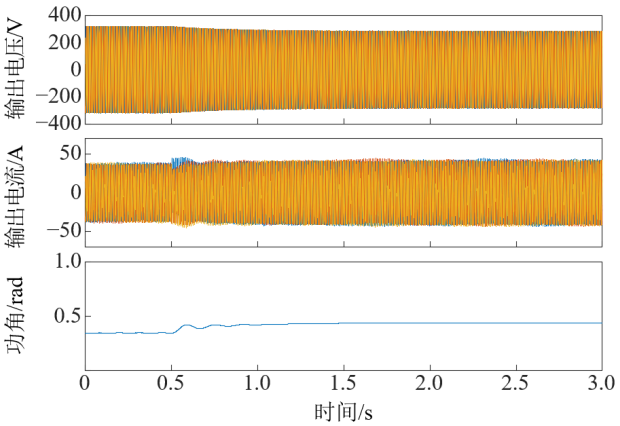
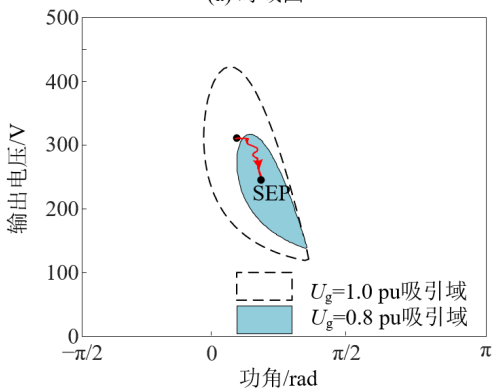


图 11　持续 0.3 s 的 84%电压跌落故障下的仿真波形

Fig.11　Simulation waveform under an 84% voltage drop fault lasting 0.3 s



(a) 时域图



(b) 相位图

图 12 20%电压跌落故障下的仿真波形

Fig.12 Simulation waveform under the 20% voltage drop fault

波形图。电压电网下降后，系统吸引域由原来虚线范围减小至蓝色阴影范围，系统在此故障下的运行状态逐渐由原 SEP 变化转移至蓝色阴影吸引域的 SEP，蓝色阴影吸引域的 SEP 相比原来的 SEP 电压减小，功角变大，暂态同步稳定性下降。

仿真结果和分析结论一致，验证了本文所刻画的吸引域以及暂态稳定分析方法的有效性。

4.2 参数优化方法验证

为了进一步验证 2.3 节中所提参数优化方法的有效性，以图 11 故障工况下变流器失稳结果为对照，在相同程度故障下采取参数优化方法调整系统参数，仿真波形见附录 B 图 B1。

附录 B 图 B1(a)—(f)分别采用了减小有功功率指令值 P_0、减小电网阻抗 L_g、增大无功功率指令值 Q_0、增大有功环阻尼 D_p、增大电压环系数 K 以及增大虚拟惯量 J 等参数优化方法。相比于图 11，采用参数优化方法后，变流器在故障切除后均恢复了稳定，这表明参数优化方法可以有效提升变流器的暂态同步稳定性。仿真结果和所提参数优化方法的预期目标一致，验证了本文基于弹簧摆稳定性提升方法所提出的参数优化方法的有效性。

5 实验验证

搭建图 13 所示的基于 RT-LAB 的硬件在环测试平台。硬件在环实验所采用的参数与第 4 章的仿真验证一致。

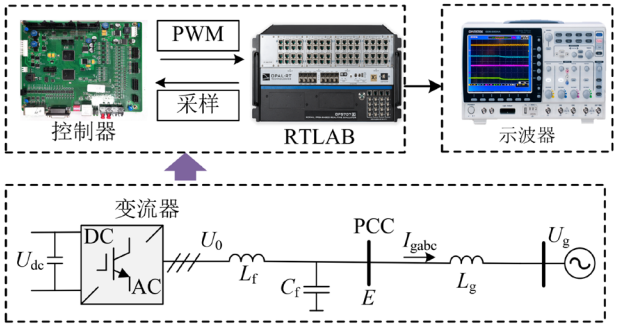


图 13 RT-LAB 实验平台

Fig.13 RT-LAB experimental platform

图 14 所示 84%电压跌落故障下的实验波形中，持续 0.3 s 的 84%电网电压跌落故障切除时，变流器运行状态位于吸引域外部，变流器不能回到稳定平衡点，输出电压不断减小，功角发散，变流器失去同步稳定。

