

基于 V/v 变压器同相牵引供电的新型补偿系统

罗隆福¹, 周颖启¹, 邹津海²

(1. 湖南大学 电气与信息工程学院, 湖南 长沙 410082;

2. 株洲变流技术国家工程研究中心, 湖南 株洲 412001)

摘要:为更有效、更经济地解决传统 V/v 同相牵引供电系统中存在的电能质量问题,提出了一种在新拓扑结构下采用混合电能质量调节器(HPQC)的电能质量综合补偿方法。相比于传统拓扑结构下的补偿系统,新拓扑结构下的补偿系统有更加显著的节容特点。结合电气化铁道牵引负荷波动频繁的特性,对 HPQC 中无源器件(LC、L)和有源器件(变流器)的参数进行了设计。另外还分析了新型补偿系统下 HPQC 的控制策略,使其满足系统的补偿要求。

关键词:同相牵引供电系统;补偿系统;混合电能质量调节器;电能质量;容量分析

中图分类号:U 223.5

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.12.013

0 引言

电气化铁路的牵引负荷具有不对称、非线性等特点,会导致整个电气化铁路牵引系统存在严重的负序问题,影响到电力系统的安全稳定运行。这种现象已引起国内外相关领域专家的关注,现有大量关于电气化铁路电能质量治理的研究。文献[1-3]针对常规牵引供电系统,采用铁路功率调节器(RPC)、半桥变流器(HBC)这些电力电子器件综合治理电能质量,并取得了良好的效果。

近年来我国电气化铁路发展迅速,电力机车不断提速,常规牵引供电系统中电分相的存在使得电力机车的供电频繁中断,给列车带来牵引力和速度的损失,并存在一定的安全隐患^[4]。采用同相供电技术是解决上述问题的有效途径^[5-9]。相较于常规牵引供电系统,同相供电补偿系统中的有源器件(变流器)容量太大,因而成本过高,阻碍了同相供电技术在实际工程中的应用。为了解决上述问题,已有相关学者提出了降低同相供电系统变流器容量的方案。文献[10]基于 V/v 变压器,提出了混合电能质量调节器(HPQC)的电能质量改善方案,采用价格相对便宜的无源器件(LC、L)发出无功功率以降低有源部分容量。文献[11]在文献[10]的基础上,将磁控静止无功补偿器(MSVC)与 HPQC 并联,进一步降低 HPQC 的直流电压和变流器容量。文献[12]采用类似 HPQC 的 LC 耦合铁路功率调节器(LC-RPC),在电气化铁路负荷随机波动的条件下分

析研究其特性,相比于传统 RPC,LC-RPC 的变流器设计容量降低了 30%~40%。以上方案均可称为传统方案,其共同特点是:补偿设备(HPQC、LC-RPC 等)置于两供电臂之间。

为进一步降低补偿系统中有源器件的容量,本文提出一种基于 V/v 变压器同相牵引供电的新型补偿系统。首先对新型同相牵引供电补偿系统的运行特性进行分析,其次与传统同相牵引供电补偿系统进行有源器件容量的比较,从理论上验证其节省容量的可行性。然后在负荷随机波动的条件下对补偿系统中一些关键器件的参数进行最优选择。最后,通过仿真验证了本文所提补偿系统的有效性和经济性。

1 同相牵引供电的新型补偿系统的拓扑

基于 V/v 变压器同相牵引供电的新型补偿系统拓扑结构如图 1 所示。图中,主牵引变将网侧三相 110 kV 电压变为 3 个有效值均为 27.5 kV 的单相电压 u_o 、 u_α 、 u_β ,其中 u_α 对应的 ac 相给牵引负载供电,

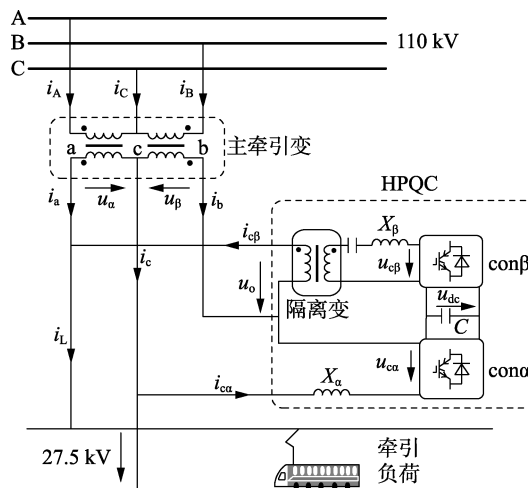


图 1 新型补偿系统拓扑

Fig.1 Topology of novel compensation system

收稿日期:2017-11-08;修回日期:2018-09-12

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51477046,51377001);湖南省科技重大专项(2017GK2241);国家电网公司重大专项(5216A014007V)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51477046,51377001), the Key S&T Special Project of Hunan Province(2017GK2241) and the Key Program of Science and Technology Project of SGCC(5216A014007V)

u_o, u_β 对应的 ab、bc 相分别与 HPQC 两侧连接; HPQC 由有源器件(2 个背靠背单相电压源型变流器)和无源器件(X_α, X_β)组成,其中 $\text{con}\alpha$ (HPQC 的 α 侧变流器)经 X_α 接入 bc 相, $\text{con}\beta$ (β 侧变流器)串联 X_β 后经隔离变压器接入 ab 相, X_α 在工频下呈感性, X_β 在工频下呈容性。变流器宜采用多电平拓扑结构,可省去 2 个体积大的降压变压器,同时为防止主变二次侧因变流器的开关动作而短路,故加入隔离变压器^[11-12]。若机车类型为低功率因数的交直型,则还需在负荷侧并联固定电容补偿。

