

液压型风力发电机组低电压穿越双变量 协调控制研究

艾 超^{1,2}, 陈立娟³, 孔祥东^{1,2}, 张 亮³, 闫桂山³

(1. 燕山大学河北省重型机械流体动力传输与控制实验室, 秦皇岛 066004; 2. 先进锻压成形技术与科学教育部重点实验室(燕山大学), 秦皇岛 066004; 3. 燕山大学机械工程学院, 秦皇岛 066004)

摘 要: 以液压型风力发电机组为研究对象,研究液压型机组低电压穿越控制问题。结合风电机组低电压穿越要求和液压型风力发电机组工作原理,提出一种比例节流阀开口度与变量马达摆角双变量联合控制的低电压穿越的控制方法。建立机组的数学模型,基于能量耗散原理和动态面控制方法构造低电压穿越双变量控制器。依托30 kVA液压型风力发电机组半物理仿真实验台进行仿真和实验研究,实现了低电压穿越过程中机组液压系统传输功率和输出转速的高精度控制,为液压型机组的低电压穿越控制的进一步研究奠定基础。

关键词: 液压型风力发电机; 定量泵; 变量马达摆角; 低电压穿越; 比例节流阀开口度

中图分类号: TK83

文献标识码: A

0 引 言

随着风力机大型化进程的推进,风电总装机容量在整个电力系统中所占比例也逐步增高,对电力系统的影响也越来越大^[1]。为维持电力系统的稳定、安全与可靠运行,除要求提高风电机组自身的技术水平外,各国电网公司相继对风电场/风电机组的并网规范提出严格的技术要求,其中低电压穿越被认为是对风电机组控制技术的最大挑战,也是目前风电场接入电网后亟待解决的问题^[2]。

液压型风力发电机组作为一种新型机型,采用定量泵-变量马达闭式液压调速系统与同步励磁发电机相配合,实现风力发电^[3]。虽然与传统机型的主传动形式不同,但同样需要实现低电压穿越控制。

针对液压型风力发电机组的低电压穿越控制问题,国内外学者进行相应研究。挪威的ChapDrive公司提出了一项专利,该专利通过实时监测风力机、液压系统、发电机和电网运行状态,规划桨矩角、马达摆角和节流阀的控制率,实现低电压低电压控制,但该专利中只描述了控制设想,

并未描述具体方法^[4]。文献[5]通过直接调整变量马达摆角实现了低电压穿越控制,但却使变量马达输出功率产生瞬态冲击,进一步加重发电机负担。同时目前针对传统机型的低电压穿越控制方法屡见不鲜,为液压型风力发电机组的低电压穿越控制研究,针对双馈异步发电机组的低电压穿越控制研究,主要采用串联电阻^[6]、直流斩波器^[7]等硬件解决办法以及励磁直流控制^[8]、基于遗传算法调整模糊控制器^[9]等软件解决办法;针对直驱式风力发电机组的低电压穿越控制研究,采用加入储能装置^[10]、改进双侧变流器并结合桨距角控制^[11]、基于反馈线性化方法控制直流母线电压^[12]等方式实现低电压穿越控制。

上述针对传统机型的低电压穿越控制的研究为液压型机组的低电压穿越控制提供了一定的方向性。由于液压型风力发电机组与传统机型有很大区别,针对液压型机组的低电压穿越控制仍需进一步研究。故本文基于低电压穿越控制要求,分析液压型机组工作原理,建立机组数学模型,规划节流阀开口度和变量马达摆角控制律,实现液压型机组低电压穿越过程中的功率快速调整和转速稳定

收稿日期: 2016-03-31

基金项目: 国家自然科学基金(51475406); 河北省高等学校科学技术研究重点项目(ZD2016114); 燕山大学青年教师自主研究计划(13LGB005)

通信作者: 孔祥东(1959—), 男, 博士、教授、博士生导师, 主要从事流体传动与控制方面的研究。xdkong@ysu.edu.cn

性控制,并依托 30 kVA 液压型风力发电机组半物理仿真实验台进行仿真和实验研究,验证所提出控制律的准确性和可行性。

1 液压型机组低电压穿越控制原理

1.1 低电压穿越控制要求

低电压穿越^[13](low voltage ride through, LVRT),

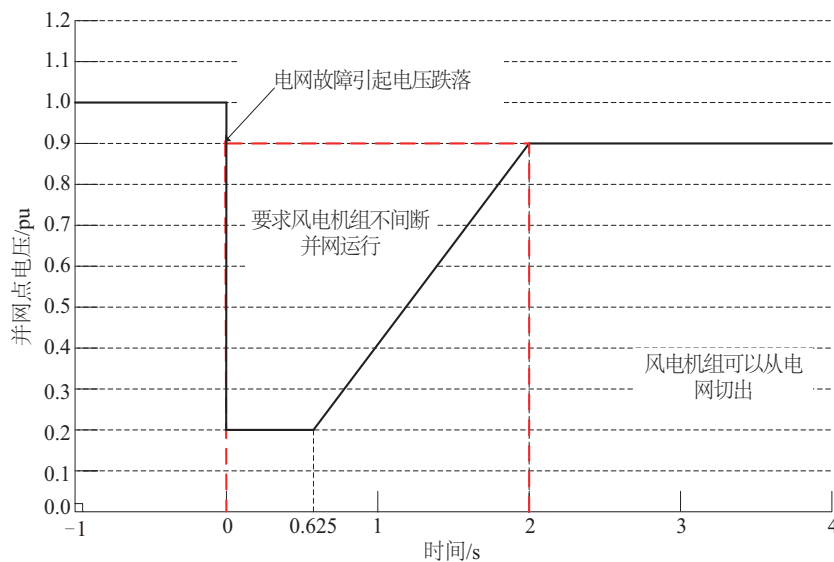


图1 风力发电机组低电压穿越规范要求

Fig. 1 The requirements specification of wind turbine LVRT

- 1) 自保: 快速调整机组的有功功率, 抑制发电机故障电流, 减小发电机损伤;
- 2) 不脱网: 在发电机负载波动条件下, 保证其稳速输出, 保证机组并网运行;
- 3) 支撑: 风电机组连续稳定输出无功功率, 支撑电网电压恢复。

