第 33卷 第 1期 冶金自动化 Vol.33 No.1
2009年 1月 Metallurgical Industry Automation Jan. 2009

·学术探讨·

GM-AGC的收敛性与稳态特性分析

杨卫东

(北京科技大学 信息工程学院,北京 100083)

摘要:针对广泛应用的 GM-AGC的收敛性问题,采用基于无穷级数的数学分析方法进行了研究,证明了其收敛条件即变刚度系数 K的取值范围与机架刚度及轧件塑性系数的关系。在收敛性证明的基础上建立了 GM-AGC的稳态分析方法,推导了厚度偏差等变量的稳态数值计算公式。给出了等效刚度的物理解释及其数学表达式,证明了 GM-AGC控制算法与变刚度控制算法的稳态同一性。

关键词: GM-AGC;收敛性;稳态分析;稳态同一性
中图分类号: TG334.9 **文献标志码**: A **文章编号**: 1000-7059(2009)01-0052-05

Analysis for convergence and steady-state characteristic of GM-AGC

YANG Wei-dong

(Information Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: The method of mathematics analysis based-on infinite series was used to carry on research towards convergence of widely used GM-AGC, and the convergent condition, that is the range of value of variable stiffness coefficient K, was proved to relate with stiffness coefficient C of stand and plasticity coefficient Q of rolled-piece. Based-on the proof, an analysis method of steady-state characteristic of GM-AGC was built up, and formulas used for the steady-state numerical value calculating of thickness deviation and other variables were deduced. The physical meaning and mathematical express of equivalent stiffness C_E were given, and the steady state identity of GM-AGC and variable stiffness control algorithm was proved.

Key words: GM-AGC; convergence; steady-state analysis; steady-state identity

0 引言

在参考文献[1]中,针对板带钢厚度控制中经典的变刚度控制算法的收敛性和稳态特性进行了证明和推导。对应用更为广泛的另一种压力AGC控制方式即厚度计型 AGC(GM-AGC)同样有必要进行相应的研究。其目的为对 GM-AGC的收敛性进行证明及使其稳态特性的分析定量化,并以此为基础进一步揭示压力 AGC各种控制方式(变刚度控制、GM-AGC、动态设定型 AGC)的内在关系。

GM-AGC包括基本型 GM-AGC和可变刚度型 GM-AGC两类,后者也被称为厚度计型变刚度控制[2]。与 BISRA-AGC和变刚度控制的关系类似,可变刚度型 GM-AGC是基本型 GM-AGC的推广和普遍形式,而基本型 GM-AGC则是可变刚度型 GM-AGC在变刚度系数 $K=1$时的特例。本文的推导是基于可变刚度型 GM-AGC的,但为简洁起见,除特别指出外,术语 GM-AGC将泛指这两种类型。

为回避求取厚度控制系统传递函数时因系统组成与结构的不同所带来的模型不确定性,本文在进行算法收敛性证明和稳态特性分析时采用了代数分析方法。此外,由于理论上为求解收敛条件所采用的分步控制方式和实际控制中所采用的

收稿日期: 2008-06-23;**修改稿收到日期**: 2008-08-14
作者简介:杨卫东(1952-),男,辽宁沈阳人,教授,主要从事带钢连轧计算机控制的研究工作。

周期控制方式的差异[1],除动态特性不同外,在分步控制前提下所求得的收敛区间(即使控制算法收敛的变刚度系数 K的取值范围)的左边界(振荡发散的临界点)通常也相当保守,但对真正具有实际意义的右边界(单调发散的临界点),两种方式则保持一致。从稳态特性分析的角度,亦可以证明采用分步和周期两种控制方式所得结果相同。因此,下述推导将基于分步控制方式进行。

