

DOI:10.3969/j.issn.1001-4551.2013.03.025

# 直驱型风力发电机组控制策略研究\*

周英华, 郭廷福, 蒋科杰

(江苏省(新誉)风电装备技术研究院, 江苏 常州 213011)

**摘要:** 针对直驱型风力发电机组常规控制策略中因扭矩和转速振荡幅值大、持续时间长,导致整个机组在较长的时间内受到损害,从而影响机组可靠性及寿命的问题,对当前的直驱型风力发电机组的特点及需求进行了总结,阐述了直驱型风力发电机组的常规控制策略的基本原理。结合直驱型风力发电机组的特点及需求分析了常规控制策略中扭矩和转速振荡幅值大,且稳定时间较长的不足,在此基础上提出了在直驱型风力发电机组变流器控制策略中引入扭矩比例系数来优化传统控制策略的方法。仿真和测试平台试验结果验证了优化后控制策略的性能明显优于传统的控制策略;在风速变化范围相同的条件下,优化后的风电机组的扭矩和转速振荡幅值比传统控制策略的机组减少了40%,且振荡持续时间也减少了1/3,对风电机组的损害明显减小。该优化方法能明显的提高机组的可靠性,从而能有效延长机组的使用寿命。

**关键词:** 直驱型风力发电机组; 控制策略; 优化; 扭矩比例系数

**中图分类号:** TK513.5; TM315      **文献标志码:** A

**文章编号:** 1001-4551(2013)03-0354-04

## Control strategy research of direct driving type wind turbine

ZHOU Ying-hua, GUO Ting-fu, JIANG Ke-jie

(The Newunited Institute of Wind Power Equipment Technology, Changzhou 213011, China)

**Abstract:** Aiming at the reliability and lifetime of direct driving type wind turbine, for large torque and rotate speed vibration range and continue long time in conventional control strategy result in the damage to wind turbine, the characteristics and needs of direct driving type wind turbine technique were summarized and conventional control strategy theory was stated. The shortage of conventional control strategy was analyzed. On this basis, an optimal control strategy theory was proposed. In this theory, a torque ratio coefficient was added to control strategy of converter. By means of simulation and test platform experiment, the experimental results show that the performance of this optimal control strategy is superior to conventional control strategy. At the same condition of wind speed oscillation, the wind turbine of optimal control strategy than conventional control strategy, the torque and rotate speed vibration range reduce forty percent and continue time reduce one third, the damage to wind turbine is decreased. The results indicate that, by this optimal control strategy theory, the reliability of wind turbine is enhanced, the lifetime of wind turbine is prolonged.

**Key words:** direct driving type wind generator; control strategy; optimal; torque ratio coefficient

## 0 引 言

近年来,随着永磁材料性能不断提升,功率半导体器件技术的飞速发展,市场对大功率风电机组的需求越来越强烈。永磁同步发电机(PMSG)配合全功率变流器的直驱型风力发电机组的技术方案越来越受到风电行业的青睐。这种方案中PMSG不从电网吸收无

功率,无需励磁绕组和直流电源,也无需滑环碳刷,其结构简单且技术可靠;PMSG与全功率变流器配合的直驱型风力发电机组可以显著改善电能质量,对电网运行影响小,能够减轻对低压电网的冲击,保障风电并网后的电网可靠性和安全性,与双馈型风力发电机组型相比,全功率变流器更容易实现低电压穿越等功能,从而满足电网对风电机组并网日益严格的要求<sup>[1]</sup>。

收稿日期: 2012-09-17

基金项目: 江苏省科技厅计划资助项目(BE2006039)

