

文章编号:1674-2974(2016)04-0089-09

一种适用于高速电气化铁路的混合型功率 调节系统及其容量分析*

许加柱^{1†}, 李平¹, 胡斯佳¹, 董欣晓¹, 周冠东², 陈跃辉²

(1. 湖南大学 国家电能变换与控制工程技术中心, 湖南 长沙 410082; 2. 湖南省电力公司, 湖南 长沙 410007)

摘要:随着交流电力机车的广泛使用,牵引网负序和过分相问题日益突出,采用配置铁路功率调节器(railway power conditioner, RPC)的同相供电系统是一种可行方案.为了提高该方案中功率调节系统的性价比,本文提出了一种适用于同相供电系统的新型混合铁路功率调节器(hybrid RPC, HRPC).与传统RPC相比,该系统变流器的端口电压更低,从而大幅降低了有源部分的容量.文章详细描述了系统的拓扑结构、补偿原理,给出了关键参数的设计方法,并对HRPC的容量进行了系统分析.研究表明,在完成相同补偿任务的前提下,所提HRPC变流系统的容量将比传统RPC降低46%~50%.所得结论通过仿真得到了验证.

关键词:高速电气化铁道;负序;混合式补偿;铁路功率调节器

中图分类号:TM401

文献标识码:A

A Hybrid Power Conditioner for High-speed Electric Railway and Its Power Capacity Analysis

XU Jia-zhu^{1†}, LI Ping¹, HU Si-jia¹, DONG Xin-xiao¹, ZHOU Guan-dong², CHEN Yue-hui²

(1. National Electric Power Conversion and Control Engineering Technology Research Center, Hunan Univ, Changsha, Hunan 410082, China; 2. Hunan Electric Power Company, Changsha, Hunan 410007, China)

Abstract: With wide application of AC drive electric locomotives in railway networks, the negative sequence current and neutral section increase significantly, and the co-phase power supply system with Railway Power Conditioner (RPC) is an effective solution. In order to increase its cost performance, a new Hybrid Railway Power Conditioner (HRPC) for co-phase was proposed. Compared with the traditional RPC, HRPC is much lower than RPC in operation voltage, so its capacity of active part decreases significantly. This paper analyzed its topology, compensation principle and operation voltage of its active part. The design of its key parameter was given. The results prove that HRPC is lower by 46%~50% than that of RPC in completing similar compensational tasks through simulation.

Key words: high-speed electric railway; negative sequence; hybrid compensation; railway power conditioner

* 收稿日期:2015-01-29

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51477046,51477044), National Natural Science Foundation of China(51477046,51477044)

作者简介:许加柱(1980-),男,湖南长沙人,湖南大学副教授,博士

† 通讯联系人, E-mail: xujiazhu@126.com

$\ll I_{\alpha Hq}, I_{\beta Hp} \ll I_{\beta Hq}$, 特别地, 当负荷功率因数为 1 时, $I_{\alpha Hp} = I_{\beta Hp} = 0$ (图 3), 变流器只需补偿无功功率; 而传统 RPC 除需补偿两相无功之外, 还需必须补偿 0.5 倍两相有功之差 (图 2 中 ΔI_p , 具体可见文献[3]). 相同负荷电流 I_L 下, HRPC 和 RPC 需补偿的有功电流 ΔI_p 如图 3 所示 (图中 λ 为负荷功率因数).

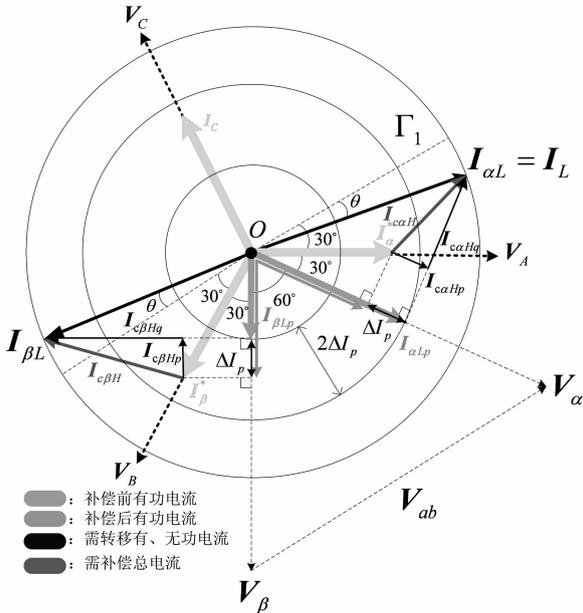


图 2 HRPC 的补偿原理

Fig. 2 The compensation principle of HRPC

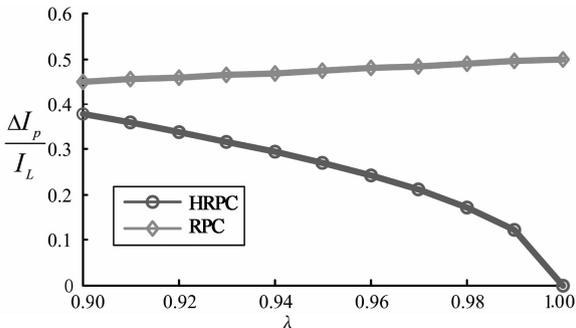


图 3 HRPC 与 RPC 补偿的有功电流与 λ 的关系

Fig. 3 The curves of $\Delta I_p / I_L(\lambda)$ of HRPC and RPC

由图 3 可以看出, 负荷功率因数越高, HRPC 转移的有功电流越小, 故无功电流占补偿电流的比例随 λ 的增大不断增大, 这些无功中的大部可由 L 或 LC 耦合支路承担 (注: 图 2 显示 HRPC 中 α 相补偿感性无功, β 相补偿容性无功), 这是 HRPC 有源部分的容量能大幅低于传统 RPC 的主要原因.

