

发电机间的无功分配，以及高压侧电压控制和有载调压变压器的配合使用等问题。

**关键词** 电压稳定，奇异诱导分岔，高压侧电压控制，励磁控制

## Abstract

Development of modern power systems towards large scale power system, high voltage, and long-distance transmission plays an important role in economical use of energy, but also challenges the power system security. With several widespread system blackouts resulting from voltage collapse throughout the world in recent years, the problem of voltage stability has attracted persistent interests of researchers.

In this dissertation we focus on two aspects: Singularity Induced Bifurcation (SIB) of power system DAE models, and High Side Voltage Control (HSVC), and some conclusion are derived.

A) Based on bifurcation theory, a “single machine-constant power load” power system is studied to discuss the influence of excitation parameters (exciter-gain, excitation limit and voltage control point) on Singularity Induced Bifurcation (SIB).

B) An efficient algorithm is developed to compute the closest direction to Singularity Induced Bifurcation by computing the left eigenvector of the Jacobian matrix of the algebraic part of DAE. To control power loads against this direction helps to keep a system away from SIB.

C) Theoretically describes the effects of High Side Voltage Control (HSVC) on stabilities of a “one generator and one infinite bus” power system by the compensation of transformer impedance and the improvement of system damping. Eigenvalue analysis and step-by-step simulations show that HSVC can improve power system stabilities.

D) Based on a simplified generator model, the eigenvalue analysis is performed on a single machine-constant power load system to study effects of the High Side

Voltage Control (HSVC) on system voltage stabilities.

E) Several problems, such as overvoltage, var sharing between units connected together on a common bus, and cooperation of HSVC and LTC, are also discussed.

**Keywords** Voltage Stability, Singularity Induced Bifurcation(SIB), Eigenvalue, High Side Voltage Control, Excitation Control(HSVC)

# 第1章 绪论

## 1.1 研究背景

电力系统电压稳定问题早在本世纪 40 年代就由苏联学者提出,但受当时电力系统的机组容量、网络规模、电压等级及互联水平的限制,该问题在电力系统中并不突出。进入 70 年代以来,国内外一些大电网连续发生以电压崩溃为特征的电网瓦解事故<sup>[1]</sup>,造成了极大的损失,这才引起了电力系统研究和运行部门的广泛重视。如 1972 年 7 月 27 日我国湖北电网的电压崩溃事故导致全系统瓦解;1978 年 12 月 19 日法国电网的电压崩溃事故导致停电负荷达 29000MW,占当时法国电网总负荷的 75%,停电时间 4—7 小时,少送电量 1.0 亿 kW.h,直接经济损失约二亿美元<sup>[1]</sup>;1987 年 7 月 23 日的东京电网停电事故损失负荷 8168MW<sup>[2]</sup>;美国西部电网 96 年更是连续两次发生电压稳定破坏事故<sup>[3][4]</sup>;2003 年 8 月 14 日美国中西部和东北部以及加拿大的安大略地区发生的停电事故也与电压崩溃有关。

目前,我国电力系统已步入大电网、大机组、超高压、远距离输电时代,随着电力系统的发展及其互联,电压稳定问题也将越来越突出。有关电压稳定问题的研究已成为国内外电力界的热门课题之一,我国新颁布的《电力系统安全稳定导则》中也增加了有关电压稳定分析的内容。因此,在当前,研究电压稳定问题的机理、以及预防电压失稳的控制措施,具有重要的意义。

## 1.2 电压稳定领域研究现状

IEEE 最早给出了电压稳定性、电压崩溃和电压安全性的定义 [5]。提出电压稳定性是指系统维持电压的能力。如果当负荷导纳增大时,负荷功率亦随之增大,并且功率和电压都是可控的,就称系统电压是稳定。

IEEE 的定义主要是从工程的概念上建立的。后来 CIGRE 又给出了基于 Lyapunov 意义下的电压稳定性定义,这套定义使人们更便于应用传统的数学分析手段。

我国在 2001 年新版的电力系统安全稳定导则中,参照 CIGRE 的定义和分类,并结合新近的研究成果,将电压稳定定义为电力系统受到小的或大的扰动后,系统电压能够保持或恢复到允许的范围内,不发生电压崩溃的能力。并指出:电压失稳可表现为静态小扰动失稳、暂态大扰动失稳、大扰动动态失稳、长过程失稳。电压失稳可以发生在正常工况,即电压基本正常的情况下;也可能发生在不正常工况,即母线电压已明显降低的情况下;还可能发生在扰动以后 [5]。

对电压稳定问题的研究大体上可归纳为两类:基于潮流方程的静态电压稳定分析方法,和基于状态方程的动态电压稳定分析方法。目前理论界关于电压稳定问题比较一致的看法是认为电压稳定问题本质上是一个动态稳定问题,它与发电机及其调节系统、负荷、(新型)无功补偿系统和其它电力电子装置、有载调压变压器的抽头调节、直流输电等元件的动态特性有很大关系。但由于目前对电压崩溃的动态机理和各种元件所起的作用的认识还很不充分,也缺乏统一的评价标准,因而目前关于暂态和动态电压稳定的理论、分析模型和方法还很不成熟,距实用化应用还有相当距离。与之相比,在静态电压稳定研究方面,特别是在基于潮流方程的静态分析方面,已取得了基本一致的理论认识,同时建立了相应的评价指标及计算分析方法。这些分析方法中比较实用的主要有灵敏度分析方法、雅可比矩阵奇异值(特征值)分析方法、基于连续潮流计算的裕度指标分析方法等。

### 1.2.1 静态电压稳定

电压稳定静态安全分析方法大都是建立在电力系统潮流方程的基础之上

的<sup>[6]</sup>, 根据潮流方程在系统不同状态下的特性来研究系统的电压稳定性, 常用的方法有裕度指标分析法<sup>[11][12]</sup>、奇异值分析法<sup>[7][8]</sup>、灵敏度分析法<sup>[9]</sup>和潮流多解分析法<sup>[10]</sup>等。目前、国内外在电压稳定静态安全分析领域内的研究工作主要集中在以下几个方面:

### 1、电压稳定机理的研究

电压崩溃机理研究的根本目的是要弄清楚主导电压崩溃发生发展的本质因素, 以及电压稳定问题和电力系统中其它问题的相互关系。由于大部分的电压崩溃事故都有一个时间较长的发展过程, 因此早期很多研究人员从静态的角度研究电压稳定现象的机理, 提出了多种机理解释, 例如 P-V 曲线解释、Q-V 曲线解释、潮流多解解释和基于灵敏度系数的物理概念解释。其实, 上述从静态角度对电压稳定机理研究得到的结论, 其本质都是把潮流 Jacobian 矩阵奇异作为电压稳定极限的判据。80 年代以来, 由于认识到仅从静态角度无法合理地解释电压稳定现象, 研究人员已经将机理研究的重点转向电压稳定动态机理的方向上来, 对负荷的动态特性的研究是当前研究的热点。

### 2、静态安全指标的研究

静态安全指标是电压稳定静态安全分析研究的核心之一。对静态安全指标的要求是: 准确可靠, 能正确反映系统实际的电压稳定程度。现有的静态安全指标大多是以潮流 Jacobian 矩阵奇异作为电压失稳的判据<sup>[6]</sup>, 分析方法也基本上是在静态潮流方程基础之上。从类型上看, 静态安全指标可分为两大类:

(1) 基于当前运行点的状态指标: 这一类指标都是反映了系统邻近崩溃点的某些特征, 通过计算当前运行点的相应量来间接评价系统当前运行状态与稳定极限的邻近程度。例如: 基于系统物理量之间微分关系的灵敏度指标<sup>[26]</sup><sup>-[33]</sup>, 基于潮流方程解个数的潮流多解指标<sup>[10][15][16]</sup>, 以及基于潮流 Jacobian 矩阵的最小奇异值或特征值的指标<sup>[17]-[24]</sup>等。状态指标计算量小, 但一个普

遍的问题是接近稳定极限点时的线性性不好,而且指标数值大小与网络规模、拓扑结构关系很大,临界值确定比较困难。因此实际应用中必须针对不同的系统或系统不同的运行方式进行大量的计算和比较。

(2) 基于过程的裕度指标:这一类指标通常是按照某种过渡过程方式增加负荷直至稳定极限点,得到极限点与基本方式之间的有功、无功和电压的差值,以此来直接判断基本方式与稳定极限的距离。如:连续潮流法,崩溃点法等<sup>[36]-[44]</sup>。裕度指标线性性好,但计算量大,而且要解决求取极限点时潮流不收敛的问题。裕度指标的物理意义明确,研究工作主要集中于极限点的算法上。另外,系统逼近极限的不同方式对裕度指标的影响也必须全面地考虑<sup>[42]</sup>。

值得注意的是,现在有不少学者将两类指标结合起来应用,以克服两者的缺点。例如文献[31]中,利用灵敏度分析计算得到的电压一无功(有功)灵敏度矩阵,不断通过预测—校正来计算系统的无功、有功储备,而文献[21]则通过加重系统负荷,并跟踪各个运行状态的系统最易失稳的几种模态,从而得到系统电压稳定指标。

### 3、安全指标快速算法的研究

适应在线应用的安全指标快速算法也是当前国内外应用研究的重点。状态指标快速算法的研究主要着重于如何充分利用潮流计算已得到的信息,减少计算量。文[48]提出用“摄动法”借助潮流方程求取变量灵敏度,而文[27]则利用潮流收敛时已分解的 Jacobian 矩阵计算指定的变量灵敏度。裕度指标快速算法的研究则主要着重于如何控制负荷增长步长以快速求取极限点以及解决极限点潮流不收敛的问题。这方面比较成熟的算法有 V. Ajjarapu 的连续法<sup>[12]</sup>, C. A. Canizares 的 PoC 法<sup>[37]</sup>等。

### 4、元件模型的研究<sup>[13][14][21]</sup>

在电压稳定静态安全分析中,有三类元件的模型特别重要,也是当前研

究的重点。它们是发电机模型、有载调压变压器模型、负荷模型。

- (1) 在大多数静态指标的计算中,发电机励磁越限通常被处理为 PV 节点转化为 PQ 节点,但这种模型并不能准确地反映出发电机在励磁达到极限时的实际表现,因此有许多学者转而采用更为精确的模型,如发电机容量曲线。
- (2) 目前,电压稳定静态安全分析中的负荷有两种较为常用的模型:二次多项式模型和指数模型。
- (3) 有载调压变压器在方程表达上通常与普通潮流方程的变压器支路方程相同,变压器变比  $k$  通常设为连续调节,作为待求的状态变量,副边电压  $V$  为控制目标。

以上三种模型的精确与否,对静态安全指标的计算结果影响很大。如何使静态安全分析方法采用的模型尽可能准确地模拟元件的实际特性,是当前这一研究领域的重点和难点。

电压稳定静态安全分析理论研究的最终目的是要利用计算信息指导规划和运行。在静态指标计算中,往往同时得到许多有价值的信息,这些信息可以用来识别弱稳区域,确定无功补偿地点,保证关键发电机有足够的无功储备,或者在失稳临近时提供最佳的校正措施,这些实际应用对电力系统的安全稳定运行有重要的意义。然而,由于电压稳定机理还需要进一步的研究,其结果的准确性和有效性还有待于严格的证明。

电力系统电压稳定静态安全分析理论在工程实践中的应用主要包括以下几个方面的内容:

- 1、利用静态安全指标来判断故障前后系统是否稳定及系统当前运行点的稳定程度,提供预警功能;了解当前运行状态的稳定程度,对于规划和运行人员安全合理地安排系统的运行方式极为重要。利用静态安全指标在极限点和当前运行点的差值,可以判断出系统当前运行状态的稳定性如何,所采取的判断指标可以是间接的状态指标,也可以利用直接的裕度指标来判断。

2、估计系统在不同的增长方向上的最大负荷、最大传输容量，从而求出相应的裕度指标。在实际应用中，规划运行人员最关心的是：当前电力系统运行状态离电压稳定极限状态的实际物理距离还有多远，即以  $P$ 、 $Q$ 、 $V$  等物理量表示的电压稳定裕度为多大。通过裕度指标计算，可以为规划运行人员提供这类直观的信息。

3、识别系统的弱稳定节点和弱稳定区域，并确定最佳的补偿点和所需的补偿容量。实际系统中发生的许多电压稳定事故都呈现出这样一个特点：崩溃事故往往是从电网的某一个局部开始发生，然后逐步蔓延至更大的范围乃至全网。因此，通过识别出系统的弱稳节点和弱稳区域，为运行人员采用相应的措施提供有效的指导。而对弱稳节点和弱稳区域进行无功补偿，也往往是提高系统电压稳定性非常有效的措施，通过指标计算可以提供系统中最佳的无功补偿位置从而获得最佳的补偿效果。

4、识别对系统电压稳定性影响最大的关键发电机，并根据计算确定其所需的无功储备容量；在电压失稳的发展过程中，保持足够的动态无功容量，尤其是发电机无功备用容量，对于系统恢复正常状态或减小电压失稳影响的区域是非常关键的。关键发电机与系统的电压稳定性密切相关，在规划和运行中应为这些发电机保留足够的无功备用容量。

5、评价电压稳定控制措施和装置对稳定性的影响，寻求最优的控制方法和控制装置，并在电压失稳临近或发生时提供恰当的校正措施和对策。在电压失稳事故临近时，正确的控制措施是将系统恢复到正常状态的最后保证。由于电压稳定问题的复杂性，仅仅依靠调度人员的经验临时决定控制和校正措施是不可靠的，必须依赖电压稳定分析计算得到的结论采取相应的措施。

### 1.2.2 动态电压稳定

近年来，电压稳定问题的动态本质引起了人们的重视。应用动态方法深

入研究电压稳定问题,对揭示电压崩溃机理,准确计算电压稳定域有重要意义。目前,用于电压稳定分析的动态方法主要有小扰动分析法和暂态电压稳定分析。

### 1.2.2.1 小扰动电压稳定分析

小扰动分析法的主要步骤是,根据模型列出系统微分-代数方程(DAE),在平衡点将 DAE 线性化,消去方程中的非状态变量,得到线性化微分方程,然后根据线性化微分方程雅可比矩阵特征值的实部来判断系统的稳定性。

小扰动分析法数学原理清晰,并且从线性化微分方程雅可比矩阵可以得到很多有价值的信息,比如,根据特征值实部的正负可以判断系统稳定性,根据零特征值对应的左右特征向量可以提取出各变量该失稳模式的参与程度。因而小扰动分析法在解释电压失稳机理,分析系统各动态元件对稳定性的影响上,发挥着重要的作用。

功角稳定和电压稳定是电力系统稳定研究的两个方向,如何区分功角稳定和电压稳定问题也一直受到研究者的重视。小扰动分析法为解决这一问题提供了一种工具。文[6]考虑了发电机及其励磁控制系统、负荷及 OLTC 的动态,提出用最小模特征值和相关系数鉴别功角失稳模式和电压失稳模式的方法,认为电压失稳主要与负荷的动态特性相关。文[50-52]提出了根据系统随负荷变化时,正常平衡点处扩展潮流雅可比矩阵  $A$ 、发电机矩阵  $A_g$  和负荷矩阵  $A_l$  的奇异性变化情况来区分功角失稳和电压失稳的方法。如果  $A_g$  比  $A_l$  更接近于奇异,则认为系统由功角稳定问题所主导,反之则为电压稳定问题主导。

由于小扰动稳定分析方法计算量较大,在目前实际的电力系统稳定分析中较多采用静态方法。因此有必要分析潮流雅可比矩阵的奇异性 and 特征值分

析之间的关系。E.Bompard 最早在[53]中指出, 在满足下面 4 个条件的前提下, 标准潮流方程的雅可比矩阵的奇异性等价于动态系统雅可比矩阵的奇异性: (1) 发电机自动调压器 AVR 的静态偏差为 0; (2) 由于平衡节点发电机的负荷频率响应, 系统静态频率差为 0; (3) 发电机机械和定子损耗忽略不计; (4) 负荷的有功、无功功率和电压无关。文[54]也对这个问题进行了研究, 得到相近的结果。

应用小扰动分析法研究电压稳定问题时, 应该重视模型选取的问题。由于电力系统动态元件相当庞杂, 时间常数从秒到几十分钟不等, 所以研究者往往需要根据具体的研究内容决定模型的选取。而采用不同的模型可能带来完全不同的结论。合理选取模型在研究中就显得尤为重要。

### 1.2.2.2 暂态和中长期电压稳定分析

如前所述, 电力系统动态元件相当庞杂。为准确计算各种动态元件对系统电压稳定性的影响, 有必要进行暂态电压稳定分析和中长期电压稳定分析。

根据研究方法的不同, 暂态电压稳定分析大致可分为时域仿真法和 Lyapunov 直接法两类。

时域仿真法是暂态电压稳定分析最有效的方法。其基本原理和应用与研究暂态稳定的时域仿真法类似。建立描述系统动态行为的微分-代数方程组, 以稳态工况或潮流解为初值, 即可通过积分计算系统的行为。该方法不仅精确, 而且只要能够建立起相应的方程, 就能够详细考虑各种元件的动态特性。但时域仿真速度较慢, 在工程应用中受到一定限制。目前主要用来认识电压崩溃现象的特征, 检验电压失稳机理, 给出预防和校正电压稳定的措施等。