2 新型补偿系统功率分析及对比

2.1 新型补偿系统功率分析

V/v 变压器副边输出 2 个幅值相同,相位相差 60° 的电压 U_α, U_β , 且变压器副边 a、b 端口输出的电流分别为 I_a, I_b 。当变压器副边对应相的输出电流幅值相同,相位相差 120° 时,原边三相电流完全对称,即通过补偿系统使副边输出满足式(1),可实现治理负序电流的目的。

$$\begin{cases} I_a = I_b \angle 120^\circ \\ U_o = U_\alpha \angle 60^\circ = U_\beta \angle 120^\circ \end{cases} \quad (1)$$

由文献[13-14]可知,任意一个三相供电系统都可以看成一个三端口网络模型。为分析方便,将图 1 简化成图 2,此处关注的是功率的大小和流向,故与 HPQC 相关的隔离变压器、 X_α, X_β 已被省去。电压、电流、功率的参考方向如图 2 所示,由此可得电流、电压和功率的约束关系式(2)。假设 $P_c + jQ_c$ 为 HPQC 向两端口发出的功率,如果其中无功功率 Q_c 为正值,表示发出容性无功,否则表示发出感性无功。

$$\begin{cases} I_a = \left(\frac{P_L + jQ_L}{U_\alpha} \right)^* - \left(\frac{P_{c\beta n} + jQ_{c\beta n}}{U_o} \right)^* \\ I_b = \left(\frac{P_{c\beta n} + jQ_{c\beta n}}{U_o} \right)^* - \left(\frac{P_{c\alpha n} + jQ_{c\alpha n}}{U_\beta} \right)^* \end{cases} \quad (2)$$

其中, $P_{c\alpha n} + jQ_{c\alpha n}, P_{c\beta n} + jQ_{c\beta n}$ 分别为新型补偿系统拓扑结构下 HPQC 向 bc、ab 端口发出的功率; $P_L + jQ_L$ 为负载功率; * 表示取共轭。

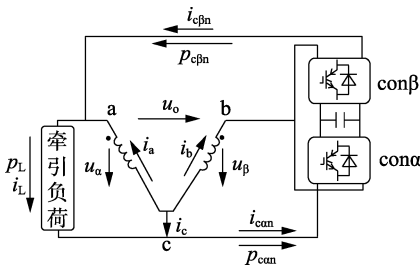


图 2 新型补偿系统拓扑简化图

Fig.2 Simplified topology diagram of novel compensation system

HPQC 的补偿机制与 RPC 类似^[1-2],无法单向系统发出有功功率,只能在两侧支路间转移有功功率(α 侧向 β 侧转移)。同时 HPQC 还需动态地向两端口补偿无功功率,其产生的总无功功率应等于牵引负荷消耗的无功功率。即 HPQC 的输出功率应满足:

$$\begin{cases} P_{c\alpha n} + P_{c\beta n} = 0 \\ jQ_{c\alpha n} + jQ_{c\beta n} = jQ_L \end{cases} \quad (3)$$

结合式(1)~(3),易计算得到 HPQC 两侧输出功率与牵引负荷功率之间的约束关系为:

$$\begin{cases} P_{c\alpha n} + jQ_{c\alpha n} = \frac{\sqrt{3}}{2} Q_L + j \left(-\frac{\sqrt{3}}{3} P_L + \frac{1}{2} Q_L \right) \\ P_{c\beta n} + jQ_{c\beta n} = -\frac{\sqrt{3}}{2} Q_L + j \left(\frac{\sqrt{3}}{3} P_L + \frac{1}{2} Q_L \right) \end{cases} \quad (4)$$

2.2 传统补偿系统功率对比分析

传统 V/v 变压器同相供电系统拓扑结构简化图如图 3 所示。在传统补偿系统中,牵引负荷连接在 ac 端口(或 bc 端口),HPQC 连接在 ac、bc 2 个端口之间^[10-12],以实现系统电能质量的综合治理。类比于新型补偿系统的功率分析,可得到传统补偿系统的功率约束方程为:

$$\begin{cases} P_{c\alpha t} + jQ_{c\alpha t} = \frac{1}{2} P_L + j \left(\frac{\sqrt{3}}{6} P_L + Q_L \right) \\ P_{c\beta t} + jQ_{c\beta t} = -\frac{1}{2} P_L - j \frac{\sqrt{3}}{6} P_L \end{cases} \quad (5)$$

其中, $P_{c\alpha t} + jQ_{c\alpha t}, P_{c\beta t} + jQ_{c\beta t}$ 分别为传统补偿系统中 HPQC 向 ac、bc 端口发出的功率。

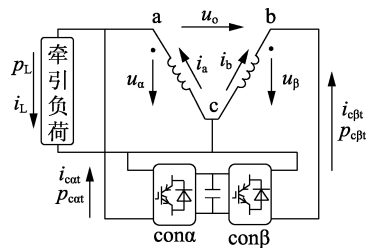


图 3 传统补偿系统拓扑简化图

Fig.3 Simplified topology diagram of traditional compensation system

理想条件下,在 HPQC 的设计中为使有源器件(变流器)容量最小,应使其输出的补偿电流相对有源器件的端口电压为纯有功电流^[10-11],即使价格昂贵的有源设备转移有功功率,由耦合支路产生无功功率。由此可见,HPQC 的有功功率转移量决定了其有源器件的容量。结合式(4)、(5)可得到 2 种补偿系统下 HPQC 的输出功率对比如表 1 所示。可见新型补偿系统中 HPQC 有功功率转移量为 $\sqrt{3} Q_L / 2$,与负载的无功分量有关;传统补偿系统中 HPQC 有