2 端口电压特性分析

参照图 1~2 可得 HRPC 和 RPC 的端口电压

相量图如图 4 所示 (RPC 的端口电压相量图可参阅[3,19-20]). 从图 4 可以观察到, HRPC 变流器的端口电压 $V_{\alpha H}, V_{\beta H}$ 均低于馈线电压, 而传统 RPC α 相变流器端口电压 V_{α} 高于馈线电压 V_{α} (RPC α 相需补偿容性无功).

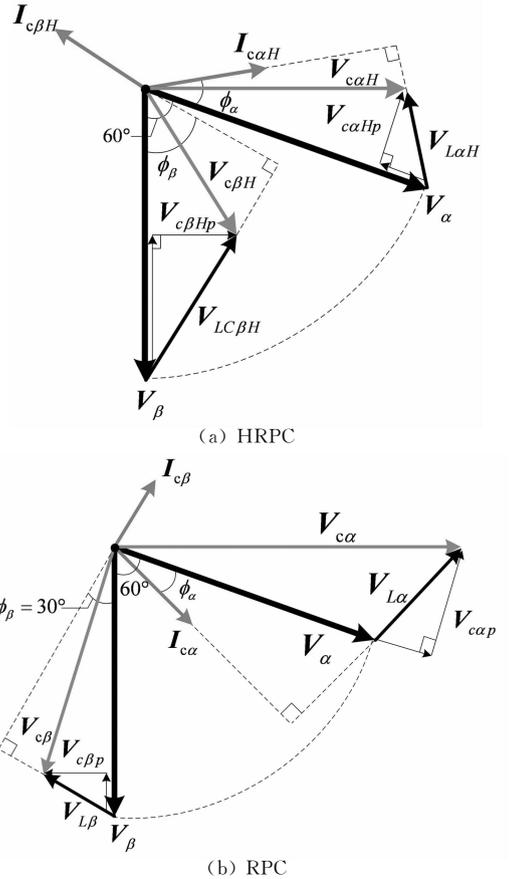


图 4 HRPC 和 RPC 端口电压相量图

Fig. 4 Operation voltage phasor diagram of HRPC and RPC

产生这一现象的物理本质是, HRPC 的 α, β 相需分别补偿感和容性无功, 而设置在 α, β 相的 L 耦合支路和 LC 耦合支路 (基波下呈容性) 能代替变流器分担部分补偿任务. 对于 RPC, α, β 相需分别补偿容性和感性无功[3,20], 其 β 相的 L 耦合支路能分担部分补偿任务 (故 $V_{\beta} < V_{\beta}$), 但 α 相的 L 耦合支路非但不能补偿容性无功还要发出感性无功, 变流器需首先抵消该支路的感性无功, 才能发出系统所需要的容性无功, 故 $V_{\alpha H} > V_{\alpha}$.

由图 4 并结合图 1~2 容易得到 HRPC 和 RPC 变流器端口电压 $V_{\alpha H}, V_{\beta H}, V_{\alpha}, V_{\beta}$ 可分别表示为:

$$\begin{cases} V_{\alpha H} = \sqrt{(V_{\alpha} + I_{\alpha Hq} X_{L\alpha H})^2 + (I_{\alpha Hp} X_{L\alpha H})^2} \\ V_{\beta H} = \sqrt{(V_{\beta} + I_{\beta Hq} X_{L\beta H})^2 + (I_{\beta Hp} X_{L\beta H})^2} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} V_{\alpha} = \sqrt{(V_a + I_{\alpha q} X_{L\alpha})^2 + (I_{\alpha p} X_{L\alpha})^2} \\ V_{\beta} = \sqrt{(V_{\beta} + I_{\beta q} X_{LC\beta})^2 + (I_{\beta p} X_{LC\beta})^2} \end{cases} \quad (2)$$

其中,下标“p”,“q”分别表示各变量的有功、无功分量.

以 $V_B = V_N = V_a = V_{\beta}, I_B = I_L$ 为基值,将式(1)~(2)化成标么值,可得 HRPC 和 RPC 变流器端口电压 ($V_{\alpha(H)-pu}, V_{\beta(H)-pu}$) 与耦合支路电抗 ($X_{L\alpha(H)-pu}, X_{L(C)\beta(H)-pu}$) 的关系如图 5 所示(下标“pu”表示标么值).

如图 5(a)所示,对于 α 相,RPC 中 V_{α} 随耦合支路电抗线性增大,且其值大于 1;而 HRPC 在不同功率因数下均存在一个最优阻抗使 $V_{\alpha H}$ 小于 1(图 5 中圆点),其在 $\lambda=0.95, \lambda=0.98$ 时仅是 V_a 的 0.57 和 0.35 倍.图 5(b)显示 HRPC 和 RPC 的 β 相在不同功率因数下均存在最优耦合电抗使 β 相变流器端口电压最低,但当 $\lambda=0.95$ 和 0.98 时,HRPC 的最低变流器端口电压仅分别为 V_{β} 的 0.26 和 0.36 倍,其值大幅低于 RPC 的变流器端口电压.