附录 B 图 B2(a)—(f)为分别采用了减小有功功率指令值 P_0、减小电网阻抗 L_g、增大无功功率指令值 Q_0、增大有功环阻尼 D_p、增大电压环系数 K 以及增大虚拟惯量 J 等参数优化方法的实验波形。在相同故障下，变流器最终都实现了稳定运行。因此，实验结果表明提出的参数优化设计方法可有效提升构网型变流器在大扰动下的暂态同步稳定性。

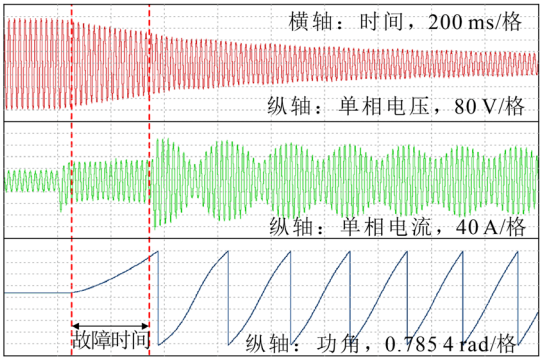


图 14 84%电压跌落故障下的实验波形

Fig.14 Experimental waveform under the 84% voltage drop fault

6　结论

1）弹簧摆与构网型变流器的动力学特征一致，可以得到二者的物理映射关系。弹簧长度变化可以刻画无功环的电压动态变化。

2）根据二者物理映射关系可以得到构网型变流器的能量函数，其中无功环的电压能量可视为等效弹性势能。基于建立的能量函数评估了变流器的吸引域并给出了稳定裕度指标，相比于电压约束下的吸引域，本文估计吸引域虽具有一定的保守性，但不会发生稳定性的误判。

3）根据弹簧摆稳定性提升方法给出了变流器参数优化设计方法。减小有功功率指令值 P_0、减小电网阻抗 L_g、增大无功功率指令值 Q_0，通过改变系统的势能分布进而提升系统的暂态同步稳定性；增大有功环阻尼 D_q、增大电压积分系数 K，通过提升系统的阻尼进而提升暂态同步稳定性；增大虚拟惯量 J，在提升稳定性的同时会增加系统的调节时间。类比弹簧摆的能量函数建模方法可推广到多变流器的稳定分析中。对于动态交互作用下的多构网型变流器高阶能量函数建模困难问题，可在不同弹簧摆之间增加交互弹簧刻画变流器间的交互作用，以交互弹簧摆的弹性势能代表机组间的交互能量，从而类比构建多机高阶能量函数模型。此外，当前构网型变流器的无功电压控制自由度较低时，暂态过程输出电压跌落明显，故障清除后恢复时间长，电压调节不够灵活，而弹簧摆弹簧方向具有 2 阶动力学特性，物理意义明晰等优点，能否基于弹簧摆动力学探索多自由度新型构网控制方法将在后续研究中进行。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献　References

[1] 韩肖清，李廷钧，张东霞，等. 双碳目标下的新型电力系统规划新问题及关键技术[J]. 高电压技术，2021，47(9)：3036-3046.
HAN Xiaoqing, LI Tingjun, ZHANG Dongxia, et al. New issues and key technologies of new power system planning under double carbon goals[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3036-3046.

[2] 查晓明，李锡林，黄萌，等. 源-机-网协同视角下电力电子并网装备同步控制方法综述[J]. 高电压技术，2025，51(4)：1507-1526.
ZHA Xiaoming, LI Xilin, HUANG Meng, et al. Review of synchronous control for power electronic grid-connected equipment from the perspective of source-converter-network cooperation[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(4): 1507-1526.

[3] MARKOVIC U, STANOJEV O, ARISTIDOU P, et al. Understanding small-signal stability of low-inertia systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(5): 3997-4017.