1.2 液压型风力发电机组工作原理

若采用原有定量泵-变量马达闭式调速系统^[3], 会使变量马达输出功率产生瞬态冲击, 进一步加重发电机负担, 同时低电压穿越过程中产生多余能量会给液压传动系统带来负担。

为解决上述问题, 故在定量泵-变量马达之间靠近变量马达处加入比例节流阀, 通过调节比例节流阀开口度, 实现低电压穿越过程机组输出功率的快速调整, 并将低电压穿越过程中的多余能量通过比例节流阀以热能的形式快速释放。具体的液压型风力发电机组原理如图2所示。

指当电网故障或扰动引起风电场并网点电压跌落时, 在一定电压跌落范围内, 风电机组能够不间断并网运行, 并向电网提供一定的无功功率, 支持电网恢复, 直到电网恢复正常。具体的低电压穿越要求如图1所示。

低电压穿越关键技术问题从宏观上讲, 是为了确保电网故障后电力系统的稳定性, 避免机组功率失衡。低电压穿越关键技术问题具体说明如下:

风电机组应具有在并网点电压跌至20%额定电压时能够维持并网运行625 ms的低电压穿越能力。

风电场并网点电压在发生跌落2 s内能够恢复到额定电压的90%时, 风电机组应具有不间断并网运行的能力。

在电网故障期间没有切出的风力发电机组, 其有功功率在故障切除后应以至少10%额定功率/秒的功率变化率恢复至故障前的状态。

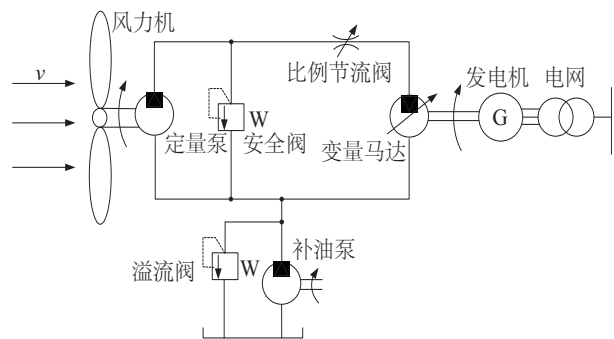


图2 液压型风力发电机组原理简图

Fig. 2 The principle diagram of hydraulic wind turbine

液压型风力发电机组采用定量泵-变量马达液压调速系统, 配合比例节流阀实现功率传输。其中, 风力机与定量泵同轴相联, 同步发电机与变量马达同轴刚性连接, 风力机旋转驱动定量泵输出高压油, 经比例节流阀作用后驱动变量马达旋转, 同步发电机在变量马达同轴驱动下实现并网发电。

2 液压型风力发电机组数学模型

2.1 定量泵数学模型

定量泵流量连续性方程为:

$$Q_p = D_p \omega_p - C_{tp} p_{h1} \quad (1)$$

其中, C_{tp} ——定量泵的泄漏系数, $\text{m}^3/(\text{s} \cdot \text{Pa})$; D_p ——定量泵的排量, m^3/rad ; ω_p ——定量泵的角速度, rad/s ; Q_p ——定量泵的流量, m^3/s ; p_{h1} ——定量泵进出口的压力差, Pa 。

定量泵的力矩平衡方程为:

$$T_w - T_p = J_p \frac{d\omega_p}{dt} + B_p \omega_p + G_p \theta_p \quad (2)$$

其中, T_p ——定量泵负载力矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; J_p ——定量泵转动惯量, $\text{kg} \cdot \text{m}^2$; B_p ——定量泵的阻尼系数, $\text{N}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$; θ_p ——定量泵转角, rad ; G_p ——定量泵负载弹簧刚度, $\text{N} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 。

定量泵负载力矩 T_p 为:

$$T_p = D_p p_{h1} \quad (3)$$

考虑效率时,定量泵机械功率输入和液压功率输出的能量平衡方程为:

$$T_p \omega_p \eta_{pm} \eta_{pv} = p_{h1} Q_p = p_{h1} D_p \omega_p \eta_{pv} \quad (4)$$

式中, η_{pv} ——定量泵容积效率; η_{pm} ——定量泵机械效率。

考虑到定量泵输出端刚度很大,由上述分析可得定量泵的状态方程为:

$$\dot{\omega}_p = \frac{1}{J_p} (T_w - \frac{D_p p_{h1}}{\eta_{mp}} - B_p \omega_p) \quad (5)$$

2.2 比例节流阀数学模型

比例节流阀阀芯位移方程为:

$$X_v = K U_E \quad (6)$$

式中, X_v ——比例节流阀开口大小, 取值 0~1; K ——比例系数; U_E ——电压信号, V 。

则比例节流阀流量方程可表示为:

$$Q_b = K_q X_v \quad (7)$$

式中, Q_b ——通过节流阀的流量, K_q ——流量系数。

2.3 变量马达数学模型

变量马达排量方程为:

$$D_m = K_m \gamma \quad (8)$$

式中, D_m ——变量马达的排量, m^3/rad ; γ ——变量马达摆角大小, 取值 0~1; K_m ——变量马达排量梯度, m^3/rad 。

变量马达流量方程为:

$$Q_m = K_m \gamma \omega_m + C_{tm} p_{h2} \quad (9)$$

式中, Q_m ——变量马达的流量, m^3/s ; p_{h2} ——变量马达进出口的压力差, Pa ; ω_m ——变量马达的角速度, rad/s ; C_{tm} ——变量马达的泄漏系数, $\text{m}^3/(\text{s} \cdot \text{Pa})$ 。