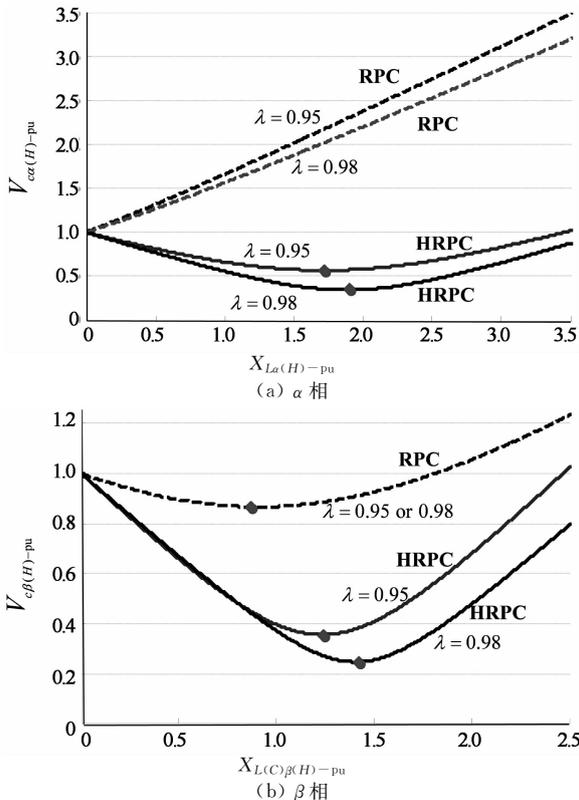


图 5 HRPC 与 RPC 变流器端口电压与耦合电抗的关系

Fig. 5 The relationship between converters' operating voltage with the coupling reactance

综上所述,通过精心设计 HRPC LC 和 L 耦合支路的电抗,可使其变流器两相端口电压(或直流侧电压)大幅低于 RPC,这样变流器的开关损耗、输出

电流质量、及容量(或成本)都会低于 RPC,而系统的可靠性则相应提高^[13].耦合支路的具体设计方法及变流器容量分析将在下一节详细论述.

3 HRPC 参数设计及容量分析

3.1 参数设计

由于 α, β 相的设计类似,本文只对 α 相进行讨论.

由图 4(a)可知,当 $V_{\alpha H} \perp V_{L\alpha H}$ (或 $V_{\alpha H} // I_{\alpha H}$) 时 $V_{\alpha H}$ 达到其最小值.此时 L 耦合支路电抗 $X_{L\alpha H}$ 须满足如下条件:

$$X_{L\alpha H} = \frac{V_a \sin \varphi_{\alpha}}{I_{\alpha H}} \quad (3)$$

其中:

$$\varphi_{\alpha} = \tan^{-1} \left(\frac{I_{\alpha Hq}}{I_{\alpha Hp}} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{2\lambda}{3\sqrt{1-\lambda^2}} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right), \quad (4)$$

$$I_{\alpha H} = \sqrt{I_{\alpha Hp}^2 + I_{\alpha Hq}^2} = I_L = \underbrace{\sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 - \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}}}_{\epsilon} \quad (5)$$

当 $\lambda \in [0.95, 1]$ 时,二者均随 λ 增大而增大.

由式(3)~(5)可知, $X_{L\alpha H}$ 与负载电流的幅值和功率因数有关,由于机车负载 I_L 具有波动性,需综合考虑 $I_{\alpha}, \phi_{\alpha}$ 的选择.具体可通过图 6 加以说明.

图 6 为负载电流幅值和功率因素变化时,端口电压的动态相量图,其中 $I_{\alpha H1}, I_{\alpha H2}, I_{\alpha H3}$ 为 $\lambda = \lambda_{\min}$ 时 α 相的补偿电流, $I_{\alpha H4}, I_{\alpha H5}$ 为 $\lambda > \lambda_{\min}$ 时 α 相的补偿电流.与上述补偿电流相对应的负载电流满足: $I_{L4} = I_{L1} < I_{L2} < I_{L3} = I_{L5}$ (注:以上变量中,下标阿拉伯数字相同的互为对应,该命名规律适用于下文).

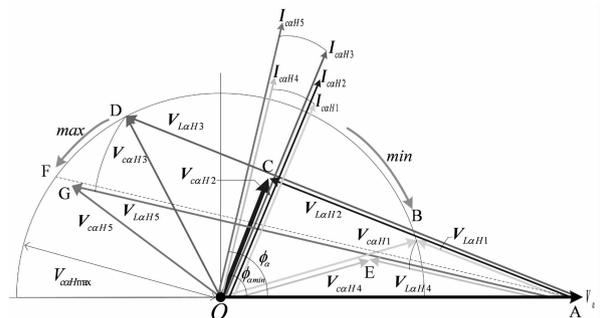


图 6 负载变化时 α 相变流器端口电压相量图
Fig. 6 Phase- α 's phasor diagram in the condition of load variation

情形 1 λ 不变(但小于 1), I_L 变化.

此时 $I_{\alpha H1}, I_{\alpha H2}, I_{\alpha H3}$ 所对应之 ϕ_α 均为 $\phi_{\alpha \min}$ (图 6), 且它们满足: $I_{\alpha H1} < I_{\alpha H2} < I_{\alpha H3}$. 另外, 参照图 6 还可知: $V_{LaH1} > V_{LaH2} > V_{LaH3}$, 且 $V_{\alpha H1} > V_{\alpha H2}$, $V_{\alpha H3} > V_{\alpha H2}$. 显然, 该情形下变流器端口电压最大值 $V_{\alpha H \max}$ 需由 $V_{\alpha H1}, V_{\alpha H3}$ 确定.

情形 2 I_L 不变, $\lambda > \lambda_{\min}$.

由图 6 可知 $\phi_{\alpha \min}$ 变至 ϕ_α , 系统轻载时, 该工况下的补偿电流为 $I_{\alpha H4}$, 由式(5)知, 此时 $I_{\alpha H4} > I_{\alpha H1}$ ($I_{\alpha H1}$ 为情形 1 中的轻载补偿电流). 当 $I_{\alpha H1} \rightarrow I_{\alpha H4}$ 时, $V_{\alpha H1} > V_{\alpha H4}$ (即图 6 中 $AE > AB$); 系统重载时, 该工况下的补偿电流为 $I_{\alpha H5}$, 同理, $I_{\alpha H5} > I_{\alpha H2}$.