近年来, Lyapunov 直接法在电力系统功角暂态稳定研究中的应用得到很大的发展。主要包括不稳定平衡点法(UEP 方法), 势能界面法(PEBS 方法),

扩展等面积法(EEAC 方法) 和基于主导不稳定平衡点的稳定域边界法(BCU 方法) 等。只要能够建立合适的模型, 直接法同样可以引入到暂态电压稳定的研究中。文[81]构建了一类电力系统的能量函数, 考虑频率和电压变化对负荷的影响, 并近似考虑了负荷的动态特性, 提出了一类与势能界面法类似的暂态能量函数法分析暂态电压稳定问题。目前应用 Lyapunov 直接法的主要研究仍然集中在模型建立方面。

一般认为, 可以将系统的动态过程划分为若干个时间段, 在某时间段内考虑某几类元件的动态过程, 而将其他元件用简化模型描述。比如短时间段内主要考虑发电机及其励磁调节器、SVC、感应电动机动态, 中长期考虑 OLTC, 投切电容器、电压和频率的二次控制等等。中长期电压稳定分析和暂态电压稳定分析的主要区别在于电力系统中一些慢动态的元件和控制, 如 OLTC, 负荷恢复, 电压和频率的二次调整, 锅炉等的影响。从研究方法上, 中长期电压稳定的研究方法主要有准稳态分析方法[55]、时域仿真法。近年来, 也有直接法应用于中长期电压稳定分析的报道。

准稳态分析(QSS)方法的原理是, 对短时间段的动态过程作近似, 用系统平衡点方程(代数方程)来代替微分方程。该方法能够达到较好的精度和速度, 便于在工程实践中运用, 但同时也忽略了对暂态电压失稳的考虑。

时域仿真法仍然是分析中长期电压稳定最精确的工具。在处理中长期电压稳定问题时, 因计算量十分庞大, 有必要采取一些特殊的计算技巧。变步长技术目前已经大量采用, 其思路是系统变化平缓时, 抑制对属于短时段动态行为的计算。但总体而言, 时域仿真法目前仍然存在计算量大, 模型精确度和计算速度难以兼得的问题, 有待于日后解决。

### 1.3 本文工作

本文在介绍现有电压稳定理论的基础上，着重考察和研究了奇异诱导分岔问题，以及提高电压稳定性的发电机高压侧电压控制问题。具体工作内容如下：

第二章在介绍电压稳定静态安全分析方法的详细数学模型的基础上，论述了应用较为广泛的奇异值分析方法、灵敏度分析方法和裕度指标分析方法的理论基础，并探讨了各类指标的等价性。全面阐述了奇异值分析方法、灵敏度分析方法和裕度指标分析方法在工程实践各方面的应用。

第三章介绍了奇异诱导分岔的基本概念和奇异诱导分岔定理。借助一个简单系统算例，着重讨论了系统中某些参数对奇异诱导分岔的影响。提出了在多机系统中提取预防奇异诱导分岔的控制方案。

第四章介绍了发电机高压侧电压控制的基本概念和应用情况的基础上，利用特征值分析等方法论证了高压侧控制对系统功角和电压稳定性的改善效果。讨论了设计和应用高压侧控制应该注意的问题。

## 第2章 电压稳定静态分析

电压稳定静态分析方法基本都是建立在静态潮流方程的基础之上的,不同方法的主要区别在于抓住了潮流方程在极限点附近的不同特征,而各种方法究其本质都是一样的,即以潮流方程的可行解域边界,也就是潮流 Jacobian 矩阵奇异,作为系统电压稳定的极限状态。目前,国内外常用的分析方法分为两大类:一类是基于当前运行状态的状态指标分析方法,主要包括奇异值分析方法、灵敏度分析方法、潮流多解分析方法;另一类是基于过渡过程的裕度指标分析方法,主要指各种不同算法的最大功率法。本章介绍了工程实践中应用较为广泛、判据的数学、物理意义较为明确的奇异值分析方法、灵敏度分析方法和连续潮流算法的理论基础,研究各种分析方法的快速算法,并探讨几种方法的等价性问题。

### 2.1 电力系统基本模型

潮流方程可表示为:

$$F(X, U, a) = 0 \quad (2-1)$$

$$Y = G(X, U, a) \quad (2-2)$$

式(2-1)为节点功率平衡方程,式(2-2)为系统输出方程,根据系统中的物理量在潮流方程中的作用,将这些物理量分为以下四类:

参数变量  $a$ : 包括线路和变压器导纳参数  $G$ 、 $B$  等通常不变化的量等。

状态变量  $X$ : 包括 PQ 节点电压的幅值  $V_L$  及相角  $\theta_L$ 、PV 节点电压的相角  $\theta_g$  等。

控制变量  $U$ : 包括负荷节点的有功功率  $P_L$  和无功功率  $Q_L$ , 发电机节点的有功功率  $P_g$  和电压  $V_g$ , 平衡节点的电压  $V_0$  和相角  $\theta_0$  等。

输出变量  $Y$ : 包括发电机节点的无功功率  $Q_g$ 、平衡节点有功功率  $P_0$  和无功功率  $Q_0$ 、系统有功损耗  $P_{Loss}$  和无功损耗  $Q_{Loss}$  等。

## 1、基本方程<sup>[44]</sup>

设有  $n$  节点系统，其中 PQ 节点数为  $n_L$ ，PV 节点数为  $n_g$ ，则其潮流方程可以表示如下：

节点功率平衡方程：

$$\Delta P_i = P_{is} - P_i = P_{is} - V_i \sum_{j=1}^n V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) = 0 \quad i=1, n-1 \quad (2-3)$$

$$\Delta Q_i = Q_{is} - Q_i = Q_{is} - V_i \sum_{j=1}^n V_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) = 0 \quad i=1, n_L \quad (2-4)$$

式中  $P_{is}$ 、 $Q_{is}$  为节点  $i$  的功率注入量， $G_{ij}$ 、 $B_{ij}$  为节点  $i$  和节点  $j$  之间的互电导和互电纳。

系统输出方程：

$$P_{loss} = P_0 + \sum P_{Gi} + \sum P_{Lj} \quad (2-5)$$

$$Q_{loss} = Q_0 + \sum Q_{Gi} + \sum Q_{Lj}$$

$$P_0 = V_0 \cdot \sum_{j=1}^{n-1} V_j (G_{0j} \cos \delta_{0j} + B_{0j} \sin \delta_{0j}) \quad (2-6)$$

$$Q_0 = V_0 \cdot \sum_{j=1}^{n-1} V_j (G_{0j} \sin \delta_{0j} - B_{0j} \cos \delta_{0j})$$

$$Q_{Gi} = V_i \cdot \sum_{j=1}^n V_j (G_{ij} \sin \delta_{ij} - B_{ij} \cos \delta_{ij})$$

其中： $P_0$ 、 $Q_0$  为平衡节点注入系统的有功功率和无功功率； $Q_{Gi}$  为第  $i$  台发电机注入系统的无功功率； $P_{Gi}$ 、 $P_{Li}$  和  $Q_{Li}$  分别为潮流计算时发电机节点的有功注入、负荷节点给定的有功和无功功率； $P_{Loss}$  和  $Q_{Loss}$  为系统的有功、无功功率损耗。

## 2、Jacobian 矩阵

潮流方程式 (2-1) 是一组非线性方程，对其进行 Taylor 展开，并忽略高阶项得：

$$\Delta F = J \bullet \Delta X = \frac{\partial F}{\partial X} \bullet \Delta X$$

即:

$$\begin{bmatrix} \vdots \\ \Delta P_i \\ \Delta Q_i \\ \vdots \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ddots & & & \\ & \begin{bmatrix} \partial \Delta P_i / \partial \theta_i & \partial \Delta P_i / \partial V_i \\ \partial \Delta Q_i / \partial \theta_i & \partial \Delta Q_i / \partial V_i \end{bmatrix} & & \\ & & \ddots & \\ \ddots & & & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vdots \\ \Delta \theta_i \\ \Delta V_i \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (2-7)$$

其中:

$$H_{ij} = \frac{\partial \Delta P_i}{\partial \theta_j} = \begin{cases} V_i V_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) & i \neq j \\ -V_i^2 B_{ii} - Q_i & i = j \end{cases} \quad i, j = 1, \dots, n-1 \quad (2-8)$$

$$N_{ij} = \frac{\partial \Delta P_i}{\partial V_j} = \begin{cases} V_i (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) & i \neq j \\ V_i G_{ii} + P_i / V_i & i = j \end{cases} \quad i = 1, \dots, n-1 \quad j = 1, \dots, n_L \quad (2-9)$$

$$M_{ij} = \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial \theta_j} = \begin{cases} -V_i V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) & i \neq j \\ -V_i^2 G_{ii} + P_i & i = j \end{cases} \quad i = 1, \dots, n_L \quad j = 1, \dots, n \quad (2-10)$$

$$L_{ij} = \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial V_j} = \begin{cases} V_i (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) & i \neq j \\ -V_i B_{ii} + Q_i / V_i & i = j \end{cases} \quad i, j = 1, \dots, n_L \quad (2-11)$$

## 2.2 奇异值分析法

奇异值分析方法是一种重要的电压稳定静态安全分析方法,其分析理论是建立在对迭代计算收敛后的潮流方程 Jacobian 矩阵进行奇异分解的基础之上的,实质是利用奇异值的大小来度量当前状态下的 Jacobian 矩阵距离奇异有多远,并以此评价系统的电压稳定性。

### 2.2.1 奇异值分析理论

#### 1、奇异值及相关定义<sup>[25]</sup>

(1)  $\forall A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ , A 的奇异值定义为矩阵  $A^T A$  的特征值  $\lambda_i$  (可证明  $\lambda_i \geq 0$ )

的算术平方根  $\delta_i = \sqrt{\lambda_i}$ 。

(2) A 的右奇异向量就是  $A^T A$  的单位右特征向量；

A 的左奇异向量就是  $AA^T$  的单位右特征向量。

## 2、奇异值分解定理

(1) 定理 1 (奇异值分解存在定理)

设  $\forall A \in R^{n \times n}$ , 则存在单位正交矩阵 U 和 V, 使得

$$V^T A U = \begin{bmatrix} \Lambda & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-12)$$

其中:

$\Lambda = \text{diag}(\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_r)$ , 且  $\delta_{\max} = \delta_1 \geq \delta_2 \geq \dots \geq \delta_r = \delta_{\min} \geq 0$  为 A 的奇异值。

V 的列向量  $v_i$  为 A 对应于  $\delta_i$  的左奇异向量,  $i > r$  时为对应于 0 的左奇异向量。

U 的列向量  $u_i$  为 A 对应于  $\delta_i$  的右奇异向量,  $i > r$  时为对应于 0 的右奇异向量。

$u_i, v_i$  均为单位向量, 且任意  $v_i, v_j (i \neq j)$  两两正交,  $u_i, u_j (i \neq j)$  两两正交, 且  $(v_1, v_2, \dots, v_n)$  和  $(u_1, u_2, \dots, u_n)$  均是  $n$  维线性空间的一组基;  $r$  为 A 的秩。

同时, 由上述定理得到矩阵 A 的左、右奇异向量之间的关系:

$$\begin{cases} A v_i = \delta_i u_i & i=1, 2, \dots, r \\ A v_i = 0 & i=r+1, \dots, n \end{cases} \quad (2-13)$$

$$\begin{cases} A^T u_i = \delta_i v_i & i=1, 2, \dots, r \\ A^T u_i = 0 & i=r+1, \dots, n \end{cases} \quad (2-14)$$

(2) 定理 2 (矩阵范数与奇异值的关系)

设  $A \in R^{n \times n}$ , 奇异值为  $\delta_{\max} = \delta_1 \geq \delta_2 \geq \dots \geq \delta_r = \delta_{\min} \geq 0$ , 则有

$$\|A\|_F^2 = \sum_{i=1}^r \delta_i^2 = \delta_1^2 + \delta_2^2 + \dots + \delta_r^2 \quad (2-15)$$

其中,  $\|\cdot\|_F$  表示矩阵 A 的 F 范数。

(3) 定理 3 (矩阵与降秩矩阵最短距离的度量)

设  $E_j = v_j u_j^T \quad j=1,2,\dots,r$ , 则 A 可写为

$$A = \delta_1 E_1 + \delta_2 E_2 + \dots + \delta_r E_r \quad (2-16)$$

若取  $A' = \delta_1 E_1 + \delta_2 E_2 + \dots + \delta_{r-1} E_{r-1}$ , 则在 F 范数意义下,  $A'$  是最接近于 A 的秩为 r-1 的矩阵, 且:

$$\|A - A'\|_F = \delta_r = \delta_{\min} \quad (2-17)$$

因此, 矩阵的最小奇异值  $\delta_{\min}$  表征了矩阵与奇异之间的最短距离。

## 2.2.2 奇异值理论在电压稳定分析中的应用

设静态非线性系统方程:

$$Z = F(X) \quad Z \in \mathbb{R}^{n \times 1} \quad X \in \mathbb{R}^{n \times 1} \quad (2-18)$$

将上式在平衡点  $X_0$  处 Taylor 展开后, 略去高阶项得到:

$$\Delta Z = F_X \cdot \Delta X = J_R \cdot \Delta X \quad J_R \in \mathbb{R}^{n \times n}$$

对  $J_R$  进行奇异值分解, 设  $J_R$  非奇异, 得到:

$$V^T J_R U = \Lambda = \text{diag}(\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_n) \quad (2-19)$$

利用单位正交矩阵性质并将上式代入上述静态非线性系统方程的 Taylor 展开式可得:

$$\begin{aligned} \Delta X &= U \cdot \Lambda^{-1} \cdot V^T \cdot \Delta Z \\ &= \sum_{i=1}^n \frac{u_i \cdot v_i^T}{\delta_i} \cdot \Delta Z \end{aligned} \quad (2-20)$$

因为  $(v_1, v_2, \dots, v_n)$  是 n 维线性空间的一组基, 所以可以设  $\Delta Z = \sum_{i=1}^n \alpha_i \cdot v_i$

( $\|\Delta Z\| = \sum_{i=1}^n \alpha_i^2$ ), 则有:

$$\Delta X = \sum \frac{\alpha_i \cdot u_i}{\delta_i} \quad (2-21)$$

$$\therefore \|\Delta X\|^2 = \sum_{i=1}^n \left| \frac{\alpha_i}{\delta_i} \right|^2 \quad (2-22)$$

由此得到：

- (1) 在 $\|\Delta Z\|$ 相同的情况下，当 $\Delta Z$ 的方向与矩阵最小奇异值的左奇异向量一致时，引起的 $\|\Delta X\|$ 最大，且 $\Delta X$ 的变化方向与相应的右奇异向量一致。
- (2) 若 $J_R$ 奇异，则 $\exists \delta_n=0$ ，不论相应的 $\alpha_n(\neq 0)$ 多小，都会引起状态变量 $X$ 的无限漂移。
- (3) 由于最小奇异值在 $F$ 范数意义上表征了矩阵与奇异之间的最短距离，因此，利用矩阵最小奇异值可以表示当前系统与静态稳定极限之间的最短距离。

将电力系统静态潮流方程代入上述非线性系统方程并进行奇异值分解，可以得到下面的结论：

- (1) 潮流 Jacobian 矩阵的最小奇异值可以表示系统当前运行状态与静态稳定极限状态之间的最短距离。
- (2) 潮流 Jacobian 矩阵的左奇异向量对应于系统最灵敏的功率（ $P$ 、 $Q$ ）注入方向；
- (3) 潮流 Jacobian 矩阵的右奇异向量对应于系统最灵敏的电压、功角（ $V$ 、 $\theta$ ）变化方向；

## 2.3 灵敏度分析法

灵敏度分析方法是以前述潮流方程为基础，从定性物理概念出发，利用系统中某些量的变化关系，即它们之间的微分关系来研究系统的电压稳定性。其分析的理论基础一般是由单机单负荷的简单系统中推出，然后

推广应用于复杂系统。

### 2.3.1 灵敏度指标分类及其物理意义

在实际系统中,当控制变量和参数变量发生微小变化时,系统的状态变量或输出变量都会发生微小变化。用它们之间的微分关系来表示这种变化关系,就称为灵敏度指标。

- (1) 状态变量灵敏度  $\frac{dX}{dU}$
- $\frac{dV_L}{dP_L}$ 、 $\frac{dV_L}{dQ_L}$ , 即负荷节点电压变化与该节点有功、无功需求变化的相互关系。式中  $P_L$ 、 $Q_L$  分别指负荷节点的有功、无功功率,  $V_L$  为负荷节点电压。
  - $\frac{dV_L}{dV_g}$ , 即负荷节点电压变化与发电机节点电压变化的相互关系, 反映了发电机对负荷节点电压的控制性, 式中  $V_g$  为无功未越限的发电机节点电压。
- (2) 输出变量灵敏度  $\frac{dY}{dU}$
- $\frac{dP_{Loss}}{dP_L}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dP_L}$ 、 $\frac{dP_{Loss}}{dQ_L}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dQ_L}$ , 表示系统的总有功(无功)网损变化与各节点有功(无功)负荷变化的相互关系, 式中  $P_{Loss}$ 、 $Q_{Loss}$  为系统有功、无功网损。
- (3) 参数变量灵敏度
- $\frac{dP_{Loss}}{d\alpha}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{d\alpha}$ , 表示系统的有功、无功网损变化与网络元件参数变化的相互关系。