作者简介: 周英华(1976-),男,安徽宣城人,讲师,主要从事风电控制系统及电网接入方面的研究. E-mail: yhzhou5@sohu.com

直驱型风力发电机组的发展趋势是大容量、海上型机组。而这样的机组单台造价很昂贵,对可靠性、噪音等性能的要求很高。因而对直驱型机组的制造工艺、维护保养的要求高,只有这样才能更好地发挥直驱型机组的优势。对于机组的核心部分(控制策略)也要充分考虑这些要求,尽可能地减小负荷变动的冲击,使机组工作在尽可能均衡的状态,只有这样才能使机组的噪音尽可能小,减小机械负荷变动的冲击,提高机组的可靠性,降低机组维修的成本,提高发电利用率,从而延长机组的寿命,取得更好的经济效益<sup>[2]</sup>。

本研究采用理论结合实际的方法分析传统直驱型风力发电机组控制策略中由于风速的变化,引起机组扭矩和转速变化过大,给机组带来冲击,从而影响机组可靠性和寿命。笔者利用仿真和测试平台的技术和手段对传统风电机组控制策略进行优化,并验证优化控制策略后的风电机组性能。

## 1 直驱型风电机组的常规控制策略

直驱型风力发电机组,自启动阶段到最高转速或扭矩阶段,都是在跟随机组设计的转速-扭矩曲线的,如图1所示。

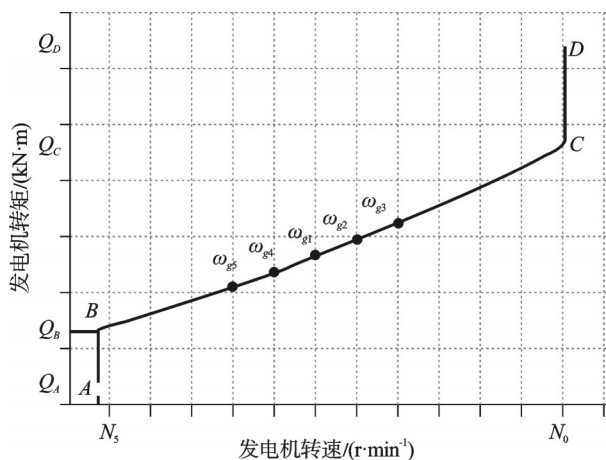


图1 直驱型风电机组常规的速度-扭矩曲线

在该曲线中机组工作在3个不同的阶段<sup>[3]</sup>。即启动阶段,执行柔性并网技术,以减小对电网的冲击;最大功率追踪阶段,执行最大风能利用系数 $C_p$ ,以最大限度地输出电功率;恒转速阶段,追求机组工作在额定转速和功率范围内,以确保机组安全<sup>[4]</sup>。

### 1.1 启动阶段

当处于待机状态的机组检测到当前3 s(或10 s)内的平均风速达到机组的切入风速(常规3 m/s)时,机组执行变桨,当检测到的风速不同时,为保证机组的安全启动将执行不同的启动桨叶节距角<sup>[5]</sup>,如表1所示。

当机组的转速逐步上升到机组的切入转速 $N_s$ ,并且持续一定时间时,机组的主控系统向变流器发出启

表1 3 s内平均风速的安全启动最小桨距角

3 s 平均风速	最小桨距角/deg
3	5
4	7
12	19
24	32
30	90

动并网指令,变流器接收到并网指令后,执行机组并网;一旦变流器执行并网后,主控系统向变流器发送对应启动转速的扭矩指令,图1中的 $Q_b$ ,而变流器为减小对机组和电网的冲击,执行柔性并网,即从零扭矩逐步加大、直至主控系统给出的启动扭矩 $Q_b$ ;而在此期间的主控系统判断实测的风速是否超出切出风速,如果超出切出风速,则执行停机;否则按一定的速率逐步将桨距角调节到设计的最小值,常规机组设计的最小节距角有 $0^\circ$ 、 $0.5^\circ$ 、 $-0.5^\circ$ ,即将叶轮展开成最大的迎风面,以吸收风中的能量;同时不断的按照当前的转速给出相对应的扭矩。机组完成启动,如图1中A-B所示<sup>[6]</sup>。