由图 6 知:

$$|AD| = \frac{2\sin\varphi_{\alpha \min}}{1+k} |OA|, \quad (6)$$

$$|AF| = \left[\sqrt{\cos^2\varphi_{\alpha \min} + \left(\frac{1-k}{1+k}\right)^2 \sin^2\varphi_{\alpha \min} - \cos^2\varphi_\alpha + \sin\varphi_\alpha} \right] |OA|. \quad (7)$$

其中: $k = I_{L \max} / I_{L \min}$.

令:

$$f(\lambda, k) = \frac{|AD|}{|AF|} - \frac{\epsilon(\lambda_{\min})}{\epsilon(\lambda)}, \lambda \in [0.95, 1];$$

$$k \in [0, 1]. \quad (8)$$

$f(\lambda, k)$ 的三维图像如图 7 所示. 由图 7 可知, 当 $\lambda \in [0.95, 1], k \in [0, 1]$ 时, $f(\lambda, k) \leq 0$ 恒成立, 即 $|AD|/|AF| \leq \epsilon(\lambda_{\min})/\epsilon(\lambda)$, 所以 $|AG| < |AF|$, 故点 G 落在以端口电压 $V_{\alpha H \max}$ 为半径的圆 O 内, 即 $V_{\alpha H5} < V_{\alpha H3}$. 在此情况下端口电压最大值 $V_{\alpha H \max}$ 任由 $V_{\alpha H1}$ 和 $V_{\alpha H3}$ 确定.

综上所述, 只要变流器端口电压能满足负载电流在最低功率因数 BD 段的波动, 则系统在其他功率因数和负载电流情况下均能满足补偿要求. 故考虑负荷波动情况下, 式(3)应进一步修正为:

$$X_{LaH} = \omega L_{\alpha H} = \frac{V_\alpha \sin\varphi_{\alpha \min}}{I_{\text{opt}}}. \quad (9)$$

其中:

$$I_{\text{opt}} = \frac{1+k}{2} \epsilon(\lambda_{\min}) I_{L \max}. \quad (10)$$

它为当 $\lambda = \lambda_{\min}$ 时, α 相变流器最低端口电压对应的补偿电流.

按此设计, α 相变流器端口电压将会在 $|OC| \sim |OD|$ 之间变化, 即:

$$V_{\alpha H} \in \left[V_\alpha \sin\varphi_{\alpha \min}, V_\alpha \sqrt{\cos^2\varphi_{\alpha \min} + \left(\frac{1-k}{1+k}\right)^2 \sin^2\varphi_{\alpha \min}} \right]. \quad (11)$$

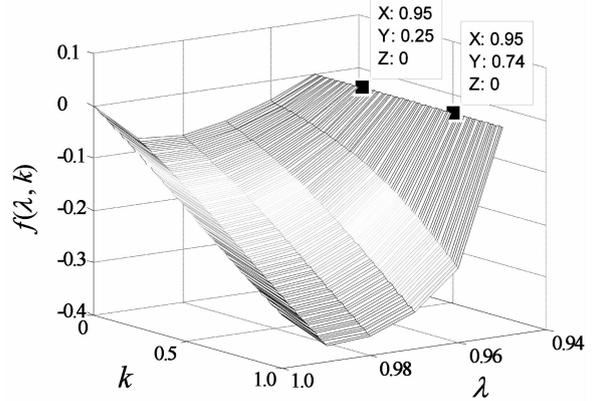


图 7 $f(\lambda, k)$ 曲面

Fig. 7 The surface of $f(\lambda, k)$

按照 α 相参数的设计方法, 同理可得 β 相耦合支路阻抗为:

$$X_{L\beta H} = \frac{1}{\omega C_{\beta H}} - \omega L_{\beta H} = \frac{2V_\beta \sin\varphi_{\beta \min}}{\epsilon_{\min}(1+k)I_{L \max}}. \quad (12)$$

其中, $\varphi_{\beta \min}$ 为 $I_{\beta H}$ 与 V_β 之间的夹角, ϵ_{\min} 为 β 相最小的补偿因子, 它们满足:

$$\varphi_{\beta \min} = \varphi_\beta \Big|_{\lambda=\lambda_{\min}} = \tan^{-1} \left(\frac{2\lambda}{3\sqrt{1-\lambda^2}} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \Big|_{\lambda=\lambda_{\min}}. \quad (13)$$

$$\epsilon'_{\min} = \epsilon' \Big|_{\lambda=\lambda_{\min}} = \sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 + \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}} \Big|_{\lambda=\lambda_{\min}}. \quad (14)$$

式(12)中电感和电容可通过图 8 灵活选择(注:图 8 是以 $k=0.4, \lambda_{\min}=0.95, I_{L \max}=600$ A 所绘制的). 从图 6 可以看出, α 相变流器端口电压大于 β 相, 由于 α 相和 β 相共用直流侧电容, 故直流侧电压 V_{dcH} 应由端口电压较高的 α 相变流器来决定, 参照式(11)有:

$$V_{dcH} \geq V_\alpha \sqrt{2\cos^2\varphi_{\alpha \min} + 2\left(\frac{1-k}{1+k}\right)^2 \sin^2\varphi_{\alpha \min}}. \quad (15)$$

取 $\lambda_{\min}=0.95, k=0.4$ (k 一般在 $0.3 \sim 0.5$ 之间变化^[10]), 由式(15)可得 $V_{dcH}=0.94V_\alpha$.