### 2.3.2 灵敏度分析方法的数学模型

#### 1、灵敏度分析基本方程

根据第 2 章对灵敏度的分类和相应的计算公式，可求取不同类型的灵敏度，利用基本方程对控制变量  $U$ 、参数变量  $\alpha$  求全微分得到：

$$\begin{cases} \frac{\partial F}{\partial X} \cdot \frac{dX}{dU} + \frac{\partial F}{\partial U} = 0 \\ \frac{dY}{dU} = \frac{\partial G}{\partial X} \cdot \frac{dX}{dU} + \frac{\partial G}{\partial U} \end{cases} \quad (2-23)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial F}{\partial X} \cdot \frac{dX}{d\alpha} + \frac{\partial F}{\partial \alpha} = 0 \\ \frac{dY}{d\alpha} = \frac{\partial G}{\partial X} \cdot \frac{dX}{d\alpha} + \frac{\partial G}{\partial \alpha} \end{cases} \quad (2-24)$$

其中， $\frac{\partial F}{\partial X}$  即为潮流 Jacobian 矩阵， $\frac{\partial G}{\partial X}$  为输出变量灵敏度和参数变量灵敏度计算中的公用模块； $\frac{\partial F}{\partial U}$ 、 $\frac{\partial G}{\partial U}$ 、 $\frac{\partial F}{\partial \alpha}$ 、 $\frac{\partial G}{\partial \alpha}$  随所求的灵敏度指标而有所不同。

## 2、状态变量灵敏度

根据式 (2-23) 所示，为求取状态变量灵敏度，只需根据控制变量  $U$  求出偏微分  $\frac{\partial F}{\partial U}$ ，再代入修正方程中进行计算即可。

- (1)  $\frac{dV_L}{dP_L}$ 、 $\frac{dV_L}{dQ_L}$ ，即负荷节点电压对节点负荷功率的灵敏度。

取控制变量  $U=[P_j, Q_j]^T$ ， $P_j$ 、 $Q_j$  表示负荷节点  $j$  的有功、无功功率，则偏微分  $\frac{\partial F}{\partial U}$  的表达式如下：

$$\frac{\partial F}{\partial U} = \begin{bmatrix} \vdots \\ \left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial \Delta P_i}{\partial P_j} & \frac{\partial \Delta P_i}{\partial Q_j} \\ \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial P_j} & \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial Q_j} \end{array} \right] \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (2-25)$$

其中：

$$\frac{\partial \Delta P_i}{\partial P_j} = \begin{cases} -1 & i = j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad (2-26)$$

$$\frac{\partial \Delta P_i}{\partial Q_j} = 0 \quad (2-27)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_i}{\partial P_j} = 0 \quad (2-28)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_i}{\partial Q_j} = \begin{cases} -1 & i = j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad (2-29)$$

(2)  $\frac{dV_L}{dV_g}$ , 即负荷节点电压对 PV 节点电压的灵敏度

取控制变量为  $U=[V_j]$ ,  $V_j$  指的是 PV 节点的电压, 则

$$\frac{\partial F}{\partial U} = \begin{bmatrix} \vdots \\ \frac{\partial \Delta P_i}{\partial V_j} \\ \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial V_j} \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (2-30)$$

其中,

$$\begin{cases} \frac{\partial \Delta P_i}{\partial V_j} = \begin{cases} -V_i(G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) & i \neq j \\ -V_i G_{ii} - P_i / V_i & i = j \end{cases} \\ \frac{\partial \Delta Q_i}{\partial V_j} = \begin{cases} -V_i(G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) & i \neq j \\ 0 & i = j \end{cases} \end{cases} \quad (2-31)$$

3、输出变量灵敏度  $\frac{dP_{Loss}}{dP_i}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dP_i}$

在输出变量灵敏度计算方程式 (3-23) 中,  $\frac{dX}{dU}$  可以由状态变量灵敏度计算中得到, 只需求出  $\frac{\partial G}{\partial X}$ 、 $\frac{\partial G}{\partial U}$  即可计算输出变量灵敏度  $\frac{dY}{dU}$ 。取  $U=[P_j, Q_j]^T$ ,  $Y=[P_0, Q_0, Q_i]^T$ ,  $i$  为 PV 节点号, 则  $\frac{\partial G}{\partial X}$  和  $\frac{\partial G}{\partial U}$  的表达式为:

$$\frac{\partial G}{\partial U} = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_0}{\partial P_L} \\ \frac{\partial Q_0}{\partial P_L} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial P_L} \end{bmatrix} = 0 \quad (2-32)$$

$$\frac{\partial G}{\partial X} = \begin{bmatrix} \dots & \begin{bmatrix} \frac{\partial P_0}{\partial \theta_j} & \frac{\partial P_0}{\partial V_j} \end{bmatrix} & \dots \\ \dots & \begin{bmatrix} \frac{\partial Q_0}{\partial \theta_j} & \frac{\partial Q_0}{\partial V_j} \end{bmatrix} & \dots \\ \dots & \begin{bmatrix} \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} & \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} \end{bmatrix} & \dots \end{bmatrix} \quad (2-33)$$

其中：

$$\begin{cases} \frac{\partial P_0}{\partial \theta_j} = V_0 V_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \\ \frac{\partial P_0}{\partial V_j} = V_0 (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \end{cases} \quad (2-34)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial Q_0}{\partial \theta_j} = -V_0 V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \\ \frac{\partial Q_0}{\partial V_j} = V_0 (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \end{cases} \quad (2-35)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} = \begin{cases} -V_i V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) & i \neq j \\ \sum_{j \in i, j \neq i} V_i V_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) & i = j \end{cases} \\ \frac{\partial Q_i}{\partial V_j} = V_i (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \end{cases} \quad (2-36)$$

将上述表达式代入式 (2-23) 可以得到

$$\frac{dY}{dU} = \begin{bmatrix} \frac{dP_0}{dP_L} \\ \frac{dQ_0}{dP_L} \\ \frac{dQ_i}{dP_L} \end{bmatrix} \quad (2-37)$$

根据下式可以求出相应的输出变量灵敏度  $dP_{Loss}/dP_L$ 、 $dQ_{Loss}/dQ_L$ :

$$\begin{cases} \frac{dP_{Loss}}{dP_L} = \frac{dP_0}{dP_L} + \frac{d\sum P_g}{dP_L} + \frac{d\sum P_L}{dP_L} = \frac{dP_0}{dP_L} + 1 \\ \frac{dQ_{Loss}}{dP_L} = \frac{dQ_0}{dP_L} + \frac{d\sum Q_g}{dP_L} + \frac{d\sum Q_L}{dP_L} = \frac{dQ_0}{dP_L} + \frac{d\sum Q_g}{dP_L} \end{cases} \quad (2-38)$$

#### 4、参数变量灵敏度 $\frac{dP_{Loss}}{d\alpha}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{d\alpha}$

取输出变量  $Y=[P_0, Q_0, Q_m]^T$ ,  $m$  为 PV 节点号,  $\alpha=[G_l, B_l]^T$ ,  $G_l$  和  $B_l$  分别表示支路  $l$  的电导和电纳, 支路两端的节点号为  $i, j$ 。

(1) 计算  $\frac{dX}{d\alpha}$

式 (2-24) 中,  $\frac{\partial F}{\partial X}$  为潮流 Jacobian 矩阵, 因此只需计算  $\frac{\partial F}{\partial \alpha}$ , 即可利用

潮流计算求解得到  $\frac{dX}{d\alpha}$ 。  $\frac{\partial F}{\partial \alpha}$  的表达式如下:

$$\frac{\partial F}{\partial \alpha} = \begin{bmatrix} \vdots \\ \left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial \Delta P_k}{\partial G_l} & \frac{\partial \Delta P_k}{\partial B_l} \\ \frac{\partial \Delta Q_k}{\partial G_l} & \frac{\partial \Delta Q_k}{\partial B_l} \end{array} \right] \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (2-39)$$

其中:

$$\frac{\partial \Delta P_k}{\partial G_{l,ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq k, j \neq k \\ V_i V_j \cos \theta_{ij} & i = k \text{ 或 } j = k \end{cases} \quad k = 1, \dots, n-1 \quad (2-40)$$

$$\frac{\partial \Delta P_k}{\partial B_{l,ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq k, j \neq k \\ V_i V_j \sin \theta_{ij} & i = k \text{ 或 } j = k \end{cases} \quad k = 1, \dots, n-1 \quad (2-41)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_k}{\partial G_{l,ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq k, j \neq k \\ V_i V_j \sin \theta_{ij} & i = k \text{ 或 } j = k \end{cases} \quad k = 1, \dots, n_L \quad (2-42)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_k}{\partial B_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq k, j \neq k \\ -V_i V_j \cos \theta_{ij} & i = k \text{ 或 } j = k \end{cases} \quad k = 1, \dots, n_L \quad (2-43)$$

(2) 计算  $\frac{dY}{d\alpha}$

式(2-24)中,  $\frac{\partial G}{\partial X}$  与(3-33)的表达式完全相同,  $\frac{dX}{d\alpha}$  可由前面计算得到,  $\frac{\partial G}{\partial \alpha}$  的表达式如下:

$$\frac{\partial G}{\partial \alpha} = \begin{bmatrix} \left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial P_0}{\partial G_{l \cdot ij}} & \frac{\partial P_0}{\partial B_{l \cdot ij}} \end{array} \right] \\ \left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial Q_0}{\partial G_{l \cdot ij}} & \frac{\partial \Delta Q_0}{\partial B_{l \cdot ij}} \end{array} \right] \\ \left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial Q_m}{\partial G_{l \cdot ij}} & \frac{\partial \Delta Q_m}{\partial B_{l \cdot ij}} \end{array} \right] \end{bmatrix} \quad (2-44)$$

$$\frac{\partial P_0}{\partial G_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq 0, j \neq 0 \\ -V_i V_j \cos \theta_{ij} & i = 0 \text{ 或 } j = 0 \end{cases} \quad (2-45)$$

$$\frac{\partial P_0}{\partial B_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq 0, j \neq 0 \\ V_i V_j \sin \theta_{ij} & i = 0 \text{ 或 } j = 0 \end{cases} \quad (2-46)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_0}{\partial G_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq 0, j \neq 0 \\ -V_i V_j \sin \theta_{ij} & i = 0 \text{ 或 } j = 0 \end{cases} \quad (2-47)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_0}{\partial B_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq 0, j \neq 0 \\ V_i V_j \cos \theta_{ij} & i = 0 \text{ 或 } j = 0 \end{cases} \quad (2-48)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_m}{\partial G_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq m, j \neq m \\ -V_i V_j \sin \theta_{ij} & i = m \text{ 或 } j = m \end{cases} \quad (2-49)$$

$$\frac{\partial \Delta Q_m}{\partial B_{l \cdot ij}} = \begin{cases} 0 & i \neq m, j \neq m \\ V_i V_j \cos \theta_{ij} & i = m \text{ 或 } j = m \end{cases} \quad (2-50)$$

将上述表达式代入式 (3-24) 求解, 可以得到

$$\frac{dY}{d\alpha} = \begin{bmatrix} \frac{dP_0}{dG_1} \\ \frac{dQ_0}{dG_1} \\ \frac{dQ_m}{dG_1} \end{bmatrix} \quad (2-51)$$

(3) 计算  $\frac{dP_{Loss}}{d\alpha}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{d\alpha}$

将式 (2-51) 代入下式, 可以求出相应的参数变量灵敏度  $\frac{dP_{Loss}}{d\alpha}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{d\alpha}$ :

$$\begin{cases} \frac{dP_{Loss}}{d\alpha} = \frac{dP_0}{d\alpha} + \frac{d\sum P_g}{d\alpha} + \frac{d\sum P_L}{d\alpha} = \frac{dP_0}{d\alpha} \\ \frac{dQ_{Loss}}{d\alpha} = \frac{dQ_0}{d\alpha} + \frac{d\sum Q_g}{d\alpha} + \frac{d\sum Q_L}{d\alpha} = \frac{dQ_0}{d\alpha} + \frac{d\sum Q_g}{d\alpha} \end{cases} \quad (2-52)$$

### 2.3.3 灵敏度分析方法的应用

#### 1、判断系统的稳定性<sup>[27]</sup>

利用前面提到的常用指标判断系统稳定性的方法如下:

(1) 当  $\frac{dV_L}{dP_L}$ 、 $\frac{dV_L}{dQ_L} < 0$  时, 系统是稳定的。即当负荷节点有功 (无功)

需求减小时, 节点电压上升, 则系统是稳定的。由于在稳定极限点, 上述指标为  $-\infty$  (负无穷大), 因此在实际应用中多采用这两个指标的倒数, 即当  $1/(dV_L/dP_L)$  或  $1/(dV_L/dQ_L) = 0$  时, 系统达到稳定极限。

(2) 当  $\frac{dV_L}{dV_g} > 0$  时, 系统是稳定的。即当发电机节点电压上升时, 负荷节点电压也上升, 则系统是电压稳定的。

(3) 当  $\frac{dP_{Loss}}{dP_L}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dP_L}$ 、 $\frac{dP_{Loss}}{dQ_L}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dQ_L} \rightarrow \infty$  时, 系统发生电压失稳。即当负荷节点功率需求增加时, 引起系统损耗的无限增加, 从而导致系统发生电压失稳。

## 2、判断薄弱节点和薄弱区域<sup>[26][27][29][31]</sup>

利用灵敏度指标来判断薄弱母线或薄弱区域，是灵敏度分析方法的主要应用功能之一。目前主要有以下几种方法：

- (1) 利用某种灵敏度指标的大小来判定薄弱母线。这种方法首先选定某种灵敏度指标，并计算各负荷节点的灵敏度值，然后按其绝对值大小进行排序，最大值（或最小值）所对应的母线就是薄弱母线。
- (2) 利用灵敏度指标的综合判别式来判定薄弱母线。例如  $P_i \frac{dQ_g}{dP_{Li}} + Q_i \frac{dQ_g}{dQ_{Li}}$ ，计算出此表达式对应各负荷节点的值，然后进行排序，最大绝对值对应的母线就是薄弱母线。这一综合判断式不仅考虑了灵敏度数值本身的大小，而且考虑了负荷的大小，只有那些既有较大灵敏度且负荷较重的母线，才是薄弱母线（薄弱节点）。
- (3) 利用灵敏度的变化率来判定薄弱母线，那些灵敏度数值变化最快的母线就是薄弱母线。

其实，对整个系统的所有负荷节点进行统一的排序比较，即不必要，又浪费时间，实际应用中往往只需找出系统的一些最薄弱或某几个区域的弱母线用于电压稳定分析或监控。一般来说，薄弱母线有以下特点：

- (1) 与电源或无功源有较大的电气距离，需要进行远距离送电。
- (2) 该母线所带负荷持续增长或快速增长。
- (3) 近处的电源出力已接近极限运行状态。

对具有以上特点的母线进行灵敏度分析计算，然后再将灵敏度指标排序，进一步找出最薄弱的环节进行分析、监控。因此，为快速准确地判断薄弱母线，不能仅依靠灵敏度指标的计算，还应与系统结构等工程实际联系起来。

## 3、确定无功补偿的位置

无功补偿对提高系统电压稳定性起着重要的作用。无功补偿装置安放在何处以及补偿量为多少最好，也就是既要经济又要最大限度地提高系统的电

压稳定性,这方面的研究对于电力系统运行具有重要的意义。在所有负荷节点安装无功补偿装置虽然可以较大幅度提高系统的电压稳定性,但显然是不经济的,也没有必要。一些学者提出了用灵敏度指标来确定无功补偿位置的方法。实际上,这一方法与用灵敏度指标判断薄弱母线或薄弱区域的方法类似,即那些薄弱环节往往是安装无功补偿装置的首选位置。

#### 4、判断关键支路(参数变量灵敏度的应用)

利用系统损耗对相关元件的参数求取灵敏度并排序可以判断出系统中哪些元件是关键元件。例如,利用  $\frac{dQ_{Loss}}{dX_l}$ 、 $\frac{dQ_{Loss}}{dX_k}$  可以判断关键支路、变压器,其中,  $X_l$ 、 $X_k$  分别是线路电抗和变压器电抗。

#### 5、判断关键控制措施

正确的控制措施往往可以在很大程度上避免电压稳定事故的蔓延和发展。由于灵敏度指标可以直观地表达出变量之间的变化关系,所以非常适宜于作为确定控制措施的依据。例如:利用输出变量灵敏度指标  $dQ_{Loss}/dU$  的排序,可以确定系统低压减载的节点;利用  $dV_l/dV_g$  的大小排序,可以判断对负荷节点的电压控制力较大的关键发电机。