功率转移量为 $P_L/2$, 与负载的有功分量有关。

表 1 2 种补偿系统中 HPQC 输出功率对比

Table 1 Comparison of HPQC output power between two compensation systems

补偿系统	α 侧有功 $ P_{c\alpha} $	β 侧有功 $ P_{c\beta} $	α 侧无功 $ Q_{c\alpha} $	β 侧无功 $ Q_{c\beta} $
新型补偿系统	$\sqrt{3}Q_L/2$	$\sqrt{3}Q_L/2$	$ \sqrt{3}P_L/3+Q_L/2 $	$ \sqrt{3}P_L/3+Q_L/2 $
传统补偿系统	$P_L/2$	$P_L/2$	$\sqrt{3}P_L/6+Q_L$	$\sqrt{3}P_L/6$

根据电气化铁路日功率因数统计结果显示可知^[15-16], 在不计反送功率时, 客货混跑和重载线路日功率因数都达到 0.9。客运专线中采用交直交型电力机车的功率因数更是可达 0.95 以上。随着我国电气化铁路更新换代速度变快, 低功率因数的老式交直型电力机车逐渐淘汰出市场, 高功率因数的交直交型将占据主要市场, 重载情况下功率因数将逐步提高。新型与传统补偿系统拓扑结构中有源器件的容量比例系数 m 如式(6)所示。可见当负载的功率因数 $\cos \varphi > 0.866$ 时, $m < 1$, 即新型补偿系统中的有源设备容量小于传统补偿系统。

$$m = \frac{|P_{can}| + |P_{c\beta n}|}{|P_{cat}| + |P_{c\beta t}|} = \sqrt{3} \tan \varphi \quad (6)$$

为确保系统的安全可靠性, 应采用重载时的牵引负荷功率作为额定功率进行参数设计。本文提出的方案完全适用于功率因数高的客运专线, 为提高其普适性, 考虑应用在客货共线上。通过合理安排电力机车的运行时间, 假设牵引臂上重载时视在功率相同的交直交型(功率因数为 0.98)和交直型(功率因数为 0.84)电力机车的比例为 2:1, 此时功率因数 $\cos \varphi_L = 0.93$ 。设牵引负荷的总视在功率为 S_L , 可得 HPQC 的单侧最小有源器件容量在新型补偿系统中为 $0.318S_L$, 在传统补偿系统中为 $0.465S_L$ 。可见, HPQC 有源器件的最小容量在新型补偿系统中比在传统补偿系统中小 31.6%, 且这个减少量随负载功率因数的上升而增加。因此, 补偿系统中 HPQC 采用的这种新型连接方式可大幅减少变流器容量, 使得设备的采购费用更低、更经济。

3 新型补偿系统参数设计

铁路牵引负荷具有波动性大、冲击性强等特点, 这必然会导致负荷的大小和性质在不同时段都截然不同。HPQC 两臂电抗 X_α 、 X_β 的大小和性质与变流器的性能和输出的电压及电流有着直接的关系^[12], 因此需要对参数 X_α 、 X_β 进行设计。在满足负荷处于一定波动范围的条件下, 使变流器的最大输出容量最小, 从而保证整个补偿系统安全可靠且经济运行。

3.1 由负荷功率求取补偿功率波动范围

新型补偿系统补偿原理相量图如图 4 所示。可

见 β 侧输出的补偿电流 $I_{c\beta}$ 将负载电流 I_L 转移到 U_A 方向上, 同时 α 侧输出的补偿电流 $I_{c\alpha}$ 将反向负载电流 $-I_L$ 转移到 U_C 方向上。最终得到校正电流 I_a 和 I_c , 显然当 $I_a = I_c$ 时, 满足三相对称且功率因数为 1。由于两臂有相似性, 下面以 α 侧为例分析补偿系统的工作状态。

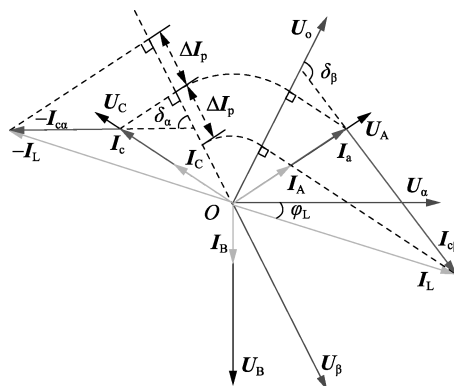


图 4 新型补偿系统相量图

Fig.4 Phasor diagram of novel compensation system

设负载端口电流 $I_L \in (0, I_{Lmax}]$, $\varphi_L \in [\varphi_{Lmin}, \varphi_{Lmax}]$ 。功率因数取值 $\cos \varphi_L \in [0.92, 0.98]$, 则 $\varphi_{Lmin} = 11.5^\circ$, $\varphi_{Lmax} = 23.1^\circ$ 。忽略端口电压的波动, 即 $U_o = U_\beta$ 。根据图 4 中各电流的相量关系, 可得补偿后 ac 端口电流 I_a 和补偿电流 $I_{c\alpha}$ 的关系式为:

$$I_a = \frac{I_L \cos(60^\circ - \varphi_L) + I_L \cos(60^\circ + \varphi_L)}{2 \cos 30^\circ} = \frac{\sqrt{3}}{3} I_L \cos \varphi_L \quad (7)$$

$$I_{c\alpha} = \sqrt{I_L^2 + I_a^2 - 2I_L I_a \cos(30^\circ - \varphi_L)} = I_L \sqrt{\frac{1}{3} \cos^2 \varphi_L - \frac{\sqrt{3}}{3} \cos \varphi_L \sin \varphi_L + \sin^2 \varphi_L} \quad (8)$$