### 1.2 最大功率追踪阶段

当机组完成启动后,主控系统调节桨叶节距角,机组转速不断上升,此时的机组进入最大功率追踪区,转速处于启动转速和额定转速之间,处于图1中的B-C段。在最大功率追踪区,机组的主要控制任务就是捕捉最大的风能<sup>[7-8]</sup>;即始终都在追求最大的风能利用系数 $C_p$ 。

在该区间内,桨叶节距角总处于机组设计的最小角度,以最大迎风面来接收风能。如果主控系统在一段时间内(一般为10 s)测出平均风速为 $V$ ,则此时的叶尖速比为:

$$\lambda = \frac{R\omega}{V} \quad (1)$$

式中: $R$ —叶轮的半径, $\omega$ —叶轮的角速度。

在式(1)中的 $\lambda$ 可取任意值,由机组的叶轮特性决定,只有在一个最佳的叶尖速比 $\lambda_{opt}$ 时,叶轮才能从风能中吸取最大的风能,也就是存在一个最大的风能吸收系数 $C_{popt}$ 。机组风轮特性决定机组具有特定的风能吸收系数 $C_p$ 与叶尖速比 $\lambda$ 的关系,常规机组 $C_p-\lambda$ 曲线如图2所示。

在某一风速 $V$ 时,为保持机组的最大风能吸收系数,则必须追求最佳的叶尖速比 $\lambda_{opt}$ ,从而能确定出所需要的叶轮转速:

$$\omega = \frac{\lambda_{opt}V}{R} \quad (2)$$

对于特定的机组,其 $\lambda_{opt}$ 和风轮半径 $R$ 都是确定

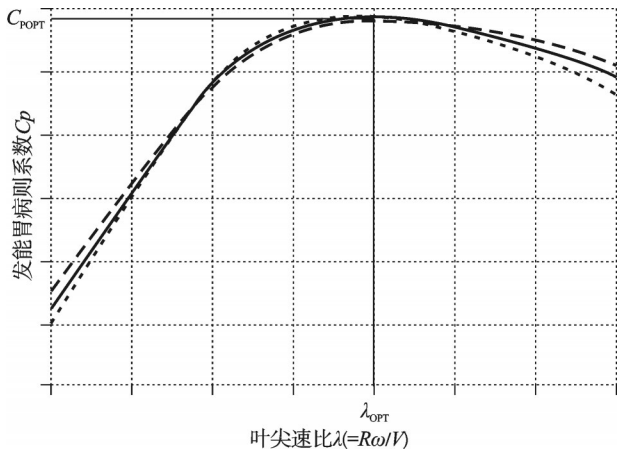


图2 风能吸收系数-叶尖速比的关系曲线  
(图中3条曲线代表不同的最小桨叶节距角)

的,因而风速与叶轮转速是完全对应的。因而在实际机组的控制中,用于计算在当前风速下的机组功率和扭矩时,采用风速参与计算,不如采用叶轮的转速参与计算。因为测量叶轮转速比测量风速的稳定性和可靠性要大得多。对于直驱型机组叶轮的转速和发电机的转速  $\omega_g$  完全相同;对于半直驱型机组,叶轮转速和发电机转速  $\omega_g$  的关系为:

$$\omega_g = G \times \omega \quad (3)$$

式中:  $G$ —齿轮箱变比。

因而无论对于直驱型还是半直驱型机组,测量发电机转速  $\omega_g$  和测量风速  $V$  是相当的,并且测量发电机的转速的稳定性和可靠性要远优于测量风速<sup>[9]</sup>。

物体的动能公式为:

$$P = \frac{1}{2} m V^2 \quad (4)$$

从上式可以推出,叶轮从风能吸收的能量为:

$$P = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \cdot C_p(\lambda) \cdot V^3 \quad (5)$$

式中:  $\rho$ —空气密度,  $R$ —风轮半径,  $V$ —风速,  $C_p(\lambda)$ —对应  $\lambda$  的风能吸收系数,  $\lambda$ —叶尖速比。