[4] ZHAO J T, HUANG M, YAN H, et al. Nonlinear and transient stability analysis of phase-locked loops in grid-connected converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(1): 1018-1029.

[5] FU X K, HUANG M, PAN S Z, et al. Cascading synchronization instability in multi-VSC grid-connected system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(7): 7572-7576.

[6] 詹长江，吴恒，王雄飞，等. 构网型变流器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报，2023，43(6)：2339-2359.
ZHAN Changjiang, WU Heng, WANG Xiongfei, et al. An overview of stability studies of grid-forming voltage source converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(6): 2339-2359.

[7] 迟永宁，江炳蔚，胡家兵，等. 构网型变流器：物理本质与特征[J]. 高电压技术，2024，50(2)：592-606.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, HU Jiabing, et al. Grid-forming converters: physical mechanism and characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 592-606.

[8] 黄萌，凌扬坚，耿华，等. 功率同步控制的构网型变流器多机交互分析与稳定控制研究综述[J]. 高电压技术，2023，49(11)：4571-4583.
HUANG Meng, LING Yangjian, GENG Hua, et al. An overview on multi-VSCs interaction analysis and stability controls of grid-forming converters with power synchronization control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(11): 4571-4583.

[9] 迟永宁，江炳蔚，范译文，等. 构网型变流器：控制与稳定特性[J]. 高电压技术，2025，51(4)：1527-1542.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, FAN Yiwen, et al. Grid-forming converters: control and behavior of stability[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(4): 1527-1542.

[10] UNRUH P, NUSCHKE M, STRAUSS P, et al. Overview on grid-forming inverter control methods[J]. Energies, 2020, 13(10): 2589.

[11] 黄萌，舒思睿，李锡林，等. 面向同步稳定性的电力电子并网变流器分析与控制研究综述[J]. 电工技术学报，2024，39(19)：5978-5994.
HUANG Meng, SHU Sirui, LI Xilin, et al. A review of synchronization-stability-oriented analysis and control of power electronic grid-connected converters[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(19): 5978-5994.

[12] 程慧婕，帅智康，彭也伦，等. 含异步机负荷的虚拟同步机并联系统暂态电压稳定性分析及其提升措施研究[J]. 中国电机工程学报，2021，41(14)：4787-4798.
CHENG Huijie, SHUAI Zhikang, PENG Yelun, et al. Study on transient voltage stability and improvement measures of paralleled virtual synchronous generators system with induction motors[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(14): 4787-4798.

[13] 曹炜，钦焕乘，陆建忠，等. 新型电力系统下虚拟同步机的定位和应用前景展望[J]. 电力系统自动化，2023，47(4)：190-207.
CAO Wei, QIN Huancheng, LU Jianzhong, et al. Orientation and application prospect of virtual synchronous generator in new power system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(4): 190-207.

[14] 沈超，帅智康，程慧婕. 虚拟同步机并联电流控制型变换器系统暂态同步稳定性分析[J]. 电力系统自动化，2021，45(10)：115-123.
SHEN Chao, SHUAI Zhikang, CHENG Huijie. Transient synchronization stability analysis of system with paralleled virtual synchronous generators and current-controlled converters[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(10): 115-123.

[15] FU X K, SUN J J, HUANG M, et al. Large-signal stability of grid-forming and grid-following controls in voltage source converter: a comparative study[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(7): 7832-7840.

[16] WANG X F, TAUL M G, WU H, et al. Grid-synchronization stability of converter-based resources: an overview[J]. IEEE Open Journal of Industry Applications, 2020, 1: 115-134.

[17] 朱蜀，刘开培，秦亮. 虚拟同步发电机的暂态稳定性分析[J]. 电力系统自动化，2018，42(9)：51-58.
ZHU Shu, LIU Kaipei, QIN Liang. Transient stability analysis of virtual synchronous generator[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(9): 51-58.

[18] SHUAI Z K, SHEN C, LIU X, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(4): 4648-4661.

[19] PAN D H, WANG X F, LIU F C, et al. Transient stability of voltage-source converters with grid-forming control: a design-oriented study[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1019-1033.

