**DOI**：10.13234/j.issn.2095-2805.2025.7.200 **中图分类号**：TM306 **文献标志码**：A

# 大电机启动引起的电压暂降机理及影响因素量化分析

方 正，黄云辉，席云烽，唐金锐，王 栋，周克亮
(武汉理工大学自动化学院，武汉 430070)

**摘要**：为解决大容量电机启动导致的区域电网安全稳定问题，研究了大电机启动引起电压暂降的机理及影响因素。首先，详细分析了大电机启动的动态过程及其引起的电压暂降机理，并采用评估指标对电压暂降严重程度进行定量刻画。然后，以某石化企业区域电网大电机启动为例，建立了基于ETAP的时域模型，对大电机启动引起电压暂降的理论分析进行了验证。最后，对大电机启动引起电压暂降的影响因素进行了量化分析，研究了启动变压器容量和电网强度对电压暂降的影响规律，并对比分析了不同组合多台电机叠加启动和不同启动方式下的电压暂降指标。研究结果为降低大容量电机启动导致的电压暂降事故风险提供了理论依据。

**关键词**：电能质量；电机启动；电压暂降；评估指标；启动方式；多电机叠加启动

# Quantitative Analysis of Mechanism and Influencing Factors for Voltage Sag Caused by Large-capacity Motor Start-up

FANG Zheng, HUANG Yunhui, XI Yunfeng, TANG Jinrui, WANG Dong, ZHOU Keliang
(School of Automation, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

**Abstract:** To solve the problems related to the safety and stability of regional power grids which are caused by the start-up of large-capacity motors, the mechanism and influencing factors of voltage sag caused by large-capacity motor start-up are studied. First, the dynamic process of large-capacity motor start-up and the mechanism of voltage sag are analyzed in detail, and the quantitative characterization of the severity of voltage sag is conducted using evaluation indexes. Then, the start-up of large-capacity motors in a petrochemical enterprise's regional power grid is taken as an example, and a time-domain model based on ETAP is established to verify the theoretical analysis of voltage sag caused by large-capacity motor start-up. Finally, the influencing factors of voltage sag caused by large-capacity motor start-up are quantitatively analyzed. The influences of start-up transformer capacity and grid strength on voltage sag are studied, and a comparative analysis of voltage sag indexes for different combinations of multi-motor simultaneous start-up and different start-up modes is conducted. The research results provide a theoretical basis for reducing the risk of voltage sag accidents caused by the start-up of large-capacity motors.

**Keywords:** Power quality; motor start-up; voltage sag; evaluation index; start-up mode; multi-motor simultaneous start-up

大型石化企业的生产通常是连续进行的，并且处理大量易燃易爆危险化学物质[1]，故供电、供水、供气各环节的正常运转十分重要。一旦发生停电故障，可能导致化学物质泄漏，甚至爆炸，造成环境污染、人员伤亡等重大事故[2]。因此，自备区域电网的可靠性和稳定性对于石化企业的安全生产至关重要[3-5]。

随着生产规模的扩大，石化企业电动机的功率越来越大。容量超大的电动机启动电流可达数千安培，会造成机端以及相邻母线电压急剧下降[6]，影

**收稿日期**：2023-07-24；**修回日期**：2023-09-15；**录用日期**：2023-10-19；**网络首发日期**：2024-01-31
**基金项目**：国家重点研发计划资助项目(2021YFB2601602)
This work is supported by National Key Research and Development Program under the grant 2021YFB2601602

响共网的其他电气设备的正常运行[7-9]，还会使恒容量负荷的电流突增，如若继电保护装置动作失误，将会导致部分用电设备的损坏[10-11]，甚至会破坏石化企业区域电网的稳定运行，进而引发重大的安全事故。因此，大电机启动引起的电压暂降已经成为影响石化企业区域电网电能质量的一个突出问题[12-13]。

为解决上述问题，电机启动过程中电压暂降的内在机理和外在因素影响无疑是区域电网稳定运行需要考虑的重要方面。电压暂降是指电力系统某点电压突然降至额定电压的 10%~90%，并在 10 ms~1 min 内恢复正常的现象[14]。目前已有学者研究得出电机启动引起的电压暂降与电动机参数、变压器阻抗、线路阻抗等密切相关[15]，但是仅有仿真分析而缺乏电机启动引起电压暂降过程中的机理分析。还有学者研究了供电系统容量、变压器容量、不同转矩负载与电机端电压暂降幅值和持续时间之间的关系[16]，然而没有考虑这些因素对整个电网电压暂降的影响，同时其所做分析的模型也过于简单，忽略了实际电网中其他负荷的影响。而在电机启动仿真分析中，使用的模型至少应为向该电机供电的变电站的电网模型，应包含所有 6 kV 及以上的负荷、线路等[17]。另外，亦有学者研究了启动方式对电网电压暂降的影响[18]，但是仅仅分析了自耦降压启动方式的影响，没有对其他启动方式的分析比较，也缺少科学的指标来评估对电网的影响程度。文献[19]基于电动机入网点电压波动来评估对电网的影响，然而这种评估方法欠缺考虑电压暂降的持续时间。综上所述，目前对于大电机启动过程中电压暂降特性以及影响因素的研究尚不完善，缺少量化分析，因此机理还是不够明确。

针对以上问题，本文进行了石化企业电网大电机启动引起电压暂降的机理及影响因素的量化研究，详细分析了石化电网大电机启动的动态过程及其引起的电压暂降，同时给出了电压暂降严重程度的量化与评估方法。并且以广东某石化企业区域电网的大电机启动为例，建立区域电网时域模型，采用电压暂降评估方法对大电机启动引起电压暂降的关键影响因素进行量化分析。