对于 RPC, 由式(2)易得其直流侧电压为:

$$V_{dc} \geq V_\alpha \sqrt{2 + 2(\epsilon' X_{L\alpha-pu})^2 + 4\epsilon' X_{L\alpha-pu} \sin\varphi_{\alpha \max}}. \quad (16)$$

其中:

$$\epsilon = \sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 + \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}}, \quad (17)$$

$$\varphi_{\alpha\max} = \tan^{-1}\left(\frac{I_{\alpha\alpha q}}{I_{\alpha\beta p}}\right)\Big|_{\lambda=\lambda_{\min}} = \tan^{-1}\left(\frac{2\sqrt{1-\lambda^2}}{\lambda} + \frac{1}{\sqrt{3}}\right)\Big|_{\lambda=\lambda_{\min}}. \quad (18)$$

当 RPC 的单边补偿容量达 5~17 MW 时,其耦合电感一般在 15~25 Ω 间取值^[21],若取 17.27 Ω,将其代入式(16)~(18)可得 RPC 的直流侧电压为 1.75V_a。显然 HRPC 直压相比 RPC 降低了 47.3%,变流器的容量大为降低。

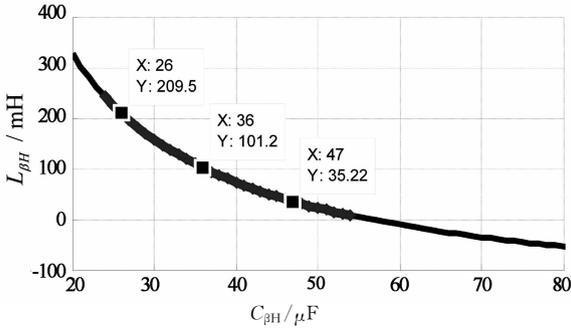


图 8 HRPCβ相耦合支路参数设计曲线
Fig. 8 The designing curve of C_{βH} and L_{βH}

3.2 容量分析

由式(3)~(18)并结合图 2 和图 4 可得 HRPC 和 RPC 变流器的设计容量 S_{HRPC}, S_{RPC} 分别为:

$$S_{HRPC} = V_{dcH} (I_{\alpha H} + I_{\beta H}) = I_L V_a \sqrt{2 \cos^2 \varphi_{\alpha\min} + 2 \left(\frac{1-k}{1+k}\right)^2 \sin^2 \varphi_{\alpha\min} \cdot \left(\sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 - \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}} + \sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 + \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}}\right)}. \quad (19)$$

$$S_{RPC} = V_{dc} (I_{\alpha} + I_{\beta}) = I_L V_a \sqrt{2 + 2(\epsilon X_{La-pu})^2 + 4\epsilon X_{La-pu} \sin \varphi_{\alpha\max}} \cdot \left(\frac{\lambda}{\sqrt{3}} + \sqrt{1 - \frac{2}{3}\lambda^2 + \frac{\lambda\sqrt{1-\lambda^2}}{\sqrt{3}}}\right). \quad (20)$$

取 λ_{min}=0.95, k=0.4, I_B=I_{Lmax}, V_B=V_a 可得 HRPC 和 RPC 容量标么值 S_{HRPC-pu}, S_{RPC-pu} 与 λ 的关系如图 9 所示。

从图 9 可以看出, HRPC 的变流器设计容量大幅低于 RPC。具体而言,当 λ=0.95 时,HRPC 的容量为 RPC 容量的 50.7%;当 λ=0.99 时,HRPC 容

量为 RPC 的 51.2%, λ=1 时,HRPC 的容量较 RPC 也降低了 46.4%。故 HRPC 的节容效果明显。

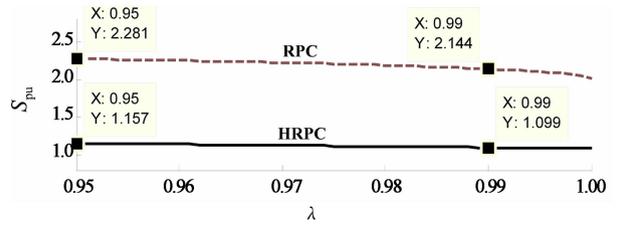


图 9 容量与功率因数曲线
Fig. 9 The relationship curve of capacity and power factor

4 仿真分析

为了验证所提 HRPC 的正确性,参照图 1,搭建了 HRPC 和 RPC 的仿真模型。T₁, T₂ 的变比为 110 kV/27.5 kV,机车负荷的视在功率为 16.5 MVA (最大值), k=0.4, λ=0.95 (最小值), RPC 耦合支路阻抗设定为 17.27 Ω。HRPC 和 RPC 的其他参数如表 1 所示。

表 1 仿真参数
Tab. 1 Simulation parameters

参数	RPC	HRPC
α 相补偿臂电感	55 mH	0.36 H
β 相补偿臂电感	55 mH	35.22 mH
β 相补偿臂电容	0	47 μF
直流侧电容	20 mF	20 mF
电容电压的给定值	48 kV	26 kV

图 10 是机车负载功率为 16.5 MVA (最大值) 功率因数为 0.95 (最小值) 时, HRPC 和 RPC 投入前后网侧三相电流、主变二次侧电流和直流侧电压波形图。图 11 为与之对应的网侧电流不平衡度和功率因数曲线。从图 10~11 可以看出,投入 HRPC 和 RPC 后,电流不平衡度均由 100% 降到了 1% 以下,三相功率因数接近 1,电能质量均得到了明显的提高,直流侧电压 V_{dcH}, V_{dc} 均稳定在给定值 26 kV 和 48 kV 附近。HRPC 和 RPC 在相同负荷条件下具有满意的补偿效果。另外,从图 11 可知,稳定后 HRPC 直流侧电压仅为 RPC 的 54%,这与理论分析值基本吻合,也验证了本文所提参数设计方法的正确性。另外,直流侧电压的降低减少了有源部分的容量,有利于降低系统成本。