由 $I_{c\alpha}$ 和 U_β 可得 α 侧视在功率 S_α 为:

$$S_\alpha = I_{c\alpha} U_\beta = \sqrt{\frac{1}{3} P_L^2 - \frac{\sqrt{3}}{3} P_L Q_L + Q_L^2} \quad (9)$$

根据式(4)计算得到的 α 侧视在功率 $S_{c\alpha}$ 与式(9)相符, 这 2 种方法相互验证了对方的可行性和正确性。根据图 4 可得 δ_α 与 φ_L 的关系式为:

$$\delta_\alpha = \arccos \frac{\Delta I_p}{I_{c\alpha}} \quad (10)$$

其中, ΔI_p 为 α 供电臂向 β 供电臂转移一定量的有功电流, 且 $\Delta I_p = [I_L \cos(60^\circ - \varphi_L) - I_L \cos(60^\circ + \varphi_L)]/2$ 。

分析式(10)可知, δ_α 关于 φ_L 单调递减且 $\delta_\alpha \in [44.59^\circ, 69.67^\circ]$ 。设 $\delta_\alpha \in [\delta_{\alpha min}, \delta_{\alpha max}]$, 则 $\delta_{\alpha min}$ 、 $\delta_{\alpha max}$ 分别对应于 φ_{Lmax} 、 φ_{Lmin} 。

3.2 变流器及无源器件参数选取

新型补偿系统中 HPQC 两侧支路的等效电路如图 5 所示。图中 u_β 、 u_o 为 V/v 变压器低压侧端口电

压, u_{ck} 、 i_{ck} 分别为 k ($k=\alpha$ 或 β) 侧变流器的端口基波电压、补偿电流, u_{Xk} 为 k 侧无源器件的基波电压降。 α 侧变流器经电感 L_α 与 u_β 相连, β 侧变流器串联 $L_\beta C_\beta$ 后经隔离变压器(变比为 1:1)与 u_o 相连。

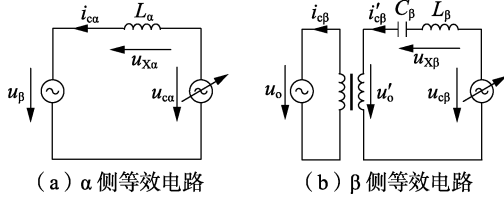


图 5 等效电路图

Fig.5 Equivalent circuit diagram

以 α 侧为例分析设计器件参数,其电压、电流、功率关系式为:

$$\begin{cases} U_\beta = U_{c\alpha} - jX_\alpha I_{c\alpha} \\ \tilde{S}_{X\alpha} = U_{X\alpha} I_{c\alpha}^* \\ \tilde{S}_{c\alpha} = \tilde{S}_\alpha + \tilde{S}_{X\alpha} \end{cases} \quad (11)$$

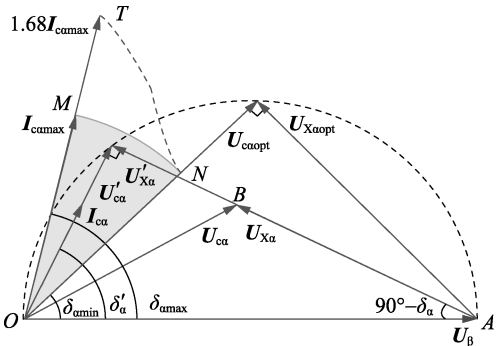
其中, X_α 为电感 L_α 的电抗值; $\tilde{S}_\alpha$ 为变压器 bc 相(单相电压 u_β)吸收的复功率; $\tilde{S}_{c\alpha}$ 变流器 α 端口输出的复功率; $\tilde{S}_{X\alpha}$ 为电感 L_α 产生的复功率。

变流器与 X_α 的参数选取应满足以下设计原则:

a. 考虑到安全性和可靠性,在补偿电流 $I_{c\alpha}$ (尤其是重载情况下)变动范围内,变流器输出的视在功率应小于变流器的设计容量 $S_{vc\alpha}$;

b. 选取的 L_α 应尽可能多地分担无功功率,减小变流器设计容量。

图 6 给出了 α 侧的电压、电流相量图。

图 6 α 侧电压、电流相量图Fig.6 Voltage and current phasor diagram of α -side

结合式(8),假设补偿电流 $I_{c\alpha} \in [0, I_{c\alpha\max}]$, 补偿电流 $I_{c\alpha}$ 超前于 U_β 的角度为 $\delta_\alpha \in [44.59^\circ, 69.67^\circ]$ 。补偿电流 $I_{c\alpha}$ 位于图 6 中扇形 MNO 阴影所示的范围内。遵循设计原则,参数设计的具体步骤如下^[12]。

a. 在 $I_{c\alpha}$ 的大小 $I_{c\alpha}$ 一定、相位角 δ_α 可变的情况下,分析最优参数选取。首先在 δ_α 取值范围内选取一个 δ'_α 。 X_α 的电压分量满足 $U_{X\alpha} = jX_\alpha I_{c\alpha}$, 即 $U_{X\alpha}$ 垂直于 $I_{c\alpha}$ 。根据图 6 和式(11)可知,当 $U_{c\alpha} \perp U_{X\alpha}$ 时, $U_{c\alpha}$ 和 $S_{c\alpha}$ 取到最小值。设此时变流器的输出功率为