## 1　大电机启动引起的电压暂降机理分析与评估方法

### 1.1　大电机启动的动态过程分析

以感应电动机启动为例，分析其动态启动过程。感应电机等值模型如图 1 所示，其中：$R_1$、$X_1$ 分别为定子绕组的电阻和电抗；$R_2$、$X_2$ 分别为转子的电阻和电抗；$R_m$、$X_m$ 分别为激磁电阻和电抗；$U_M$ 为电机端电压；$I_1$、$I_2$ 分别为定子侧与转子侧的电流；$s$ 为转差率。转差率与电机转速 $\omega$ 的关系可表示为

$$\omega = (1-s)\omega_N = (1-s)60f/P \tag{1}$$

式中：$\omega_N$ 为感应电机额定转速；$f$ 为供电电压频率；$P$ 为极对数。

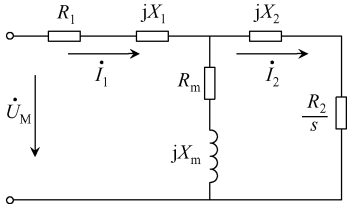



**图 1　电动机等值模型**

**Fig. 1 Equivalent model of motor**

由图 1 可得感应电机的等效阻抗为

$$Z_M = R_1 + jX_1 + \frac{(R_m + jX_m)(R_2/s + jX_2)}{(R_m + R_2/s) + j(X_m + X_2)} \tag{2}$$

在电机启动瞬间，转速为 0，转差率为 1，由于 $X_m \gg X_2$，励磁支路可视为开路，因此此时 $Z_M \approx (R_1+R_2)+j(X_1+X_2)$，为最小值；当电机达到额定转速时，转差率近似于 0，转子侧支路可看作开路，此时 $Z_M \approx (R_1+R_m)+j(X_1+X_m)$，为最大值。

电机端电压与定子侧电流的关系可表示为

$$I_1 = U_M / Z_M \tag{3}$$

感应电动机的转子运动方程为

$$T_{eM} - T_{mM} = J\frac{d\omega}{dt} \tag{4}$$

式中：$J$ 为电动机、联轴器和负载的转动惯量之

和；$T_{eM}$、$T_{mM}$ 分别为感应电动机的电磁转矩和机械负载转矩。忽略电磁暂态过程，电磁转矩可表示为

$$T_{eM}=\frac{2T_{eMmax}}{s/s_{cr}+s_{cr}/s}\left(\frac{U}{U_N}\right)^2 \tag{5}$$

式中：$T_{eMmax}$ 为感应电机在额定电压下的最大电磁转矩；$s_{cr}$ 为感应电机静态稳定临界转差率；$U_N$ 为感应电机的额定端电压。

负载转矩与转速相关，可表示为

$$T_{mM}=A\omega^2+B\omega+C \tag{6}$$

式中，$A$、$B$、$C$ 为常数。当 $\omega$ 达到额定转速且 $C$=0 时，表征空载转矩。

由式(1)~式(6)可得电动机启动的动态过程如图 2 所示。

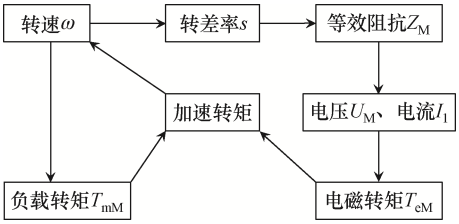



**图 2 感应电动机的动态启动过程**

**Fig. 2 Dynamic start-up process of induction motor**

由图 2 可见，在电动机启动的过程中，转速、阻抗、电机电流、母线电压、电磁转矩、负载转矩等关键变量呈现动态变化，相互作用，相互影响。电机启动的瞬间，转速 $\omega$=0，转差率 $s$=1，此时电机等效阻抗 $Z_M$ 最小，因此电机启动电流很大，这种电流冲击会引起电机端母线电压的瞬时下降；当电机启动后，电磁转矩大于负载转矩，转子加速，转差率变小，电机等效阻抗开始增大，电机电流逐渐减小，电机端电压也逐渐恢复；最终电机加速至额定转速，电磁转矩与负载转矩达到动态平衡。

### 1.2 大电机启动引起的电压暂降过程分析

大容量电动机往往与变压器组合成联合单元接入电网，其典型拓扑如图 3 所示，其中 PCC 为公共连接点。由此可得如图 4 所示的大容量电动机接入系统等值模型，其中：$E$ 为电网电压；$U_1$ 为变压器高压侧电压；$\theta$、$\delta$ 分别为 $U_1$、$U_M$ 的相角；$R_L$、$X_L$ 分别为输电线路的电阻和电抗；$R_T$、$X_T$ 分别为降压变的电阻和电抗。

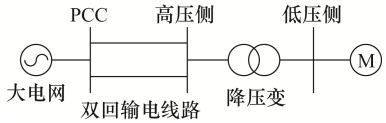



**图 3 大容量电动机典型供电系统**

**Fig. 3 Typical power supply system of large-capacity motor**

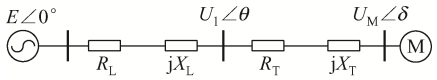



**图 4 大容量电动机接入系统等值模型**

**Fig. 4 Equivalent model of large-capacity motor connected to system**

图 4 中大电网到电动机的系统阻抗为

$$Z_{net}=(R_L+R_T)+\mathrm{j}(X_L+X_T) \tag{7}$$

假设系统未接入其他负荷，则电机电流 $I_M$ 即为系统电流 $I_{net}$，可表示为

$$I_{net}=I_M=\frac{E\angle 0°}{Z_{net}+Z_M} \tag{8}$$

则电机端电压计算表达式为

$$U_M=E\angle 0°-I_{net}Z_{net} \tag{9}$$

电动机接入系统前，$I_{net}$=0、$U_M$=$E$。当电机开始启动后，电机阻抗 $Z_M$ 的大小随转速而变化，初始时 $Z_M$ 很小，因此电机启动电流很大，导致系统阻抗上的压降变大，于是造成母线电压暂降。由式(7)~式(9)可得母线电压暂降过程的系统电气相量变化如图 5 所示，可见大电机启动会引起电网电压幅值下降，还会引起相位偏差。