[20] YANG J X, K TSE C, HUANG M, et al. Homoclinic bifurcation of a grid-forming voltage source converter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(11): 13176-13187.

[21] 魏凤廷，张海涛，王秀丽，等. 计及电压动态特性的虚拟同步机暂态稳定性分析[J]. 电网技术，2024，48(7)：2910-2918.
WEI Fengting, ZHANG Haitao, WANG Xiuli, et al. Transient stability analysis of virtual synchronous generator considering voltage dynamic characteristics[J]. Power System Technology, 2024, 48(7): 2910-2918.

[22] 付熙坤，黄萌，凌扬坚，等. 功率耦合和电流限幅影响下构网型变流器的暂态同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报，2024，44(7)：2815-2825.
FU Xikun, HUANG Meng, LING Yangjian, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming converter influenced by power-coupling and current-limiting[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(7): 2815-2825.

[23] 孟潇潇，王煜琛，毛荀，等. 考虑虚拟阻抗功率解耦的构网型变流器暂态稳定分析及控制[J]. 电力系统自动化，2024，48(24)：101-111.
MENG Xiaoxiao, WANG Yuchen, MAO Xun, et al. Transient stability analysis and control of grid-forming converter considering virtual impedance power decoupling[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(24): 101-111.

[24] 杨正波，夏清华，刘思平. 不同控制参数下的弹簧摆[J]. 大学物理，2011，30(5)：23-26，42.
YANG Zhengbo, XIA Qinghua, LIU Siping. The spring pendulum under different controlled parameters[J]. College Physics, 2011, 30(5): 23-26, 42.

[25] 张利娟，张华彪，李欣业. 基础水平运动的弹簧摆的周期解与稳定性[J]. 物理学报，2018，67(24)：165-179.
ZHANG Lijuan, ZHANG Huabiao, LI Xinye. Periodic solution and its stability of spring pendulum with horizontal base motion[J]. Acta Physica Sinica, 2018, 67(24): 165-179.

[26] 陈德坤，丁幸波，温新婕，等. 基于时间有限元的弹簧摆动力学新解法[J]. 工程力学，2022，39(4)：209-218.
CHEN Dekun, DING Xingbo, WEN Xinjie, et al. A new dynamic solution of spring pendulum based on time finite element method[J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(4): 209-218.

[27] 孙鹏飞，田震，查晓明，等. 功率同步型构网变流器并网系统暂态同步稳定性研究综述[J]. 电力系统自动化，2025，49(2)：1-19.
SUN Pengfei, TIAN Zhen, ZHA Xiaoming, et al. Review on research of transient synchronization stability for grid-connected system based on power-synchronization grid-forming converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(2): 1-19.

[28] Hassan K. Khalil. 非线性系统[M]. 朱义胜，董辉，李作洲，译. 北京：电子工业出版社，2011：73-121.
HASSAN K K. Nonlinear Systems[M]. ZHU Yisheng, DONG Hui, LI Zuozhou, translated. Beijing, China: Electronic Industry Press, 2011: 73-121.



王　伟
1976—，男，博士，教授级高工
主要从事新能源发电与并网技术研究
E-mail: wangwei@sgepri.sgcc.com.cn

WANG Wei
Ph.D., Professor



田　震(通信作者)
1991—，男，博士，副教授
主要从事新能源并网稳定分析与控制研究
E-mail: ztian.ee@whu.edu.cn

TIAN Zhen
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期　2024-12-30　在线出版日期　2025-07-02　　编辑　何秋萍