灵敏度分析方法还有其他一些应用。如文献[28]用灵敏度分析方法来计算系统有功功率和无功功率裕度;文献[33]用灵敏度指标进行电压稳定控制等。

## 2.4 裕度指标分析法

为了防止电压崩溃事故,运行人员最关心的是:当前运行系统还能承担多少负荷而不发生电压失稳事故。为了回答这个问题,就应该给运行人员提供一些确定电压稳定程度的指标。裕度指标能够给出以实际物理量量度的电压稳定安全指标,最为直观,因此在实际应用中占有非常重要的地位。

### 2.4.1 裕度指标定义

裕度指标是以系统当前运行状态的实际物理量与其在电压稳定极限状态时的差别来定义的：

$$K_P = \frac{P_{cr} - P_0}{P_0} \cdot 100\% \quad (2-53)$$

$$K_Q = \frac{Q_{cr} - Q_0}{Q_0} \cdot 100\% \quad (2-54)$$

$$K_V = \frac{V_{cr} - V_0}{V_0} \cdot 100\% \quad (2-55)$$

其中，下标“*cr*”表示稳定极限状态，下标“0”表示当前状态。上述等式既可以表示一个节点的裕度，也可以表示整个系统的裕度。

### 2.4.2 裕度指标的算法简介

裕度指标计算的关键在于如何克服由于极限点潮流 Jacobian 矩阵奇异而导致的潮流计算不收敛的问题。

采用传统的潮流计算方法逐渐增加功率以逼近电压稳定极限点的方法是行不通的。因为当负荷增长至接近电压稳定极限点时，传统潮流计算方法的 Jacobian 矩阵会接近奇异，从而使潮流计算收敛困难；而且传统方法很难将负荷增长控制在可行解域以内。为了克服上述问题，研究人员提出了各种方法。根据计算方法的不同，可以将裕度指标的分析方法分为两大类：连续法和直接求解法。

#### (1) 连续法

连续法基本都遵循一个预测-校正的计算过程：从系统运行的初始点出发，按一定的步长，沿负荷增长曲线的切线方向作一预测；然后从预测点沿一定的方向校正到实际负荷增长曲线上的运行点，从而逐步逼近电压稳定极限点。

在接近稳定极限时，通常是将负荷增长系数作为一个新的状态变量引入潮流方程，增加一个约束方程或替换一个原状态变量，从而修改了潮流

Jacobian 矩阵, 解决了 Jacobian 矩阵奇异带来的不收敛问题; 同时由于负荷增长系数是作为状态变量参与迭代的, 因此不会增长到可行解域以外。

## (2) 直接求解法

直接求解法是将电压稳定极限点满足的等式约束方程与普通节点功率平衡方程列写在一起, 按一定的方式求出一个初始值, 然后采用牛顿法或者其他求解非线性方程组的迭代法求解电压稳定极限点。例如, 文献[37]提出的 PoC 法, 通过求解一个两倍于常规潮流方程维数的新潮流方程, 直接求出电压稳定极限。

两种方法各有优点: 连续法适用于系统当前运行点离电压稳定极限点较远的情况。该方法比较可靠, 但计算速度相对较慢。直接求解法计算速度比较快, 但对初值的要求比较高, 若给定的初值不合理, 则有可能不收敛或收敛到不合理的解。随着计算机硬件技术的飞速发展, 直接求解法的速度优势意义并不大。因此, 我们认为连续法更符合工程实践的要求。

## 2.5 电压稳定静态安全指标的等价性

### 2.5.1 简单系统中静态电压稳定安全指标的等价性

单机单负荷系统中, 裕度指标与各种灵敏度指标的等价性已经得到了严格的证明。在系统裕度为 0 时, 状态变量灵敏度的倒数也为 0, 且在发生电压失稳时变号, 输出变量灵敏度则趋近于无穷大<sup>[27]</sup>。下面, 利用解析法进一步对简单系统中裕度指标和奇异值指标的等价性进行证明。

如图 2.1 所示的简单电力系统:

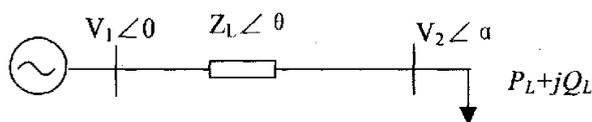


图 2.1 简单系统接线图

Fig2.1 A Simple Power System

潮流方程为：

$$\Delta P_2 = P_L - P_2 = P_L - \frac{V_2 V_1}{Z_L} \cos(\theta + \alpha) - \frac{V_2^2}{Z_L} \cos \theta = 0 \quad (2-56)$$

$$\Delta Q_2 = Q_L - Q_2 = Q_L - \frac{V_1 V_2}{Z_L} \sin(\theta + \alpha) + \frac{V_2^2}{Z_L} \sin \theta = 0 \quad (2-57)$$

设负荷节点的功率因数为  $\cos \phi$ ，则利用解析方法可以求出简单系统的最大负荷功率极限和相应的负荷节点电压为：

$$P_{Lcr} = \frac{V_1^2 \cdot \cos \phi}{2Z_L [\cos(\theta - \phi) + 1]} \quad (2-58)$$

$$V_{cr} = \frac{V_1}{\sqrt{2[\cos(\theta - \phi) + 1]}} \quad (2-59)$$

即负荷节点的功率为  $P_{Lcr} + jP_{Lcr} \tan \phi$  时，电压为  $V_{cr}$ ，系统裕度为 0。

上述潮流方程的 Jacobian 矩阵可列写为：

$$J = \begin{bmatrix} \frac{V_2 V_1}{Z_L} \sin(\theta + \alpha) & -\frac{V_1}{Z_L} \cos(\theta + \alpha) + \frac{2V_2}{Z_L} \cos \theta \\ -\frac{V_2 V_1}{Z_L} \cos(\theta + \alpha) & -\frac{V_1}{Z_L} \sin(\theta + \alpha) + \frac{2V_2}{Z_L} \sin \theta \end{bmatrix} \quad (2-60)$$

矩阵的行列式表达式为：

$$\|J\| = -\frac{V_1^2 V_2^2}{Z_L^2} + \frac{2V_1 V_2^2}{Z_L^2} [\sin(\theta + \alpha) \sin \theta + \cos(\theta + \alpha) \cos \theta] \quad (2-61)$$

将  $P_{Lcr}$ 、 $Q_{Lcr}$  的值代入潮流方程 (2-18) 和 (2-19)，可得：

$$V_1 V_2 [\sin(\theta + \alpha) \sin \theta + \cos(\theta + \alpha) \cos \theta] = \frac{V_1^2 \cos(\theta - \phi)}{2[\cos(\theta - \phi) + 1]} + V_2^2 \quad (2-62)$$

将上式和  $V_{cr}$  的表达式代入 Jacobian 矩阵行列式表达式中，得到：

$$\|J\| = 0$$

从而，Jacobian 矩阵奇异，最小奇异值  $\delta_{\min} = 0$ 。

因此，在简单系统中，当系统功率裕度为 0 时，系统潮流 Jacobian 矩阵最小奇异值为 0，从而证明了裕度指标和奇异值指标是等价的。

实际上，在单机单负荷系统中，各种静态电压稳定安全分析判据在本质上都是一致的，都对应于潮流方程可行解域的边界，因此，其判断结论都是等价的，不同之处在于不同方法的表现形式不同：裕度指标法是以系统中实际物理量来度量，而状态指标法则以系统中的某些特征间接地进行评价。

## 2.5.2 复杂系统中静态电压稳定安全指标的等价性

复杂系统中,电压稳定静态安全指标的等价性难以严格地数学证明,只能通过对实例的计算进行研究和验证。本文在大量验证计算的基础上,以两个算例系统的计算结果为例,说明各种静态安全分析方法对系统稳定性判断的一致性。计算选择的系统为7节点系统。

图 2.2 绘出了在算例系统中裕度指标、灵敏度指标和奇异值指标与负荷增长系数的变化关系。

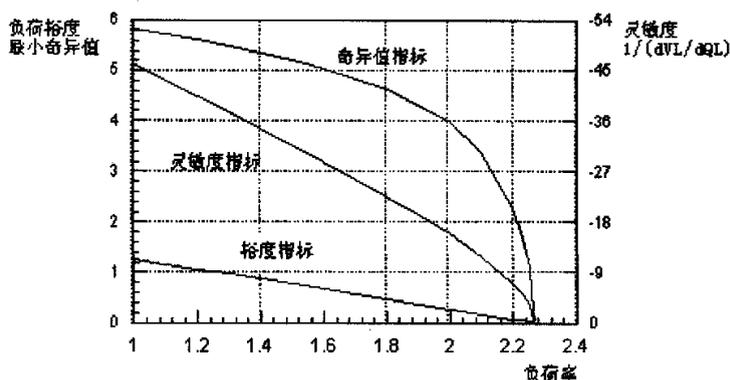


图 2.2 7 节点系统静态安全指标一致性检验图

Fig 2.2 Verification of coherence of static stability index of a 7 bus power system

分析上述曲线,可以看出随着负荷的增长,裕度指标、奇异值指标、灵敏度指标都同时达到各自的稳定极限值,这说明了在复杂系统中,各种不同的裕度指标和状态指标在判断系统电压稳定性时是等价的。

## 2.6 本章小结

电压崩溃是威胁现代大型电力系统安全运行的恶性事故之一,电压稳定研究,相对功角稳定而言,受重视的时间较短,其分析计算理论还未成熟。本章对电压稳定静态安全分析进行了归纳总结,主要完成的工作和研究成果小结如下:

- 1、 对电压稳定静态安全分析的理论基础进行了总结，详细论述了奇异值分析、灵敏度分析和裕度指标分析判断稳定的方法和依据，对简单系统中各种指标等价性进行了证明，并通过算例探讨了复杂系统中各种电压稳定静态安全分析方法的一致性。
- 2、 建立了奇异值分析、灵敏度分析和裕度指标分析方法的详细数学模型，为理论分析和应用打下了基础。

## 第3章 电力系统的奇异诱导分岔和电压稳定

从小扰动稳定的角度分析,一般认为,电力系统稳定性主要受到三类分岔现象的影响,这三类分岔界面的闭包构成了电力系统小扰动稳定域:

1, 鞍节点分岔(saddle-node bifurcation, SNB),最早由 Kwatny 指出,这种分岔与电力系统的单调失稳相关;

2, Hopf 分岔(Hopf bifurcation, HB),最早由 Abed 指出,这种分岔与电力系统的振荡型失稳相关;

3, 奇异诱导分岔(Singularity induced bifurcation, SIB),最早由 Zaborszky 提出,Venkatasubramanian, Beardmore 等人进行了进一步的讨论。最近的一些研究结果表明这种分岔同样与电力系统的单调失稳相关。

当前,国内外对电压稳定的研究取得了相当的进展,对 SNB 和 Hopf 分岔也进行过较多的分析。对 SIB 的研究则起步较晚,与对前两类分岔问题的研究相比,不仅基本理论框架尚未确定,甚至 SIB 的定义都尚未取得共识。因此,对奇异诱导分岔现象作深入的研究,对进一步了解电压失稳机理,准确计算电力系统稳定域,有重要意义。

本章首先介绍关于 SIB 的基本概念和理论,然后针对单机-单负荷的简单系统,讨论系统参数对 SIB 点的影响,最后,讨论避免产生 SIB 的控制措施,并通过 IEEE14 节点算例进行验证。

### 3.1 奇异诱导分岔的基本概念与奇异诱导分岔点的搜索

#### 3.1.1 SIB 的基本概念

电力系统数学模型通常用非线性微分-代数方程组(DAE)表示。由  $n$  台发

电机、 $m$  条电压可控母线 (PV 节点) 和 1 条负荷母线 (PQ 节点) 组成的电力系统可用参数化的微分代数方程组表示为:

$$\dot{x} = f(x, y, \beta) \quad (3-1)$$

$$0 = g(x, y, \beta) \quad (3-2) \quad x \in R^n, y \in R^m, \beta \in R^k \quad k = n + m + 2l$$

在通常的电力系统小扰动稳定分析中, 系统 Jacobian 矩阵  $A_{\text{sys}} = [D_x f] - [D_y f][D_y g]^{-1}[D_x g]$  的特征值的实部决定系统在某个平衡点的稳定性。出现正实部的特征值, 则系统不稳定。上述分析隐含一个假设, 即  $[D_y g]$  不奇异。

当参数 (如功率) 逐渐变化到  $[D_y g]$  奇异时, 系统 Jacobian 矩阵不再有意义。  $A_{\text{sys}}$  的一个特征值在该点处改变符号, 并由一端的无穷大突变为另一端的无穷大 ( $+\infty \rightarrow -\infty$  或  $-\infty \rightarrow +\infty$ )。对于矩阵  $A_{\text{sys}}$  有一特征值  $\lambda$  由  $-\infty \rightarrow +\infty$  的情况, 系统失去小扰动稳定, 并表现为单调失稳。大致地说, 此时, 系统发生奇异诱导分岔<sup>[59]</sup>。

对 SIB 的严格数学定义, 国内外尚无一致的说法。以 Venkatasubramanian 提出的定义为例, 奇异诱导分岔点为以下集合:

$$SI = \left\{ (x, y, \beta) \in R^{n+m+k} \mid \begin{array}{l} f(x, y, \beta) = 0, g(x, y, \beta) = 0 \\ \det[D_y g(x, y, \beta)] = 0 \end{array} \right\} \quad (3-3)$$

大体而言, 各种文献上定义对  $[D_y g]$  奇异这个判据是一致认同的。主要不同点来源于采用的模型不同, 以及一些奇异点的定义不同。

贾宏杰<sup>[90]</sup>在考虑代数方程的快动态过程后, 将方程(3-1)和(3-2)转化为

$$\dot{x} = f(x, y, \beta, \varepsilon) \quad (3-4)$$

$$\varepsilon y = g(x, y, \beta) \quad (3-5)$$

当雅可比矩阵  $g_y$  奇异时，可以看作系统相应的快时标分量的动态方程发生了鞍节点分岔，从而导致快时标分量  $y_f$  出现单调失稳。从而，当充分计及被考虑为代数变量的瞬变连续变量的动态后，SIB 实际上就是一种 SNB。

对奇异诱导分岔的数学解释通常如图 3.1 所示<sup>[52]</sup>：

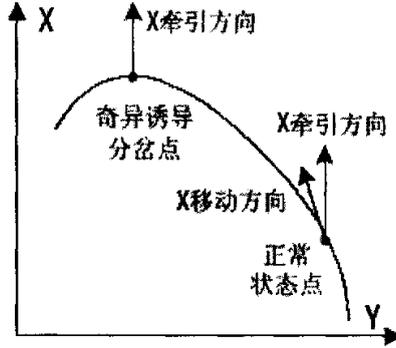


图 3.1 对奇异诱导分岔的数学解释

Fig3.1 Mathematical explanation of SIB

图中曲线表示系统代数方程，系统运行必须时刻满足代数方程的约束。微分方程由  $x$  的牵引方向表示。在奇异诱导分岔点，无论  $\Delta y$  怎么取， $\Delta x$  始终为 0，即无法被拉动。显然，该点可视为状态变量  $x$  作用下  $y$  发生鞍结分岔的分岔点。

### 3.1.2 奇异诱导分岔定理

奇异诱导分岔定理是研究 SIB 现象的一个重要工具，Venkatasubramanian 最早运用中心流形理论，证明了奇异诱导分岔定理<sup>[64]</sup>：

对带一维参数空间的方程  $x = f(x, y, \mu)$ ，假设如下条件在  $(0, 0, \mu_0)$  点成立：

$$0 = g(x, y, \mu)$$

点成立：

SI1)  $f(0,0,\mu_0)=0$ ， $g(0,0,\mu_0)=0$ ， $[D_y g]$  有一个零特征值，且

$[D_y f \quad \text{adj}(D_y g) \quad D_x g]$  的迹不为零

$$\text{SI2)} \begin{pmatrix} D_x f & D_y f \\ D_x g & D_y g \end{pmatrix} \text{非奇异}$$

$$\text{SI3)} \begin{pmatrix} D_x f & D_y f & D_\mu f \\ D_x g & D_y g & D_\mu g \\ D_x \Delta & D_y \Delta & D_\mu \Delta \end{pmatrix} \text{非奇异}$$

则存在一条光滑的平衡解曲线，在  $(0, 0, \mu_0)$  处被奇异面截断。当  $\mu$  增加超过  $\mu_0$  时，系统矩阵的一个特征根由虚轴左半平面移动到右半平面 ( $b/c > 0$ )，或反之 ( $b/c < 0$ )。其余  $n-1$  个特征根仍然保持有界并远离原点。其中

$$b = -\text{trace}[D_y f \quad \text{adj}(D_y g) \quad D_x g] \quad (3-6)$$

$$c = D_\mu \Delta - \begin{pmatrix} D_x \Delta & D_y \Delta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} D_x f & D_y f \\ D_x g & D_y g \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} D_\mu f \\ D_\mu g \end{pmatrix} \quad (3-7)$$

Beardmore 在<sup>[19]</sup>中，R. Riaza 在<sup>[20]</sup>中，唐云等在<sup>[22]</sup>中分别对奇异诱导分岔定理作了改进。