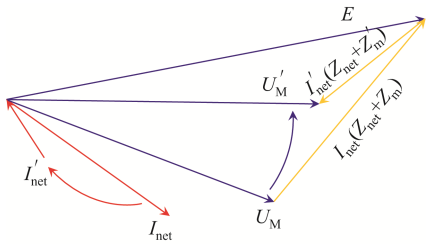



**图 5 电压暂降过程中的电气相量变化**

**Fig. 5 Electrical phasor variation during process of transient voltage sag**

### 1.3 电压暂降量化与评估方法

在大电机启动过程中，母线电压暂降曲线不规律，导致难以直观地判断电压暂降的严重程度，因

此需要引入评估指标进行定量刻画。依据 GB/T 39270—2020《电压暂降指标与严重程度评估方法》，引入电压暂降能量指标和严重性指标进行量化分析。

电压暂降的能量指标 $E_{VS}$ 可表示为

$$E_{VS}=\int_0^T\left[1-\left(\frac{U(t)}{U_N}\right)^2\right]\mathrm{d}t \tag{10}$$

式中：$U(t)$为电压暂降过程中的方均根值曲线；$U_N$ 为标称电压；$T$ 为暂降持续时间。

电压暂降严重性指标包括持续时间严重性指标DSI(duration severity index)、幅值严重性指标 MSI (magnitude severity index)和综合严重性指标 MDSI (magnitude duration severity index)，其计算公式分别为

$$I_1=\begin{cases}0 & T<T_{min}\\ \dfrac{100(T-T_{min})}{T_{max}-T_{min}} & T_{min}\leqslant T\leqslant T_{max}\\ 100 & T>T_{max}\end{cases} \tag{11}$$

$$I_2=\begin{cases}0 & U_{res}>U_{max}\\ \dfrac{100(U_{max}-U_{res})}{U_{max}-U_{min}} & U_{min}\leqslant U_{res}\leqslant U_{max}\\ 100 & U_{res}<U_{min}\end{cases} \tag{12}$$

$$I_3=\frac{I_1\times I_2}{100} \tag{13}$$

式中：$I_1$、$I_2$、$I_3$ 分别为 DSI、MSI、MDSI；$U_{res}$ 为母线电压暂降过程中的最小值；$T_{min}$、$T_{max}$ 和 $U_{min}$、$U_{max}$ 分别为敏感设备出现不确定运行状况的电压暂降持续时间和幅值的最小值、最大值。实际评估时，为了方便对所有电压暂降事件进行评估，会假设设备在电压降低时均会受到影响，因此 $U_{max}$ 取 1 p.u.，$U_{min}$ 取 0，$T_{min}$ 取 0，$T_{max}$ 取 50 s。

## 2　石化企业区域电网大电机启动引起的电压暂降分析与理论验证

### 2.1　区域电网算例分析

以广东某石化企业区域电网大电机启动为例，系统主接线如图 6 所示，可见该电网设有 4 个电压等级：110 kV、35 kV、10 kV、6 kV。110 kV 侧母线通过双回 110 kV 线路从上级 220 kV 变电站受电，通过 4 个降压变向 35 kV 侧母线和 6 kV 侧母线供电；电动机 M1、M2 为感应电动机，分别与 5#、6#变压器相连，以变压器–电动机组合单元接线形式接入 35 kV 侧母线；35 kV、6 kV 侧母线供电给厂用负荷 LD1~LD6。结合石化电网的实际数据，在 ETAP 中建立图 6 拓扑的仿真模型。在正常运行工况下，进行电机 M1 直接启动仿真，仿真结果如图 7 和图 8 所示。

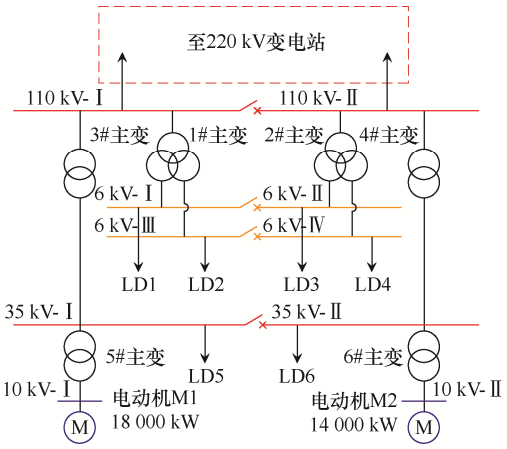



**图 6　区域电网系统主接线**

**Fig. 6 Main wiring of regional power grid system**

图 7 显示了电机启动的特征曲线，反映了电机启动的动态过程，与图 2 分析相对应。可见电机启动瞬间会产生大量的无功功率，远大于有功功率，因此启动电流主要由无功功率提供。图 8 显示了电机启动过程中各母线的电压变化曲线，可见母线电