1　GM-AGC的基本算法

根据弹跳方程,在 GM-AGC中,对应基准工作点 (S_0, P_0)的实际厚度 h_0 和计算厚度 h_0^* 为:

$$\begin{cases} h_0 = S_0 + \dfrac{P_0}{C} \\ h_0^* = S_0 + K\dfrac{P_0}{C} \end{cases} \tag{1}$$

对应当前工作点 (S, P)的实际厚度 h和计算厚度 h^* 为:

$$\begin{cases} h = S + \dfrac{P}{C} \\ h^* = S + K\dfrac{P}{C} \end{cases} \tag{2}$$

式中, S_0, P_0 分别为对应基准或锁定工作点的辊缝和轧制压力; S, P分别为对应当前实际工作点的辊缝和轧制压力; C为机架刚度。

在点 (S, P)处,实际厚差 Δh和计算厚差 Δh^* 的定义和表达式分别为:

$$\begin{cases} \Delta h = h - h_0 = (S - S_0) + \dfrac{P - P_0}{C} = \Delta S + \dfrac{\Delta P}{C} \\ \Delta h^* = h^* - h_0^* = (S - S_0) + K\dfrac{P - P_0}{C} = \Delta S + K\dfrac{\Delta P}{C} \end{cases} \tag{3}$$

式中, ΔS, ΔP为相对于基准工作点 (S_0, P_0)的辊缝和轧制压力增量。

依据上述, GM-AGC的控制算法可写为:

$$\begin{cases} \Delta S = S - S_0 \\ \Delta P = P - P_0 \\ \Delta h^* = \Delta S + K\dfrac{\Delta P}{C} \\ \delta S^* = -\Delta h^* \dfrac{C + Q}{C} \\ S^* = S + \delta S^* \end{cases} \tag{4}$$

式中, Q为轧件塑性系数; δS^* 为辊缝给定修正量; S^* 为辊缝给定值。为避免混淆,本文里前缀符号"Δ"表示变量相对于基准点值的增量,而"δ"则表示一个控制循环的增量。

必须指出, GM-AGC事实上是以计算厚度 h^* 为被控量、以 h_0^* 为控制目标值并力图使 $\Delta h^* \to 0$ 的反馈控制系统。 h_0 则是 GM-AGC中实际厚度 h 的期望目标值,但通常不能确知。在 GM-AGC执行过程中,实际厚度 h偏离目标值 h_0 的程度不仅依赖于 h^* 的控制精度,也取决于 h和 h^* 的关系,且实际厚度 h和计算厚度 h^* 的控制效果只在 $K = 1$且无参数误差和测量误差的理想情况下等价。

2　GM-AGC的收敛性

GM-AGC的收敛性证明步骤如下。

(1)假定在 $t = t_0$ 时刻之前轧制处于零厚差的稳定状态,工作点为 (S_0, P_0)。在 $t = t_0$ 时刻,轧件产生初始扰动 ΔP_0,实际初始厚差为 $\Delta h_0 = \dfrac{\Delta P_0}{C}$,计算初始厚差为 $\Delta h_0^* = K\dfrac{\Delta P_0}{C}$,而因尚未开始进行压下调整故 $\Delta S_0 = 0$。针对 Δh_0^*, GM-AGC所给出的辊缝给定增量和辊缝给定分别为:

$$\delta S_0^* = -\Delta h_0^* \frac{C + Q}{C}$$

$$S_0^* = S_0 + \delta S_0^*$$

(2)在 $t = t_1$ 时刻, δS_0^* 调整完成,此时实际辊缝和辊缝增量分别为:

$$S_1 = S_0 + \delta S_0^*$$

$$\delta S_1 = S_1 - S_0 = \delta S_0^* = -\Delta h_0^* \frac{C + Q}{C}$$

δS_1 所产生的实际厚度变化量为:

$$\delta h_1 = \delta S_1 \frac{C}{C + Q} = -\Delta h_0^* \frac{C + Q}{C} \cdot \frac{C}{C + Q} = -\Delta h_0^*$$