$S'_{c\alpha}$, 电感 L_α 的电抗值为 X'_α 。在固定 X'_α 的条件下 δ_α 可变,则变流器的输出功率 $S_{c\alpha}$ 为:

$$\begin{cases} S'_{c\alpha} = I_{c\alpha} U_\beta \cos \delta'_\alpha \\ X'_\alpha = U_\beta \sin \delta'_\alpha / I_{c\alpha} \\ S_{c\alpha} = I_{c\alpha} U_\beta \sqrt{\sin^2 \delta'_\alpha + 1 - 2 \sin \delta_\alpha \sin \delta'_\alpha} \end{cases} \quad (12)$$

由式(12)可知,在 δ_α 的取值范围内, $S_{c\alpha}$ 相对于 δ_α 单调递减。即当 $\delta'_\alpha = \delta_{\alpha\min} = 44.59^\circ$ 时, X'_α 取到最优值,此时 $S_{c\alpha} \leq S'_{c\alpha} = I_{c\alpha} U_\beta \cos \delta_{\alpha\min}$, 变流器的最小容量 $S'_{vc\alpha\text{optn}} = S'_{c\alpha}$ 。

b. 通过步骤 a 已取得决定最优 X_α 的角度参数 $\delta'_\alpha = \delta_{\alpha\min}$, 然后分析补偿电流有效值 $I_{c\alpha}$ 对参数选取的影响。在 $I_{c\alpha} \in [0, I_{c\alpha\max}]$ 范围内选取一个 $I'_{c\alpha}$, 根据式(12)可得此时变流器输出功率为 $S''_{c\alpha}$, 阻抗值为 X''_α 。代入 X''_α , 求取当 $I_{c\alpha} \in [0, I_{c\alpha\max}]$ 可变时变流器的输出功率 $S_{c\alpha}$ 为:

$$S_{c\alpha} = I_{c\alpha} U_\beta \sqrt{1 + \sin^2 \delta_{\alpha\min} k_1^2 - 2 k_1 \sin^2 \delta_{\alpha\min}} \quad (13)$$

其中, $k_1 = I_{c\alpha} / I'_{c\alpha}$ 。

此时应满足 $S_{c\alpha} \leq S''_{c\alpha}$ 。根据数学分析计算可知,当且仅当 $I_{c\alpha\text{optn}} = I_{c\alpha\max}$ 时,满足设计要求。变流器的最小容量 $S_{vc\alpha\text{optn}} = S''_{c\alpha}$ 和最优 $X_{\alpha\text{optn}}$ 为:

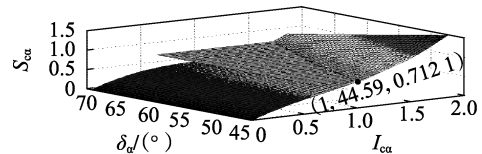
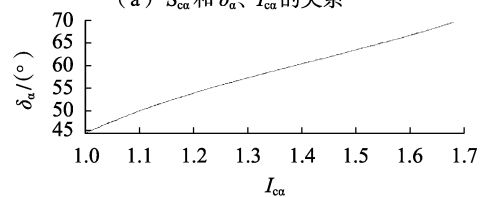
$$\begin{cases} S_{vc\alpha\text{optn}} = I_{c\alpha\max} U_\beta \cos \delta_{\alpha\min} \\ X_{\alpha\text{optn}} = U_\beta \sin \delta_{\alpha\min} / I_{c\alpha\max} \end{cases} \quad (14)$$

c. 检验上述步骤所取得的 $X_{\alpha\text{optn}}$ 和 $S_{vc\alpha\text{optn}}$ 的正确性。变流器正常输出功率为:

$$S_{c\alpha} = I_{c\alpha} U_{c\alpha} =$$

$$I_{c\alpha} \sqrt{I_{c\alpha}^2 X_{\alpha\text{optn}}^2 + U_\beta^2 - 2 I_{c\alpha} X_{\alpha\text{optn}} U_\beta \cos(90^\circ - \delta_\alpha)} \quad (15)$$

将 $X_{\alpha\text{optn}} = U_\beta \sin \delta_{\alpha\min} / I_{c\alpha\max}$ 代入式(9),取 $I_{c\alpha\max}$ 和 U_β 为基准值,可得 α 侧 $S_{c\alpha}$ 随 δ_α 、 $I_{c\alpha}$ 变化的曲线如图 7 所示(图中 $S_{c\alpha}$ 、 $I_{c\alpha}$ 为标么值)。分析图 7(a)可得, $I_{c\alpha} = 1$ p.u., $\delta_\alpha = \delta_{\alpha\min}$ 时, $S_{c\alpha}$ 取到最大值 0.712 1 p.u.; 作 $S_{c\alpha} = 0.712$ 1 p.u. 的平面与原图像相交,其相交线投影到 xy 平面如图 7(b)所示。即当 $X_\alpha = X_{\alpha\text{optn}}$ 时,变流器的设计容量 $S_{vc\alpha\text{optn}}$ 不仅能够满足补偿电流 $I_{c\alpha}$

(a) $S_{c\alpha}$ 和 δ_α 、 $I_{c\alpha}$ 的关系

(b) 相交线

图 7 α 侧 $S_{c\alpha}$ 和 δ_α 、 $I_{c\alpha}$ 的关系曲线Fig.7 Curve of $S_{c\alpha}$ vs. δ_α and $I_{c\alpha}$ in α -side

要保证 HPQC 正常工作,其直流侧电压必须时刻保持稳定。直流电压的误差信号经 PI 控制器调节后乘以各相应供电臂电压的同步信号,可得到直流电压调控信号,再分别与补偿电流参考指令相加,可得实际电流参考指令 $i_{c\alpha}^*$ 、 $i_{c\beta}^*$ 。 $i_{c\alpha}^*$ 、 $i_{c\beta}^*$ 和与之对应的实际采样值 $i_{c\alpha}$ 、 $i_{c\beta}$,由滞环控制器跟踪控制。