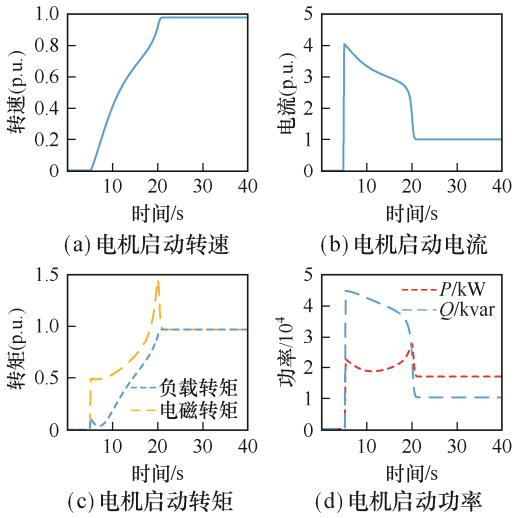



**图 7　电机启动波形**

**Fig. 7 Start-up waveforms of motor**

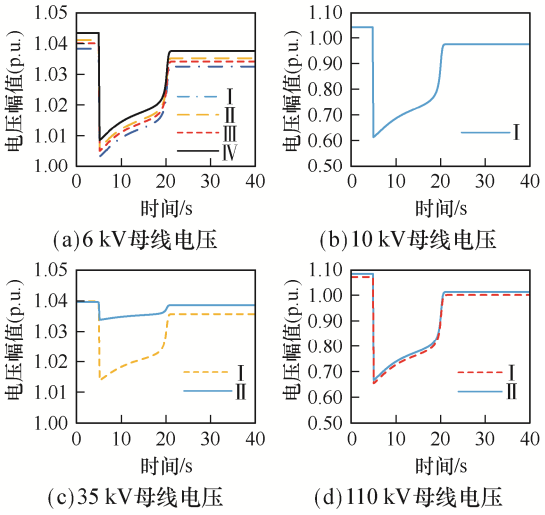



**图 8 母线电压暂降波形**

**Fig. 8 Waveforms under bus voltage sag**

压幅值先骤降至最小值，然后随着电机转速升高而逐渐恢复，电压暂降持续时间与电机启动时间一致。另外，由图 8 可知，在电机启动过程中，与电动机电气距离较远的母线(35 kV-Ⅱ母线、6 kV 母线和 110 kV 母线)电压暂降幅度很小；而 35 kV-Ⅰ母线和电机端 10 kV-Ⅰ母线与电动机电气距离较近，电压暂降幅度较大。因此，后续的分析以 35 kV-Ⅰ母线和电机端 10 kV-Ⅰ母线的电压暂降反映电网电压暂降的严重程度。

### 2.2 大电机启动引起电压暂降理论分析的验证

忽略其他支路的影响，系统的电气量均折算至 110 kV 侧，可得图 9 所示的简化分析模型，其中 $U_1$、$U_2$ 为电机启动时 35 kV-Ⅰ母线和 10 kV-Ⅰ母线电压，$Z_S$ 为电网等效阻抗，$Z_L$ 为输电线路阻抗，$Z_{T1}$、$Z_{T2}$ 分别为 3#、5#变压器阻抗。

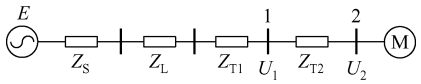



**图 9 母线电压暂降分析模型**

**Fig. 9 Analysis model for bus voltage sag**

由图 9 可以计算出上级变电站到电动机 M 的合成阻抗为(以下计算均折算至 110 kV 侧)

$$Z_{net}=Z_S+Z_L+Z_{T1}+Z_{T2} \tag{14}$$

当大电机直接启动时，其启动容量为

$$S_{st}=K_{st}S_M=\frac{K_{st}P_M}{\eta\cos\varphi_M} \tag{15}$$

式中：$K_{st}$ 为电机启动电流倍数；$S_M$、$P_M$ 分别为电机的容量和额定功率；$\eta$ 为额定效率；$\cos\varphi_M$ 为额定功率因数。

电机启动电流可由式(3)计算，也可表示为

$$I_{st}=\frac{S_M}{\sqrt{3}U_{110N}} \tag{16}$$

式中，$U_{110N}$ 为 110 kV-Ⅰ母线额定电压。

由此可计算出各母线电压降落为

$$\Delta U_{110\text{ kV-Ⅰ}}=I_{st}(Z_S+Z_L) \tag{17}$$

$$\Delta U_{35\text{ kV-Ⅰ}}=I_{st}(Z_S+Z_L+Z_{T1}) \tag{18}$$

$$\Delta U_M=I_{st}Z_{net} \tag{19}$$

式(17)~式(19)中，$\Delta U_{110\text{ kV-Ⅰ}}$、$\Delta U_{35\text{ kV-Ⅰ}}$、$\Delta U_M$ 分别为 110 kV-Ⅰ、35 kV-Ⅰ和电机端 10 kV-Ⅰ母线的电压降落。

由式(14)~式(19)可计算出图 6 区域电网母线电压降落，将其与图 8 的仿真结果进行对比，所得结果见表 1。

**表 1 仿真结果与理论分析结果对比**

**Tab. 1 Comparison between simulation results and theoretical analysis results**

| 母线 | 电压降落 | | 偏差/% |
|---|---|---|---|
| | 计算结果 | 仿真结果 | |
| 110 kV-Ⅰ | 3.13% | 3.25% | 0.12 |
| 35 kV-Ⅰ | 14.53% | 15.31% | 0.78 |
| 10 kV-Ⅰ | 39.43% | 41.38% | 1.95 |

由表 1 可见，仿真结果与理论分析结果偏差在 2%以内，仿真结果均大于计算结果，这是因为在理论计算时忽略了其他负荷的影响，恒功率负荷在电压降落后电流会增大，引起电压暂降更加严重。因此，理论计算只能粗略估算电压暂降幅值，仿真结果更为准确，后续的仿真分析也具有一定的现实有效性。

## 3 大电机启动引起电压暂降的影响因素量化分析

### 3.1 变压器容量对电压暂降的影响分析

启动变压器的容量与阻抗的关系为

$$Z_{T2}=\frac{U_k\%}{100}\times\frac{U_N^2}{S_T} \tag{20}$$

式中：$U_k\%$ 为变压器短路阻抗电压百分比；$S_T$ 为变压器的额定容量。

电动机在启动瞬间可看作阻抗 $Z_M$，在图 9 节点 1 处列写基尔霍夫电流定律 KCL(Kirchhoff current law)方程可得

$$\frac{E-U_1}{Z_S+Z_L+Z_{T1}}=\frac{U_1}{Z_{T2}+Z_M} \tag{21}$$

在图 9 节点 2 处列 KCL 方程可得

$$\frac{E-U_2}{Z_S+Z_L+Z_{T1}+Z_{T2}}=\frac{U_2}{Z_M} \tag{22}$$

于是可得

$$U_1=E/\left(\frac{Z_S+Z_L+Z_{T1}}{Z_{T2}+Z_M}+1\right) \tag{23}$$

$$U_2=\frac{Z_M E}{Z_S+Z_L+Z_{T1}+Z_{T2}+Z_M} \tag{24}$$

由式(20)、式(23)和式(24)可见，当 $S_T$ 提升时，$Z_{T2}$ 减小，$U_1$ 会变小，$U_2$ 会变大。因此，随着变压器容量变大，35 kV-Ⅰ母线电压暂降深度会增加，10 kV-Ⅰ母线电压暂降则会缓解。