变量马达力矩平衡方程为:

$$T_m - T_e = J_m \frac{d\omega_m}{dt} + B_m \omega_m + G_m \theta_m \quad (10)$$

式中, T_m ——变量马达输出转矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; T_e ——作用在变量马达的电磁力矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; J_m ——变量马达的转动惯量, $\text{kg} \cdot \text{m}^2$; B_m ——变量马达的阻尼系数, $\text{N}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$; θ_m ——变量马达转角, rad ; G_m ——变量马达负载弹簧刚度, $\text{N} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 。

其中, 变量马达输出转矩 T_m 为:

$$T_m = D_m p_{h2} \eta_{mm} \quad (11)$$

变量马达液压功率输入和机械功率输出的能量平衡方程为:

$$p_{h2} Q_m = p_{h2} D_m \omega_m \eta_{mv} = T_m \omega_m \eta_{mm} \eta_{mv} \quad (12)$$

式中, η_{mv} ——变量马达容积效率; η_{mm} ——变量马达机械效率。

考虑到变量马达输出端刚度很大,由上述分析可得变量马达的状态方程为:

$$\dot{\omega}_m = \frac{1}{J_m} (K_m \gamma p_{h2} \eta_{mm} - B_m \omega_m - T_e) \quad (13)$$

2.4 液压管路数学模型

定量泵到比例节流阀间高压管路流量方程为:

$$Q_p - Q_b = \frac{V_{01}}{\beta_e} \frac{dp_{h1}}{dt} \quad (14)$$

式中, V_{01} ——定量泵与比例节流阀间的高压管路容腔体积, m^3 ; β_e ——油液体积弹性模量, Pa 。

则该段管路的状态方程为:

$$\dot{p}_{h1} = \frac{\beta_e}{V_{01}} (D_p \omega_p - C_{tp} p_{h1} - K_q X_v) \quad (15)$$

比例节流阀到变量马达间高压管路流量方程为:

$$Q_b - Q_m = \frac{V_{02}}{\beta_e} \frac{dp_{h2}}{dt} \quad (16)$$

式中, V_{02} ——比例节流阀与变量马达间的高压管路容腔体积, m^3 。

则该段管路的状态方程为:

$$\dot{p}_{h2} = \frac{\beta_e}{V_{02}} (K_q X_v - K_m \gamma \omega_m - C_{im} p_{h2}) \quad (17)$$

2.5 发电机数学模型

同步发电机机械方程可表示为:

$$\begin{cases} J \frac{d\omega_m}{dt} = T_h - T_e - T_D \\ \omega = \frac{d\theta}{dt} = \frac{d(\omega t + \delta)}{dt} \\ \omega = p\omega_m \end{cases} \quad (18)$$

式中, J ——发电机的等效转动惯量, $\text{kg} \cdot \text{m}^2$; T_h ——发电机的机械转矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; ω ——电气角速度, rad/s ; T_e ——发电机的电磁转矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; p ——发电机极对数; θ ——励磁电动势相位角, rad ; T_D ——发电机的阻尼转矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; δ ——励磁电动势与定子端电压的夹角, rad 。

2.5.1 同步发电机有功功率数学模型

由上述分析可知, 由于定子电阻 r 均很小可忽略不计, 故电磁功率等于输出功率, 则有功功率可表示为:

$$P = \frac{EU}{X_d} \sin \delta + \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2} \sin 2\delta \quad (19)$$

式中, 第 1 项 $\frac{EU}{X_d} \sin \delta$ 为基本电磁功率, 又称励磁电磁功率, 由励磁电流在气隙磁场中产生电磁力而引起的; 第 2 项 $\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2} \sin 2\delta$ 为附加电磁功率, 又称凸极电磁功率, 该项与端电压 U 及纵横轴磁阻大小相关。

2.5.2 同步发电机无功功率数学模型

同步发电机在风电机组工作过程中, 除了要向电力系统输送有功功率以外, 还要供给电力系统一定的无功功率。

同步发电机无功功率数学模型为:

$$Q = \frac{EU}{X_d} \cos \delta - \left(\frac{1}{X_q} + \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2} + \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2} \cos 2\delta \quad (20)$$

2.5.3 同步发电机电磁转矩数学模型

不计 r 时, 电磁转矩数学模型为:

$$T = \frac{EU}{\Omega X_d} \sin \delta + \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2\Omega} \sin 2\delta \quad (21)$$

式中, 第 1 项 $\frac{EU}{\Omega X_d} \sin \delta$ 称为基本电磁转矩; 第 2 项

$\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \frac{U^2}{2\Omega} \sin 2\delta$ 为附加电磁转矩或磁阻转矩, 又称反应转矩。

3 液压型风力发电机组低电压穿越控制方法

当电网电压大幅跌落时, 若液压系统不做调整控制, 仅依靠提高发电机转子系统动能无法完全消耗电压跌落过程的多余能量。因此, 本文针对低电压穿越过程中关键技术问题, 提出一种低电压穿越控制方法, 应控制框图如图 3 所示。

通过控制比例节流阀开度调整液压系统输出转矩, 进而实现液压系统输出功率的快速调整(此时发电机保持并网状态, 转速为定值)。比例节流阀的控制实现了故障后发电机的能量平衡, 抑制发电机故障电流, 降低了对发电机的损伤。

比例节流阀的控制引起了油液压缩特性的调整, 进一步加剧了发电机转速的波动, 为防止机组发生脱网事故。通过调整变量马达摆角控制变量马达(发电机)稳速输出, 保证机组并网运行。

