

大功率轴流压缩机电气制动控制策略 研究与实现

刘恺¹,李刚²,王鑫³

1. 中国空气动力研究与发展中心 高速空气动力研究所,四川 绵阳 621000;
2. 中国空气动力研究与发展中心 设备设计与测试技术研究所,四川 绵阳 621000;
3. 荣信汇科电气股份有限公司,辽宁 鞍山 114000)

摘要:针对某大科学装置60 MW轴流式压缩机90 s常规制动和15 s紧急制动需求,设计了一种变频器电气混合制动控制策略。对混合制动控制策略进行了分析计算,确定了压缩机最优制动控制流程以及制动电阻的参数,对控制策略和制动时间采用RTDS仿真和试验测试进行验证。验证结果表明:仿真结果与实测结果一致性很好,变频器混合制动控制策略安全可靠,常规制动时间测试结果为87.54 s,紧急制动时间测试结果为14.82 s,满足技术指标要求。

关键词:轴流压缩机;变频器;混合制动;控制策略;制动电阻

中图分类号:TM28 文献标识码:A DOI:10.19457/j.1001-2095.dqed25127

Research and Realization of Electric Breaking Strategy for Large Power Axial Compressor

LIU Kai¹, LI Gang², WANG Xin³

1. High Speed Aerodynamics Research Institute, China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang 621000, Sichuan, China;
2. Facility Design and Instrumentation Institute, China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang 621000, Sichuan, China;
3. Rongxin Huike Electric Co., Ltd., Anshan 114000, Liaoning, China)

Abstract: According to the 90 s regular braking and 15 s emergency braking requirement for 60 MW axial compressor used in some large scientific facility, a control strategy of electric hybrid braking in the convertor was designed. The hybrid braking control strategy was analyzed and calculated, and the optimal braking control process for the compressor and the parameters of the braking resistance were determined. The control strategy and braking time were verified by real-time digital simulator (RTDS) simulation and experiment. The simulation result and experiment result show that simulation result is closed to experiment result, and the hybrid braking control strategy of convertor is safe and reliable. The real regular braking time is 87.54 s and the real emergency braking time is 14.82 s. The regular braking time and the emergency braking time fulfil the technical performance.

Key words: axis compressor; convertor; hybrid braking; control strategy; braking resistance

目前,压缩机、风机和水泵等旋转机械的制动方式主要有两种^[1-2]:一种是机械制动,即通过机械或液压制动装置实现旋转机械的减速和停车;另外一种为电气制动,即采用变频器或伺服驱动器通过能量回馈或能耗制动实现旋转机械的减速和停车。电气制动又可以分为能量回馈制动、能耗制动和直流制动^[3-5]。能量回馈制动能够将旋转机械制动产生的能量通过变频器回馈

至电网^[6-7],其特点是节约能源、提高系统效率,但是对电网有冲击,且四象限变频器成本较高^[8]。能耗制动通过制动电阻消耗旋转机械制动产生的能量,从而达到减速制动的效果,其特点是对电网没有冲击、技术成熟,但是系统效率不高^[9]。直流制动通过在异步电动机定子加直流电压,转子切割定子静止磁场产生制动力矩,实现减速停车,主要用于异步电机中,但容易导致电机发热^[10]。

作者简介:刘恺(1984—),男,本科,工程师,Email:lkcompressor@163.com

通讯作者:李刚(1981—),男,硕士,高级工程师,Email:19093426@qq.com

压缩机需具备3种减速方式:1)90 s常规制动,即压缩机由最高转速946 r/min通过电气制动匀速降至转速95 r/min,减速时间为90 s,主要用于压缩机日常均匀减速和停车,两次常规制动的使用间隔为5 min;2)15 s紧急制动,指压缩机由最高转速946 r/min通过电气制动降至转速为0,减速时间为15 s,主要用于压缩机出现研制故障时的紧急停车,使用较少;3)自由降速,指变频器封闭输出或者断开供电后,压缩机通过自身负载阻力和机械摩擦减速至0,制动时间较长,主要用于变频器故障或者系统断电时。

当轴流压缩机功率达到60 MW时,对制动要求比较严苛,若采用机械制动,其装置体积很大,制动过程中对压缩机轴系和制动装置磨损比较严重^[11-12];能量回馈制动对电网冲击很大,甚至导致电网崩溃;直流制动适用于异步电机。因此,机械制动、能量回馈制动和直流制动均不适用于本项目。

针对60 MW轴流压缩机,本文设计了一种能耗混合制动控制策略,并对制动控制策略进行仿真、优化和实际测试,得到了能耗混合制动的最优控制策略,满足了压缩机的制动要求,减小了变频器的体积,提高了变频器的可靠性。

1 制动方案

60 MW轴流压缩机用于某大科学装置,由一台双绕组同步电机驱动,通过一台高压H桥级联变频器实现转速控制,电机主要技术指标为:轴功率60 MW,最高转速946 r/min,运行压力110 kPa,气流转动惯量 $J_1=9\ 100\text{ kg}\cdot\text{m}^2$,压缩机转动惯量 $J_2=50\ 572\text{ kg}\cdot\text{m}^2$,电机转动惯量 $J_3=61\ 800\text{ kg}\cdot\text{m}^2$,电机额定功率70 MW,电机额定转速411 r/min,电机额定电压11 kV,电机额定电流1 859 A,变频器容量74 MV·A,常规制动时间90 s,紧急制动时间15 s。