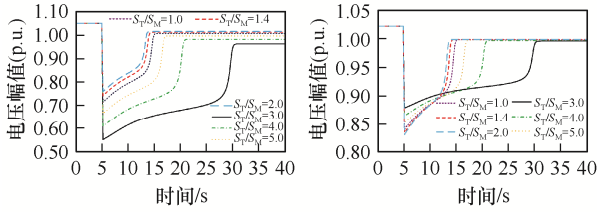
联立式(4)~式(6)可得电机启动时间与端电压的关系为

$$T=J\int_0^{\omega_N}\frac{1}{\dfrac{2T_{eMmax}}{\dfrac{s}{s_{cr}}+\dfrac{s_{cr}}{s}}\left(\dfrac{U}{U_N}\right)^2-(A\omega^2+B\omega+C)}\mathrm{d}\omega \tag{25}$$

可见当 $S_T$ 变大时，电机端母线电压降落变小，端电压变高，则电机启动时间变短，电压暂降持续时间也缩短。

为具体分析变压器容量对电压暂降的影响，在图 6 区域电网模型中进行仿真分析，改变 $S_T/S_M$(容量比)为 1~5 时，可得 10 kV-Ⅰ、35 kV-Ⅰ母线电压暂降结果，如图 10 所示。以 35 kV-Ⅰ母线电压暂降情况代表电机启动对电网的影响程度，由式(10)~式(13)可计算出 35 kV-Ⅰ电压暂降指标，见表 2。

图 10(a)显示了不同 $S_T/S_M$ 下的 10 kV-Ⅰ电压暂降曲线，当 $S_T/S_M$ 增大时，电压暂降幅值减小，持续时间缩短，且最终母线电压下降；图 10(b)显示了不同 $S_T/S_M$ 下的 35 kV-Ⅰ电压暂降曲线，当 $S_T/S_M$ 增大时，电压暂降幅值增大，但持续时间缩短。由表 2 可知，随着 $S_T/S_M$ 增大，能量指标 $E_{VS}$ 和综合严重性指标 MDSI 减小，说明增大 $S_T/S_M$ 可以降低电机启动对电网电压暂降的影响，提高电能质量。




(a)10 kV母线电压暂降　　(b)35 kV母线电压暂降

**图 10　不同变压器容量比下母线电压暂降**

**Fig. 10 Bus voltage sag under different transformer capacities**

**表 2　不同变压器容量下的电压暂降指标**

**Tab. 2 Voltage sag indexes under different transformer capacities**

| 容量比 | $U_{res}$(p.u.) | $T$/s | $E_{VS}$ | DSI | MSI | MDSI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1.0 | 0.876 8 | 27.0 | 4.49 | 54.0 | 12.31 | 6.65 |
| 1.4 | 0.862 9 | 17.4 | 2.94 | 34.8 | 13.71 | 4.77 |
| 2.0 | 0.850 0 | 13.4 | 2.60 | 26.8 | 15.00 | 4.02 |
| 3.0 | 0.839 0 | 11.4 | 2.30 | 22.8 | 16.10 | 3.67 |
| 4.0 | 0.833 0 | 10.6 | 2.17 | 21.2 | 16.70 | 3.54 |
| 5.0 | 0.829 3 | 10.0 | 2.10 | 20.0 | 17.07 | 3.41 |

### 3.2　电网短路容量对电压暂降的影响分析

等效电网的短路容量 $S_{SC}$ 与其等效阻抗 $Z_S$ 的关系为

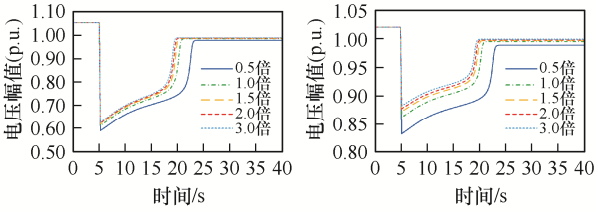
$$Z_S=\frac{E^2}{S_{SC}} \tag{26}$$

当短路容量变大时，等效阻抗变小，由式(17)~式(19)可知，各母线的电压降落将会变小。

为具体分析电网短路容量对电压暂降的影响，将上级变电站的短路容量分别设置为初始值的 0.5、1.0、1.5、2.0、3.0 倍，10 kV-Ⅰ、35 kV-Ⅰ的母线电压幅值如图 11 所示，由此计算出电压暂降指标，见表 3。

图 11 显示了短路容量由初始值的 0.5 倍增加

至 3.0 倍的电机启动过程的母线电压暂降曲线，可见不同短路容量下电压曲线趋势一致，短路容量增大时，电压暂降幅值减小，持续时间缩短。由表 3 可知，随着短路容量增大，$E_{VS}$ 和 MDSI 指标均减小，电机启动对电网电压暂降的影响越小，电能质量越好。




(a)10 kV母线电压暂降 (b)35 kV母线电压暂降

**图 11 不同电网短路容量下母线电压暂降**

**Fig. 11 Bus voltage sag under different grid short-circuit capacities**

**表 3 不同电网短路容量下的电压暂降指标**

**Tab. 3 Voltage sag indexes under different grid short-circuit capacities**

| 短路容量 | $U_{res}$(p.u.) | $T$/s | $E_{VS}$ | DSI | MSI | MDSI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.5 倍 | 0.833 5 | 19.8 | 4.31 | 39.6 | 16.64 | 6.59 |
| 1.0 倍 | 0.862 9 | 17.4 | 2.94 | 34.8 | 13.71 | 4.77 |
| 1.5 倍 | 0.872 9 | 16.8 | 2.81 | 33.6 | 12.71 | 4.27 |
| 2.0 倍 | 0.877 9 | 16.4 | 2.65 | 32.8 | 12.21 | 4.00 |
| 3.0 倍 | 0.883 0 | 16.0 | 2.50 | 32.0 | 11.70 | 3.74 |