3.1 基于能量耗散的比例节流阀控制律规划

当电网电压跌落时, 系统产生一定的剩余能量 ΔP , 需通过比例节流阀开度调整液压系统输出转矩, 实现液压系统剩余能量的耗散, 即通过调整节流阀的开口度将剩余的能量以热能的形式释放。低电压穿越过程中剩余能量可表示为:

$$P_{p1} + P_{b1} + P_{m1} = \Delta P \quad (22)$$

式中, P_{p1} ——定量泵耗散的能量; P_{b1} ——比例节流阀耗散的能量; P_{m1} ——变量马达耗散的能量; ΔP ——总能量损耗。

由式(22)可知比例节流阀开度为:

$$X_v = \frac{\Delta P}{K_q p_L} - \frac{p_{h2} K_m \gamma \omega_m (1 - \eta_{mv})}{K_q p_L} - \frac{p_{h1} D_p \omega_p (1 - \eta_{pv})}{K_q p_L} \quad (23)$$

由式(23)所示的比例节流阀开度控制律主要由 3 部分组成, 具体如下:

1) 第 1 项为比例阀开口度基准值。通过比例节流阀控制实现定量泵输入到发电机输出的能量

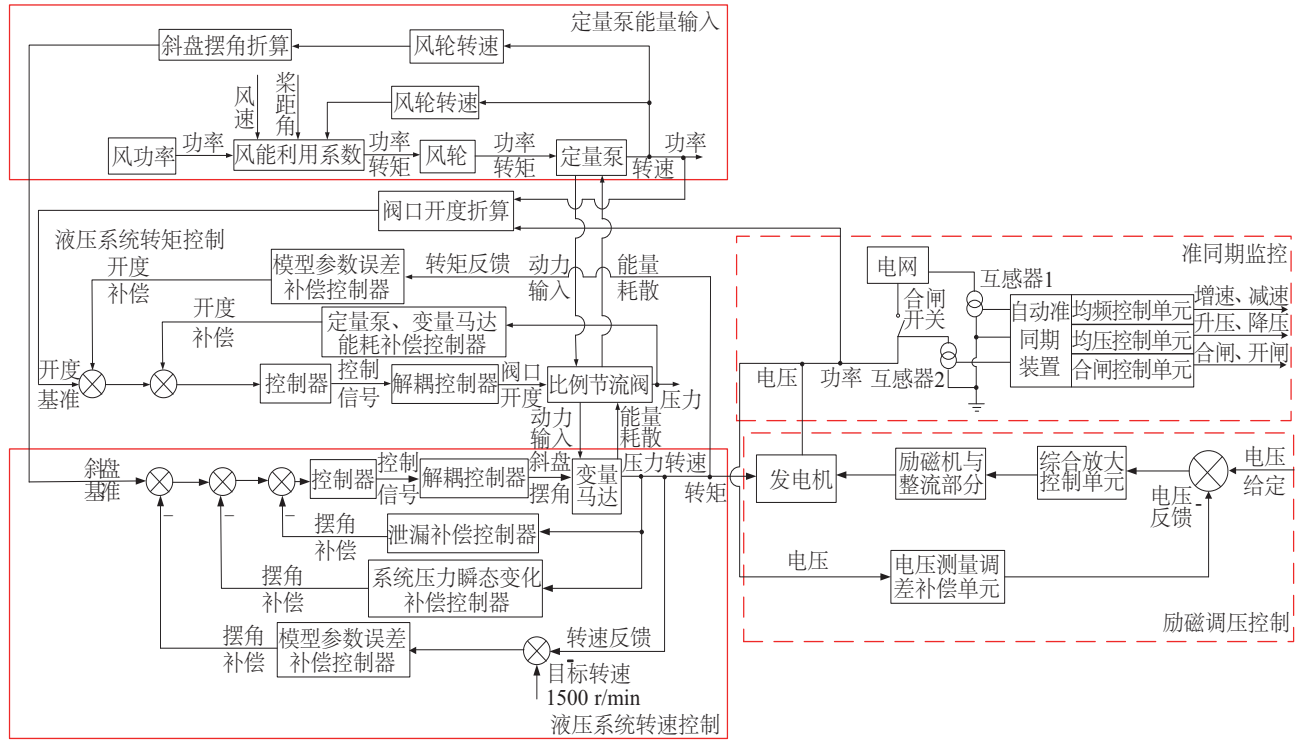


图3 基于双变量控制的低电压穿越控制思想框图

Fig. 3 The idea block diagram of low voltage ride through control based on double variable control

耗散,从电压跌落产生剩余能量 ΔP 出发,并考虑比例节流阀能量输入。

2)第2项为定量泵能量损耗补偿值。由于在调整比例节流阀过程中,系统压力特性的变化会涉及到定量泵泄漏流量的变化,故需对其能量损耗进行补偿,实现剩余能量的耗散与调控。

3)第3项为变量马达能量损耗补偿值。同理由于系统压力的变化导致变量马达泄漏量的变化,需对其能量损耗进行补偿控制。

但由于上述补偿控制多采用的模型参数,因此存在一定误差。故以发电机负载转矩(电磁转矩)为基准,将液压系统输出转矩偏差折算为比例节流阀开度进行补偿控制,因此基于能量耗散的比例节流阀控制律为:

$$X_v = \frac{\Delta P}{K_q p_L} - \frac{p_{h1} D_p \omega_p (1 - \eta_{pv})}{K_q p_L} - \frac{p_{h2} K_m \gamma \omega_m (1 - \eta_{mv})}{K_q p_L} + \frac{\Delta T \omega}{K_q p_L} \quad (24)$$

3.2 基于动态面控制的变量马达摆角控制律规划

电压跌落过程中,发电机产生脉振电磁转矩,导致其转速输出产生波动。此外,比例节流阀的控

制引起了油液压缩特性的调整,进一步加剧了发电机转速的波动,为防止机组发生脱网事故,故需对变量马达输出转速进行控制。

采用动态面控制方法对变量马达摆角控制律给定进行规划,实现在低电压穿越过程中,液压系统在发电机脉振转矩作用下稳速输出,进而保证机组并网运行。

由于变量马达摆角控制输出是变量马达的转速 ω_m ,因此,可根据变量马达的转速及其参考输入定义第1个动态面为:

$$S_1 = \omega_m - \omega_{md} \quad (25)$$

式中, ω_{md} ——变量马达的参考转速, rad/s。

将式(10)代入式(25)并求导可得:

$$\dot{S}_1 = \frac{1}{J_m} (K_m \gamma p_{h2} \eta_{mm} - B_m \omega_m - T_c) - \dot{\omega}_{md} \quad (26)$$