1.1 自由降速时间

确定制动方案首先需要明确压缩机的自由降速时间,自由降速时间是指压缩机断开变频器电源或关闭变频器输出,压缩机将通过自身的气动负载和摩擦阻力,从最高转速946 r/min减速至转速95 r/min的时间。

忽略阻尼转矩和扭转弹性转矩,运动控制系统的基本运动方程式可简化为

$$Jd\omega/dt = T_e - T_L = \Delta T_m \quad (1)$$

式中: J 为系统的转动惯量; $d\omega/dt$ 为角速度变化率; T_e 为变频器的输出电磁转矩; T_L 为负载转矩。式(1)可以变换为

$$dt = \frac{J}{T_e - T_L} \times d\omega \quad (2)$$

其中

$$J=J_1+J_2+J_3$$

通过计算可得系统的转动惯量为121 472 $\text{kg}\cdot\text{m}^2$ 。

根据式(2)以及压缩机在运行压力为110 kPa时的负载—转速关系表(表1),对压缩机自由降速时间进行了Matlab仿真计算,仿真结果如图1所示。通过计算,压缩机从946 r/min自由降速至95 r/min的时间为171.3 s,因此压缩机仅通过负载阻力矩的自由降速满足不了常规制动和紧急制动的要求。

表1 压缩机负载—转速关系表

转速/ ($\text{r}\cdot\text{min}^{-1}$)	负载转矩/ ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	功率/ MW	转速/ ($\text{r}\cdot\text{min}^{-1}$)	负载转矩/ ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	功率/ MW
0	0	0	556	200.69	11.69
100	7.35	0.07	675	304.45	21.53
215	31.29	0.70	748	375.81	29.42
306	64.50	2.08	857	515.44	46.23
479	151.33	7.59	946	639.60	63.36

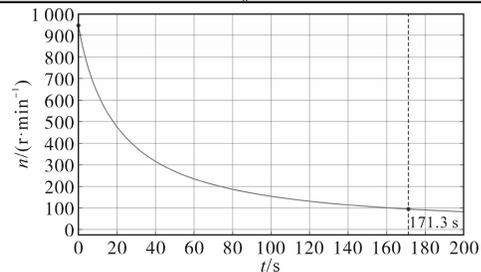


图1 自由降速时间仿真结果

Fig.1 The time simulation result of free speed reduction

1.2 制动方式

目前能耗制动主要采用变频器直流斩波制动,即在变频器直流回路中安装制动单元和制动电阻,通过导通制动电阻,消耗制动能量,实现能耗制动,其原理如图2所示。

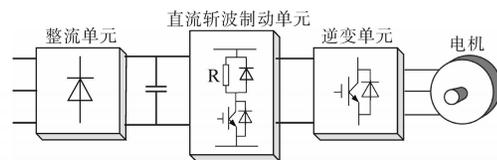


图2 直流斩波制动原理

Fig.2 Scheme of DC chopper breaking

直流斩波制动广泛应用于变频器,具有降速速率可控、在低转速下也可以获得较大制动转矩的优点,但是需要在变频器直流母线接入制动单元。

除此之外,还可以通过同步电机定子侧能耗制动,即当压缩机需要制动时,封闭变频器输出,接通定子侧制动电阻,同时通过电机转子励磁系统向转子给定励磁电流,转子受负载转矩作用减速制动,其制动原理如图3所示。电机定子侧能耗制动具有结构简单、高速制动效果好的优点,但是当转速较低时,制动力矩较小,且应用较少。

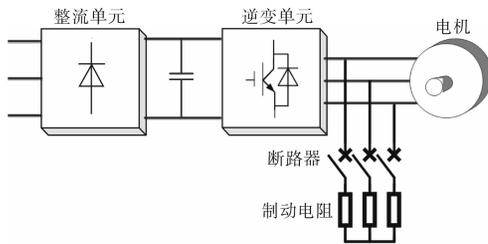


图3 定子侧能耗制动原理

Fig.3 Dynamic braking scheme of motor stator

1.3 制动方案

由于压缩机既有90 s常规制动要求,又有15 s紧急制动要求,如果两种制动需求都采用直流斩波制动,由于15 s紧急制动能量巨大,则会导致直流制动单元体积庞大,可靠性和经济性都不高;如果两种制动需求均采用定子侧能耗制动,则会导致低转速时制动力减弱,无法达到15 s紧急制动要求。

因此,结合直流斩波制动和定子侧能耗制动的优点,压缩机采用直流斩波制动+定子侧能耗制动的混合制动方案:90 s常规制动选用变频器直流斩波制动方案,因常规减速制动周期短,使用频繁,选用水冷散热方式;15 s紧急制动选用电机定子侧接制动电阻能耗制动+变频器直流斩波制动的混合制动方案,电机定子侧能耗制动方式用于机组中高速段快速降速,而变频器直流侧能耗制动方式用于低速段提供更大的制动转矩,从而实现15 s紧急停车,而紧急制动使用频率较低,散热效率不需要很高,所以电机定子侧能耗制动电阻采用自然冷却方式。