将式(3)代入式(1),可得到:

$$V = \frac{R \omega_g}{G \lambda} \quad (6)$$

将式(6)代入式(5)可得到:

$$P = \pi \rho R^5 \cdot C_p(\lambda) \cdot \omega_g^3 / 2G^3 \cdot \lambda^3 \quad (7)$$

从上式可得出发电机此时的扭矩为:

$$Q = k_\lambda \cdot \omega_g^2 \quad (8)$$

其中:

$$k_\lambda = \pi \rho R^5 \cdot C_p(\lambda) / 2G^3 \cdot \lambda^3 \quad (9)$$

从式(9)可知:机组在设计时就确定了最佳叶尖速比  $\lambda_{opt}$ ,因而也确定了最佳风能吸收系数  $C_{popt}$ 。因而在机组在追踪最大功率阶段的控制策略中认定  $k_\lambda$  为一常数,主控系统根据式(8)计算当前的扭矩,并将该

值传送给变流器,变流器接收该扭矩后,执行该扭矩。

### 1.3 恒转速工作阶段

在图1中,机组的转速工作在  $C-D$  段时,机组进入恒转速区,此时机组的控制目标是保持机组的转速恒定在额定转速,同时输出额定功率。

额定转速下的桨距角、发电机扭矩、发电机转速、电气功率—风速关系曲线如图3所示,当风速达到  $V_0$  时,发电机转速达到或超过了额定转速,但此时的发电机扭矩和电气功率均未达到额定值,此时主控系统执行其中的一套  $P-I$  控制器,通过检测发电机实际转速与额定转速的微小差额,来计算发送给变流器的扭矩值,不再追求最佳叶尖速比,而追求机组工作在额定转速。当风速达到  $V_0'$  时,发电机扭矩和电气功率达到额定值,此时主控系统启动另一套  $P-I$  控制器,发送给变流器的扭矩为额定值;而通过检测发电机实际转速与额定转速的微小差额,来计算出需要改变的桨叶节距角来减少吸收的风能,保持机组工作在额定的转速和扭矩。

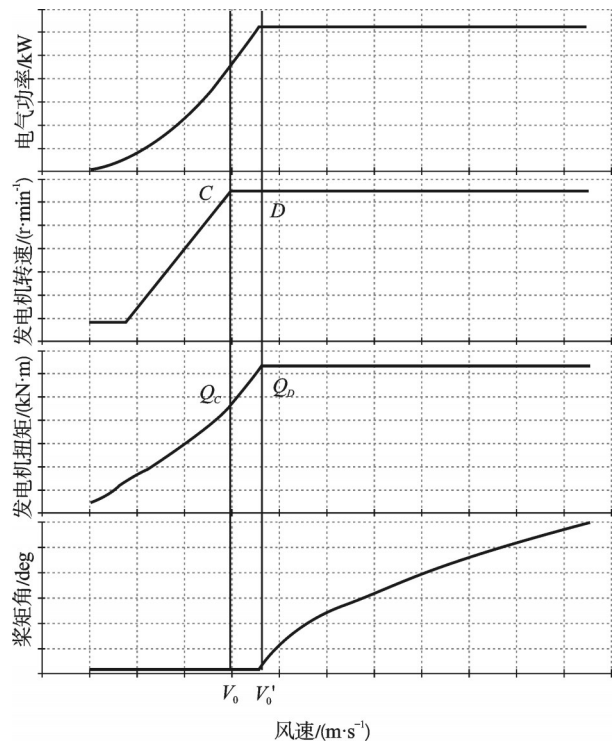


图3 额定转速下的桨距角、发电机扭矩、发电机转速、电气功率—风速关系曲线

## 2 直驱型风电机组控制策略的优化

在机组经过柔性并网后,即进入最大功率追踪区,此时机组的控制目标是追求最大的功率,当风速稳定为  $V_1$  时,此时的叶轮转速应稳定在:

$$\omega_1 = \frac{\lambda_{opt} V_1}{R} \quad (10)$$

此时的主控系统可根据发电机的转速  $\omega_{g1}$ , 通过式(8)计算出当前的扭矩  $Q_1$ , 并将该扭矩  $Q_1$  传送给变流器, 变流器接收该扭矩值、执行该扭矩; 此时机组处于该稳态下, 保持恒定。如果此时, 风速突然增大到  $V_2$ , 叶轮加速, 按理论计算、此时的叶轮和发电机转速应该为:

$$\omega_{g2} = \frac{G\lambda_{opt}V_2}{R} \quad (11)$$

此时理论的扭矩为:

$$Q_2 = k_\lambda \cdot \omega_{g2}^2 \quad (12)$$

但由于主控系统需要检测发电机转速、计算扭矩值, 将该值传送给变流器、变流器接收扭矩值, 变流器完成相关计算、输出脉冲波、都需要一定的时间, 因而在时间上具有一定的滞后性, 此时变流器施加给发电机的扭矩为  $Q_1$ , 小于此时的理论值  $Q_2$ , 此时发电机的转速不会稳定在  $\omega_{g2}$ , 而会越过  $\omega_{g2}$ , 到达  $\omega_{g3}$ ; 而主控系统此时检测到的转速为  $\omega_{g3}$ , 并给出对应  $\omega_{g3}$  的扭矩  $Q_3$ , 而  $Q_3$  大于  $Q_2$ , 发电机转速会下降到小于  $\omega_{g2}$ , 主控系统再根据该实际转速计算出扭矩、该扭矩又会小于  $Q_2$ , 变流器执行该扭矩后, 发电机转速又会稍大于  $\omega_{g2}$ , 因而形成了围绕  $\omega_{g2}$  的阻尼振动, 最终稳定在  $\omega_{g2}$ 。在此期间, 变流器都在根据主控的扭矩指令  $Q$ , 频繁地改变施加给发电机的扭矩, 不仅给变流器的功率器件带来负荷冲击, 同时给机组的传动链带来冲击, 引起机组的振动、带来噪音、磨损, 从而影响机组的寿命。

引起该振荡的原因是由于主控系统计算的扭矩的依据是发电机的转速, 而检测到的当前发电机转速并不承受与当前风速相对应的负荷, 其承受的负荷要小于或大于当前风速所对应的负荷, 所以发电机的转速要高于或低于理论的转速。为克服该不良影响, 应努力使该振荡的幅值尽可能的小, 时间尽可能短, 以最快的速度趋近  $\omega_{g2}$ ; 为减弱这种不良影响, 本研究在变流器的控制策略中, 引入一个扭矩比例系数  $K_p$ 。

当变流器稳定的工作在扭矩为  $Q_1$ 、对应的发电机转速为  $\omega_{g1}$ , 此时风速增大, 由于控制系统检测、计算等需要一定的时间, 当主控系统检测到发电机转速时, 此时的发电机机转速已到达  $\omega_{g3}$ , 并根据  $\omega_{g3}$  计算出  $Q_3$ , 传送给变流器, 变流器接收到该扭矩时, 并不执行  $Q_3$ , 而是执行:

$$Q'_2 = Q_1 + K_p \cdot (Q_3 - Q_1) \quad (13)$$

式中:  $K_p$  一取值为小于1的常数, 则  $Q'_2$  相比于  $Q_3$  更接近于  $Q_2$ , 因而此时引起的振荡的幅值要小的多, 稳定在  $\omega_{g2}$  所需的时间也会短的多。

当风速减小时, 引入扭矩比例系数  $K_p$  的方法同

样有效。在图1中, 如果机组开始稳定地工作在  $\omega_{g1}$ , 此时风速突然减小到对应  $\omega_{g4}$  的  $V_4$ , 如果不增加扭矩比例系数  $K_p$ , 则机组就会围绕在  $\omega_{g4}$  为中心的两侧产生振荡, 该振荡的幅值为  $(\omega_{g5} - \omega_{g4})$ 。如果引入比例系数  $K_p$ , 则该阻尼振荡的幅值会明显减小。增加扭矩比例系数和不加扭矩比例系数的仿真波形如图4所示, 从图中可明显的看出增加扭矩比例系数  $K_p$  的影响。