选择动态面 S_1 的 Lyapunov 函数为 $V_1 = S_1^2/2$, 当 $\dot{S}_1 = -k_1 S_1$ ($k_1 > 0$) 时,动态面 S_1 收敛。其中 k_1 为动态面 S_1 的收敛系数。

动态面函数 S_1 实质是跟踪期望轨迹 ω_{md} 的误差,故可取节流后系统压力为虚拟控制信号,使得 $S_1 \rightarrow 0$ 。由式(26)可知,虚拟控制信号为:

$$\bar{p}_{h2} = \frac{(-k_1 S_1 + \dot{\omega}_{ml})J_m + B_m \omega_m + T_e}{K_m \gamma \eta_{mm}} \quad (27)$$

为了避免虚拟控制在连续求导中产生大量的微分项,对 \bar{p}_{h2} 进行一阶低通滤波,可得到系统节流后压力的参考信号为:

$$\tau_1 \dot{p}_{h2d} + p_{h2d} = \bar{p}_{h2} \quad (28)$$

式中, τ_1 ——系统节流后压力参考信号滤波时间常数, s。

根据系统节流后压力及其参考信号定义第2个动态面为:

$$S_2 = p_{h2} - p_{h2d} \quad (29)$$

将式(17)代入式(29)并求导可得:

$$\dot{S}_2 = \frac{\beta_e}{V_{02}}(D_p \omega_p - C_{ip} p_{h1} - K_m \gamma \omega_m - C_{im} p_{h2}) - \dot{p}_{h2d} \quad (30)$$

选择动态面 S_2 的 Lyapunov 函数为 $V_2 = S_2^2/2$, 当 $\dot{S}_2 = -k_2 S_2$ ($k_2 > 0$) 时, 动态面 S_2 收敛。其中 k_2 为动态面 S_2 的收敛系数。

系统的控制输入为:

$$\gamma = \frac{D_p \omega_p}{K_m \omega_m} - \frac{C_{ip} p_{h1}}{K_m \omega_m} - \frac{(-k_2 S_2 + \dot{p}_{h2d})V_{02}}{K_m \omega_m \beta_e} \quad (31)$$

由式(31)所示的变量马达摆角控制律主要由3部分组成,具体如下:

1)第1项为定量泵输出流量折算得到的变量马达摆角基准值。考虑到比例节流控制过程中定量泵输出流量除泄漏与油液压缩部分全部流入到变量马达中。故从定量泵到变量马达的流量平衡角度对变量马达摆角基准值进行设定。

2)第2项为系统泄漏对应变变量马达摆角的补偿值。低电压穿越过程中,发电机负载波动会使定量泵等产生一定的泄漏,导致其输出流量存在一定误差,故需要监控系统压力,对变量马达摆角进行适当补偿,实现液压系统稳速输出。

3)第3项为系统压力瞬态调整对应变变量马达摆角的补偿值。低电压穿越过程中,系统压力在调整过程中,管路容腔的油液体积发生变化,引起变量马达输出转速产生改变。故需对变量马达摆角压力瞬态调整补偿。

由于,上述补偿控制多采用模型参数,因此存在一定误差。为进一步保证变量马达的稳速输出,以 1500 r/min 为基准对变量马达转速偏差进行折算,补偿摆角偏差。故基于动态面控制的变量马达摆角控制律为:

$$\gamma = \frac{D_p \omega_p}{\omega_m K_m} - \frac{C_{ip} p_{h1}}{K_m \omega_m} - \frac{(-k_2 S_2 + \dot{p}_{h2d})V_{02}}{K_m \omega_m \beta_e} + \frac{D_m \Delta \omega_m}{K_m} \quad (32)$$

4 仿真与实验研究

4.1 实验与仿真平台简介

依托燕山大学液压实验室的 30 kW 液压型风力发电机组半物理仿真平台,针对所提出的控制方法进行仿真和实验研究,实验台实物图如图4所示,仿真平台如图5所示,液压系统相应参数如表1所示。

表1 液压系统参数

Table 1 Hydraulic system parameters

参数	数值
变量马达排量梯度 $K_m/\text{mL} \cdot \text{r}^{-1}$	40
变量马达粘性阻尼系数 $B_m/\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$	0.0345
变量马达与发电机折合总惯量 $J_m/\text{kg} \cdot \text{m}^{-2}$	0.462
油液体积弹性模量 β/Pa	743×106
比例节流阀流量增益系数 $K_q/\text{m}^3 \cdot \text{rad}^{-1}$	1.166×10 ⁻⁴
比例节流阀流量-压力系统 $K_c/\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$	4×10 ⁻¹²
定量泵粘性阻尼系数 $B_p/\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$	0.4
定量泵排量 $D_p/\text{mL} \cdot \text{r}^{-1}$	63
定量泵与风力机折合总惯量 $J_p/\text{kg} \cdot \text{m}^{-2}$	400
定量泵泄漏系数 $C_{ip}/\text{m}^3 \cdot (\text{s} \cdot \text{Pa})^{-1}$	1.6×10 ⁻¹¹
变量马达泄漏系数 $C_{im}/\text{m}^3 \cdot (\text{s} \cdot \text{Pa})^{-1}$	1.2×10 ⁻¹¹

低电压穿越过程中,同步发电机与励磁系统仿真模型搭建与参数设定是仿真的关键,同步发电机与励磁系统参数设定见表2。

表2 同步发电机与励磁系统参数

Table 2 Parameters of synchronous generator and excitation system

参数	数值
三相额定功率 P_n/VA	313000
额定线电压有效值 V_n/V	400
额定频率 f_n/Hz	50
发电机定子电阻 R_s/pu	0.04186
发电机励磁绕组电阻 R_f/pu	0.02306
励磁漏抗 C_{lm}/pu	0.1381