2 制动控制策略及制动电阻

2.1 90 s常规制动电阻计算

根据计算,压缩机90 s从946 r/min均匀减速至95 r/min的减速速率为9.46 r/s。设计时为了稳妥可靠,减速速率按照10 r/s进行设计,那么压缩机从946 r/min均匀减速至95 r/min的减速时间为85 s。因此,可以计算出机组从946 r/min均匀减速至95 r/min过程中所需的平均制动转矩 T_{avr} 为

$$T_{avr} = J \frac{d\omega}{dt} = 121472 \times \frac{10\pi}{30} = 127.2 \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (3)$$

根据表1,可以得出压缩机转速 n 与压缩机负载 T_{load} 的对应关系式为

$$T_{load} = 0.000\ 000\ 3n^3 + 0.000\ 4n^2 - 0.063n - 1.313 \quad (4)$$

根据式(4)可以计算出,当负载转矩为127.2 kN·m时,其压缩机对应的转速为438 r/min,因此当压缩机从946 r/min减速至438 r/min时,由于负载转矩 T_{load} 大于平均制动转矩 T_{avr} ,要实现压缩机均匀减速,此时还需要变频器输出能量以维持均匀的减速速率,因此制动电阻并不消耗能量;而当压缩机从438 r/min均匀减速至95 r/min时,负载转矩 T_{load} 小于平均制动转矩 T_{avr} ,此时负载转矩不足以维持减速速率,需要变频器直流斩波制动提供额外的制动力矩。

考虑到设计裕量,以及紧急制动时直流斩波制动需要在低转速运行,因此计算制动电阻时,考虑直流斩波制动工作转速区间为460~0 r/min。因此可以计算出在此转速区间常规制动消耗的总机械能为

$$E_1 = \frac{1}{2} J \cdot \Delta\omega^2 = 144.9 \text{ MJ} \quad (5)$$

式中: E_1 为转速460 r/min至0区间降速过程中消耗的总机械能。

降速过程中消耗的总机械能 E_1 包括两部分,一部分是压缩机负载消耗的能量 E_{load} ,另外一部分则是直流斩波制动电阻消耗的能量 E_{r1} 。这两部分能量计算如下:

$$E_{load} = \int_0^{460} T_{load} = 80.27 \text{ MJ} \quad (6)$$

$$E_{r1} = E_1 - E_{load} = 64.63 \text{ MJ} \quad (7)$$

直流斩波制动属于短时周期性制动,其制动电阻消耗的能量 E_{r1} 与制动斩波时间 t_{r1} 、制动峰值功率 P_{max1} 以及制动平均功率 P_{ave1} 的关系如图4所示。图中, n_1 为制动开始时的压缩机转速, n_2 为制动结束时的压缩机转速。

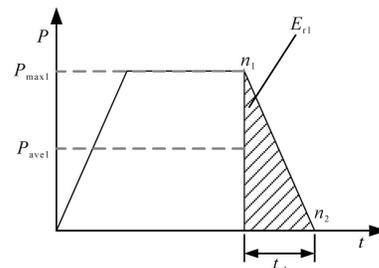


图4 直流斩波制动周期工作原理图

Fig.4 Cyclic work scheme of DC chopper breaking

设 $n_1=460$ r/min, $n_2=0$ r/min, 且降速速率为 10 r/s, 可以得出 $t_{r1}=46$ s, 因此根据图4, 可以得出制动峰值功率 P_{max1} 和制动平均功率 P_{ave1} :

$$\begin{cases} P_{max1} = \frac{2E_{r1}}{t_{r1}} = 2810 \text{ kW} \\ P_{ave1} = \frac{E_{r1}}{t_{r1}} = 1405 \text{ kW} \end{cases} \quad (8)$$

由于变频器采用H桥级联拓扑, 共计24个功率单元, 因此每个功率单元直流斩波消耗的能量为 2.68 MJ, 降速时间内每个制动单元的峰值功率约为 117.1 kW, 平均功率为 58.5 kW。

变频器直流母线电压阈值 V_{br} 为 2800 V, 功率单元最大负载电流 I_{max} 为 1500 A, 可以计算出制动过程中每个制动单元的峰值电流 I_{min} 为

$$I_{min} = \frac{P_{max1}}{V_{br}} = \frac{117.1 \times 10^3}{2800} = 41.8 \text{ A} \quad (9)$$

制动电阻阻值上限值为

$$R_{max1} = \frac{V_{br}}{I_{min}} = \frac{2800}{41.8} = 67 \Omega \quad (10)$$

制动电阻阻值下限值为

$$R_{min1} = \frac{V_{br}}{I_{max}} = \frac{2800}{1500} = 1.87 \Omega \quad (11)$$

考虑到安全裕量, 直流斩波制动电阻 R_1 的额定电压选择 3000 V, 阻值取 $1.87 \Omega \leq R_1 \leq 67 \Omega$, 能量为 2.69 MJ。