相应的压力增量为:

$$\delta P_1 = -\delta h_1 \cdot Q = \Delta h_0^* \cdot Q$$

计算厚差为:

$$\Delta h_1^* = \Delta S_1 + K\frac{\Delta P_1}{C} = (\Delta S_0 + \delta S_1) + \frac{K}{C}(\Delta P_0 + \delta P_1) = -\Delta h_0^* \frac{C + Q}{C} + \frac{K}{C}\left(\Delta h_0^* \frac{C}{K} + \Delta h_0^* \cdot Q\right) = \Delta h_0^* \frac{(K - 1)Q}{C}$$

针对 Δh_1^*, GM-AGC所给出的辊缝给定增量和辊缝给定分别为:

$$\delta S_1^* = -\Delta h_1^* \frac{C + Q}{C} = -\Delta h_0^* \frac{(K - 1)Q}{C} \cdot$$

$$\frac{C+Q}{C}$$

$$S_1^* = S_1 + \delta S_1^*$$

(3)在 $t = t_2$ 时刻,δS_1^* 调整完成,此时实际辊缝和辊缝增量分别为:

$$S_2 = S_1 + \delta S_1^*$$

$$\delta S_2 = S_2 - S_1 = \delta S_1^* = -\Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C} \cdot \frac{C+Q}{C}$$

δS_2 所产生的实际厚度变化量为

$$\delta h_2 = \delta S_2 \frac{C}{C+Q} = -\Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C}$$

相应的压力增量为

$$\delta P_2 = -\delta h_2 \cdot Q = \Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C} \cdot Q$$

计算厚差为

$$\Delta h_2^* = \Delta S_2 + K\frac{\Delta P_2}{C} = (\Delta S_0 + \delta S_1 + \delta S_2) + \frac{K}{C}(\Delta P_0 + \delta P_1 + \delta P_2) = \Delta h_1^* + (\delta S_2 + \frac{K}{C}\delta P_2) = \Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C} + \left[-\Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C} \cdot \frac{C+Q}{C} + \frac{K}{C} \cdot \Delta h_0^* \frac{(K-1)Q}{C} \cdot Q\right] = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^2$$

针对 Δh_2^*,GM-AGC所给出的辊缝给定增量和辊缝给定分别为:

$$\delta S_2^* = -\Delta h_2^* \frac{C+Q}{C} = -\Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^2 \cdot \frac{C+Q}{C}$$

$$S_2^* = S_2 + \delta S_2^*$$

(4)根据上述步骤,采用数学归纳法证明当第 n 步调整完成时计算厚差 Δh_n^* 为:

$$\Delta h_n^* = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^n \quad (5)$$

证明:假设当 $t = t_{n-1}$ 时刻第 $(n-1)$ 步调整完成时,计算厚差 Δh_{n-1}^* 为

$$\Delta h_{n-1}^* = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1}$$

则 GM-AGC针对 Δh_{n-1}^* 所给出的辊缝给定增量为

$$\delta S_{n-1}^* = -\Delta h_{n-1}^* \frac{C+Q}{C} = -\Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot \frac{C+Q}{C}$$

当 $t = t_n$ 时刻第 n 步调整完成即 δS_{n-1}^* 完全实现时,实际辊缝增量为

$$\delta S_n = \delta S_{n-1}^* = -\Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot \frac{C+Q}{C} \quad (6)$$

δS_n 所产生的实际厚度变化量为

$$\delta h_n = \delta S_n \frac{C}{C+Q} = -\Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \quad (7)$$

相应的压力增量为

$$\delta P_n = -\delta h_n \cdot Q = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot Q \quad (8)$$

计算厚差为

$$\Delta h_n^* = \Delta S_n + K\frac{\Delta P_n}{C} = (\Delta S_0 + \delta S_1 + \cdots + \delta S_{n-1} + \delta S_n) + \frac{K}{C}(\Delta P_0 + \delta P_1 + \cdots + \delta P_{n-1} + \delta P_n) = \Delta h_{n-1}^* + (\delta S_n + \frac{K}{C}\delta P_n) = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} - \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot \frac{C+Q}{C} + \frac{KQ}{C} \cdot \Delta h_0^* \cdot \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} = \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^n$$