附录 A

表 A1　弹簧摆数值仿真参数

Table A1　Numerical simulation parameters of spring pendulum

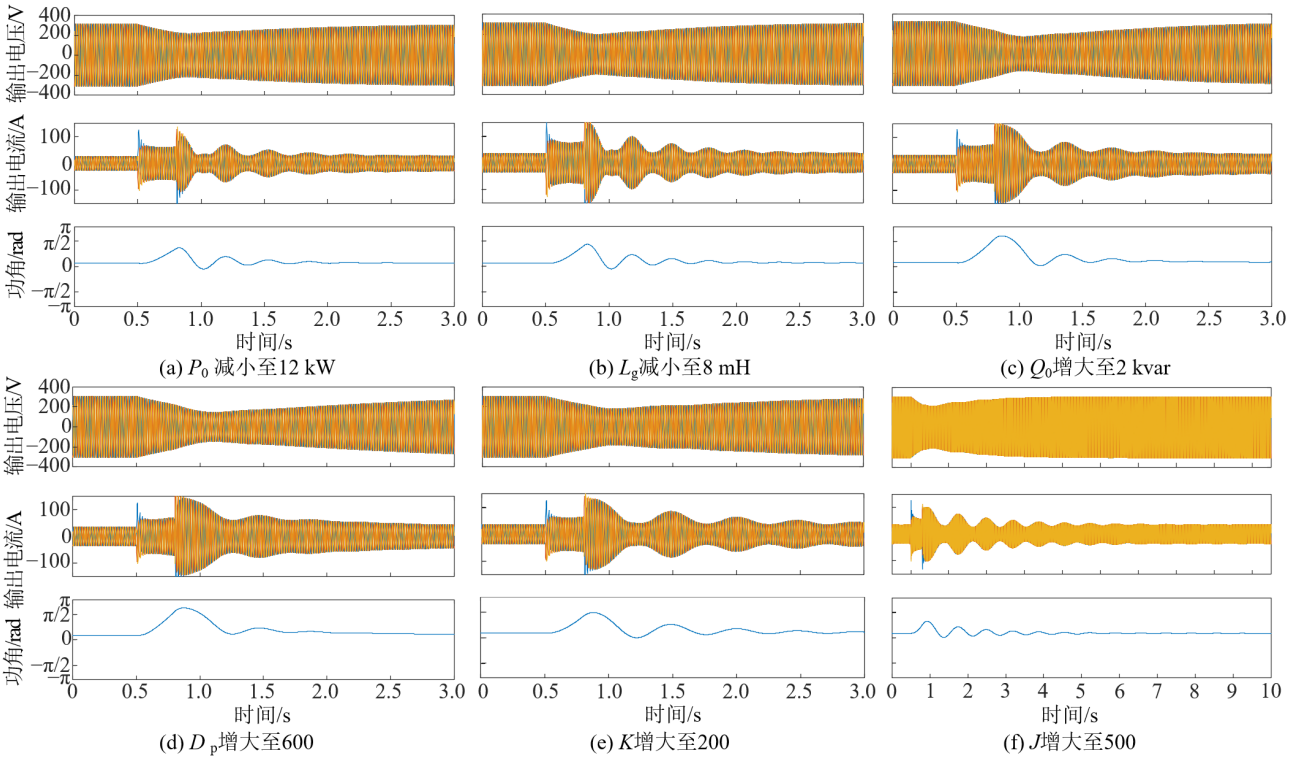
符号	系统参数	参数值
M	恒定力矩/(N·m)	8
m	小球质量/kg	1
k	弹簧劲度系数/(N·m^{-1})	40
g	重力加速度/(m·s^{-2})	9.8
l_0	弹簧原长/m	1
D_p	力矩方向阻尼系数	2
D_q	弹簧方向阻尼系数	100

表 A2　构网型变流器主要仿真参数

Table A2　Main simulation parameters of grid type inverter

符号	系统参数	参数值
U_g	相电压幅值/V	311
L_g	电网阻抗/mH	10
ω_0	电网额定频率/(rad·s^{-1})	314
J	虚拟惯量	100
$\mathrm{D_p}$	阻尼系数	500
$\mathrm{L_f}$	滤波电感/mH	3
U_dc	直流电压/V	2 000
E_0	额定输出电压/V	311
P_0	有功功率指令值/kW	16
Q_0	无功功率指令值/kvar	0
K	电压积分系数	100
C_f	滤波电容/μF	100