2.2 15 s 紧急制动电阻计算

制动电阻的功率可以表示为

$$P_z = N \frac{U_z^2}{R_z} = NI_z^2 R_z \quad (12)$$

式中: P_z 为制动电阻功率总和; N 为制动电阻数量, 由于电机为双绕组同步电机, 因此 $N=6$; R_z 为制动电阻; U_z 为单台制动电阻电压; I_z 为制动电阻电流, 即电机定子侧相电流。

根据式(12)可以看出, 电机定子侧制动方式制动转矩与定子侧电压的平方成正比, 与制动电阻阻值成反比, 但是定子侧电压 U_z 的有效值和电流 I_z 的有效值不能超过电机的额定参数, 因此可以根据额定电压和额定电流求出定子侧制动电阻对应的基波阻抗:

$$R_2 = \frac{U_{zmax}}{I_{zmax}} = \frac{11000}{1859 \times 1.732} = 3.42 \Omega \quad (13)$$

式中: U_{zmax} 为单台制动电阻最大电压, 设定为电机定子侧额定电压; I_{zmax} 为单台制动电阻最大电流, 设定为电机定子侧额定电流。

因此, 满足安全限值条件前提下制动功率取得最大值的条件是: 保持定子电压为额定电压和制动电阻阻值为基波阻抗。定子侧制动策略唯一的直接被控量为励磁电流, 忽略高次谐波, 励磁电动势有效值可表示为

$$E_{af} = 4.44fN_1k_{w1}\Phi_0 \quad (14)$$

式中: E_{af} 为感应电动势; f 为电机运转的频率; N_1k_{w1} 为定子绕组每相基波有效匝数; Φ_0 为主极磁通。

在整个降速区间保持定子电压为额定电压的条件是需要控制励磁电流在不同转速条件下满足相应的数值, 在 f 不变的条件下, 可以得到同步电机空载特性曲线 $E_{af} = f(i_f)$ (i_f 为励磁电流), 如图5所示。

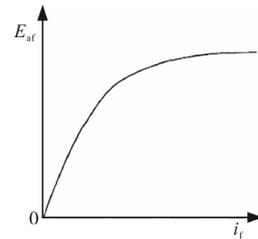


图5 同步电机空载特性曲线

Fig.5 Unloaded characteristic curve of synchronous motor

基频以上时, 维持定子电压为额定电压, 励磁电流小于满载励磁电流, 随着转速降低, 励磁电流需要增大才能维持定子额定电压, 但是励磁电流输出能力有限且定子电压进入饱和区增大变缓, 所以势必导致制动功率不断降低。因此要实现定子侧能耗制动, 需要实时控制同步电机励磁电流, 从而在保证定子绕组安全的前提下, 实现制动力矩的最大化, 励磁电流控制原理如图6所示。

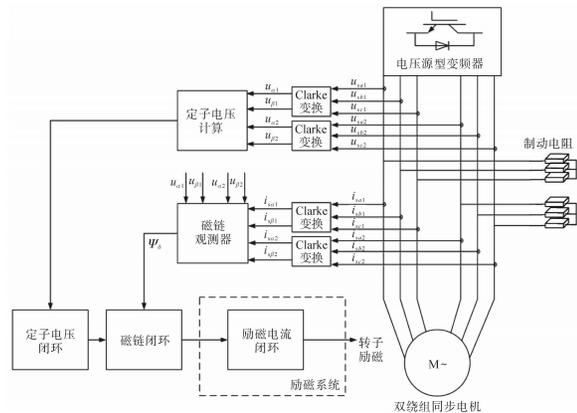


图6 同步电机励磁电流控制原理

Fig.6 Field current control principle of synchronous motor

2.3 紧急制动控制策略优化

通过压缩机负载—转速关系表可以看出, 压缩机在高转速时, 其自身的负载阻力较大, 可以

为快速制动提供相应的制动力矩,定子侧能耗制动在电机转速较高时制动效果较好,而直流斩波制动则在低速时依然能够提供较大的制动力。因此需要对负载阻力制动、交流能耗制动和直流斩波制动的投入和切换控制策略进行优化,从而既能保证紧急制动时间最少,又能减少制动电阻,保证系统的可靠性和经济性。

利用 Matlab 搭建了压缩机紧急制动的仿真模型,如图 7 所示,在不同转速下对负载阻力制动、定子能耗制动和直流斩波制动的制动时间和制动能耗进行了仿真计算,制动时间计算结果如表 2 所示,制动能耗结果如表 3 所示。

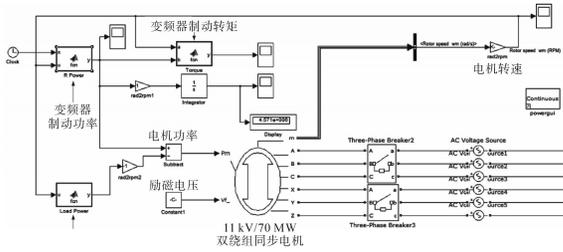


图 7 紧急制动仿真模型

Fig.7 The simulation model of emergency braking

表 2 中, ω_1 为定子侧能耗制动介入制动的转速; ω_2 为定子侧能耗制动断开、直流斩波制动介入制动的转速; t_1 为压缩机从 946 r/min 通过负载转矩制动至转速 ω_1 点的制动时间; t_2 为压缩机从转速 ω_1 点通过定子侧能耗制动至转速 ω_2 点的制动时间; t_3 为压缩机从转速 ω_2 点通过直流斩波制动至转速 0 r/min 的制动时间; t_0 为总制动时间, $t_0=t_1+t_2+t_3$ 。