因此式(5)得证。又已知该式在 $n = 1$ 时成立,故由数学归纳法可证明式(5)对 $n = 1, 2, \cdots$ 均成立,相应导出的其他通项表达式(6)、(7)、(8)亦自然成立。

进一步可求得 GM-AGC给出的辊缝给定增量的通项表达式为:

$$\delta S_n^* = -\Delta h_n^* \frac{C+Q}{C} = -\Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^n \cdot \frac{C+Q}{C} \quad (9)$$

显然,数列 $\{\delta S_n\}$、$\{\delta h_n\}$、$\{\delta P_n\}$、$\{\Delta h_n^*\}$、$\{\delta S_n^*\}$ 均为等比数列,其公比均为:

$$q = \frac{(K-1)Q}{C}$$

如果 GM-AGC是收敛的,则 $n \to \infty$ 时由上述各等比数列构成的无穷级数都应存在极限,且极

限存在的充分必要条件是 $|q| < 1$,即:

$$\left|\frac{(K-1)Q}{C}\right| < 1 \text{ 或 } |K-1| < \frac{C}{Q} \tag{10}$$

根据 $(K-1)$是否大于零,不等式(10)的解可分两步确定:

(1) 如果 $(K-1) \geq 0$,即 $K \geq 1$,则有 $|K-1| = K-1$,解为 $K < \frac{C+Q}{Q}$;

(2) 如果 $(K-1) < 0$,即 $K < 1$,则有 $|K-1| = 1-K$,解为 $K > \frac{Q-C}{Q}$。

即:在分步控制方式下,当 K值位于以 1为中心、以$\frac{C}{Q}$为半径的开区间内时, GM-AGC是收敛的,$\left(\frac{Q-C}{Q}, \frac{C+Q}{Q}\right)$为其收敛域。

对比文献[1]所给结果可以看到, GM-AGC和变刚度控制的收敛域右边界相同,即都为$\frac{C+Q}{Q}$,而且可以证明周期控制方式下收敛域右边界仍然保持该值不变。超出这个边界即 $K \geq \frac{C+Q}{Q}$时,这两种压力 AGC均单调发散。差别在于决定是否产生发散振荡的收敛域左边界。在分步控制方式下,GM-AGC和变刚度控制的左边界分别为 $K = \frac{Q-C}{Q}$和 $K = -\frac{C+Q}{Q}$,前者的收敛域宽度比后者恒定小 2,因此 K的可选择范围明显变小。需强调指出的是,在这两种压力 AGC的实际周期方式控制过程中,振荡发散因反馈系统的及时抑制而并不易发生,但单调发散现象却都可能出现且必须加以避免,因此收敛域的右边界将是关注的焦点。

3 GM-AGC的稳态特性分析

与变刚度控制的稳态特性分析类似,根据收敛性分析中所给出的通项公式(5)～(9),可以求得 GM-AGC的稳态特性计算公式。

考察辊缝增量数列$\{\delta S_i\}$。由式(6)可知,其首项为 $\delta S_1 = -\Delta h_0^* \frac{C+Q}{C}$,第 n项为 $\delta S_n = -\Delta h_0^* \cdot \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot \frac{C+Q}{C}$。由无穷等比级数前 n项和公式[1],并通过求极限的方法,可得总的辊缝变化量(相对于 S_0点)为:

$$\Delta S_\Sigma = \lim_{n\to\infty} \frac{-\Delta h_0^* \frac{C+Q}{C} + \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^{n-1} \cdot \frac{C+Q}{C} \cdot \frac{(K-1)Q}{C}}{1 - \frac{(K-1)Q}{C}} = -\Delta h_0^* \frac{C+Q}{C-(K-1)Q} =$$