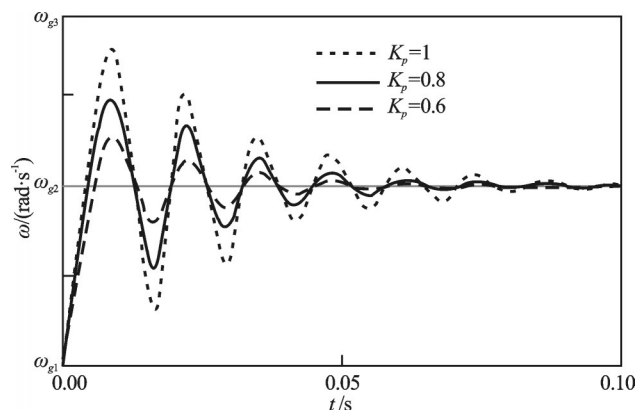


图4 增加了扭矩比例系数  $K_p$  后的振荡仿真波形

从图4中可看出, 扭矩比例系数越小, 振荡衰减的越快, 因而对机组的冲击也会越小。但实际使用时不可将扭矩比例系数设置的过小, 否则, 机组对风速变化的响应会变慢。应根据机组设计超速能力综合考虑, 机组超速额度越大, 则  $K_p$  可取小一些。实际使用  $K_p$  应接近0.5, 或稍大于0.5。

当机组工作在图3中的C-D时、转速达到额定值, 此时的控制目标是保持机组工作在额定转速, 确保机组不超速成为主要控制目的, 不再追求最大功率, 同时此时机组的负荷已达到额定的0.7左右, 一定范围内的负荷变动量占已有负荷的比重较小, 对机组转速的影响较小, 因而对机组的传动系统的冲击也较小。因而在该段区间内, 控制策略中不再增加扭矩比例系数  $K_p$ , 变流器接收到主控系统给定的扭矩时, 直接执行该扭矩, 确保快速的控制机组的转速稳定在额定转速。当机组工作在图3中的D点之后, 此时的扭矩已达额定值, 也不需要增加扭矩比例系数  $K_p$  了。

### 3 结束语

上面的仿真试验能够验证优化后的控制策略能有效地减弱机组的扭矩和转速振荡。为进一步验证该优化的控制策略, 本研究在风电机组测试平台上通过实物进行了试验; 该测试平台的拖动系统由事先设置好的扭矩递增曲线控制; 拖动一台由全功率变流器控制的PMSG; 由主控系统根据发电机后端的编码器来实时计算当前应传送给变流器的扭矩。通过该测

(下转第372页)

终保证电力设备的高效率、低故障率安全运行。由于极大地减少了事故造成的电力用户的停电时间,尤其减少了专线大客户的停电时间,这对提升供电企业的优质服务和建立良好的社会形象都将起到积极作用,社会效益巨大。

## 5 结束语

智能调度综合预警系统是一个基于当前电力调度系统的数据平台,针对地县级电力调度运行的功能性软件,它不同于目前电力系统中广泛应用的电网调度自动化系统OPEN2000、生产管理系统PMS,它是一个直接面向电力调度的实用性工作系统,侧重于电力调度日常工作的实际需要,更具电网调控一体化特色。

实际使用情况表明,该智能调度综合预警系统极大地提高了电力调控员的工作效率和电网管控能力,大大减少了停电损失,大幅度提升了余姚电网综合管控和应急管理水平。

根据使用效果,笔者对系统提出了进一步发展的方向有:

(1) 接口整合信息需进一步扩大。接口整合数据信息需进一步扩大,将更多的信息整合到平台上来,进一步加强、完善平台的功能。例如增加变电所二次压板状态的录入和保护配置状态,实时掌握变电所二次压板的状态位置,从而使电力调度进一步全面掌握电网一、二次运行实况。