表 2 不同制动控制策略下的制动时间对比

Tab.2 Breaking time comparison at different breaking control strategy

$\omega_2/(r \cdot \min^{-1})$	$\omega_1=800 \text{ r/min}$			
	t_1/s	t_2/s	t_3/s	t_0/s
411	3.52	3.79	7.0	14.31
350	3.52	4.28	6.5	14.30
330	3.52	4.46	6.5	14.48
320	3.52	4.56	6.5	14.58
$\omega_2/(r \cdot \min^{-1})$	$\omega_1=750 \text{ r/min}$			
	t_1/s	t_2/s	t_3/s	t_0/s
411	5.05	3.35	6.0	14.40
350	5.05	3.85	5.6	14.50
330	5.05	4.05	5.6	14.70
320	5.05	4.12	5.5	14.67

表 3 中, E_1 为 ω_1 点通过定子侧能耗制动至转速 ω_2 点制动消耗的总能量; E'_1 为 ω_1 点通过定子侧能耗制动至转速 ω_2 点定子侧每个制动电阻平均

消耗的能量; E_2 为 ω_1 点通过直流斩波制动至转速 0 r/min 点制动消耗的总能量; E'_2 为 ω_1 点通过直流斩波制动至转速 0 r/min 每个功率单元制动电阻平均消耗的能量。

表 3 不同制动控制策略下的制动能量对比

Tab.3 Breaking energy comparison at different breaking control strategy

$\omega_2/(r \cdot \min^{-1})$	$\omega_1=800 \text{ r/min}$			
	E_1/MJ	E'_1/MJ	E_2/MJ	E'_2/MJ
411	258.1	43.02	106.76	4.45
350	288.0	48.00	78.61	3.28
330	296.7	49.45	70.10	2.92
320	301.0	50.17	66.02	2.75
$\omega_2/(r \cdot \min^{-1})$	$\omega_1=750 \text{ r/min}$			
	E_1/MJ	E'_1/MJ	E_2/MJ	E'_2/MJ
411	221.7	36.95	108.03	4.50
350	251.8	41.97	79.33	3.31
330	260.6	43.43	70.72	2.95
320	264.8	44.13	66.65	2.78

通过表 2 和表 3 可以看出综合制动性能和经济性原则。在 $\omega_1=750 \text{ r/min}$, $\omega_2=320 \text{ r/min}$ 时,即紧急制动时,压缩机在 946 ~ 750 r/min 范围内采用负载力矩制动,在 750 ~ 320 r/min 范围内采用定子侧能耗制动,在 320 ~ 0 r/min 范围内采用变频器直流斩波制动,总的紧急制动时间为 14.67 s,满足紧急制动时间 $\leq 15 \text{ s}$ 的要求;同时,系统制动电阻消耗的总的制动能耗最低, $E_1 + E_2 = 331.45$,经济性最好。优化后的压缩机制动控制流程如图 8 所示。

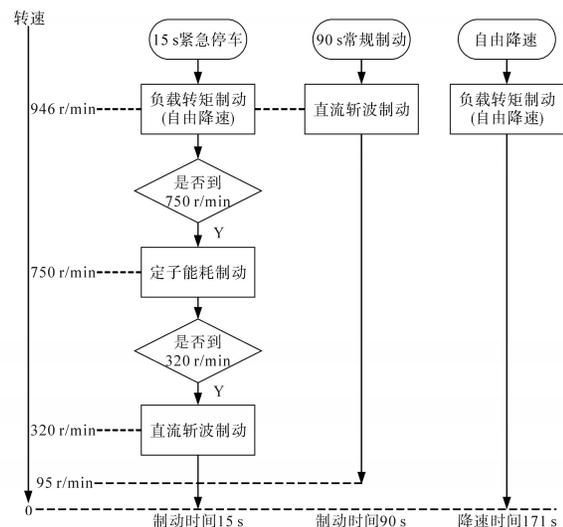


图 8 压缩机制动控制流程

Fig.8 Breaking control process of compressor

2.4 制动电阻校核

由于直流斩波制动电阻在 15 s 紧急制动过

程中消耗的能量 E_2 为 66.65 MJ,而在 90 s 常规制动消耗的能量 E_{r1} 为 64.63 MJ,因此,为了保证 15 s 紧急制动时间满足要求,需要对直流斩波电阻进行重新校核,根据式(8)~式(11)和式(13),考虑到不同单元直流电压可能存在一定的电压差会引起制动能量存在一定程度的不平衡,此外考虑一定的裕量,最终确定了直流斩波制动电阻和交流斩波制动定子侧制动电阻参数,制动电阻参数如表 4 所示。

表 4 制动电阻最终参数

Tab.4 Final resistance parameters of breaking

	电阻值/ Ω	额定电压/ V	能量/ MJ	制动周期/ min	数量/ 个
直流斩波制动	3	3 000	3	≥ 5	24
交流斩波制动	3.4	11 000	50	≥ 12	6