$$-\Delta P_0 \frac{K}{C} \cdot \frac{C+Q}{C+(1-K)Q} \tag{11}$$

ΔS_Σ所产生的厚度变化量为:

$$\Delta h_s = \Delta S_\Sigma \frac{C}{C+Q} = -\Delta P_0 \frac{K}{C} \cdot \frac{C+Q}{C+(1-K)Q} \cdot \frac{C}{C+Q} = -\Delta P_0 \frac{K}{C+(1-K)Q}$$

总的厚度变化量(亦即实际厚差)为:

$$\Delta h_\Sigma = \Delta h_0 + \Delta h_s = \frac{\Delta P_0}{C} - \Delta P_0 \frac{K}{C+(1-K)Q} = \Delta P_0 \left[\frac{1}{C} - \frac{K}{C+(1-K)Q}\right] \tag{12}$$

ΔS_Σ所产生的轧制力变化量为:

$$\Delta P_s = -\Delta h_s \cdot Q = \Delta P_0 \frac{KQ}{C+(1-K)Q}$$

总的轧制力变化量(相对于 P_0点)为:

$$\Delta P_\Sigma = \Delta P_0 + \Delta P_s = \Delta P_0 + \Delta P_0 \frac{KQ}{C+(1-K)Q} = \Delta P_0 \left[1 + \frac{KQ}{C+(1+K)Q}\right] \tag{13}$$

而稳态计算厚差则为:

$$\lim_{n\to\infty} \Delta h_n^* = \lim_{n\to\infty} \Delta h_0^* \left[\frac{(K-1)Q}{C}\right]^n = 0 \tag{14}$$

从式(11)～(13)可以看到, GM-AGC的稳态特性和文献[1]所给变刚度控制的稳态特性相同,即在同样的初始轧件扰动 ΔP_0和变刚度系数 K下,各有关变量的稳态数值一致。

4 GM-AGC的等效刚度

定义 GM-AGC的等效刚度为 $C_E = \frac{\Delta P_\Sigma}{\Delta h_\Sigma}$,将式(12)、(13)代入此定义式,有:

$$C_E = \frac{C}{1-K} \tag{15}$$

换句话说,当等效刚度以式(15)形式出现时,其物理意义一定如其定义式所示。从另一角度来看,在 GM-AGC中对任何给定工作点$(\Delta S, \Delta P)$,根据式(3),可求得 Δh^*和 Δh的关系为:

$$\Delta h = \Delta h^* + \Delta P \frac{1 - K}{C} \tag{16}$$

因 GM-AGC进入稳态时必有 $\Delta h^* = 0$,代入式(16)可推得:

$$\frac{\Delta P}{\Delta h} = \frac{C}{1 - K} \tag{17}$$

注意到此时 $\Delta P = \Delta P_{\Sigma}$, $\Delta h = \Delta h_{\Sigma}$,因此式(17)和式(15)一致。

由此也可得出结论:在定义和概念相同的条件下, GM-AGC和变刚度控制的等效刚度表达式一致,且 K相同时它们的等效刚度也相等。

5 GM-AGC的收敛性及稳态特性与机架刚度误差影响的关系

5.1 GM-AGC收敛性与伪正反馈现象的关系

在参考文献[3]中已经证明,当机架计算刚度 C^*满足不等式时 $C^* \leq \frac{CQ}{C+Q}$时, GM-AGC将发生伪正反馈现象,即厚度控制发散。下面来考察这种由机架刚度误差所导致的伪正反馈现象与 GM-AGC收敛性的关系。