附录 B

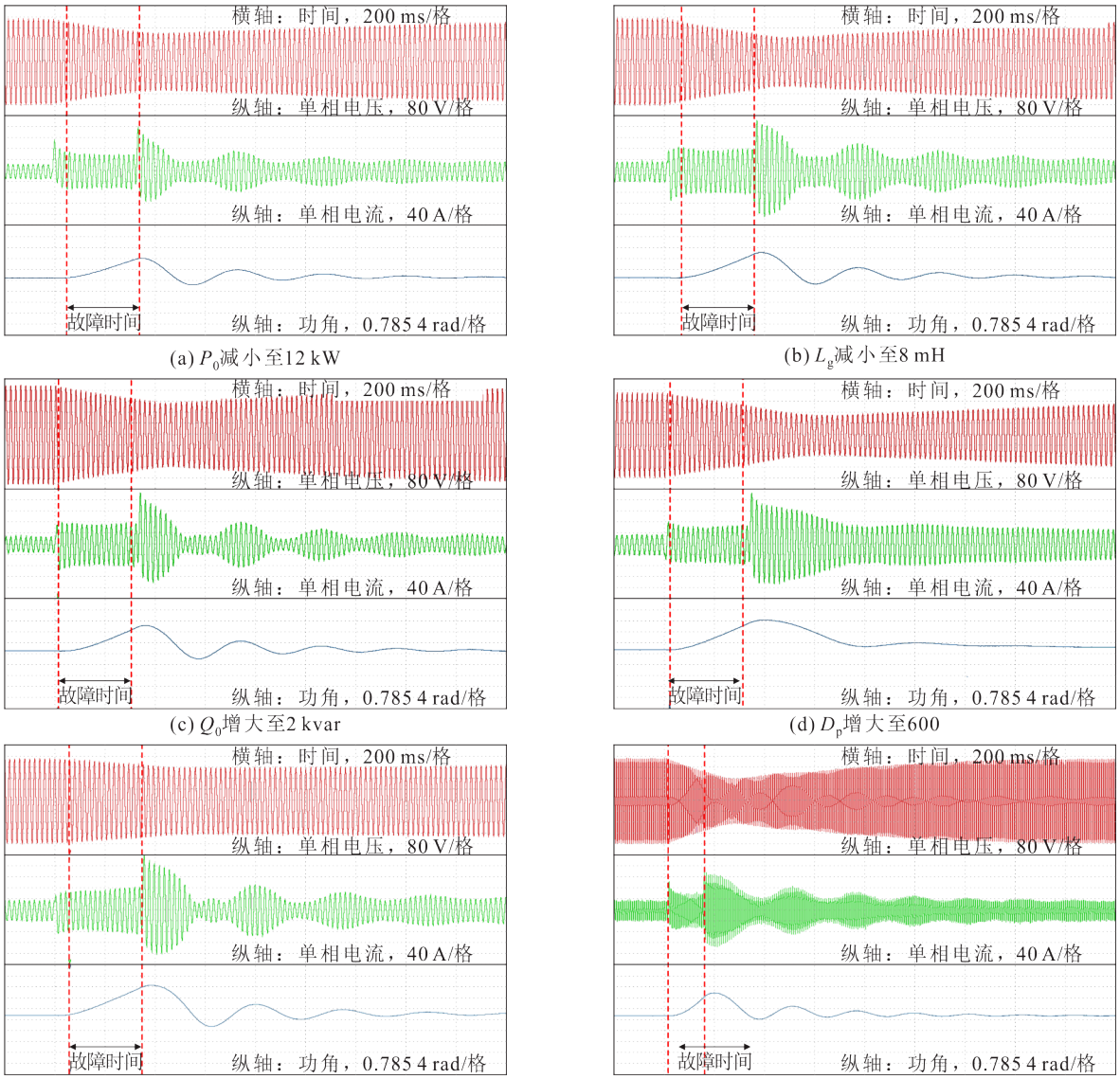


(a) P_0 减小至12 kW　(b) L_g减小至8 mH　(c) Q_0增大至2 kvar

(d) D_p增大至600　(e) K增大至200　(f) J增大至500

图 B1　参数优化仿真验证

Fig.B1　Simulation verification of parameter optimization



(a) P_0减小至12 kW　(b) L_g减小至8 mH

(c) Q_0增大至2 kvar　(d) D_p增大至600

(e) K增大至200　(f) J增大至500

图 B2　参数优化实验验证

Fig.B2　Experimental simulation verification of parameter optimization