### 3.3 多台电机叠加启动对电压暂降的影响分析

$n$ 台电机叠加启动的启动电流为

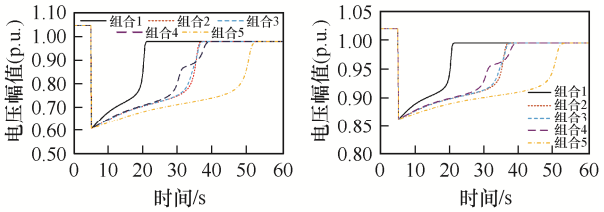
$$I_{st}=I_{st1}+I_{st2}+\cdots+I_{stn} \tag{27}$$

将式(16)代入式(27)可得

$$I_{st}=\frac{S_{M1}+S_{M2}+\cdots+S_{Mn}}{\sqrt{3}U_N} \tag{28}$$

可见 $n$ 台电机叠加启动引起的电压暂降与电机的总容量相关，总容量越大则电压暂降越严重。而对于单个电机来说，相当于在启动过程中再次经历电压暂降，由式(5)和式(25)可得，电磁转矩越小，电机启动时间越长，则电压暂降时间也越长。

为具体分析多台电机叠加启动对电压暂降的影响，保持电机总容量不变，需进行不同数量组合和不同容量组合的电机启动仿真，10 kV-Ⅰ、35 kV-Ⅰ母线电压仿真结果如图 12 所示，同时计算出电压暂降指标见表 4。其中，组合 1 为单台 18 MW 电机，组合 2 为 2 台 9 MW 电机，组合 3 为 1 台 10 MW 电机和 1 台 8 MW 电机，组合 4 为 1 台 12 MW 电机和 1 台 6 MW 电机，组合 5 为 3 台 6 MW 电机。




(a)10 kV-Ⅰ母线电压暂降 (b)35 kV-Ⅰ母线电压暂降

**图 12 多台电机叠加启动下母线电压暂降**

**Fig. 12 Bus voltage sag under multi-motor simultaneous start-up**

**表 4 多台电机叠加启动下的电压暂降指标**

**Tab. 4 Voltage sag indexes under multi-motor simultaneous start-up**

| 组合 | $U_{res}$(p.u.) | $T$/s | $E_{VS}$ | DSI | MSI | MDSI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 0.862 9 | 17.4 | 2.94 | 34.8 | 13.71 | 4.77 |
| 2 | 0.862 9 | 34.8 | 6.09 | 69.6 | 13.71 | 9.54 |
| 3 | 0.862 9 | 35.4 | 6.04 | 70.8 | 13.71 | 9.71 |
| 4 | 0.862 9 | 38.4 | 5.82 | 76.8 | 13.71 | 10.53 |
| 5 | 0.862 9 | 50.0 | 9.03 | 100.0 | 13.71 | 13.71 |

图 12 展示了不同电机组合下的电压暂降曲线，当保持电机总功率不变，改变电机组合时，电压暂降幅值不变，可见多台电机叠加启动时的电压暂降幅值和电机总容量相关，与电机数量和容量组合无关。而电压暂降持续时间与电机数量和容量组合相关，电机数量越多，组合中最大功率电机的功率越大；其容量越大，时间也越长，由表 4 可知，电机数量越多，$E_{VS}$ 和 MDSI 等指标越大，电能质量越差。电机数量相同时，不同组合下的 $E_{VS}$ 和 MDSI 指标差距不大，因此分析多台电机叠加启动对电网的影响时，可以用电机总容量和电机数量进行评估。

### 3.4 电机启动方式对电压暂降的影响分析

常见的启动方式有 Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、串联电抗器启动、并联电容器启动、软启动和变频启动。

Y/Δ启动下启动电压将降为直接启动的 1/3，则电机启动电流为

$$I_{st1} = I_{st} / 3 \tag{29}$$

设自耦变压器变比为 $k$，则自耦变压器降压启动下流入电网的启动电流为

$$I_{st2} = I_{st} / k^2 \tag{30}$$

设串联电抗器的阻值为 $Z$，则串联电抗器启动下流入电网的启动电流为

$$I_{st3} = \frac{U_M}{Z + Z_M} = \frac{I_{st} Z_M}{Z + Z_M} \tag{31}$$

设电容器提供的容性无功为 $Q_C$，则并联电容器启动方式下流入电网的启动电流为

$$I_{st4} = \frac{S'_M}{\sqrt{3} U_N} = \frac{\sqrt{P_M^2 + (Q_M - Q_C)^2}}{\sqrt{P_M^2 + Q_M^2}} I_{st} \tag{32}$$

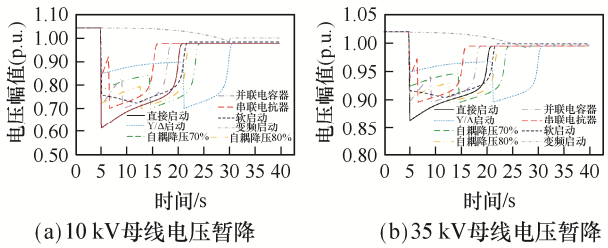
式中：$P_M$、$Q_M$ 分别为电机启动的有功功率和无功功率；$S'_M$ 为流入电网的功率。

由式(29)~式(32)可知，Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、串联电抗器启动、并联电容器启动等启动方式均可降低流入电网的启动电流，从而改善母线电压暂降现象。根据式(1)可知，变频启动通过改变供电电压的频率 $f$ 进而调节电机转速，从而使电动机获得平滑的速度变化。电动机定子电势方程式为

$$U_1 \approx E_1 = 4.44 f N k_N \phi \tag{33}$$

式中：$N$ 和 $k_N$ 分别为定子绕组每相的串联匝数和绕组系数；$\phi$ 为主磁通。变频启动时，为保持主磁通 $\phi$ 不变，必须同时调节供电电压，使得 $U_1/f$ 为常数。启动瞬间供电电压频率只有工频的 1/10 左右，因此供电电压也大大降低，故流入电网的电流非常小，母线电压降落很小，随着频率和电压平滑上升，电机电流也平缓变大，母线电压也随之平缓下降。