奇异诱导分岔定理的意义在于，当平衡解流形遇到奇异点时， $A_{\text{sys}}$  不再有定义。使得传统的稳定分析方法无法分析  $A_{\text{sys}}$  的特征值，从而无法判定系统在该点的稳定性。而奇异诱导分岔定理使得我们虽然不能解出特征值，也能研究在奇异点附近  $A_{\text{sys}}$  特征值的运动情况。如果其余  $n-1$  个特征值实部为负，系统的稳定性就将在奇异点发生改变。

### 3.1.3 奇异诱导分岔点的搜索

SIB 点可视为系统状态变量的变化导致的代数变量的鞍结分岔，对 SIB

点的搜索算法也可以以此为基本思路进行。

作为搜索算法的准备工作,为满足大范围搜索 SIB 点的需要, S. Ayasun 提出了 SIB 点的搜索定理,其内容为:

给定参数  $\mu_s$ , DAE (3-1) (3-2) 的奇异点  $(x_s, y_s) \in S(\mu_s)$  一定是另一参数  $\mu_{new}$  下的平衡点,因此也就是该参数下的奇异诱导分岔点。

该定理表明,如果搜索到某一参数下的奇异点而且知道对应的修正项,那么就可以简单地通过只改变发电机节点的注入,而保持负荷节点的功率注入不变的方法准确地追踪到另外一个参数下的奇异诱导分岔点。

### 3.2 励磁参数对奇异诱导分岔的影响

励磁控制是改善电力系统稳定性的一项重要而经济的措施。因而励磁参数对稳定的影响很早就受到研究者的关注。但目前的讨论主要集中在励磁参数对 SNB 和 HB 的影响方面。本节将通过一个单机-单负荷简单系统讨论励磁参数对 SIB 点的影响。

#### 3.2.1 单机-单负荷系统模型

研究的单机-单负荷系统如图 3.2 所示。

在单机-恒功率系统中,可不考虑发电机功角稳定问题,而把电压稳定问题剥离出来<sup>[10]</sup>。取暂态电势  $E'$  为状态变量,状态方程为(3-8)式,

$$T'_{d0} \frac{dE}{dt} = -\frac{x_d}{x_d'} E' + \frac{x_d - x_d'}{x_d'} U_T \cos(\delta_T - \delta') + E_{fd} \quad (3-8)$$

励磁系统考虑一阶模型:

$$T_e \frac{dE_{fd}}{dt} = -(E_{fd} - E_{fd0}) - K(U_H - U_r) \quad (3-9)$$

整理后的系统方程为：

$$\begin{cases} T'_{d0} \frac{dE'}{dt} = -\frac{x_e + x_d}{x_\Sigma} E' + \frac{x_d - x'_d}{x_\Sigma} \frac{(V_L^2 + x'_\Sigma Q)}{E'} \\ + E_{fd} \end{cases} \quad (3-10)$$

$$\begin{cases} T_e \frac{dE_{fd}}{dt} = -(E_{fd} - E_{fd0}) - K_e ( \\ \sqrt{\frac{[(x_e - \alpha x_T)P]^2 + [(x_e - \alpha x_T)Q + V_L^2]^2}{V_L}} \\ - U_T ) \end{cases} \quad (3-11)$$

$$E'^2 V_L^2 - (x'_\Sigma P)^2 - (V_L^2 + x'_\Sigma Q)^2 = 0 \quad (3-12)$$

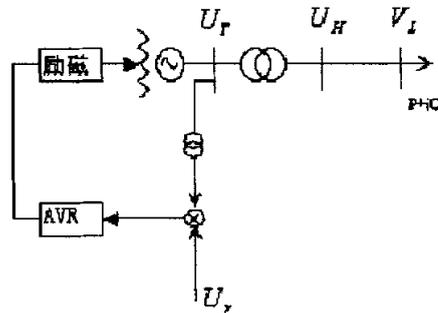


图 3.2 单机-恒功率负荷系统示意图

Fig.3.2 "One machine-constant power load" power system

式中  $T'_{d0}$  为发电机 d 轴开路暂态时间常数； $T_e$  为发电机励磁调节时间常数； $\delta_T$ 、 $\delta'$  分别为机端电压  $U_T$  和暂态电势  $E'$  的相角； $E_{fd}$  为励磁电势； $E_{fd0}$  为励磁电势稳态值； $x_d$ 、 $x'_d$  分别为发电机 d 轴电抗和暂态电抗； $x_e$  为发电机外电抗， $x_T$  为变压器电抗；P, Q 分别为负荷有功、无功功率； $\alpha$  反映电压控制点的位置，假设电压控制点的位置由机端母线到变压器

高压母线移动, 机端至控制点的电抗以  $\alpha * x_T$  表示。系数  $\alpha$  可从 0 到 1 变化。 $\alpha = 0$ , 即控制点在机端母线;  $\alpha = 1$ , 即电压控制点设在变压器高压母线。(关于高压侧电压控制, 第四章将详细论述)

系统参数取:  $T'_{d0} = 10$ ,  $x_d = 0.8$ ,  $x'_d = 0.2$ ,  $x_T = 0.1$ ,  $x_e = 0.3$ ,

$T_e = 1.75$ 。系统正常运行点  $P_0 = 0.5, Q_0 = 0.2$ 。

### 3.2.2 励磁参数对奇异诱导分岔点的影响

为考察各参数对奇异诱导分岔的影响, 我们选取若干组参数, 分别模拟负荷有功和无功等比例增加, 并将所得结果绘制在 PV 曲线上。

同时记录代数方程雅克比矩阵的行列式  $\det[D_y g(x, y, \beta)]$  随功率变化的曲线作对比。根据定义, 系统平衡点上  $\det[D_y g(x, y, \beta)] = 0$  时发生奇异诱导分岔。这样我们可以将  $\det[D_y g(x, y, \beta)]$  的值作为和 SIB 相关的“稳定裕度”的参考。

#### 3.2.2.1 励磁放大倍数

图 3.3 和图 3.4 分别给出了励磁放大倍数  $K$  取 10、50、100 时, 负荷电压和  $\det[D_y g(x, y, \beta)]$  随负荷变化的情况。

从图中可以看到: 励磁放大倍数对稳定域有较大影响, 随着励磁放大倍数提高, 稳定极限提高,  $\det[D_y g(x, y, \beta)]$  过 0 时的功率, 亦即奇异诱导分岔点的位置也随之推后。

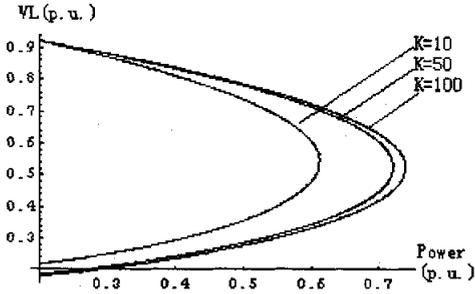


图 3.3 励磁放大倍数  $K$  取不同值时的 PV 曲线  
Fig.3.3 PV curves with different  $K$

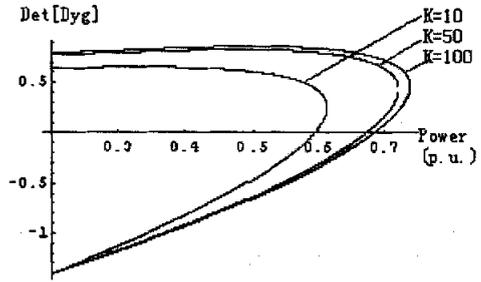


图 3.4 励磁放大倍数  $K$  取不同值时的  $\text{Det}[Dyg]$  曲线  
Fig.3.4  $\text{Det}[Dyg]$  curves with different  $K$

### 3.2.2.2 电压控制点位置

图 3.5 和图 3.6 分别给出了  $K$  取 100, 变压器电抗补偿度  $\alpha$  取 0、0.2、0.5 时, 负荷电压和  $\det[D, g(x, y, \beta)]$  随负荷变化的情况:

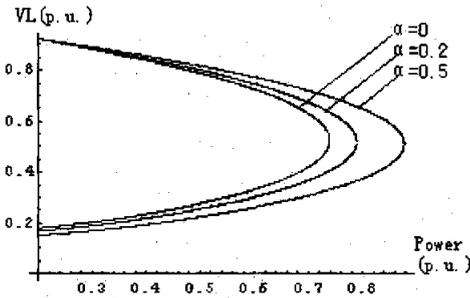


图 3.5 变压器电抗补偿度  $\alpha$  取不同值时的 PV 曲线  
Fig.3.5 PV curves with different  $\alpha$

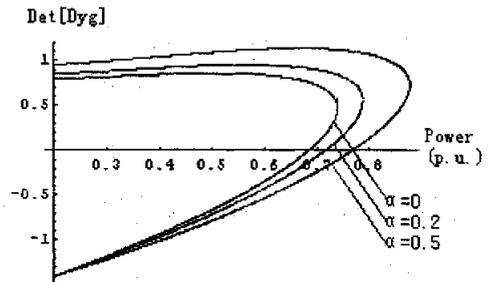


图 3.6 变压器电抗补偿度  $\alpha$  取不同值时的  $\text{Det}[Dyg]$  曲线  
Fig.3.6  $\text{Det}[Dyg]$  curves with different  $\alpha$

可见, 电压控制点的位置显著影响稳定域。随  $\alpha$  增大, 即控制点向负荷侧移动, 稳定极限和奇异诱导分岔点的位置都将推后。

### 3.2.2.3 励磁限值

电力系统实际运行中存在大量的非线性环节，如发电机励磁限值限制。

励磁电动势达到  $E_{fd\max}$  限制后，就无法继续提高。系统方程将退化为：

$$T'_{d0} \dot{E}' = -\frac{x_e + x_d}{x_\Sigma} E' + \frac{x_d - x_d'}{x_\Sigma} \frac{(V_L^2 + x_\Sigma' Q)}{E'} + E_{fd\max} \quad (3-13)$$

$$E'^2 V_L^2 - (x_\Sigma' P)^2 - (V_L^2 + x_\Sigma' Q)^2 = 0 \quad (3-14)$$

这样，整个系统的动态特性就会产生很大的变化。图 3.7 和图 3.8 分别给出了 K 取 100，励磁限值  $E_{fd\max}$  取 1.3、1.5、1.8 时，负荷电压和  $\det[D_y g(x, y, \beta)]$  随负荷变化的情况：

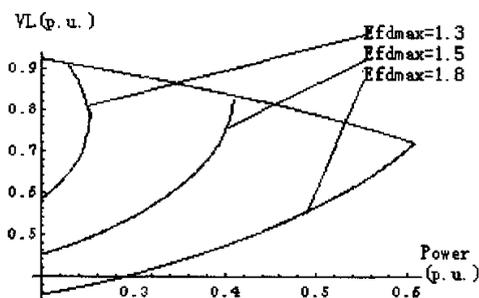


图 3.7 励磁限值 Efdmax 取不同值时的 PV 曲线  
Fig.3.7 PV curves with different Efdmax

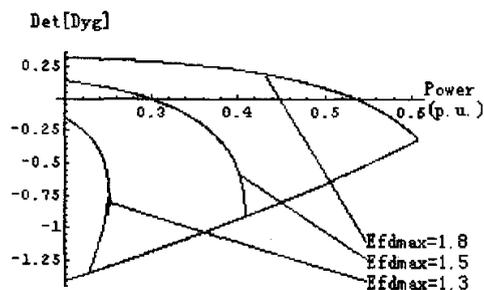


图 3.8 励磁限值 Efdmax 取不同值时的  
Det[Dyg] 曲线  
Fig.3.8 Det[Dyg] curves with different Efdmax

从图中可以观察到：

- 1, 与先前不考虑励磁限值的情况相比较，考虑励磁限值限制后，系统的稳定域将大大减小。
- 2, 励磁限值的数值对系统动态行为有较大影响。励磁限值数值较低时系统可能不会出现奇异诱导分岔（如图 7 中， $E_{fd\max} = 1.3$  对应的

曲线  $\det[D_x g(x, y, \beta)]$  始终为负值)。

- 3, 如果 PV 曲线上半支遭遇励磁顶值, 则由于系统方程的退化, 在发生奇异诱导分岔以前不再经历 Hopf 分岔, 即系统直接遭遇鞍结分岔导致单调失稳。

PV 曲线下半支可能在功率较小时即产生奇异诱导分岔现象 (如图 7 中,  $E_{fd \max} = 1.5$  对应的曲线)。

### 3.3 预防奇异诱导分岔的控制措施

如前文所述, SIB 可能在某些条件下影响系统的稳定域。对接近崩溃的重负荷系统进行控制, 使系统迅速远离崩溃点具有重要意义。为求取最优控制策略, 一个比较简单有效的方法就是利用特征向量。在国内, 程浩忠、吴浩在文[118]中详细介绍了针对鞍结分岔的防范措施。但目前尚未看到针对 SNB 的相关计算。本节试图利用左特征向量提供的信息, 讨论多机系统预防奇异诱导分岔的控制措施, 以期进一步优化系统的运行方式, 提高系统的稳定性。最后将以附录中的 IEEE14 节点系统和 IEEE30 节点系统为例进行计算。

#### 3.3.1 奇异诱导分岔的防范措施

为建立较为明确的物理概念, 我们先对一个单机-恒功率负荷简单系统进行探讨, 而后再扩展到多机系统。本节将专门讨论针对 SIB 这一种分岔形式的控制, 而不考虑 SNB 和 HB 等情况。

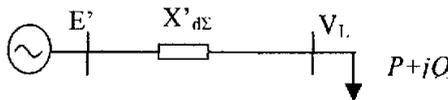


图 3.9 单机-单负荷系统示意图

Fig.3.9 A simple power system

单机-恒功率负荷简单系统如图 3.9 所示。发电机取简化二阶模型, 假设  $E'$  恒定。系统方程为:

$$M \frac{d^2\delta}{dt^2} + D \frac{d\delta}{dt} + f_g - P_m = 0 \quad (3-15)$$

$$g = E'^2 V_L^2 - (x'_{d\Sigma} P)^2 - (V_L^2 + x'_{q\Sigma} Q)^2 = 0 \quad (3-16)$$

上式中  $f_g$  表示发电机输出电磁功率,  $P_m$  表示发电机输入机械功率。状态变量为  $\delta$ , 代数变量为  $V_L$ , 参数为  $P$ 、 $Q$ 。

根据奇异诱导分岔的定义  $\det[D_y g] = 0$  和  $g = 0$ , 不难求出  $P$  和  $Q$  的参数空间, 如图 2 所示:

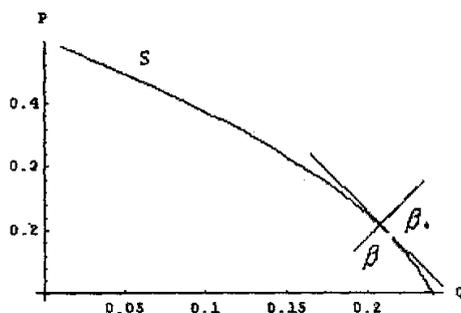


图 3.10 单机-单负荷简单系统的奇异诱导分叉点集

Fig 3.10 SIB set of a simple power system

$S$  表示奇异面和系统平衡解的交集, 也就是 SIB 点集。负荷增大遭遇  $S$  时, 系统将发生 SIB 而失去稳定。

现假设  $S$  附近有一点  $\beta$ ,  $S$  上有一点  $\beta_0$ , 使得  $\|\beta - \beta_0\|$  最小, 则  $\beta$  到  $\beta_0$  的方向为系统最近的发生 SIB 的方向。易见, 这个方向就是  $\beta_0$  点的法向

量。按相反的方向对负荷加以控制，则可以使系统尽快远离 SIB 点。

对于有  $N/2$  个 PQ 节点的多机系统，参数空间将达到  $N$  维，无法通过简单的示意图加以描绘。但仍可通过计算奇异点的法向量，提取最有效的控制策略。

根据奇异诱导分岔定义可得，在 SIB 点  $\det[D_{y,g}] = 0$ ， $D_{y,g}$  有一个零特征值，其余特征值实部为负。

从而，对应该特征值，有一个左特征向量  $w$  满足：

$$wD_{y,g}(y_*, \beta_*) = 0 \quad (3-17)$$

$D_{y,g}$  的其余特征值对应的特征向量在  $(y_*, \beta_*)$  点张成  $N-1$  维的超平面，该平面是奇异面在  $(y_*, \beta_*)$  的切平面。

设第  $i$  个特征值为  $\eta$ ，对应右特征向量为  $v$ ，则有

$$wD_{y,g}(y_*, \beta_*)v = \eta wv = 0 \quad (3-18)$$

即  $w$  与  $v$  垂直对其余  $N-1$  个特征值对应的右特征向量都成立。

进而， $w$  垂直于  $(y_*, \beta_*)$  上的切平面，是该点的法向量<sup>[118]</sup>。

这样，在奇异点处求取该点对应的  $D_{y,g}$  的左特征向量，就可以提取出对 SIB 影响最大的变量，据此对负荷加以控制，可以使系统最快地远离 SIB 点。

### 3.3.2 具体算例

为校验上节提出的方法的有效性，我们在 IEEE14 节点系统（节点 6-14 为 PQ 负荷节点）和 IEEE30 节点系统（节点 7-30 为 PQ 负荷节点）中，模拟几组不同的负荷增长方式，求得相应的奇异诱导分岔点，并分别提取该点