5 仿真实验

为验证本文提出的新型补偿系统的同相供电方案的可行性和有效性,在 MATLAB/Simulink 环境下搭建了系统仿真模型。其基本参数如下:网侧三相进线短路容量为 $530 \text{ MV}\cdot\text{A}$;V/v 变压器由 2 个变比为 $110 \text{ kV}:27.5 \text{ kV}$ 、容量为 $20 \text{ MV}\cdot\text{A}$ 的单相变压器连接组成;参考某牵引变电所的负荷参数,其负载功率 S_L 的上、下限 95% 概率值分别为 $S_{L95\%(\text{up})} = 15.56 \text{ MV}\cdot\text{A}$ 和 $S_{L95\%(\text{down})} = 5.5 \text{ MV}\cdot\text{A}$,负载功率因数的上、下限 95% 概率值分别为 $\cos(\varphi_L)_{95\%(\text{up})} = 0.98$ 和 $\cos(\varphi_L)_{95\%(\text{down})} = 0.92$ 。

根据第 3 节设计原理可得系统的仿真参数(取 $S_{L95\%(\text{up})}$ 和 $\cos(\varphi_L)_{95\%(\text{down})}$),同时根据文献[10]对传统补偿系统下 HPQC 的 α 侧 LC 耦合支路的设计原理(取 $S_{L95\%(\text{up})}$ 和 $\cos(\varphi_L)_{95\%(\text{up})}$),得到整体仿真参数如附录中表 A1 所示。如果单纯采用 HPQC 治理谐波会使得成本提高,本文采用固定电容补偿治理谐波,仿真中的 i_L 为经固定电容补偿治理谐波后的负载电流。负载电流的参数见附录中表 A2,表中 i_{L1} 、 i_{L2} 、 i_{L3} 分别模拟重载低功率因数、中等负荷、重载高功率因数情况下的负载电流。

无补偿系统投入时系统仿真波形如附录中图 A1 所示。从图中可以看出,由于只有 α 侧供电臂接有负载,主变高压侧只有 A 相和 C 相有电流,三相电流中含有较大的负序和无功成分。这将对电网的系统稳定安全运行造成巨大威胁。

图 10 和图 11 分别为投入传统补偿系统和新型补偿系统后系统一次侧的波形,2 种补偿方式的补偿效果对比如表 2 所示。可见投入 2 种补偿系统后,电能质量改善明显,主变高压侧三相电流基本对称(如表 2 中电流不平衡度所示),三相功率因数 $\cos \varphi \approx 1$ 。在治理重载负荷时,2 种补偿系统效果依然显著,其中新型补偿系统在治理高功率因数负荷时效果尤其显著。这正符合现在电气化铁道的发展趋势,即机车的功率因数越来越高,验证了新型补偿系统是一种高性价比和高可靠性的同相供电电能质量综合控制系统。

由表 2 可知,在治理效果差不多的情况下,新型补偿系统中 HPQC 两侧变流器的输出功率明显比传统补偿系统中的要低得多。且当牵引侧处于重载时,2 种补偿系统中 HPQC 两侧变流器输出功率最