在 GM-AGC的实现中,由于真实的机架刚度 C难以确知而只能以计算刚度 C^*代替,因此测量用弹跳方程将表示为:

$$h^* = S + \frac{P}{C^*} \tag{18}$$

如果以乘性误差的形式来表示真实机架刚度 C与其计算值 C^*的关系,即:

$$C = K \cdot G^* \qquad (K \neq 1)$$

则式(18)可写成:

$$h^* = S + K\frac{P}{C}$$

与可变刚度型 GM-AGC所用弹跳方程形式一致。它意味着机架刚度存在误差时的基本型 GM-AGC等价于变刚度系数 $K \neq 1$时的可变刚度型 GM-AGC,因此可以从变刚度控制的观点来研究机架刚度误差的影响及有关现象。依据 GM-AGC的收敛条件,当 $K \geq \frac{C+Q}{Q}$时被控量厚度将是不收敛的。将 $K = \frac{C}{C^*}$代入此不等式,有 $\frac{C}{C^*} \geq \frac{C+Q}{Q}$,亦即 $C^* \leq \frac{CQ}{C+Q}$,显然这正是 GM-AGC发生伪正反馈现象的充分必要条件。它说明:伪正反馈现象的实质是变刚度系数 K超出 GM-AGC收敛域右边界而造成了厚度单调发散。

5.2 GM-AGC稳态特性与机架刚度误差所导致厚差的关系

在参考文献[4]中已经证明,当计算刚度 C^*存在误差 $\delta C = C^* - C$时, GM-AGC的稳态厚差为

$$\Delta h = \frac{\Delta P \cdot \delta C}{C^2 + C \cdot \delta C} \tag{19}$$

式中, ΔP为稳态轧制压力相对于基准压力的增量; Δh为稳态厚差。

已知机架刚度存在误差时的基本型 GM-AGC与变刚度系数 $K \neq 1$的可变刚度型 GM-AGC等价,并注意到机架刚度的加性误差和乘性误差表达式分别为 $C^* = C + \delta C$和 $C^* = C/K$,即 $C + \delta C = C/K$,故可求得等效变刚度系数 K为:

$$K = \frac{C}{C + \delta C} \tag{20}$$

即计算刚度为 $C^* = C + \delta C$的基本型 GM-AGC与变刚度系数为 $K = \frac{C}{C+\delta C}$的可变刚度型 GM-AGC等价。将式(20)代入 GM-AGC的等效刚度公式(15),有:

$$\Delta h = \frac{\Delta P}{C_E} = \frac{\Delta P(1 - K)}{C} = \frac{\Delta P\left(1 - \frac{C}{C+\delta C}\right)}{C} = \frac{\Delta P \cdot \delta C}{C^2 + C \cdot \delta C}$$

与式(19)所给结果相同。它说明:因机架刚度误差所导致的 GM-AGC稳态厚差可利用可变刚度型 GM-AGC的稳态厚差公式求解,两种计算方法等效。

6 结论

(1) GM-AGC和变刚度控制的收敛域右边界相同且都为 $\frac{C+Q}{Q}$,当变刚度系数 $K \geq \frac{C+Q}{Q}$时,这两种压力 AGC均单调发散。

(2) GM-AGC的稳态特性和变刚度控制的稳态特性完全相同。

(3) GM-AGC和变刚度控制的等效刚度表达式一致,变刚度系数 K相同时其等效刚度也相等。

(4)机架刚度存在误差时 GM-AGC的稳态厚差及伪正反馈现象,可依据可变刚度型 GM-AGC的收敛性和稳态特性理论进行定量和定性研究,其分析结果完全一致。而对这一类问题和现象的研究,控制算法的收敛性和稳态特性理论更具有

(下转第 68页)

3 滤波与无功补偿效果分析

3.1 有源滤波效果

表 1给出变电所内无源滤波装置和 6 kV电网电流、电压在有源滤波装置投入前后的参数比较,表中各参数为经过互感器转化后的值。

表 1 有源滤波器投入和切除后的比较分析

Table 1 Comparative analysis of APF with the states of devotion and excision

项目	APF投入后	APF切除后
U_1电压畸变率 /%	0.58	4.20
I_1幅值 /A	20	33
I_1电流畸变率 /%	2.9	6.51
I_2幅值 /A	9.3	—
I_3幅值 /A	35.8	56.6