3 半实物仿真与验证

为了验证最终的制动电阻参数、制动策略和制动时间能否满足 60 MW 压缩机的制动需求,根据系统电路,采用 RSCAD 建立了系统制动仿真测试模型,如图 9 所示。

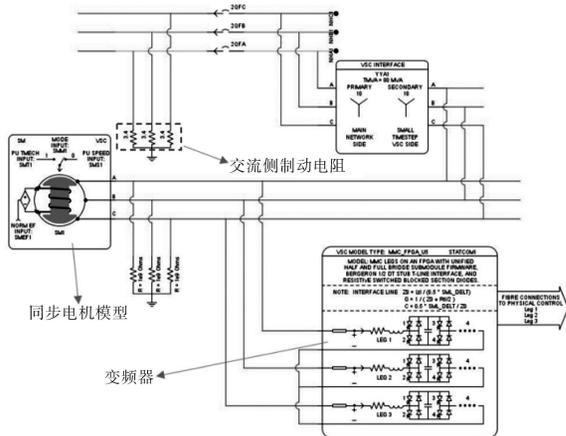


图 9 系统制动仿真测试模型

Fig.9 System simulation test model of breaking

利用半实物实时仿真系统 RTDS 对 90 s 常规制动和 15 s 紧急制动进行了仿真测试。RTDS 测试系统包括 RTDS 硬件、变频控制系统、变频器功率单元控制板和通讯板以及工作站等设备,其架构如图 10 所示。

仿真测试结果如图 11~图 16 所示。图 11 为常规制动时定子侧电压、直流侧电压和转速波形;图 12 为定子侧制动电阻投入制动时电机转速和定子侧电压、电流波形;图 13 为直流斩波电阻投入制动时电机转速、定子电压以及变频器直流

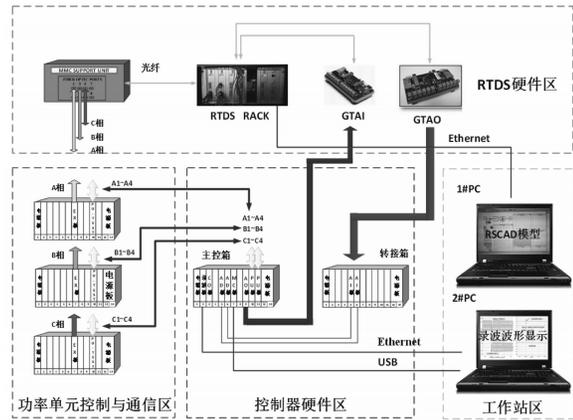


图 10 RTDS 测试系统组成架构

Fig.10 Composition structure of RTDS test system

母线的波形;图 14 为直流斩波制动投入后至转速减为 0 时的电机定子侧电压、直流侧电压及转速波形;图 15 为 90 s 常规制动仿真和测试结果曲线;图 16 为 15 s 紧急制动仿真和测试结果曲线。