处 $[D_y g]$ 的零特征值所对应的左特征向量，列于下表（未标注均为14节点算例）：

表一：节点6有功增加，无功不变时所捕获的SIB对应的控制策略

Table 1: Control strategies for SIB captured when increase active power load at bus 6 while reactive power load keep constant

节点号	P	Q
6	-0.62858	-0.48018
7	-0.20366	-0.38515
8	-0.19192	-0.14578
9	-0.19992	-0.13573
10	-0.15944	-0.11002
11	-0.07252	-0.052011
12	-0.010014	-0.010629
13	-0.024308	-0.017307
14	-0.12078	-0.082769

表二：节点6无功增加，有功不变时所捕获的SIB对应的控制策略

Table 2: Control strategies for SIB captured when increase reactive power load at bus 6 while active power load keep constant

节点号	P	Q
6	-0.14253	-0.81477
7	-0.07217	-0.36965
8	-0.085841	-0.21831
9	-0.11262	-0.2061

10	-0.095997	-0.16165
11	-0.047867	-0.071898
12	-0.0063588	-0.012505
13	-0.017464	-0.022779
14	-0.079008	-0.11718

表三：节点 8 无功、有功等比例增加时所捕获的 SIB 对应的控制策略

Table 3: Control strategies for SIB captured when increase both active power load and reactive power load at bus 8

节点号	P	Q
6	0.0050451	-0.10864
7	0.0073308	-0.062823
8	-0.32148	-0.6664
9	-0.16964	-0.44296
10	-0.12279	-0.33479
11	-0.0423	-0.13592
12	-0.0031493	-0.020464
13	-0.01462	-0.040962
14	-0.092851	-0.23103

表四：节点 10 无功、有功等比例增加时所捕获的 SIB 对应的控制策略

Table 4: Control strategies for SIB captured when increase both active power load and reactive power load at bus 10

节点号	P	Q
6	-0.012134	-0.047766

7	-0.0055586	-0.029591
8	-0.035993	-0.15828
9	-0.13307	-0.36679
10	-0.43146	-0.70432
11	-0.13006	-0.25984
12	-0.0047897	-0.019902
13	-0.01743	-0.038671
14	-0.088557	-0.20335

表五: 节点 12 无功、有功等比例增加时所捕获的 SIB 对应的控制策略

Table 5: Control strategies for SIB captured when increase both active power load and reactive power load at bus 12

节点号	P	Q
6	0.00025259	-0.0042055
7	0.00031727	-0.0026181
8	0.0017054	-0.012453
9	0.0019108	-0.025331
10	0.00030556	-0.020936
11	-0.00093158	-0.010415
12	-0.61873	-0.75972
13	-0.062979	-0.1631
14	-0.02083	-0.08733

表七: IEEE30 节点系统节点 7 有功增加, 无功不变时所捕获的 SIB 对应的控制策略

Table 7: Control strategies for SIB captured when increase active power load at bus 7 while reactive power load keep constant in IEEE 30 bus test case

节点号	P	Q
7	-0.42341	-0.37588
8	-0.26903	-0.24106
9	-0.12218	-0.20419
10	-0.12211	-0.2042
11	-0.056569	-0.1415
12	-0.056494	-0.13728
13	-0.056133	-0.16195
14	-0.059243	-0.1662
15	-0.06638	-0.1906
16	-0.084168	-0.23439
17	-0.02	-0.11492
18	-0.049115	-0.18245
19	-0.056459	-0.1328
20	-0.047373	-0.14788
21	-0.042374	-0.142
22	-0.031197	-0.1286
23	-0.011702	-0.077705
24	-0.0020813	-0.031294
25	-0.080417	-0.18135
26	-0.0036911	-0.012939
27	-0.0047482	-0.022539
28	-0.092247	-0.19073
29	-0.010591	-0.029202

30	-0.0064265	-0.019057
----	------------	-----------

从表中我们可以看出：

- 1) 不同分岔点所算出的控制策略与产生该分岔点的负荷增长方式明确相关。例如表一、二中节点 6 的负荷增加产生 SIB，所算出的控制策略主要就是减低节点 6 上的负荷，左特征向量中对应的分量最大。这与常识是一致的。
- 2) 各节点承担的减负荷量与“问题”节点电气距离的远近有直接关系。比如表一、二中，节点 6 即将遭遇 SIB 时，距离节点 6 较近的节点 7，应该承担较多的减负荷，而较远的节点 12 的负荷变化，对此时的 SIB 影响不大。表五中当节点 12 负荷增加导致 SIB 时，其余节点负荷变化对其影响均不显著。
- 3) 无功负荷对 SIB 的影响较大。调整无功负荷比调整有功负荷更能有效避免 SIB。从表一可以看到，即便是完全因为有功增长导致的 SIB，也能通过减少无功负荷有效的加以防止。
- 4) 绝大多数情况下，通过降低负荷可以缓解 SIB 的发生，但也有少数例外，如表三中，节点 8 负荷增加导致 SIB 时，节点 6、7 少量增加有功负荷反而有助于系统远离该 SIB 点。

### 3.4 本章小结

本章在介绍 SIB 的基本概念，SIB 定理和 SIB 点搜索算法的基础上，主要完成了以下工作：

1. 利用分岔理论，针对一个单机-单负荷简单系统，探讨了励磁放大倍数、电压控制点和励磁顶值等励磁参数对奇异诱导分岔点的影响。分析表明：提高励磁放大倍数、将控制点向系统侧推动都能有效地推后奇异诱导分

岔的发生，从而系统稳定边界得提高。计及励磁顶值后，系统稳定域可能大大缩小。如果 PV 曲线上半支遭遇励磁顶值，系统在发生奇异诱导分岔前可能不再经历 Hopf 分岔。励磁顶值的数值对系统动态行为有较大影响。励磁顶值数值较低时系统不会出现奇异诱导分岔。

2. 提出了以代数方程雅可比矩阵  $D_y g$  的零特征值对应的左特征向量判断最近 SIB 发生方向的方法，据此安排系统的运行方式，可以使系统有效避免这类分岔的发生。以一个 IEEE14 节点系统为例进行了讨论，数值计算结果验证了本文提出方法的有效性，通过对结果的讨论，得到一些有意义的结论。

## 第4章 发电机高压侧电压控制

从 40 年代开始,以发电机机端电压为偏差量的比例和 PID 励磁调节器在电力系统中得到了广泛的应用。这种控制方式在维持系统电压水平,提高系统稳定性方面,起到了积极的作用。然而,随着电力系统对励磁控制功能要求的不断提高(如,希望在系统发生故障时,发电机能够提供更多的无功支持),这种控制方式已逐渐显得力不从心。近年来,一种称为发电机高压侧电压控制(High Side Voltage Control,简称 HSVC)的控制方式,由于具有有效、费用相对较低、易于实现等优点,一直受到人们的重视。Nelson Martins 在文献[98]中指出,CIGRE 新成立一个工作小组,对 HSVC 相关问题进行研究。

在一些地方,HSVC 已经进入实际的应用。如,文[99]提到的 John Day 电站等。文[95]提到的加拿大的 Manitoba Hydro,在初级、次级等几个不同层次上,利用高压侧电压控制无功。更多的,HSVC 与各种新的电压控制手段,如二级电压控制等协同,在法国、西班牙、意大利等电网得到了广泛的应用。

值得指出的是,近年来,随着电力市场化改革的深入发展,系统的运行机构(independent system operator,即 ISO)越来越希望能够找到一种简单的、能够自动控制全网电压、并区分出各种因素对电压辅助服务的贡献的方法。在这种背景下,高压侧控制作为二级电压控制的一种本地化的实现方式,越来越受到重视。文[97]介绍,一些励磁系统的制造商,也将高压侧电压控制作为一个可供选择的功能,集成在其励磁系统中。

在我国,在当前条件下,如何借助现有的设备,提高输电容量,同样是一个迫切的问题。HSVC 系统的研制应用,将在基本不增加硬件设备投资的前提下,显著增加远距离输电系统的输电功率;提高电力系统运行的稳定性,减少事故引发的稳定性破坏事故,产生相应的社会经济效益。因此,研究和

推广这项技术，将产生巨大的经济效益和社会效益。

## 4.1 高压侧电压控制简介

对高压母线励磁控制，目前尚未见到明确、一致的定义。大致上说，高压母线励磁控制是指引入高压母线电压等信息控制发电机励磁。广义上，电压信号也不限于高压母线，而可以从离开机端至高压侧间的任一“虚拟”点取得。

### 4.1.1 控制信号的取得

高压母线电压信号的取得是 HSVC 最基本的问题。目前，信号取得大致上有两种方法：直接用电压互感器由高压母线取得，或由阻抗补偿法求得。

直接用电压互感器获取电压是最为直接的方法。其突出优点是简单，因而适用于各种场合。特别是当发电机和变压器接线较为复杂，难以计算时，这种方法尤为适用。

阻抗补偿法是指用发电机机端电压、电流、变压器电抗和变比等经折算求得高压母线电压的方法。这种方法有如下优点：

A. 由于机端电压、电流、变压器电抗和变比等数值在或现有的励磁系统中已能直接得到，或可以方便地设置，因此这种方法实际上不需要额外的附加投资。特别是对于微机励磁系统，只需要更改软件算法即可达到提高稳定性的目的。

B. 这种方法可以方便地设定电压恒定参考点的位置。设计者可以根据电压限制等情况选择最合适的电压恒定参考点，而不仅受限于高压母线。由于在电气上，参考点是虚设的，它可以设在变压器以内。

C. 这种方法更便于和调差等功能结合，综合考虑电压稳定、无功分配等各种问题。

阻抗补偿法比较适合于象发电机—变压器组这样较为简单的接线。对于较复杂的接线，要考虑各种情况，一般认为以直接从高压母线取信号为宜。

## 4.1.2 高压侧电压控制的各种应用

目前,从调节的层次上来看,各文献上的讨论可大致分为两方面:高压侧电压控制在初级电压控制(Primary Voltage Control)中的应用和在二级电压控制(Secondary Voltage Control)中的应用。

### 4.1.2.1 高压侧电压控制在初级电压控制中的应用

根据调节对象和范围的不同,初级电压控制又可分为两部分:单机控制(Unit Control)和电站控制(Plant Control),G.N.taranto 等人在文献[10]中介绍了相关的定义。

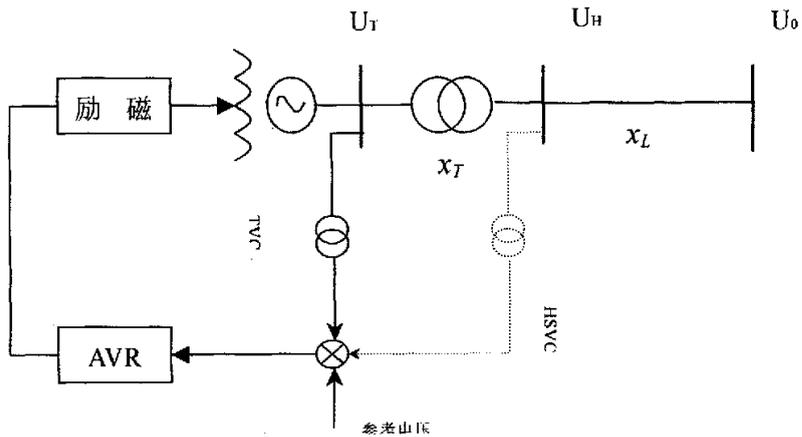


图 4.1 高压侧电压控制在单机控制中的应用

Fig 4.1 Application of HSVC in single generator control

高压侧电压控制应用于单机控制即直接用高压母线电压偏差按比例调节

励磁（类似于传统的按机端电压偏移调节），示意图如图 4.1。这种方法也可以和机端电压控制结合使用（简单的做法如直接将机端电压误差信号和高压母线误差信号以一定比例相加）。文[93]介绍，有时为了改善系统的动态稳定性，在系统中可加装相补偿环节。

根据文献[100]的定义，电站控制则是指以发电厂高压母线电压保持在某一设定的值为目标，同时注意平衡各机组间无功分配。如文[95]提到的综合无功控制（Joint Var Control）或文[94]中的主站电压/无功控制（Master Station Voltage/Var Control），即，收集全电厂各个机组的状态量，包括有功、无功、机端和高压母线电压、各电流等，统一控制所有机组的励磁。示意图如图 4.2。

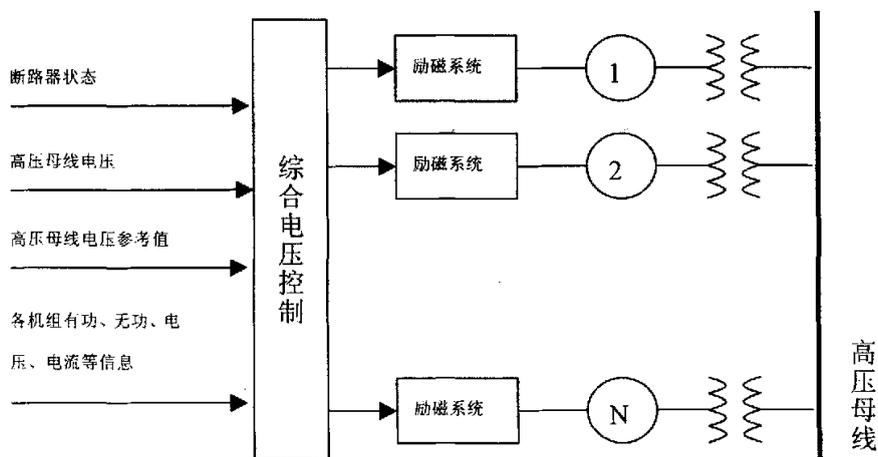


图 4.2 . 综合电压控制示意图

Fig4.2 Application of HSVC in Plant Control

一般来说，单机控制时间常数较小，在外部系统发生故障时反应较快。而电站控制则较精确，并便于集中其它功能。在实际系统中，为获得最佳效果，往往把这两种控制结合起来使用。文献[95]给出了这方面的例子。

#### 4.1.2.2 高压侧电压控制在二级电压控制中的应用

近年来,随着电压稳定问题的日益突出,提出了二级电压控制的设想。类似于 AGC,二级电压控制从全系统的角度出发,力图提高整个系统的稳定性特别是电压稳定性。这种控制思想已经在法国、意大利、比利时、西班牙等地进入工业应用,在我国也正在进行研究。

在法国 EDF 提出的经典的二级电压控制方案中,电压控制分为三层。其中,最高的第三层负责在稳定约束的范围内,对系统进行优化。第二层从上接受控制信号,设定先导节点的电压幅值,并通过控制初级电压控制器来控制先导节点的电压。在这个过程中,初级电压控制的目标——电压参考值不再由操作人员手工设定,而由二级电压控制器完成。文献[98]指出,用高压侧电压取代机端电压作为参考信号,将进一步提高系统的稳定性和安全性。著名的学者 Carson W. Talor 在文献[96]中指出,以高压母线电压信息为主要参考,可以设计将初级和二级电压控制器合二为一,更为快速的控制器。

此外,高压母线电压的信息还可以训练神经网络的方式得到利用。下图介绍了一种方案。利用高压母线电压训练神经网络,可以使二级电压控制在

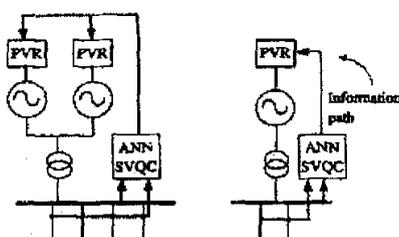


图 4-3 利用高压母线电压训练神经网络而实现的二级电压控制

Fig 4.3 Secondary Voltage Control based on ANN by training high side voltage data

各个电厂分散式的实现而无需远方的信息。

## 4.2 高压侧电压控制应用简介

### 4.2.1 日本应用的 PSVR 系统

文[114]、[115]介绍,近年来,在日本,一些大都市中由于冷冻设备的增加,使得负载具有接近恒定功率的电压特性。同时城市中供电系统的电缆化,由远距离 275KV 高压输电系统向城市中心供电,主干线系统电压有明显下降的倾向,为此寻求保持干线系统电压稳定便成为重要的课题。针对这个问题,已经开发出在与 500kV 系统以及 275KV 系统连接的发电机组上设置可提高并维持高压输电系统电压为一定值的新型电力系统的电压调节器(Power System Voltage Regulator)简称 PSVR。

PSVR 控制方式有多种,从控制方式简单、经济性优的角度考虑,采用了如图 4.4(a)所示的在发电机电压与发电机基准电压间的偏差信号中直接加入作为修正信号的高压侧送电电压与高压侧基准电压间的偏差信号的方式。并且,为了实现发电机间无功功率输出的平衡,考虑到电压斜串增益  $K_M$ ,采用了具有保持图 4.4(b)那样的高压侧送电电压  $V_H$  与发电机无功功率  $Q_g$  关系曲线呈倾斜特性的电压斜率的方式。