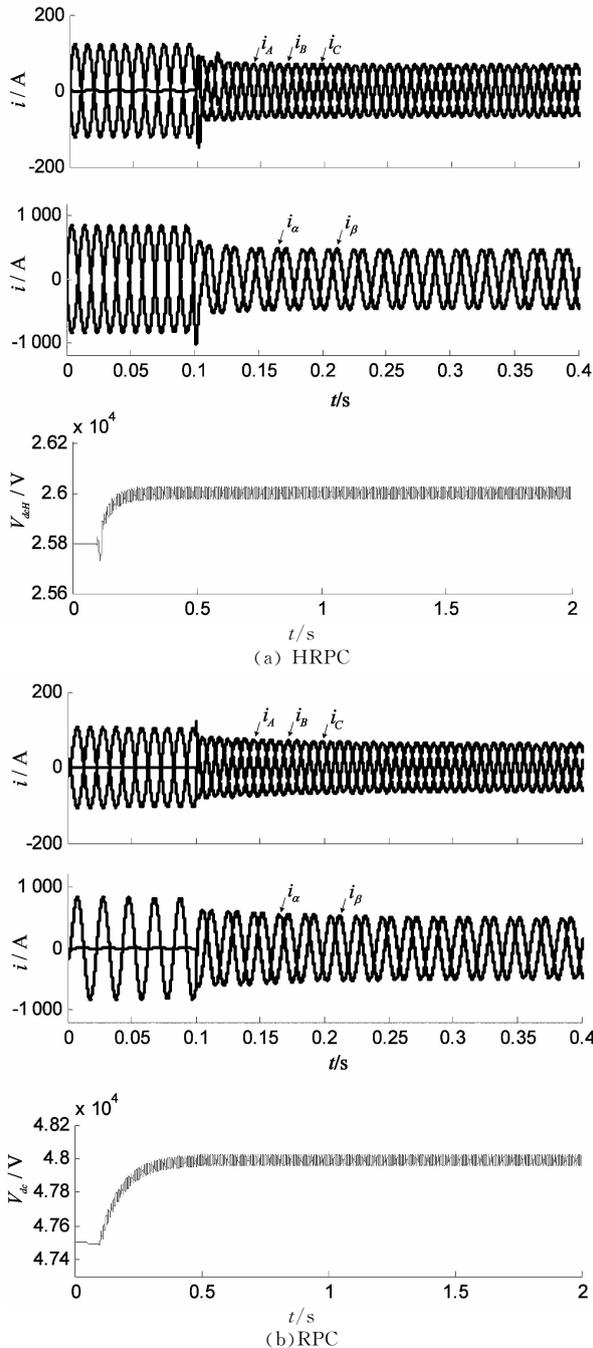
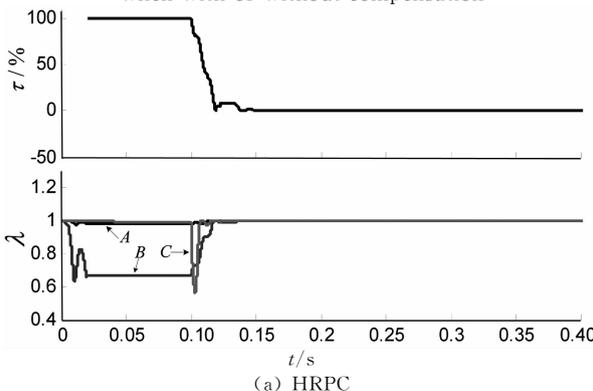
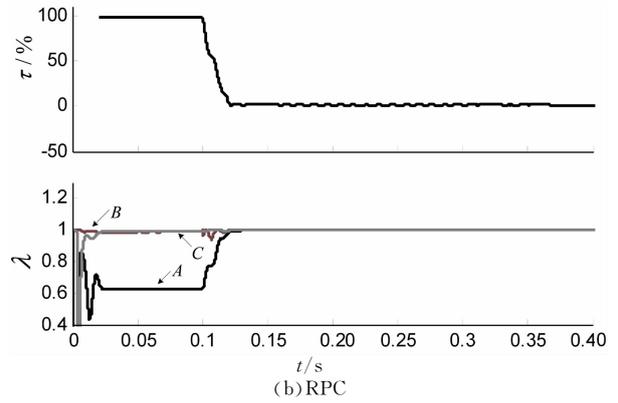


图 10 HRPC 与 RPC 投入前后电流及直流电压波形
Fig. 10 Voltage and current waveforms of HRPC and RPC when with or without compensation



(a) HRPC



(b) RPC

图 11 HRPC 与 RPC 的三相功率因数和电流不平衡度
Fig. 11 The waveforms of power factor and current unbalancing rate of HRPC and RPC

图 12 是在上述条件下,HRPC 和 RPC 变流系统的容量曲线,其中实线为理论计算值,虚线为仿真测量值.由图 12 可知,稳定后 HRPC 变流系统的仿真测量容量为 27.401 MVA,理论计算值为 27.311 MVA;RPC 的仿真测量容量为 54.145 MVA,理论计算值为 54.149 MVA.由此可见 HRPC 有源部分的容量仅为 RPC 有源部分容量的 50.6%,同时,理论计算值和仿真实测值曲线基本吻合(误差小于 5%),这进一步验证了本文容量分析的正确性.