(2) 联络图成图功能需进一步完善。随着电力系统的发展,10 kV配电网日益庞大复杂,如果10 kV配电网的联络图能根据CIM模型完成自动成图,则对系统功能又将是一个质的提高。

## 参考文献(References):

- [1] 蒋宏图,袁 越. 电力系统自动化综合应用信息平台设计与实现[J]. 电力自动化设备,2009,29(5):113-116.
- [2] 姚建国,杨胜春,高宗和,等. 电力调度自动化系统发展趋势展望[J]. 电力系统自动化,2007,31(13):7-11.
- [3] 张慎明,卜凡强,姚建国,等. 遵循IEC61970标准的实时数据库管理系统[J]. 电力系统自动化,2002,26(24):26-30.
- [4] 林 峰,胡 牧,蒋元晨,等. 电力调度综合数据平台体系结构及相关技术[J]. 电力系统自动化,2007,31(1):61-64.
- [5] DL/T 789-2001,县级电力调度自动化系统实用化要求及验收[S]. 北京:中华人民共和国国家经济贸易委员会,2001.
- [6] GB/T 13730-2002,地区电力调度自动化系统[S]. 北京:中华人民共和国国家质量监督检验检疫局,2002.
- [7] 李惠松. 基于SVG的电网公共图形交互规则分析[J]. 工业控制计算机,2012,25(3):17-19.
- [8] 王 健,陈剑云,屈志坚. 基于SVG的电力图元库的设计与实现[J]. 继电器,2008,36(8):29-82.
- [9] GB/T 9813-2000微型计算机通用规范[S]. 北京:中国标准出版社,2001.
- [10] GB/T 16435. 1-1996远动设备及系统接口(电气特性)[S]. 北京:中国标准出版社,1996.

[编辑:罗向阳]

(上接第357页)

试平台,本研究试验了传统和优化后的两种控制策略。试验时分别记录测试平台的振动、噪音、实测的扭矩、变流器反馈电网的功率等参数。试验的结果和仿真的结果非常接近,进一步验证了该优化后的控制策略要优于传统的控制策略<sup>[10]</sup>。

## 参考文献(References):

- [1] 赵 群,王家泉,李 辉. 世界风力发电现状与发展趋势[J]. 机电工程,2006,23(12):16-18.
- [2] 叶杭冶. 风力发电机组的控制技术[M]. 北京:机械工业出版社,2002.
- [3] SLOOTWEG J G, POLINDER H, KLING W L, et al. General model for representing variable speed wind turbines in power system dynamics simulations [J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2003, 18(1):144-151.
- [4] 胡书举,李建林,许洪华. 永磁直驱风电系统PMSG控制策略的实验研究[C]. 中国电工技术学会电力电子学会第十一届学术年会,2008.

- [5] ANDERSON P M, BOSE A. Stability simulation of wind turbine systems [J]. *IEEE Transactions Power Apparatus and systems*, 1983, 102(12):3791-3795.
- [6] KARKI R, HU P, BILLINTON R. A simplified wind power generation model for reliability evaluation[J]. *IEEE Transactions on Energy Convers*, 2006, 21(2):533-540.
- [7] JIA Yao-qin, YANG Zhong-qing, CAO Bing-gang. A new maximum power point tracking control scheme for wind generation [C]//Proceedings International Conference on Power System Technology, 2002. Power Con., 2002:144-148.
- [8] NAKAMURA T, MORIMOTO S, SANADA M, et al. Optimum control of IPMSG for wind generation system [C]//Proceedings of the PCC-Osaka, 2002:1435-1440.
- [9] 徐 科,胡敏强,郑建勇,等. 风力发电机无速度传感器网侧功率直接控制[J]. 电力系统自动化,2006,30(23):43-47.
- [10] IEC / TR 61400-24, Wind turbine generator systems[S].

[编辑:罗向阳]