由表 1明显可见,有源滤波器投入后减少了流入无源补偿电容的谐波电流,减轻了无源设备的负担,提高了无源设备的使用寿命。有源滤波投入后 6 kV系统的电流畸变率由原来的不合格(6%~10%)变为合格(3%~4%),电压畸变率由原来的不合格(3%~5%)变为合格(<1%)[4]。有源滤波器的谐波治理效果明显。

3.2 无功补偿效果

供电系统轻载时,功率因数为 0.87 ~ 0.90,投入 FC后为 0.93 ~ 0.95,此时功率因数在设定值范围内, TSC不会投入;系统重载时,功率因数为 0.78 ~ 0.90,投入 FC后为 0.88 ~ 0.90,因功率因数低于设定值范围下限 0.93,因此 TSC投入,投入后功率因数为 0.94 ~0.95。

4 结束语

整套装置已经在内蒙古通辽某铝厂变电所投入近一年时间,运行良好。根据上述分析滤波和无功补偿效果可以看出,这种 APF和 TSC滤波和无功补偿系统能有效地滤除谐波、提高功率因数,从而大大改善配电网的电能质量,为电力系统生产提供绿色能源,大大降低事故发生率,节约电能,达到安全生产的目的。

参考文献:

[1] 杨建宁,曾庆亮,陆新伟,等. 应用于低压大容量冲击负载的 TSC动态无功补偿及谐波滤波系统[J]. 冶金自动化, 2005, 29(6): 37-41.
YANG Jian-ning, ZENG Qing-liang, LU Xin-wei, et al. TSC dynamic reactive power compensation and harmonic filtering device applied to low voltage and large capacity surge load[J]. Metallurgical Industry Automation, 2005, 29(6): 37-41.

[2] 沈龙大,刘天泽,贾庆勇,等. 冶金企业的无功补偿与谐波治理[J]. 电力设备, 2003 (1): 15-17.
SHEN Long-da, LIU Tian-ze, JIA Qing-yong, et al. Reactive power compensation and harmonics harnessing in metallurgical industry[J]. Electrical Equipment, 2003 (1): 15-17.

[3] 王兆安,杨 君,刘进军. 谐波抑制与无功功率补偿[M]. 北京:机械工业出版社, 1998.

[4] 程颢忠,艾 芊,张志刚,等. 电能质量[M]. 北京:清华大学出版社, 2006.

[编辑:夏 宁]

(上接第 56页)

普遍意义。

参考文献:

[1] 杨卫东. 变刚度控制的收敛性与稳态特性分析[J]. 冶金自动化, 2008, 32(3): 43-46.
YANG Wei-dong. Analysis for convergence and steady-state characteristic of variable stiffness control[J]. Metallurgical Industry Automation, 2008, 32(3): 43-46.

[2] 王 君,王国栋. 厚度计型变刚度控制系统研究[J]. 轧钢, 2001, 18(6): 3-5.
WANG Jun, WANG Guo-dong. New gaugemeter type variable stiffness control system[J]. Steel Rolling, 2001, 18(6): 3-5.

[3] 杨卫东. GM-AGC的伪正反馈现象研究[J]. 冶金自动化, 2006, 30(4): 46-48.
YANG Wei-dong. Research on pseudo-positive feedback phenomenon of GM-AGC[J]. Metallurgical Industry Automation, 2006, 30(4): 46-48.

[4] 杨卫东. 基于弹跳方程的 GM-AGC的局限性[J]. 冶金自动化, 2005, 29(4): 59-61.
YANG Wei-dong. Limitations of GM-AGC based on spring equation[J]. Metallurgical Industry Automation, 2005, 29(4): 59-61.

[编辑:沈黎颖]