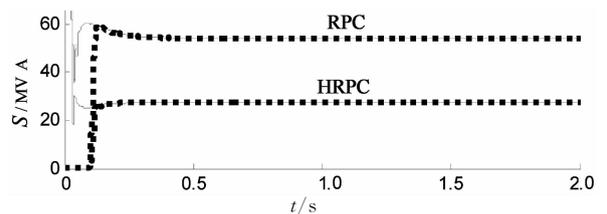


图 12 RPC 与 HRPC 的容量
Fig. 12 Capacity of HRPC and RPC

为了验证负荷变化时 HRPC 的动态性能,选取轻载为 6.6 MVA($\lambda=0.95$),重载为 16.5 MVA($\lambda=1$)机车负荷进行仿真.图 13 显示的是 HRPC 和 RPC 在 0.4 s 负荷由轻载突变为重载时网侧三相电流与直流侧电压的波形.网侧电流经短暂暂态过程又回到了三相对称,过渡过程较为平滑,直流侧电压经短暂的降落后重新回到给定值,这说明 HRPC 和 RPC 具有较好的动态性能.但仔细观察会发现,暂态时 HRPC 直流压的跌落百分比约为 0.4%,而 RPC 却有 1%,这说明相同负荷条件下 HRPC 具有比传统 RPC 更平滑的动态性能.

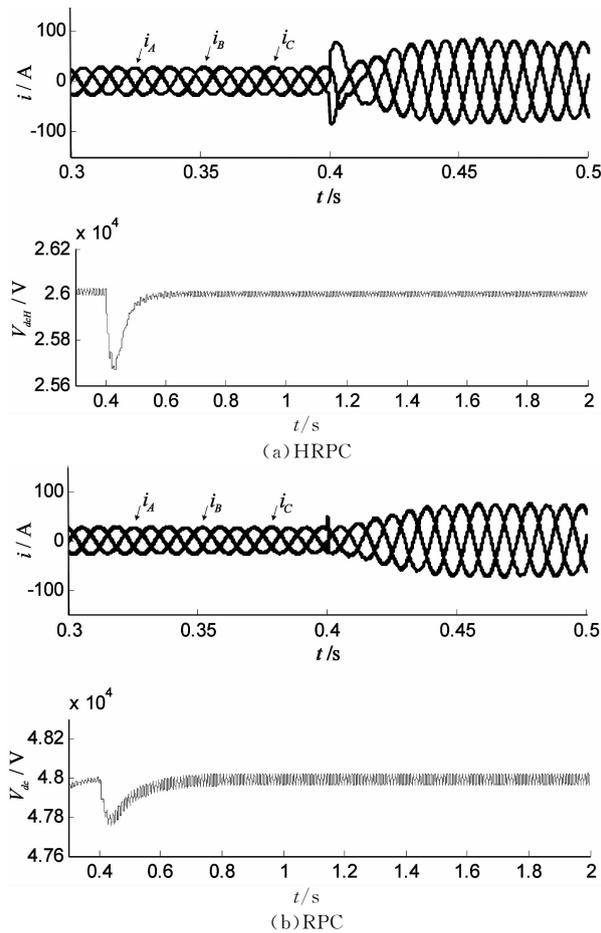


图 13 HRPC 与 RPC 的动态过程电流波形图
Fig. 13 The transient waveforms of HRPC and RPC

图 14 为 HRPC 和 RPC 的直流侧电压减少 18%，负荷在 0.4s 由 9.9 MVA ($\lambda=0.95$) 变为 16.5 MVA ($\lambda=1$) 时的网侧三相电流波形。从图 14 中可以看出，HRPC 在中、重载工况下，补偿性能依然保持良好，而 RPC 电流已经表现出了一定畸变。这说明当直流压进一步降低时，HRPC 仍能获得较好的

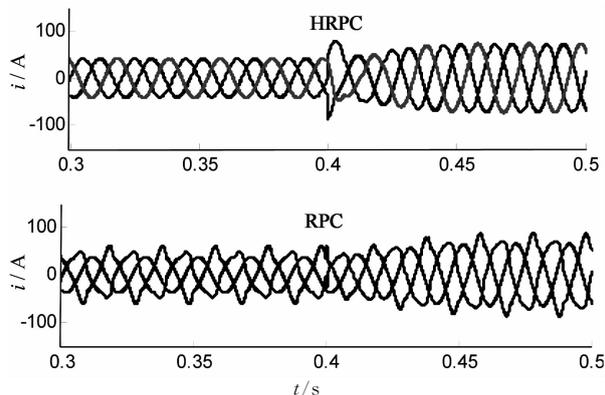


图 14 直流侧电压减少 18% 时，
HRPC 与 RPC 电流波形

Fig. 14 Current waveforms of HRPC and RPC when the dc -link voltages decreased by 18%

补偿能力，但此时的 RPC 却已接近其补偿能力的边缘。这进一步验证了 HRPC 在低直流电压下的良好补偿性能，同时，也验证了参数设计的合理性。

5 结 论

针对高速电气化铁路，本文提出了一种新型混合型功率调节系统，该系统充分挖掘了 V/v 牵引主变和混合型补偿支路的潜能，使得 HRPC 较传统的 RPC 在治理负序时，具有更低的端口电压和补偿容量。文章系统分析了 HRPC 的拓扑结构和补偿原理，给出了耦合支路关键参数的设计方法，并与 RPC 在端口电压和补偿容量进行了详细的对比分析。分析表明，在高速电气化铁路中，HRPC 有源部分的容量比 RPC 降低了 46%~50%。