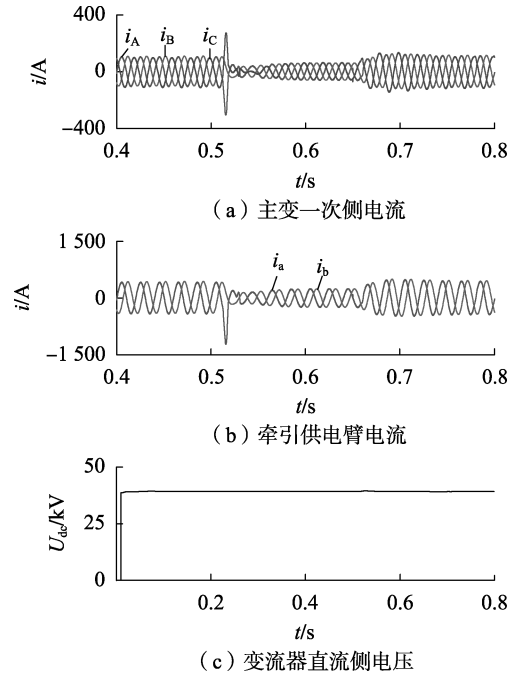


图 10 投入传统补偿系统后的补偿结果

Fig.10 Compensation results with traditional compensation system

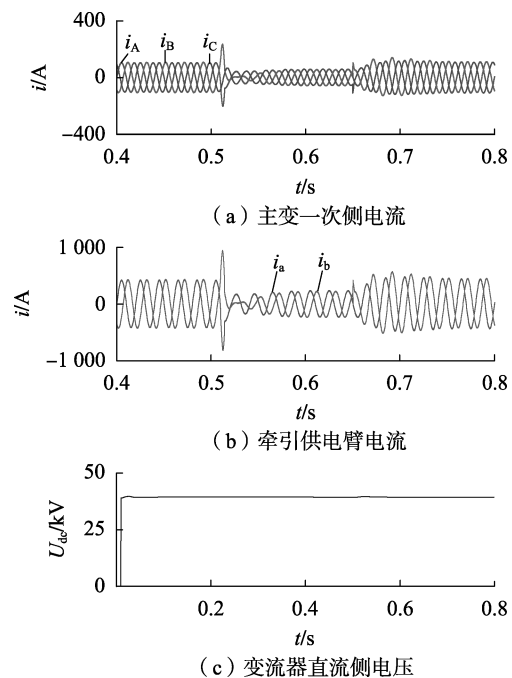


图 11 投入新型补偿系统后的补偿结果

Fig.11 Compensation results with novel compensation system

表 2 2 种补偿系统补偿结果对比

Table 2 Comparison of compensation results between two compensation systems

时间/s	三相电流 不平衡度/%		α 侧变流器输出 功率/($\text{MV}\cdot\text{A}$)		β 侧变流器输出 功率/($\text{MV}\cdot\text{A}$)	
	传统	新型	传统	新型	传统	新型
0.45	0.7	1.2	7.10	4.98	6.98	4.91
0.63	0.8	2.2	4.57	1.65	4.15	3.40
0.80	1.1	0.6	7.45	3.20	7.40	3.42

大,接近变流器的容量设计值。由此验证了上文的推导,新型补偿系统中的有源器件最小设计容量比传统补偿系统的设计容量低 31.2%,采用新型补偿系统的同相供电方案可以大幅降低采购成本。

6 结论

为解决电气化铁路中电能质量有源器件的容量问题,本文基于 V/V 变压器同相供电系统提出一种采用 HPQC 的新型补偿系统;详细地分析了新型补偿系统的结构及补偿原理,同时与传统补偿系统在有源器件的最小容量设计方面进行对比分析。当负载的功率因数大于 0.866 时,新型补偿系统中的有源设备容量要小于传统补偿系统。在此基础上,结合铁路机车负荷具有随机波动的特点,对新型补偿系统中的无源器件和有源器件的容量参数进行了优化分析。提出对新型补偿系统的控制策略,并通过仿真验证了其补偿效果及节容能力的有效性。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 张鑫,江全元. 基于 V/V 接线变压器的铁路功率调节器容量配置和能量优化补偿策略[J]. 电力自动化设备,2014,34(1): 102-108.
ZHANG Xin,JIANG Quanyuan. Capacity configuration of V/V transformer-based railway power conditioner and optimal energy compensation strategy[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(1):102-108.
- [2] 李世军,罗隆福,胡斯佳,等. 采用积分线性二次控制的电铁负序控制系统[J]. 电工技术学报,2017,32(10):273-282.
LI Shijun,LUO Longfu,HU Sijia,et al. An integrator associated linear quadratic controller based electrical railway negative sequence component control system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2017,32(10):273-282.
- [3] 张志文,王丹,胡斯佳,等. 一种混合型电气化铁道电能质量综合治理系统及其容量分析[J]. 电力自动化设备,2014,34(12):89-94.
ZHANG Zhiwen,WANG Dan,HU Sijia,et al. Hybrid railway power quality improvement system and its power capacity analysis[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(12):89-94.
- [4] 李群湛,贺建闽. 牵引供电系统分析[M]. 成都:西南交通大学出版社,2007:4-34.
- [5] 王果,常文寰,Claus Leth Bak,等. 基于无谐波检测和选择性谐波补偿原理的组合式同相供电系统控制策略[J]. 电力自动化设备,2017,37(12):130-137.
WANG Guo,CHANG Wenhuan,Claus Leth Bak,et al. Control strategy for combined co-phase power supply system based on theory of control without harmonic detection and selective harmonic compensation[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(12):130-137.
- [6] CHEN Minwu,LI Qunzhan,WEI Guang,et al. Optimized design and performance evaluation of new cophase traction power supply system[C]//2009 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference. Wuhan,China;IEEE,2009:1-6.
- [7] SHU Zeliang,XIE Shaofeng,LI Qunzhan. Singlephase back-to-back converter for active power balancing,reactive power compensation, and harmonic filtering in traction power system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2011,26(2):334-343.
- [8] 黄小红,李群湛. 基于模块化多电平和组合式变压器的高速铁路同相牵引供电系统[J]. 高电压技术,2016,42(1):97-104.
HUANG Xiaohong,LI Qunzhan. Co-phase traction power supply system of high speed railway based on modular multilevel converter and combined connection transformer[J]. High Voltage Engineering,2016,42(1):97-104.
- [9] 夏焰坤,李群湛,解绍锋. 高速和重载电气化铁路 V 型接线牵引变压器负序补偿研究[J]. 电力自动化设备,2014,34(2):73-78.
XIA Yankun,LI Qunzhan,XIE Shaofeng. Negative sequence compensation of high-speed and heavy-haul electric railroad with V-connection transformer[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(2):73-78.
- [10] LAO K W,DAI N,LIU W G,et al. Hybrid power quality compensator with minimum DC operation voltage design for high-speed traction power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2013,28(4):2024-2036.
- [11] 张晨萌,陈柏超,袁佳歆. 基于 V/V 牵引变压器的同相供电系统电能质量混合补偿研究[J]. 电工技术学报,2015,30(12):496-504.
ZHANG Chenmeng,CHEN Baichao,YUAN Jiaxin. Research on a hybrid compensation system for V/V co-phase railway power supply system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2015,30(12):496-504.
- [12] HU Sijia,ZHANG Zhiwen,LI Yong,et al. A new railway power flow control system coupled with asymmetric double LC branches[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2015,30(10):5484-5498.
- [13] 林海雪. 电力系统的三相不平衡讲座 第六讲 改善三相不平衡的措施(上)[J]. 供用电,1998,15(4):51-54.
- [14] 欧阳帆,周有庆,高乐,等. 基于平衡变压器的三相-单相对称供电条件研究及参数匹配[J]. 中国电机工程学报,2008,28(13):158-162.
OUYANG Fan,ZHOU Youqing,GAO Le,et al. Research and parameter analysis on symmetric condition of three-phase to single-phase power supply method based on balance transformer[J]. Proceedings of the CSEE,2008,28(13):158-162.
- [15] 陈民武,宫衍圣,李群湛,等. 电气化铁路电能质量评估及新型控制方案研究[J]. 铁道学报,2012,40(16):141-146.
CHEN Minwu,GONG Yansheng,LI Qunzhan,et al. Assessment of power quality of electrified railway and the research on the new control scheme[J]. Journal of the China Railway Society,2012,40(16):141-146.
- [16] 王实山,吴命利,薛蛟. SS_{4B} 型与 HX_{D2} 型电力机车电气负荷性能对比分析[J]. 机车电传动,2014(3):57-61.
WANG Shishan,WU Mingli,XUE Jiao. Comparison of electrical load performance between SS_{4B} and HX_{D2} electric locomotive[J]. Electric Drive for Locomotives,2014(3):57-61.