为具体分析电机启动方式对电压暂降的影响，需进行不同启动方式下的电机启动仿真，可得 10 kV-Ⅰ、35 kV-Ⅰ母线电压变化如图 13 所示，计




(a)10 kV母线电压暂降　　(b)35 kV母线电压暂降

**图 13　不同电机启动方式下母线电压暂降**

**Fig. 13 Bus voltage sag in different motor start-up modes**

算得到电网电压暂降指标，见表 5。

**表 5　不同电机启动方式下的电压暂降指标**

**Tab. 5 Voltage sag indexes in different motor start-up modes**

| 启动方式 | $U_{res}$(p.u.) | $T$/s | $E_{VS}$ | DSI | MSI | MDSI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 直接启动 | 0.862 9 | 17.4 | 2.94 | 34.8 | 13.71 | 4.77 |
| Y/Δ启动 | 0.895 1 | 27.2 | 2.77 | 54.4 | 10.49 | 5.71 |
| 自耦降压 70% | 0.894 7 | 20.8 | 2.72 | 41.6 | 10.53 | 4.38 |
| 自耦降压 80% | 0.894 8 | 19.0 | 2.77 | 38.0 | 10.52 | 4.00 |
| 并联电容器 | 0.894 9 | 15.4 | 2.18 | 30.8 | 10.51 | 2.24 |
| 串联电抗器 | 0.895 2 | 12.6 | 1.66 | 25.2 | 10.48 | 2.64 |
| 软启动 | 0.906 9 | 18.4 | 2.72 | 36.8 | 9.31 | 3.42 |
| 变频启动 | 0.994 8 | 24.4 | 0.54 | 48.8 | 0.52 | 0.25 |

由图 13 可以看出，Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、并联电容器启动、串联电抗器启动 4 种启动方式下，电网电压存在二次冲击，原因是当电机达到一定转速后，电机或要恢复为星形接线，或要切除自耦变压器、电容器、电抗器等启动设备。软启动方式下，电网电压突降后，继续缓慢下降，在降低至最小值后逐渐恢复；变频启动方式下，电网电压下降平缓，达到最小值后开始上升恢复至正常电压，对电网几乎没有冲击。

由表 5 可以看出，不同启动方式均可降低电压降落幅值，但是 Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、软启动、变频启动会延长启动时间。结合 $E_{VS}$ 和 MDSI 指标综合分析可知，Y/Δ启动、自耦变压器降压启动效果较差，不适宜应用于 18 MW 的大容量电机启动；并联电容器、串联电抗器、软启动、变频启动等方式效果较佳，其中变频启动对电网影响最小。

## 4 结论

文中以广东某石化企业区域电网大电机启动为研究对象，建立了基于 ETAP 的时域模型，采用电压暂降评估指标对大电机启动引起电压暂降的关键影响因素进行了量化分析，主要得出以下结论。

(1)启动变压器容量和电网短路容量都会对电机启动过程产生影响。当启动变压器容量增加时，电机端电压暂降幅值减小，电网侧电压暂降幅值增大，持续时间缩短；当短路容量增大时，电压暂降幅值减小，持续时间缩短。而变压器容量和短路容量越大，MDSI 和 $E_{VS}$ 指标越小，电机启动对电网电压暂降的影响越小，整体电能质量越好。

(2)多台电机叠加启动时的电压暂降幅值只与电机总容量相关，而持续时间则与电机数量和容量组合相关，电机数量越多，组合中最大功率电机的功率越大，则暂降时间越长。另外，当总容量一定时，电机数量越多，$E_{VS}$ 和 MDSI 等指标越大，电压暂降越严重；电机数量相同时，不同组合下的 $E_{VS}$ 和 MDSI 指标差距不大。因此，可以用电机总容量和电机数量来估算对电网的影响。

(3)不同启动方式均可降低电压降落幅值，但是 Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、软启动、变频启动会延长启动时间。另外，Y/Δ启动、自耦变压器降压启动、并联电容器启动、串联电抗器启动 4 种启动方式下均存在电流的二次冲击。对比 $E_{VS}$ 和 MDSI 指标，变频启动方式下电压暂降影响最小。

**参考文献：**


[1] 杨楠, 田浩, 包江龙. 基于电机参数辨识的抗晃电策略优化[J]. 黑龙江工程学院学报, 2025, 39(4): 18-23.
Yang Nan, Tian Hao, Bao Jianglong. The optimization of anti-voltage sag strategies based on motor parameter identification [J]. Journal of Heilongjiang Institute of Technology, 2025, 39(4): 18-23. (in Chinese)

[2] 贾文利. 部分石化企业本质安全存在的问题及对策[J]. 石油库与加油站, 2023, 32(1): 28-34, 52-53.
Jia Wenli. The problems and countermeasures of intrinsic safety of petrochemical enterprises [J]. Oil Depot and Gas Station, 2023, 32(1): 28-34, 52-53. (in Chinese)

[3] 冯旭. 石化企业电网的安全稳定分析及其控制策略研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2019.
Feng Xu. Research on safety and stability analysis and control strategy of petrochemical enterprise power grid [D]. Changsha: Hunan University, 2019. (in Chinese)

[4] Chattopadhyay D, Soonee S, Bansal P. A review of the reactive power compensation regulation in India [C]// 2022 22nd National Power Systems Conference (NPSC). New Delhi, India, 2023: 494-499.

[5] 赵玫, 赵君, 左思承, 等. 横向磁通永磁直线电机电磁振动特性分析[J]. 电工技术学报, 2024, 39(1): 168-181.
Zhao Mei, Zhao Jun, Zuo Sicheng, etal. Analysis of electromagnetic vibration characteristics of transverse flux permanent magnet linear motor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(1): 168-181. (in Chinese)

[6] Bhakkad M V, Deshmukh B T. Generation of voltage sag for different loads and conditions using MATLAB Simulink [C]// 2019 International Conference on Innovative Trends and Advances in Engineering and Technology (ICITAET). Shegoaon, India, 2020: 153-159.