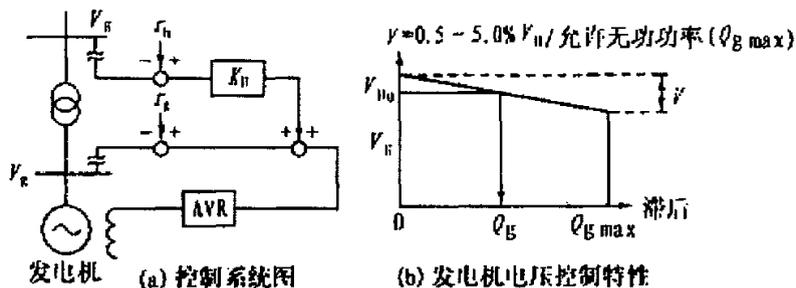


图 4.4 PSVR 系统原理图

Fig4.4 Diagram of PSVR

在图 4.5 中示出了 PSVR 回路的基本组成, 为实现按高压侧线路电压对 AVR 进行控制, 可按时间程序自动确定输出电压的目标值, 并可对异常状态进行检测。有关功能分述如下:

### 1、 基本控制功能

可快速精确地进行采样, 采样频率在 600Hz 以上, 精度在  $\pm 0.2\%$  以下, 可对发电机三相电压有效值及平均值进行测量。为保证发电机励磁系统调节的稳定性设有相位补偿及增益降低回路, 发电机电压稳定性和无功功率的平衡设定, 可由调整增益 KH 予以实现。

### 2、 程序电压设定

可按工作日及休息日不同模型实现多达 16 个阶梯基难的控制。

### 3、 输出限制

在 PSVR 输出端设有电压限幅回路。

### 4、 异常自检测功能

### 5、 控制稳定性

传统上的 AVR 控制方式是在其偏差信号上加与系统电压有关的偏差量,

并经增幅后进行运算控制的。其结果是 AVR 选用的增益过大，在系统输电线路发生故障时，阻尼系统功率振荡的能力下降。为提高阻尼能力可采用的措施有：

- a) 在 AVR 控制回路设置增益降低 $(1-\beta)$ 回路；
- b) 设相位补偿(超前一阶，滞后二阶)；
- c) 加大对 PSS 的限幅；

在图 4.6 中示出了在 PSVR 控制系统中信号的运算及相位补偿信号的配

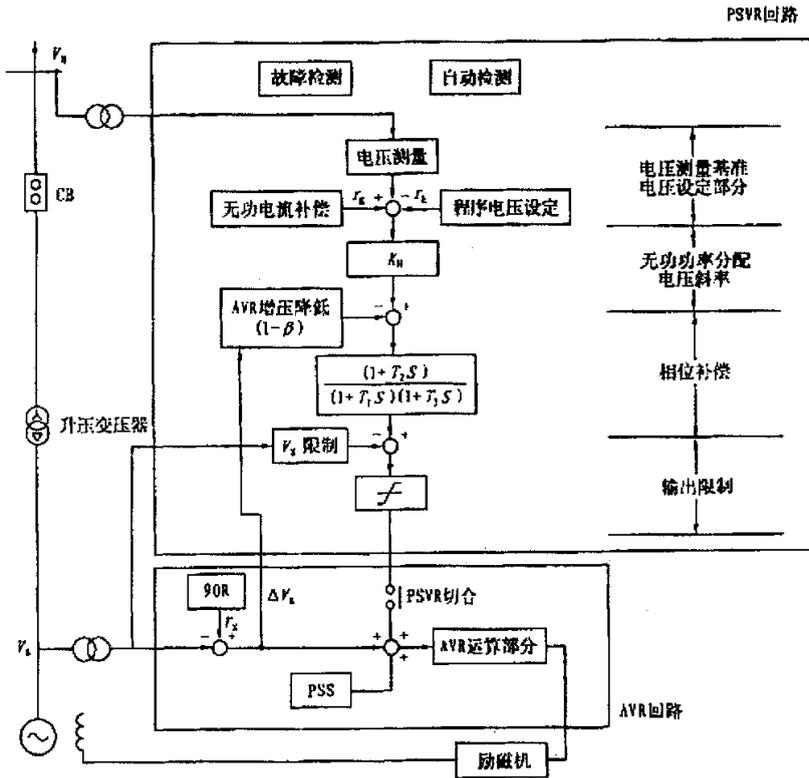


图 4.5 PSVR 控制回路的组成  
 Fig4.5 Control circuit of PSVR

合。

发电机电压由 AVR 的基准电压值和 PSVR 的输出电压之和所决定,当发电机的输出电压超出允许值时 PSVR 的输出电压将被限幅。如果仅单一的降低 AVR 的增益并接在 PSVR 限幅后输出端,则在输电线路发生大扰动事故时将使 AVR 的暂态增益降低。为此加将 AVR 的增益降低  $\beta$  ( $\beta \leq 1$ ) 接在滞后时间较大的相位补偿回路的输入端,此时在暂态大扰动作用下 AVR 增益降低可发挥同以前相同的响应能力。

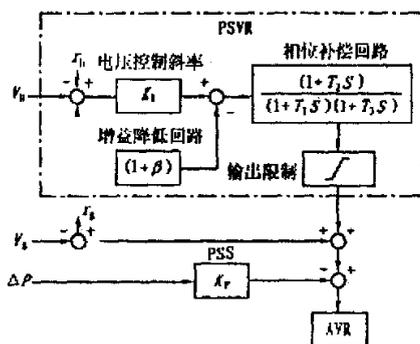


图 4.6 PSVR 信号的运算和相位补偿的配合

Fig4.6 Cooperation of phase compensation and signal process

#### 4.2.2 意大利的 REPORT 系统

意大利的 ENEL 在前述 MSVC 的基础上,发展出了进一步的 REPORT 系统,可作为各种控制相结合的较好的实例。REPORT 是一种基于微处理器的、创新性的电厂无功和电压控制器。它可以工作于两个模式下,其一称为“无功层控制模式”(Reactive power level control mode),其二称为“电厂超高压母线电压控制模式”(EHV power plant bus voltage control mode)。

在前一种模式下，REPORT 根据上一层的区域电压控制器 RVR（远方）发出的指令，调节电厂发出的无功。在后一种模式下，各机组的无功出力并不需要直接由 RVR 控制，而是由 REPORT 控制电厂超高压母线的电压。

在模式二中，决定各机组无功出力的功能主要由 REPORT 中内嵌的本地电压调节器软件（Local Bus Voltage Regulator）完成。该软件根据记忆的历史数据，或根据运行人员的手工设置，控制电厂超高压母线电压为一定的值。总的来说，REPORT 将通过一定的历史数据，和当前的网络拓扑结构，采用一定的智能算法，进行实时计算，以达到系统最优的目标。

由于在整个控制系统中存在若干不同层次或互相重叠的闭环控制（普通的 AVR、无功控制、超高压母线控制等），在设计时，就必须按照时间分解的标准，将不同控制层的时间常数分开，以保证它们之间不会因相互影响而产生动态问题。另外，为防止出现过电压，REPORT 中还设置了保护功能，一旦发现某种操作可能导致过电压，该操作将被立即终止。

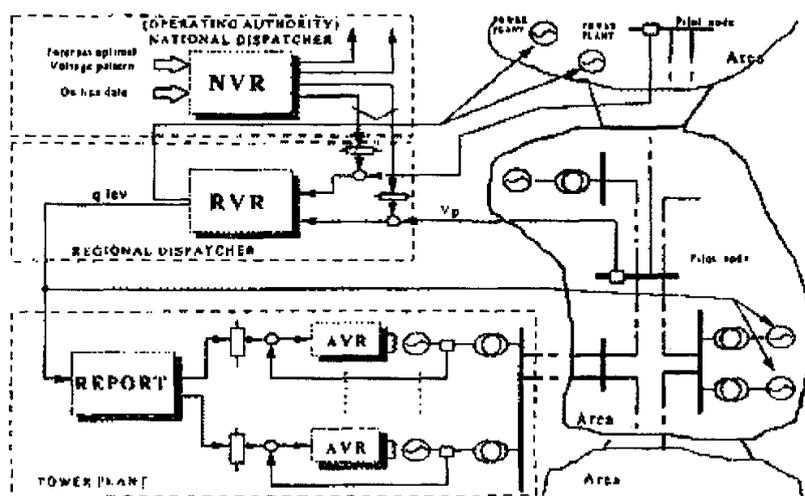


图 4.7. REPORT 系统的电压控制

Fig4.7 Voltage Control by REPORT

以上两种模式的区别主要在对对外是否接受控制信号。对电厂内部, REPORT 通过包含 AVR 的闭环调节, 完成对各机组的无功出力的控制。在设计 REPORT 系统时, 为避免电厂内各机组间产生振荡, 对各个机组的控制是完全独立的。全网的电压控制如图 4.7 所示。

### 4.3 高压侧电压控制对功角稳定性的影响

目前的文献对高压侧控制对系统功角稳定性的改善作用普遍予以肯定, 但对其机理缺乏理论分析。本节着重于通过理论分析研究 HSVC 对提高系统静态和动态功角稳定性作用的机理, 并以仿真计算验证其正确性。

#### 4.3.1 高压侧电压控制对变压器电抗的补偿作用

单机-无穷大系统的静态稳定极限已经是电力系统中相当经典的内容。随着系统运行时功率和功角的增大, 系统的一些参数也将随之变化, 当达到下列两个条件之一时, 系统将失去稳定:

1. 系统提供的同步转矩小于零, 或励磁系统放大倍数  $K_e < K_{min}$ 。此时系统将非周期性的失步。
2. 系统阻尼转矩小于零, 或励磁系统放大倍数  $K_e > K_{max}$ 。此时系统将非周期性的振荡失步。

对于装有常规励磁系统 (励磁时间常数  $T_e \neq 0$ ) 的发电机, 如用励磁系统放大倍数表示稳定域, 可得图 4.8。

图 4.8 中,  $K_{max}$  和  $K_{min}$  两条曲线的交点就决定了系统的最大功角极限。

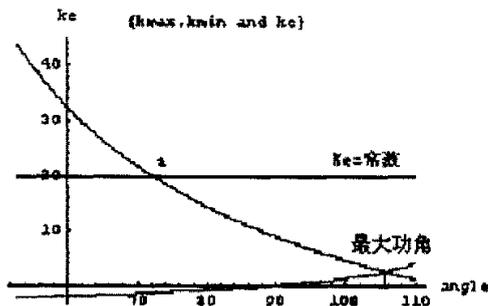


图 4.8 以  $K_e$  为参数的稳定域( $T_e \neq 0$ )

Fig4.8 Stability margin affected by  $K_e(T_e \neq 0)$

一般地说, 为取得该功角极限, 将把  $K_e$  设得很小, 不能满足电压精度和功率极限的要求。为了维持一定的电压精度和较大的功率极限, 通常把  $K_e$  设得略大, 如上图所示。系统稳定极限的边界条件为  $K_e=K_{max}$ 。在 a 点处, 得到系统的实际功角极限和功率极限。

简化后, 可从对变压器电抗的补偿作用方面观察 HSVC 的效果。

设发电机的同步电势为  $E_q$ , 同步电抗为  $x_d$ 。假设  $U_i=U_{iq}$  ( $U_{iq}$  为  $U_i$  的 q 轴分量), 当不考虑调节系统各中间环节的时间常数时, 文[107]中证明 AVR 的作用能将同步电抗补偿为  $x_x$ , 而  $x_x$  后面的电势  $E_x$  保持不变 (即  $E_x=E_{x0}$ )。

$$x_x = \frac{x_d}{1 + K_e} \tag{4-1}$$

$$E_{x0} = E_{q0} - I_{d0}(x_{d\Sigma} - x_{x\Sigma}) \tag{4-2}$$

式中,  $x_{d\Sigma} = x_d + x_e$ ,  $x_{x\Sigma} = x_x + x_e$ , 而  $x_e = x_T + x_L$

由上式显见, 同步电抗的补偿程度由放大倍数  $K_e$  决定。  $K_e=0$ ,  $x_x = x_d$ , 电势  $E_q$  恒定, 相当于无 AVR; 理论上, 如  $K_e=\infty$ , 则  $x_x=0$ , 相当于保持机端电压恒定。然而, 由稳定条件,  $K_e$  的限值为  $K_{e,max}$ , 否则, 系统将失去稳

定。

与机端电压控制下的情况类似,假设,  $U_H=U_{Hq}$ , ( $U_{Hq}$  为  $U_H$  的  $q$  轴分量), 不考虑调节系统各中间环节的时间常数时, 有关系:

$$\Delta E_q = \frac{K_e \cdot (x_d + x_T) \cdot U_0 \cdot \sin \delta}{K_e \cdot (x_e - x_T) + x_{dE}} \Delta \delta \quad (4-3)$$

如图 2-3 所示, 令距离高压母线发电机侧  $x_x$  处的电势为  $E_x$ , 可以得出,

$$E_x = E_q - I_d \cdot (x_d - x_x + x_T) \quad (4-4)$$

即

$$E_x = \frac{x_{dE} - x_d - x_T + x_x}{x_{dE}} E_q + \frac{x_d - x_x + x_T}{x_{dE}} U_0 \cdot \cos \delta \quad (4-5)$$

取其微分,

$$\Delta E_x = \frac{(x_{dE} - x_d + x_x - x_T)}{x_{dE}} \Delta E_q - \frac{(x_d - x_x + x_T)}{x_{dE}} \cdot U_0 \cdot \sin \delta \cdot \Delta \delta \quad (4-6)$$

将式 (3) 代入式 (6), 得  $\Delta E_x$  与  $\Delta \delta$  的关系:

$$\Delta E_x = \left[ \frac{(x_{dE} - x_d + x_x - x_T) \cdot K_e \cdot (x_d + x_T)}{K_e \cdot (x_e - x_T) + x_{dE}} - (x_d - x_x + x_T) \right] \cdot \frac{1}{x_{dE}} \cdot U_0 \cdot \sin \delta \cdot \Delta \delta \quad (4-7)$$

$\Delta E_x$  为零 (即  $E_x$  保持恒定) 的条件是上式中方括号内值为零, 由此得出

$$x_x = \frac{x_d + x_T}{1 + K_e} \quad (4-8)$$

此时, 发电机的等效模型是  $E_x$  和  $x_x$ ,  $E_x$  是  $x_x$  后面的电势, 它保持恒定。

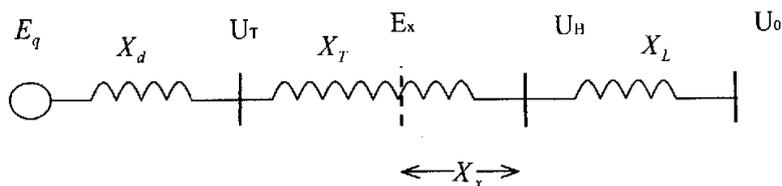


图 4.9 HSVC 对变压器电抗的补偿作用

Fig.4.9 Compensation of transformer reactance by HSVC

显见，在同样的放大倍数  $K_c$  之下，与机端电压控制相比，高压侧电压控制不但补偿了  $x_d$ ，而且还补偿了  $x_T$ 。通过合适地选取  $K_c$ ，可以使电势恒定点落在发电机机端母线。从而，维持机端电压恒定，大大提高了静稳定极限。

### 4.3.2 高压侧电压控制对小干扰稳定的影响

分析小干扰稳定时，对图 4-1 单机一无穷大系统，把发电机作为 3 阶模型、励磁系统作为 1 阶模型考虑，可得到图 4-10：

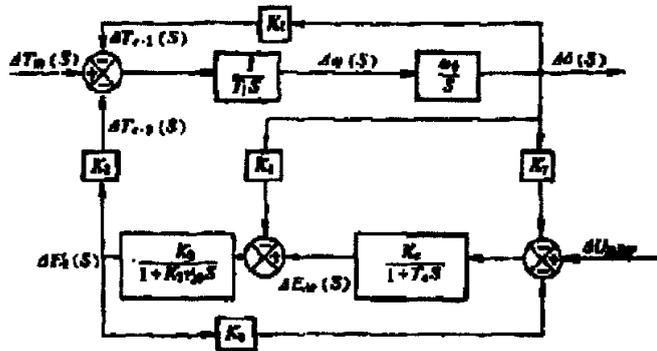


图 4.10 单机系统线性化模型

Fig4.10 Linearized model of a single machine

相应的系统特征矩阵为：

$$A = \begin{bmatrix} 0 & -\frac{k_1}{M} & -\frac{k_2}{M} & 0 \\ \pi & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_4 & 1 & 1 \\ 0 & -\frac{T'_{d0}}{T_e} & -\frac{k_3 \cdot T'_{d0}}{T_e} & \frac{T'_{d0}}{T_e} \\ 0 & -\frac{k_7 \cdot k_e}{T_e} & -\frac{k_8 \cdot k_e}{T_e} & -\frac{1}{T_e} \end{bmatrix}$$

上式中  $k_1$  到  $k_4$ 、 $T'_{d0}$  和  $T_e$ 、 $M$  的定义可参见文献[106]。 $k_7$  和  $k_8$  类似于文

献[107]中的  $k_5$  和  $k_6$ 。

分析系统的 4 个特征值，并与相应情况下，用机端电压得到的特征值相比较。可观察到，随着发电机出力的增加，HSVC 控制下的最大特征值（实部）将小于机端电压控制。即，这种方式控制的发电机更能够在较重的负荷下保持稳定。