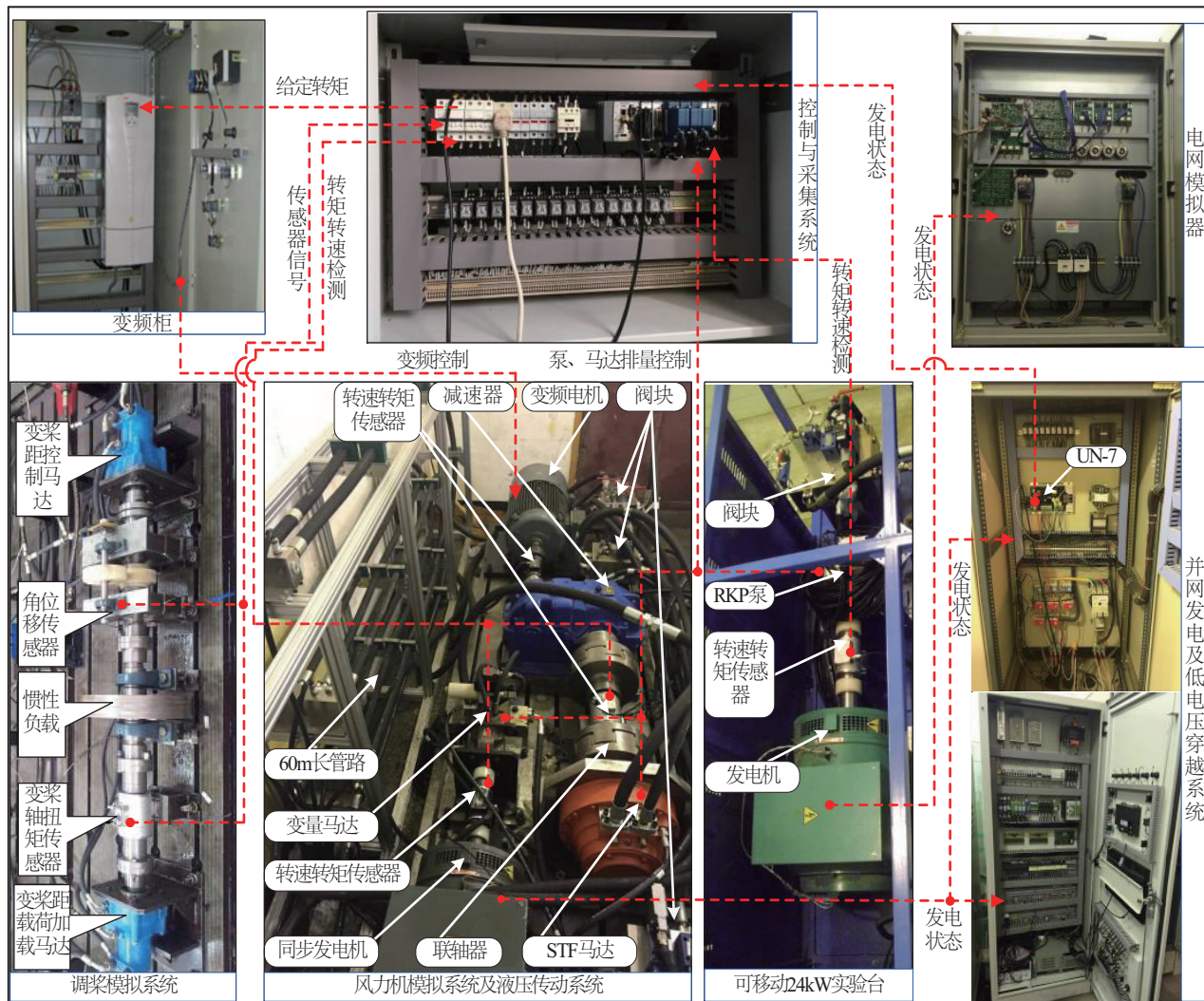


图4 实验台整体实物图

Fig. 4 The overall physical map of experimental table

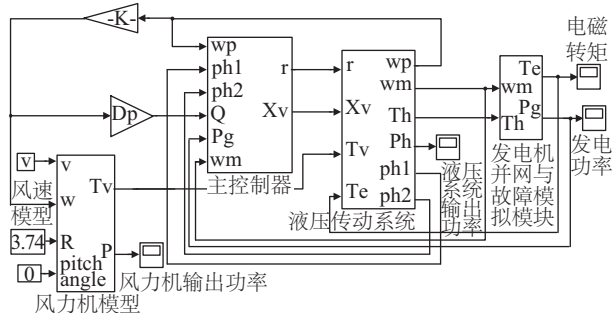


图5 仿真平台结构图

Fig. 5 The simulation platform structure diagram

4.2 仿真与实验结果

在第1秒时刻分别设定电网电压跌落到其额

定值50%,持续时间为1s,对电网三相短路故障低电压穿越进行实验研究。电力系统仿真与实验结果如图6所示。

由图6仿真与实验结果可知,机组在三相短路故障过程中,发电机定子电压和有功功率相应降低,导致电磁转矩发生跌落。采用所提出的控制策略,可对定子过电流现象进行有效抑制,将定子过电流控制在两倍额定电流范围内,抑制发电机故障电流,减小对发电机的损伤,保证发电机整体安全。