[7] 鲍明堃, 周扬忠. 基于双模型的递推最小二乘永磁同步直线电机电气参数在线辨识[J]. 电源学报, 2025, 23(3): 343-353.
Bao Mingkun, ZhouYangzhong. Dual-model-based recursive least squares online identification of electrical parameters of permanent magnet synchronous linear motor [J]. Journal of Power Supply, 2025, 23(3): 343-353. (in Chinese)

[8] 陈晓华, 王志平, 吴杰康, 等. 基于 VMD 和 IAO-SVM 的电压暂降源识别方法[J]. 广东电力, 2023, 36(1): 59-67.
Chen Xiaohua, Wang Zhiping, Wu Jiekang, et al. Voltage sag source identification method based on VMD and IAO-SVM [J]. Guangdong Electric Power, 2023, 36(1): 59-67. (in Chinese)

[9] 章回炫, 范涛, 宁圃奇, 等. 车用永磁同步电机高性能弱磁控制策略[J]. 电源学报, 2024, 22(2): 378-385.
Zhang Huixuan, Fan Tao, Ning Puqi, et al. Flux-weakening control strategy for permanent magnet synchronous motor used in electric vehicles with high performance [J]. Journal of Power Supply, 2024, 22(2): 378-385. (in Chinese)

[10] 蔡维, 贺惠民, 王建伟, 等. 电压暂降引起敏感设备的故障频次研究[J]. 电测与仪表, 2014, 51(5): 26-30.

Cai Wei, He Huimin, Wang Jianwei, et al. Study on fault frequency of sensitive equipment caused by voltage sag [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2014, 51 (5): 26-30. (in Chinese)

[11] 李知浩, 刘瑞芳, 张亮亮, 等. 绝缘轴承对变频电机高频轴电流的抑制机理与效果[J]. 电工技术学报, 2024, 39(4): 1046-1058.
Li Zhihao, Liu Ruifang, Zhang Liangliang, etal. The suppression mechanism and effects of insulated bearings on high frequency bearing current [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(4): 1046-1058. (in Chinese)

[12] 施渊. 高压电机直接启动时电压降的计算方法及比较[J]. 电气传动自动化, 2020, 42(4): 12-14, 32.
Shi Yuan. Calculation methods and comparison of voltage drop in direct starting of high voltage motor [J]. Electric Drive Automation, 2020, 42(4): 12-14, 32. (in Chinese)

[13] 王灿, 周欣, 唐星祝, 等. 大容量电机启动对电网电压暂降的影响分析[J]. 湖南电力, 2021, 41(3): 12-16.
Wang Can, Zhou Xin, Tang Xingzhu, et al. Analysis of influence of large-capacity motor starting on voltage sags of power grid [J]. Hunan Electric Power, 2021, 41(3): 12-16. (in Chinese)

[14] 汪颖, 邵彬, 肖先勇. 一种考虑冗余度的电压暂降工业过程中断概率评估方法[J]. 电测与仪表, 2020, 57(7): 8-15.
Wang Ying, Shao Bin, Xiao Xianyong. A method for estimating industrial process interruption probability caused by voltage sag considering redundancy [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2020, 57(7): 8-15. (in Chinese)

[15] 孙旭东, 沈坚, 陈琪, 等. 基于 ETAP 仿真的火电机组 16 500 kW 大功率电动给水泵电机起动影响因素分析[J]. 中国勘察设计, 2022(S2): 94-97.
Sun Xudong, Shen Jian, Chen Qi, et al. Analysis of influencing factors on motor starting of 16 500 kW high-power electric feedwater pump in thermal power unit based on ETAP simulation [J]. China Engineering Consulting, 2022(S2): 94-97. (in Chinese)

[16] 王峤, 韩民晓, 李国栋. 异步电动机起动过程的电压暂降特性分析[C]//首届全国电能质量学术会议暨电能质量行业发展论坛. 北京, 中国, 2009: 61-69.
Wang Qiao, Han Minxiao, Li Guodong. Analysis of voltage sag characteristics during the starting process of asynchronous motors [C]// Proceedings of the First National Academic Conference on Power Quality and the Development Forum of the Power Quality Industry. Beiying, China, 2009: 61-69. (in Chinese)

[17] 刘维功, 祁宇, 钱志红. 炼厂催化装置主风机电机启动方式仿真研究[J]. 当代化工, 2017, 46(4): 728-731.
Liu Weigong, Qi Yu, Qian Zhihong. Simulation research on starting of fan motor for FCCU in refinery [J]. Contemporary Chemical Industry, 2017, 46(4): 728-731. (in Chinese)

[18] 司小庆, 王徐延, 叶婷, 等. 大容量电机启动方式对电网的影响[J]. 电力建设, 2014, 35(7): 121-125.
Si Xiaoqing, Wang Xuyan, Ye Ting, et al. Influence of large-capacity motor starting modes on power grid [J]. Electric Power Construction, 2014, 35(7): 121-125. (in Chinese)

[19] 马文君. 基于入网电压波动评估的高压大电机启动方式优化配置[J]. 电力与能源, 2019, 40(1): 49-52.
Ma Wenjun. Optimal configuration of high-voltage large motor starting mode based on network voltage fluctuation evaluation [J]. Power & Energy, 2019, 40(1): 49-52. (in Chinese)



方正

**作者简介：**

方正(1999— )，男，硕士研究生。研究方向：新能源并网发电稳定运行与控制。E-mail：867163054@qq.com。

黄云辉(1986— )，男，通信作者，博士，副教授。研究方向：新能源并网发电稳定运行与控制。E-mail：h.yunhui@whut.edu.cn。

席云烽(1996— )，男，硕士研究生。研究方向：新能源发电在电力系统中的应用。E-mail：1441736932@qq.com。

唐金锐(1986— )，男，博士，副教授。研究方向：分布式电源及储能的配电网规划与分析。E-mail：2725748486@qq.com。

王栋(1988— )，男，博士，副教授。研究方向：电力电子化电力系统稳定性分析与控制。E-mail：86849271@qq.com。

周克亮(1970— )，男，博士，教授。研究方向：新能源技术与应用。E-mail：2471250278@qq.com。

(责任编辑：孙美菊)