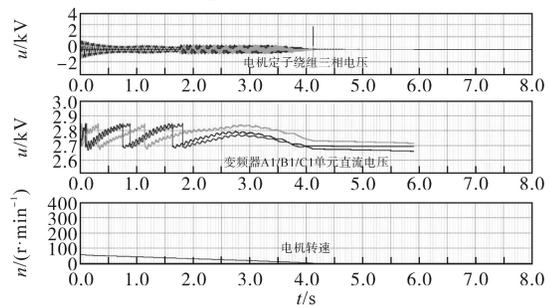


图 11 常规制动时的仿真测试波形

Fig.11 Simulation test waves of regular breaking

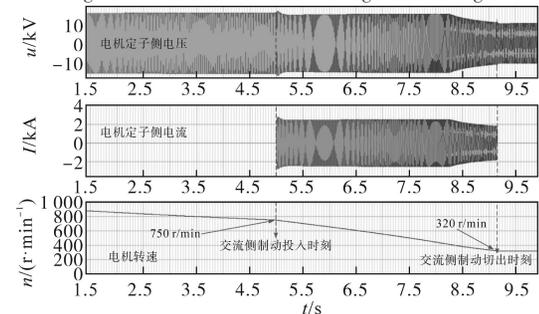


图 12 定子侧制动电阻投入时的仿真测试波形

Fig.12 Simulation test waves when breaking

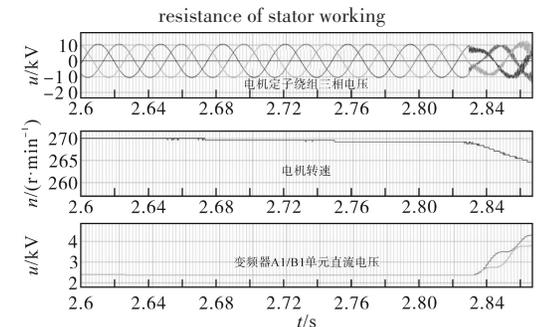


图 13 直流斩波电阻投入时的仿真测试波形

Fig.13 Simulation test waves when DC

chopper resistance switching

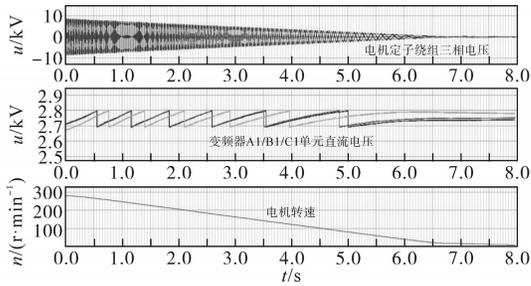


图14 直流制动工作时的仿真测试波形

Fig.14 Simulation test waves when DC chopper resistance working

通过图11~图14可以看出,当定子压缩机在750 r/min转速投入定子侧制动电阻后,压缩机转速快速降低,定子侧制动电阻的电流随着转速的降低而减小,定子侧制动产生效果;而当压缩机转速降到320 r/min时,定子侧制动电阻断开,直流斩波电阻投入,电机转速继续降低,变频器功率单元直流母线电压快速升高,同时定子侧制动电阻电流为0,当直流母线电压达到设定的阈值2 800 V时,直流斩波投入,直流母线通过制动电阻消耗制动能量。因此可以看出混合制动策略是合理可行的,能够实现压缩机紧急制动。

通过图15和图16可以看出,90 s常规制动RTDS仿真结果为85 s,满足常规制动时间 ≤ 90 s的要求,15 s紧急制动RTDS仿真结果为14.67 s,满足紧急制动时间 ≤ 15 s的要求。

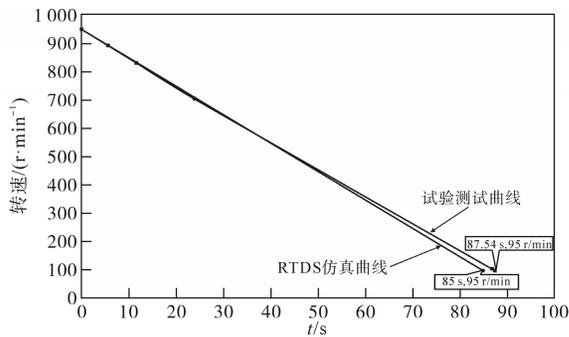


图15 常规制动仿真和试验测试结果

Fig.15 Simulation and experiment result of regular braking

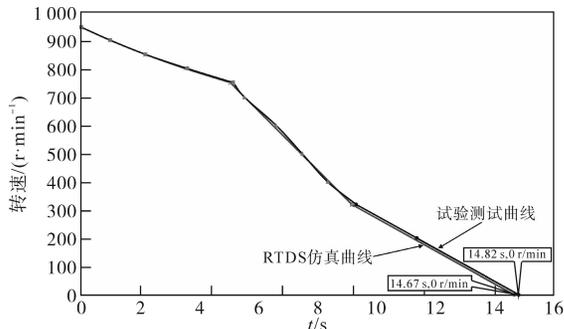


图16 紧急制动仿真和试验测试结果

Fig.16 Simulation and experiment result of emergency braking

4 试验测试结果

在压缩机运行调试过程中,对压缩机90 s常规制动和15 s紧急制动进行了试验测试,测试结果见图15和图16。

通过图15和图16可以看出,制动降速曲线与半实物仿真结果一致性很好,90 s常规制动试验测试结果为87.54 s,满足 ≤ 90 s的指标要求;15 s紧急制动试验测试结果为14.82 s,满足 ≤ 15 s的技术指标要求。

通过对比仿真和测试结果,90 s常规制动和15 s紧急制动的实际测试结果均稍大于RTDS仿真结果,这主要是由于压缩机的实际运行压力(97 kPa)低于110 kPa的压缩机典型运行工况,因此压缩机实际测试时的负载转矩低于仿真计算时的负载转矩,从而导致90 s常规制动和15 s紧急制动的实际测试时间稍大于仿真计算时间。

此外,通过图16可以看出,压缩机在750~320 r/min转速范围内定子侧能耗制动时,其实际制动曲线并不是一条直线,这是因为定子侧能耗制动时需要实时控制电机的励磁电流,在保证最大制动力矩的同时,确保电机定子电压不超过额定电压,因此制动力矩也在实时变化,从而导致15 s制动曲线出现小幅波动。

5 结论

本文根据压缩机负载特性和运行工况,设计了一种直流斩波制动+定子侧电阻制动的混合制动控制策略,对制动测控策略、制动电阻和制动时间进行了仿真计算,并对实际制动时间进行了测试,仿真和测试结果表明:

1) 直流斩波制动+定子侧电阻制动的混合制动控制策略合理高效,通过对制动控制策略的优化,确定了不同制动方式的最优工作点,从而既保证了制动性能,又降低了制动电阻的能耗,减小了变频器的体积,提高了系统的可靠性。

2) 制动电阻分析计算方法准确,制动电阻的电阻值、电压和能量等参数选择合理,能够满足压缩机制动性能以及电机和变频器的运行要求;

3) 压缩机常规制动时间和紧急制动时间的半实物仿真结果与试验实际测试结果一致性很好,压缩机试验实际测试结果显示,常规制动时间为87.54 s,满足 ≤ 90 s的指标要求,紧急制动时间为14.82 s,满足 ≤ 15 s的技术指标要求。

参考文献

[1] REN Hongying, FENG Hui, SUN Peiting, et al. Design and research of dynamic braking circuits in electric propulsion ship [C]//Second International Conference on Intelligent Human-Machine System and Cybernetics, 2010: 163-165.