在电网三相短路故障下,机组低电压穿越液压系统仿真与实验结果如图7所示。

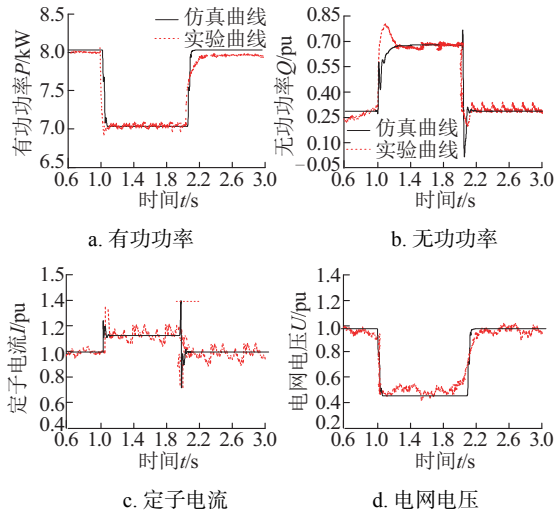


图6 电力系统仿真与实验结果

Fig. 6 The simulation and experiment results of power system

由图7可知,通过控制比例节流阀开度,节流降低系统压力,调整液压系统输出转矩,进而实现液压系统输出功率的快速调整,将低电压穿越过程中多余的能量以热能的形式释放出来,将输出功率由8.1 kW下调到约7 kW,实现了故障后发电机的能量平衡。此外,通过调整变量马达摆角控制变量马达(发电机)稳速输出,保证液压转矩与电磁转矩基本同步变化,保证机组并网运行。最后,在故障

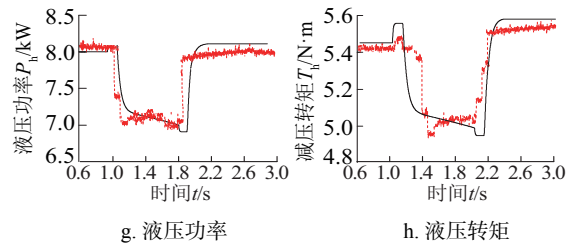
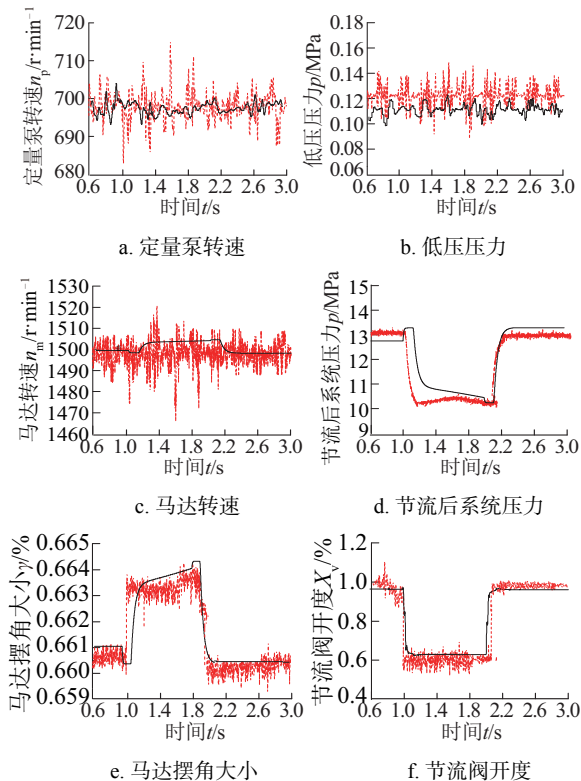


图7 液压系统仿真与实验结果

Fig. 7 The simulation and experiment results of hydraulic system

切除后,通过调整比例节流阀开度,逐步提升液压系统输出功率,支撑电网恢复,最终实现机组低电压穿越控制。

为进一步验证该方法的有效性,在同样条件下,即在第1秒时刻分别设定电网电压跌落到其额定值50%,持续时间为1 s,但此时系统输出功率为24 kW,相应的仿真和实验结果如图8所示。

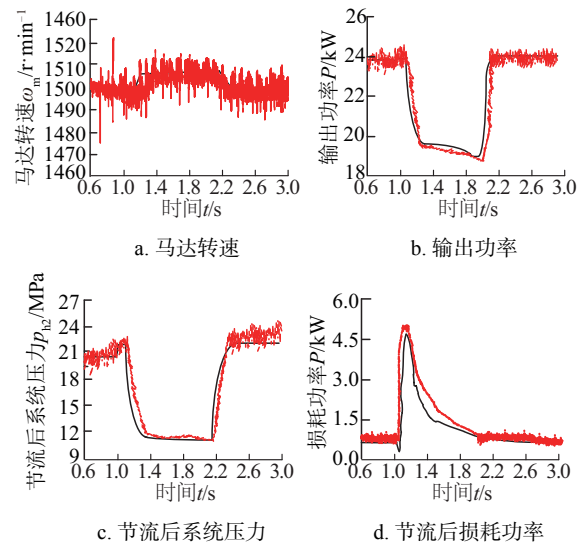


图8 24 kW输出功率条件下液压系统的仿真与实验结果

Fig. 8 Simulation and experimental results of hydraulic system under the condition of 24 kW output power

由图8可知,与8 kW输出功率条件下的低电压穿越过程类似,通过控制比例节流阀开度,节流降低系统压力,并通过节流作用消耗低电压穿越过程中剩余的能量,实现液压系统输出功率的快速调整,将输出功率由约24 kW下调到约19.5 kW,实现了故障后发电机的能量平衡。同时通过调整变量马达摆角控制变量马达(发电机)稳速输出,保证机组并网运行。最后,在故障切除后,液压系统输出功率提升,支撑电网恢复,最终实现机组低电压穿

越控制。

5 结 论

针对液压型风力发电机组的低电压穿越控制问题,首先基于低电压穿越的要求完善了液压型机组工作原理,其次建立数学模型,并针对基于能量耗散的原理和动态面控制方法规划的低电压穿越比例节流阀和变量马达进行理论分析,最终采用仿真和实验的方法针对所提出的控制律进行验证,得到以下结论:

1)对定子过电流现象进行有效抑制,抑制发电机故障电流,减小了对发电机的损伤,保证发电机整体安全。

2)采用基于能量耗散的控制方法,通过控制节流阀开口度调整液压系统输出转矩,实现了液压系统输出功率的快速调整;并实现了通过比例节流阀将机组低电压穿越过程中多余的能量释放。

3)采用动态面控制方法,调整变量马达摆角控制变量马达(发电机)稳速输出,保证了机组并网运行。

参考文献

- [1] Tohidi S, Behnam M. A comprehensive review of low voltage ride through of doubly fed induction wind generators[J]. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 2016, 57: 412—419.
- [2] 王 鹏, 王 晗, 张建文, 等. 超级电容储能系统在风电系统低电压穿越中的设计及应用[J]. *中国电机工程学报*, 2014, 34(10): 1528—1537.
- [2] Wang Peng, Wang Han, Zhang Jianwen, et al. Design and application of supercapacitor energy storage system used in low voltage ride through of wind power generation system[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2014, 34(10): 1528—1537.
- [3] 艾 超, 孔祥东, 陈文婷, 等. 液压型风力发电机组主传动系统稳速控制研究[J]. *太阳能学报*, 2014, 35(9): 1757—1763.
- [3] Ai Chao, Kong Xiangdong, Chen Wenting, et al. Research on speed control of the main translation system of hydraulic wind energy conversion system [J]. *Acta Energaie Solaris Sinica*, 2014, 35(9): 1757—1763.
- [4] Chapple P, Niss M O K. A method and system for connecting a wind turbine system to an electric grid[P]. Britain: EP2481915A1, 2016-03-31.
- [5] 孔祥东, 艾 超, 闫桂山, 等. 液压型风力发电机组低电压穿越控制方法研究[J]. *中国机械工程*, 2014, 25(16): 2137—2143.
- [5] Kong Xiangdong, Ai Chao, Yan Guishan, et al. Research on control method of low voltage ride through for hydraulic wind turbine [J]. *China Mechanical Engineering*, 2014, 25(16): 2137—2143.
- [6] Yang J, Fletcher J E, O' Reilly J. A series dynamic resistor based converter protection scheme for doubly-fed induction generator during various fault conditions [J]. *IEEE Transactions on Energy Convers*, 2010, 25(2): 1—8.
- [7] Pannell G, Zahawi B, Atkinson D J, et al. Evaluation of the performance of a DC-link brake chopper as a DFIG low-voltage fault-ride-through device [J]. *IEEE Transactions on Energy Convers*, 2013, 28(3): 535—542.
- [8] Mendes V F, de Sousa C V, Silva S R, et al. Modeling and ride-through control of doubly fed induction generators during symmetrical voltage sags [J]. *IEEE Transactions on Energy Convers*, 2011, 26(4): 1161—1171.
- [9] Vrionis T D, Koutiva X I, Vovos N A. A genetic algorithm-based low voltage ride-through control strategy for grid connected doubly fed induction wind generators [J]. *IEEE Transactions on Power System*, 2014, 29(3): 1325—1334.
- [10] 姚 骏, 陈西寅, 夏先锋, 等. 含飞轮储能单元的永磁直驱风电系统低电压穿越控制策略[J]. *电力系统自动化*, 2012, 36(13): 38—44.
- [10] Yao Jun, Chen Xiyin, Xia Xianfeng, et al. A low voltage ride-through control strategy for direct-driven permanent magnet wind power generation system with flywheel energy storage unit [J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2012, 36(13): 38—44.
- [11] 刘忠义, 刘崇茹, 李庚银. 提高直驱永磁风机低电压穿越能力的功率协调控制方法[J]. *电力系统自动化*, 2012, 36(13): 38—44.
- [11] Liu Zhongyi, Liu Chongru, Li Gengyin. Coordinated power control method for improving low voltage ride through capability of wind turbines with permanent magnet synchronous generators [J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2012, 36(13): 38—44.
- [12] Kim Ki-Hong, Jeung Yoon-Cheul, Lee Dong-Choon, et al. LVRT scheme of PMSG wind power systems based feedback linearization [J]. *IEEE Transactions on Power*

- Electronics, 2012, 27(27): 2376—2384.
- [13] 蔡大伟. 大规模风电并网对系统频率影响分析[D]. 吉林: 东北电力大学, 2011.
- [13] Cai Dawei. Analysis of the impact on power system frequency in respect of large-scale wind power integration into grid[D]. Jilin: Northeast Electric Power University, 2011.

RESEARCH ON DOUBLE VARIABLES COORDINATION CONTROL OF LOW VOLTAGE RIDE THROUGH IN HYDRAULIC WIND TURBINE

Ai Chao^{1,2}, Chen Lijuan³, Kong Xiangdong^{1,2}, Zhang Liang³, Yan Guishan³

(1. Yanshan University Hebei Heavy Machinery Fluid Power Transmission and Control Lab, Qinhuangdao 066004, China;

2. Key Laboratory of Advanced Forging Forming Technology and Science(Yanshan University), Ministry of Education,

Qinhuangdao 066004, China; 3. School of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China)

Abstract: Taking the hydraulic wind turbine as the research object, the problem of the low voltage ride through control of the hydraulic unit is studied. Combined with the requirement of low voltage ride through of wind turbine and the working principle of the hydraulic type wind turbine, a low voltage ride through control method is proposed, with the control of proportional throttle valve openmouthed size and variable motor swing angle. The low voltage ride through dual variable controller is conducted, based on the principle of energy dissipation and dynamic surface control method. Simulation and experimental study is conducted based on the 30 kVA hydraulic wind turbine semi-physical simulation experimental platform, the high precision control of transmission power and output speed is realized in the process of low voltage ride through, and it lays the foundation for the further research of the low voltage ride through control in hydraulic wind turbine.

Keywords: hydraulic wind turbine; fixed displacement pump; variable motor swing angle; low voltage ride through; proportional throttle valve openmouthed size