作者简介:



罗隆福

罗隆福(1962—),男,湖南常德人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为交直流电能变换及其装备制造、电气化铁道电力系统电能质量分析与控制(E-mail:llf@hnu.edu.cn);

周颖启(1992—),男,浙江宁波人,硕士研究生,主要研究方向为电气化铁道电力系统电能质量分析与控制(E-mail:1585297299@qq.com)。

A new compensation system for V/v co-phase traction power supply

LUO Longfu¹, ZHOU Yingqi¹, ZOU Jinhai²

(1. College of Electrical and Information Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. Zhuzhou National Engineering Research Center of Converter Technology, Zhuzhou 412001, China)

Abstract: In order to effectively and economically solve the power quality problems in V/v co-phase traction power supply system, a compensation system based on HPQC (Hybrid Power Quality Compensator) under the new topology is proposed. Compared with the compensation system under the traditional topology, the HPQC under the new topology has more significant capacity-saving characteristics. The parameters of passive components (LC, L) and active components (converters) in HPQC are designed according to the intermittent railway demands. Moreover, the control strategy of HPQC under the new compensation system is analyzed, in which the requirement of the system compensation can be satisfied.

Key words: co-phase traction power supply system; compensation system; hybrid power quality compensator; power quality; power capacity analysis

.....

(上接第 66 页 continued from page 66)

Joint operation model of wind-storage system based on two-stage robust interval optimization

ZHANG Liudong¹, YUAN Yubo¹, SUN Dayan^{2,3}, YUAN Xiaodong¹, LI Qiang¹, SU Dawei³

(1. Electric Power Research Institute of State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 211103, China;

2. College of Energy and Electrical Engineering, Hohai University, Nanjing 211100, China;

3. State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 210024, China)

Abstract: In order to comprehensively and accurately take into account the uncertainty and accommodation ability of wind power and consider both the economy and reliability of system operation, the discrete decisive variables of conventional generator and ESS (Energy Storage System) are introduced into the robust interval economic dispatching model with an optimizable wind power uncertain interval, and a double-level robust interval unit commitment model is established for joint operation of wind-storage system. The invalid dual transform caused by coupling relation between the discrete and continuous variables in the calculation process makes the model hard to be solved, for which a two-stage iterative solution method based on Benders decomposition is proposed. Simulation analysis shows that the proposed model can consider the impact of uncertainty and accommodation ability of wind power on economy and reliability of system operation more comprehensively when determining the joint operation mode of wind-storage system.

Key words: wind power generation; energy storage system; robust interval optimization; unit commitment; Benders decomposition

附录

表 A1 仿真参数

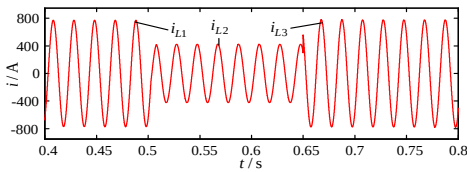
Table A1 Simulation parameters

参 数	数 值
传统补偿系统 α 侧变流器 LC 参数	6.6mH, 61.407 μ F
传统补偿系统 β 侧变流器 L 参数	136.7mH
传统补偿系统 α 侧、 β 侧变流器容量	7.7MVA
新型补偿系统 α 侧变流器 L 参数	227.6mH
新型补偿系统 β 侧变流器 LC 参数	7.3mF, 55.5 μ F
新型补偿系统 α 侧、 β 侧变流器容量	5.3MVA
隔离变压器变比	27.5:27.5
变流器直流侧电容 C 参数	20mF
变流器直流侧电压	39kV

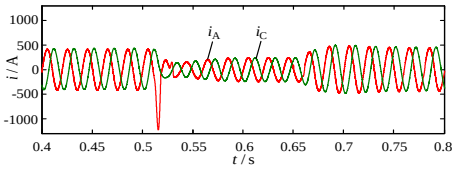
表 A2 负载电流仿真参数

Table A2 Simulation parameters of load current

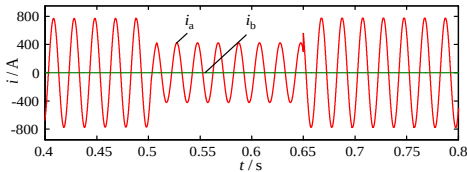
负载电流	有效值/A	$\cos(\varphi_L)$	作用时间/s
i_{L1}	545.9	0.9221	0~0.5
i_{L2}	250	0.964	0.5~0.65
i_{L3}	549.3	0.976	0.65~0.9



(a)负载电流



(b)主变一次侧电流



(c)牵引供电臂电流

图 A1 无补偿系统投入时系统波形

Fig.A1 System waveforms without compensation system