[2] 曹扬,王荣,彭辉,等.抽水蓄能电站机械制动系统部分故障分析及应对措施[J].水电与抽水蓄能,2019,5(1):113-116.
CAO Yang, WANG Rong, PENG Hui, et al. The partial failure analysis and countermeasures in mechanical braking system of pumped-storage power generating[J]. Hydropower and Pumped Storage, 2019, 5(1): 113-116.

[3] 杨明秦,齐国政.变频器的制动应用分析[J].机床电器,2007(3):56-58.
YANG Mingqin, QI Guozheng. Braking function analysis of frequency converter[J]. Machine Tool Electric Apparatus, 2007(3):56-58.

[4] 张生刚.变频器电气制动方式探讨及在煤矿上的应用[J].山东煤炭科技,2013(2):62-63.
ZHANG Shenggang. The electric braking method of frequency converter analysis and use on coal mine[J]. Shandong Coal Science and Technology, 2013(2):62-63.

[5] EGOROV A, POLIAKOV V. Method of braking bircuit resistance estimation for close loop drive system with big rotating masses in speed reverse operating mode with current limitation [C]//Ix International Conference on Power Drive Systems, 2016: 1-5.

[6] 韩啸,高强,寇佳宝,等.负载换流逆变器驱动同步电机能量回馈的研究[J].电气传动,2018,48(1):13-18.
HAN Xiao, GAO Qiang, KOU Jiabao, et al. Research on energy feedback control of synchronous motor driven by local commutated inverter[J]. Electric Drive, 2018, 48(1): 13-18.

[7] 吴凤江,赵克,孙力,等.一种新型四象限级联型多电平逆变

器拓扑[J].电工技术学报,2008,23(4):81-86.
WU Fengjiang, ZHAO Ke, SUN Li, et al. A novel four-quadrant cascade multi-level inverter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2008, 23(4): 81-86.

[8] 刘鹏飞,杨晓辉.变频器共直流母线在重卷机电控系统的应用[J].有色金属加工,2018,47(3):53-54.
LIU Pengfei, YANG Xiaohui. Electric control system of three stand cold tandem rolling mill[J]. Nonferrous Metals Processing, 2018, 47(3): 53-54.

[9] 毛雨泰,颜士伟,马超群,等.一种开关磁阻电机驱动系统绕组能耗制动方式研究[J].微电机,2021,54(10):54-61.
MAO Yutai, YAN Shiwei, MA Chaoqun, et al. Research on a kind of winding dynamic braking method for switch reluctance motor drive system[J]. Micromotors, 2021, 54(10): 54-61.

[10] 石会燕,曾成碧,常瑞.基于单元串联多电平高压变频器的异步电机直流制动研究[J].电机与控制应用,2007,34(7):31-34.
SHI Huiyan, ZENG Chengbi, CHANG Rui. DC braking research on asynchronous motor based on high-voltage converter with cell cascaded multilevel[J]. Electric Machines & Control Application, 2007, 34(7): 31-34.

[11] 彭定杰.双馈式风力发电机组机械制动系统的改进研究[D].成都:西南交通大学,2016.
PENG Dingjie. Research on the improvement of the mechanical braking system of the double-fed induction generator[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2016.

[12] 刘鹏龙,吴小锋,马圣恒.大型抽水蓄能机组机械制动系统控制策略研究[J].电气开关,2017(6):101-104.
LIU Penglong, WU Xiaofeng, MA Shengheng. The control strategy of the mechanical braking system for a large pumped storage unit[J]. Electric Switchgear, 2017(6): 101-104.

收稿日期:2023-05-11

修改稿日期:2023-07-14

(上接第31页)

gnosis of open-switch and current sensor faults in PMSM drives through stator current analysis[J]. IEEE Transactions on Industrial Applications, 2019, 55(6): 5925-5937.

[6] 陈勇,张 Jianjian,陈章勇.基于电流观测器的三相逆变电路开路故障在线诊断[J].电工技术学报,2019,34(S2):609-617.
CHEN Yong, ZHANG Jianjian, CHEN Zhangyong. A current observer based on-line open-fault diagnosis for three-phase inverter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(S2): 609-617.

[7] ZHANG Y, JIN J, HUANG L. Model-free predictive current control of PMSM drives based on extended state observer using ultralocal model[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(2): 993-1003.

[8] ZHOU D, TANG Y. A model predictive control-based open-cir-

cuit fault diagnosis and tolerant scheme of three-phase AC-DC rectifiers[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2019, 7(4): 2158-2169.

[9] HANG J, WU H, ZHANG J, et al. Cost function based open-phase fault diagnosis for PMSM drive system with model predictive current control[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(3): 2574-2583.

[10] CAMPOS-DELGADO D U, ESPINOZA-TREJO D R, ARCE-SANTANA E R, et al. Diagnosis of open-switch faults in variable speed drives by stator current analysis and pattern recognition[J]. IET Electric Power Applications, 2013, 7(6): 509-522.

收稿日期:2023-05-20

修改稿日期:2023-06-19