参考文献

- [1] 韩智玲. 浅析电力机车对牵引网电能质量的影响[J]. 电气传动, 2010, 40(4): 41-42+56.
HAN Zhi-ling. Brief analysis of the effects of locomotive on the quality of electric energy[J]. Electric Drive, 2010, 40(4): 41-42+56. (In Chinese)
- [2] 王兆安, 杨君, 刘进军. 谐波抑制与无功补偿[M]. 北京: 机械工业出版社, 2005: 31-49.
- [3] 吴传平, 罗安, 徐先勇, 等. 采用 V/v 变压器的高速铁路牵引供电系统负序和谐波综合补偿方法[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(16): 111-117.
WU Chuan-ping, LUO An, XU Xian-yong, *et al.* Integrative compensation method of negative phase sequence and harmonic for high-speed railway traction supply system with V/v transformer[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(16): 111-117. (In Chinese)
- [4] 武中, 王志刚, 宋述勇, 等. 电气化铁道牵引变电所对电力系统影响及治理的仿真研究[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(S1): 77-82.
WU Zhong, WANG Zhi-gang, SONG Shu-yong, *et al.* Simulation research on the influence and management of the electrified railway traction substation on power system[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(S1): 77-82. (In Chinese)
- [5] 周方圆, 王卫安. 高速铁路对供电质量的影响及治理措施[J]. 大功率变流技术, 2010(6): 41-45.
ZHOU Fang-yuan, WANG Wei-an. Influence of high-speed railway to power quality and its governance measures[J]. High Power Converter Technology, 2010(6): 41-45. (In Chinese)
- [6] 曾国宏, 郝荣泰. 基于有源滤波器和斯科特变压器的同相牵引

- 供电系统[J]. 北方交通大学学报, 2003, 27(4): 84-90.
- ZENG Guo-hong, HAO Rong-tai. Cophase traction supply system based on active power filter and Scott transformer[J]. Journal of Beijing Jiaotong University, 2003, 27(4): 84-90. (In Chinese)
- [7] 张定华, 桂卫华, 王卫安, 等. 牵引变电所电能质量混合动态治理技术[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(7): 48-55.
- ZHANG Ding-hua, GUI Wei-hua, WANG Wei-an, *et al.* Hybrid dynamic power quality compensation technology for traction substation[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(7): 48-55. (In Chinese)
- [8] 张定华, 桂卫华, 王卫安, 等. 新型电气化铁道电能质量综合补偿系统的研究及工程应用[J]. 电工技术学报, 2009, 24(3): 189-194.
- ZHANG Ding-hua, GUI Wei-hua, WANG Wei-an, *et al.* Study and application of a new power quality combined compensation system for electrified railway[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(3): 189-194. (In Chinese)
- [9] 胡斯佳, 张志文, 李勇, 等. 一种绕组补偿式电气化铁道电能质量控制系统[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(13): 2140-2150.
- HU Si-jia, ZHANG Zhi-wen, LI Yong, *et al.* A winding compensating power quality control system for electrified railway[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(13): 2140-2150. (In Chinese)
- [10] HU S, ZHANG Z, LI Y, *et al.* A new railway power flow control system coupled with asymmetric double LC branches[J]. Power Electronics, IEEE Transactions on, 2015, 30(10): 5484-5498.
- [11] 张志文, 陈明飞, 许加柱, 等. 基于YN₀接线平衡变压器的电气化铁道电能质量综合治理系统[J]. 湖南大学学报: 自然科学版, 2014, 41(8): 54-59.
- ZHANG Zhi-wen, CHEN Ming-fei, XU Jia-zhu, *et al.* A comprehensive improvement system for electric railway power quality based on YN₀-balance transformer[J]. Journal of Hunan University: Natural Sciences, 2014, 41(8): 54-59. (In Chinese)
- [12] UZUKA T, IKEDO S, UEDA K. A static voltage fluctuation compensator for AC electric railway[J]. Power Electronics Specialists Conference, 2004, 3(4): 1869-1873.
- [13] FUJITA H, YAMASAKI T, AKAGI H. A hybrid active filter for damping of harmonic resonance in industrial powersystems[J]. Power Electronics, IEEE Transactions on, 2000, 15(2): 215-222.
- [14] SRIANTHUMRONG S, AKAGI H. A medium-voltage transformerless AC/dc power conversion system consisting of a diode rectifier and a shunt hybrid filter[J]. Industry Applications, IEEE Transactions on, 2003, 39(3): 874-882.
- [15] FUJITA H, AKAGI H. A practical approach to harmonic compensation in power systems-series connection of passive and active filters[J]. Industry Applications, IEEE Transactions on, 1991, 27(6): 1020-1025.
- [16] 洪磊, 陈晓, 陈国柱. 基于重复控制的并联型混合有源滤波器高性能控制策略[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(10): 94-98.
- HONG Lei, CHEN Xiao, CHEN Guo-zhu. High-performance control strategy based on repetitive control for SHAPF[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(10): 94-98. (In Chinese)
- [17] DAI N Y, LAO K W, WONG M C, *et al.* Hybrid power quality conditioner for co-phase power supply system in electrified railway[J]. Power Electronics, IET, 2012, 5(7): 1084-1094.
- [18] 赵伟, 罗安, 曹一家, 等. 三相-两相牵引变电所用无功动态补偿与谐波治理混合系统的研究[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(28): 107-114.
- ZHAO Wei, LUO An, CAO Yi-jia, *et al.* Hybrid var and harmonic dynamic compensator and application to three-two phase traction substation[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(28): 107-114. (In Chinese)
- [19] LUO A, WU C, SHEN J, *et al.* Railway static power conditioners for high-speed train traction power supply systems using three-phase V/V transformers[J]. IEEE Trans, Power Electron, 2011, 26(10): 2844-2856.
- [20] LUO A, MA F, WU C, *et al.* A dual-loop control strategy of railway static power regulator under V/V electric traction system[J]. IEEE Trans, Power Electron, 2011, 26(7): 2079-2091.
- [21] HORITA Y, MORISHIMA N, KAI M, *et al.* Single-phase STATCOM for feeding system of Tokaido Shinkansen[C]// Power Electronics Conference (IPEC), 2010 International. IEEE, 2010: 2165-2170.