由此还可以作进一步的分析。由代数定理知，矩阵的特征值之和等于其对角线元素之和（矩阵的迹）。对单机-无穷大系统特征矩阵，其特征值之和为  $-\frac{1}{k_3 \cdot T'_{d0}} - \frac{1}{T_e}$ 。其中  $k_3$ 、 $T'_{d0}$  和  $T_e$  都是不随系统运行状况而变的常数。故系统特征值之和守恒。随运行方式的改变，表征阻尼的特征值的减小，必然同时也会伴随着另两个特征值的提高。高压侧电压控制的效果，在于它能够更合理的分配系统的特征值，从而能够更好的在重负荷下保持系统稳定。

对一个具体的单机-无穷大系统做计算。 $\alpha = 0$ ，即控制点在机端母线； $\alpha = 1$ ，即电压控制点设在变压器高压母线。

在不同  $\alpha$  下，逐步增加发电机功角  $\delta$ ，求取特征值。图 4-11 为不同  $\alpha$  下系统最大特征值的实部随发电机有功功率的增大而变化的曲线，曲线与横轴

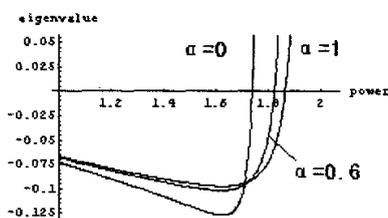


图 4.11 电压控制点对稳定极限的影响

Fig 4.11 Effect of control point on stability limit

的交点可视为静态稳定极限。图中可见，随着  $\alpha$  的增大，即电压控制点由机端母线向变压器高压母线移动，系统的稳定极限将有较大提高。

除了用特征根外，还可从阻尼转矩的角度研究这个问题。高压侧电压控制对阻力矩的影响可以分析如下：

先来看机端电压控制的情况。假设系统在作小振幅的正弦振荡，则系统附加转矩可表示为[104]：

$$\frac{\Delta T_D}{\Delta \delta} = -\frac{K_2 \cdot K_4 \cdot (1 + T_e p) + K_2 \cdot K_5 \cdot K_e}{T'_{d0} \cdot T_e p^2 + \left(T'_{d0} + \frac{T_e}{K_3}\right) p + \left(\frac{1}{K_3} + K_6 \cdot K_e\right)} \quad (4-9)$$

以  $p=jh$  代入上式，得到：

$$\frac{\Delta T_D}{\Delta \delta} = -\frac{(K_2 \cdot K_4 + K_2 \cdot K_5 \cdot K_e) + K_2 \cdot K_4 \cdot T_e \cdot jh}{\left(\frac{1}{K_3} + K_6 \cdot K_e - T'_{d0} \cdot T_e \cdot h^2\right) + \left(T'_{d0} + \frac{T_e}{K_3}\right) jh} \quad (4-10)$$

整理得：

$$\Delta T_{D(U)} = k[K_4 \cdot T_e^2 \cdot T'_{d0} h^2 + K_4 \cdot T'_{d0} + K_5 \cdot K_e \left(T'_{d0} + \frac{T_e}{k_3}\right) - K_4 \cdot T_e \cdot K_e \cdot K_6] \quad (4-11)$$

式中  $k$  为正数， $T_e$  和  $T'_{d0}$  分别为 AVR 和励磁绕组的时间常数， $K_3 \sim K_6$  定义如下：

$$\frac{1}{K_3} = \frac{\partial E_q}{\partial E'_q}, \quad K_4 = \frac{\partial E_q}{\partial \delta}, \quad K_5 = \frac{\partial U_t}{\partial \delta}, \quad K_6 = \frac{\partial U_t}{\partial E'_q}$$

对于高压侧电压控制，需要引入高压母线电压  $U_H$  分别对  $\Delta \delta$  和  $\Delta E'_q$  的偏导数  $K_7$  和  $K_8$ 。

$$K_7 = \frac{\partial U_H}{\partial \delta} = \frac{U_{Hd} \cdot (x_q + x_T) \cdot U_0 \cos \delta}{U_H \cdot x_{q\Sigma}} - \frac{U_{Hq} \cdot (x'_d + x_T) \cdot U_0 \sin \delta}{U_H \cdot x'_{d\Sigma}} \quad (4-12)$$

$$K_8 = \frac{\partial U_H}{\partial E'_q} = \frac{U_{Hq} \cdot (x_c - x_T)}{U_H \cdot x'_{d\Sigma}} \quad (4-13)$$

只要将式 (2-11) 中  $K_5$  和  $K_6$  分别用  $K_7$  和  $K_8$  代替，可得其附加阻尼转

矩表达式, 即

$$\Delta T_{D(HSVC)} = k[K_4 \cdot T_e^2 \cdot T'_{d0} h^2 + K_4 \cdot T'_{d0} + K_7 \cdot k_e (T'_{d0} + \frac{T_e}{k_3}) - K_4 \cdot T_e \cdot K_e \cdot K_8] \quad (4-14)$$

上二式中 k 是正数。附加阻尼转矩的正负决定于 (4-11) 式和 (4-14) 式方括号中的部分。数值上, 由于高压母线相对机端更靠近无穷大母线, 由  $\Delta E'_q$  引起的高压母线电压变化  $\Delta U_H$  比机端电压的变化  $\Delta U_t$  要小, 致 K8 明显较 K6 为小, 而数值计算表明 K7 与 K5 相差不大。图 4.12 为用上述相同的单机一无穷大系统算例计算的  $\Delta T_{D(HSVC)}$  和  $\Delta T_{D(U_t)}$  随功角增大的变化曲线。图中可见, 当功角较大时, 高压母线电压控制方式下附加阻尼变负的程度比起机端电压控制来得小, 这有利于系统的动态稳定性。这两种方法由于本质上处理的数学模型相同, 因而结果殊途同归。

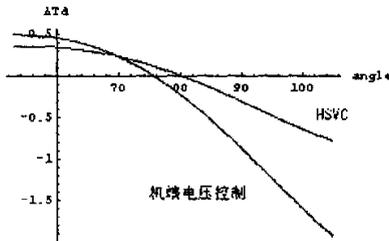


图 4.12 两种控制方式下的附加阻尼转矩

Fig.4.12 Add-on damping-torques under two control modes

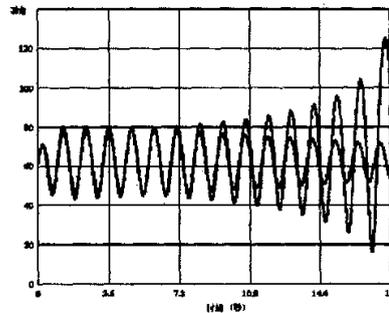


图 4.13 两种控制方式下发电机功角的摇摆曲线 (发散—机端电压控制, 收敛—HSVC)

Fig.4.13 Swing curve of power angle under two control modes (The divergent curve represents terminal voltage control and the convergent one for HSVC)

HSVC 对系统小干扰稳定的影响可以通过时域仿真进行校验。即, 对单机一无穷大系统施加一个小的扰动, 观察系统震荡的收敛情况。收敛越快, 说明系统阻尼越强, 动态稳定性越好。若震荡发散, 则说明系统出现负阻尼

而失稳。

如图 4.13 所示为两种控制方式下的发电机功角的摇摆曲线，收敛的曲线相对于高压侧电压控制方式，发散的为机端电压控制，前者比起后者其阻尼明显改善。

在很多文献 [93]、[96] 等) 中，还提到了相补偿环节的加装。从原理上讲，相补偿环节是对电压信号的 PID 控制，一个配置得当的 PID 控制能有效的提高电压的动态和静态性能，从而进一步提高电力系统的稳定性。它提供的超前相位，对励磁电流的滞后相位能起较明显的补偿作用，从而负阻尼得到补偿。但，由于相补偿环节针对的仍然是电压信号，它无法得到系统中阻尼、低频振荡频率等信息，因而其超前相位也不能完全满足补偿负阻尼的需要，因而，这种对稳定的改善又是有限的。

#### 4.4 高压侧电压控制对电压稳定性的影响

设计高压侧电压控制的出发点，在于提高系统的电压稳定性。当系统侧因为某些外部原因（如发生故障），电压下降时，希望发电机能够在其无功限制内尽可能地多发无功，缓解系统电压的降低，从而提高系统电压稳定性。

传统的机端电压控制，在这种情况下，确实能够起到提高无功出力，在一定程度上恢复电压的作用。然而，由于这种控制着眼于维持机端电压的恒定，与系统侧的联系并不紧密，往往，发电机的无功容量并不能得到充分的发挥。如果把控制的参考点移向与系统联系更紧密的位置，如，高压侧，则发电机能提供的无功将大大增加。系统电压稳定性随之提高。

文献[93]利用 PV 曲线，描述了高压侧控制对电压稳定的改善作用。并在一个简单系统中对改进的高压侧控制和 SVC 的效果作了对比。指出 HSVC

和 SVC 均能改善系统传输有功的极限, 但 HSVC 在电压“鼻点”方面优于 SVC。

文献[94]对开关电容器组和 HSVC 作了比较, 指出假设由于某些外部原因导致系统侧母线电压降低 1%时, 开关电容器组的无功将下降约 2% (开关电容的无功输出与电压的平方成正比)。而高压母线控制下, 高压母线电压降低 1%将导致无功出力提高 5%到 10%。一个合理设计的励磁系统, 能够在过励磁限制的范围内, 尽可能地提高发电机的无功出力。

文献[99]给出了不同的变压器电抗补偿度, 即等效电压控制点的位置对系统 QV 曲线的影响。并通过实际测试结果论证了 HSVC 对系统电压稳定性的改善。

限于考虑发电机励磁系统的模型的复杂性, 目前对 HSVC 的研究主要集中在对 PV 和 QV 曲线等静态分析上。为了更好的理解 HSVC 改善系统稳定性的机理, 本节将应用特征值等方法分析 HSVC 对一个单机—恒功率系统电压动态稳定性的影响, 并在一个实际系统算例中进行验证。

#### 4.4.1 系统模型

下面以图 3-2 所示单机-单负荷简单系统为例, 说明 HSVC 对系统电压稳定性的影响。

系统方程为:

$$T_{d0}' \frac{dE'}{dt} = -\frac{x_e + x_d}{x_\Sigma}' E' + \frac{x_d - x_d'}{x_\Sigma}' \frac{(V_L^2 + x_\Sigma' Q)}{E'} + E_{fd} \quad (4-15)$$

$$T_e \frac{dE_{fd}}{dt} = -(E_{fd} - E_{fd0}) - K_e \left( \frac{\sqrt{[(x_e - \lambda x_T)P]^2 + [(x_e - \alpha x_T)Q + V_L^2]^2}}{V_L} - U_r \right) \quad (4-16)$$

$$E'^2 V_L^2 - (x_\Sigma' P)^2 - (V_L^2 + x_\Sigma' Q)^2 = 0 \quad (4-17)$$

式中  $E'$ ,  $E_{fd}$  为状态变量; 负荷电压  $V_L$  为代数变量; 有功功率  $P$ , 无功功率  $Q$  为参数;  $\alpha$  反映电压控制点的位置, 即变压器电抗补偿度,  $\alpha = 0$  时表示机端电压控制,  $\alpha = 1$  时表示高压侧电压控制。

系统参数取:  $T'_{d0} = 10$ ,  $x_d = 0.8$ ,  $x'_d = 0.2$ , 变压器电抗  $x_T = 0.1$ , 发电机外电抗  $x_e = 0.3$ , 励磁放大倍数  $K_e = 100$ , 励磁调节时间常数  $T_e = 1.75$ 。系统正常运行点  $P0 = 0.5, Q0 = 0.2$

#### 4.4.2 特征值分析

采用小干扰分析法, 对形如  $\dot{X} = f(X, Y)$  的动态系统, 在工作点线性化后,  $0 = g(X, Y)$

可得:  $\Delta \dot{X} = A \Delta X$

式中  $A = [\frac{\partial f}{\partial X} - \frac{\partial f}{\partial Y} (\frac{\partial g}{\partial Y})^{-1} \frac{\partial g}{\partial X}]$  为系统的特征矩阵, 在  $(\frac{\partial g}{\partial Y})^{-1}$  非奇异时, 其特征值反映系统在工作点的小干扰稳定性。只要有一个特征值实部为非负, 就会导致系统失去稳定。

图 4.14 显示了单机单负荷系统, 在负荷增加时一组关键特征值的变化情况。

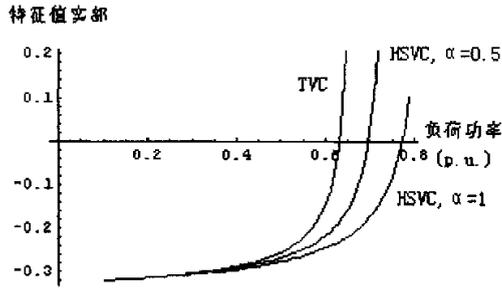


图 4.14 高压侧控制对简单系统动态稳定的改善

Fig.4.14 Improvement of dynamic stability for a simple power system by HSVC

控制负荷在  $P = 0.5 p.u.$   $Q = 0.6 p.u.$  不变, 调整电压控制点的位置, 可以得到图 4.15。图中可以看到随着电压控制点位置向高压侧移动, 系统特征值也随之降低。

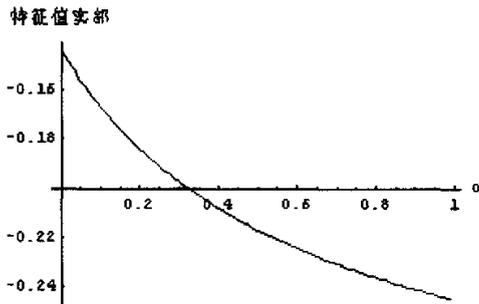


图 4.15 电压控制点位置对系统特征值的影响

Fig.4.15 Effects of voltage control point on system eigenvalues

由图 4.14 和图 4.15 可见, 在 HSVC 控制下, 系统的稳定极限有了明显提高。并且, 改善程度和电压控制点位置  $\alpha$  有关。 $\alpha$  越大, 控制点越接近系统侧, 改善效果越好。

### 4.4.3 仿真算例分析

为验证前文得到的结果，我们利用综合程序以某省实际系统为算例进行了计算。

在一台发电机上，引入自定义的励磁调节器模型，分别模拟机端电压控制和高压母线电压控制。假设该发电机高压侧出口 15% 处发生三相短路（时间从 1 秒开始，1.15 秒结束）故障时，通过仿真计算，观察比较两种控制方式对电压恢复的效果。

图 4.16 是该机组励磁电压在发生故障及故障消除后的响应，HSVC 励磁电压上升的幅值较大。

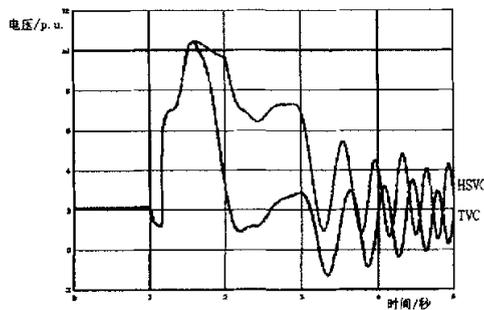


图 4.16 两种控制在短路故障下励磁电压的比较

Fig.4.16 Comparison of excitation voltage of HSVC and TVC under short circuit.

图 4.17 是采用该机组自定义励磁模型的机端电压恢复情况，无论 HSVC 还是机端电压控制，故障消除电压经过震荡后都恢复到同一个值，但在暂态过程中，HSVC 的机端电压普遍比机端电压控制方式高一些，更能使故障附近电压维持在较高水平。

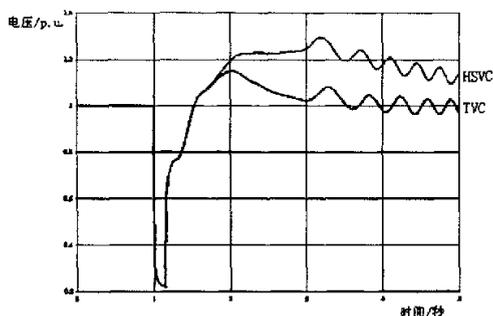


图 4.17 两种控制在短路故障下机端电压恢复情况的比较

Fig.4.17 Comparison of terminal voltage of HSVC and TVC under short circuit .

应该说明的是, 因为 PSS 的普遍装设, 实际系统中很难观察到 HSVC 对特征根 (震荡衰减情况) 的影响。但从上述例子已经可以清楚看到 HSVC 对电压稳定性的改善。

## 4.5 设计和应用高压侧电压控制应注意的问题

### 4.5.1 过电压问题

在高压侧电压控制下, 由于试图控制的不是机端电压, 就有个机端电压变化范围的问题。理论上, 对高压侧电压控制下的单机-无穷大系统, 作了…一定简化后, 可以通过调整励磁系统的放大倍数, 精确的把稳态下的电势恒定取在机端。但对稍复杂的模型, 机端电压就会随有功、无功出力的不同而变化。而另一方面, 对机端电压, 通常要求不超过额定值的 5%。如果放大倍数较大, 近似维持高压母线电压恒定, 机端电压将随着无功出力的上升而上升, 这样, 就可能造成机端过电压。在这种情况下, 设计人员将不得不减小

补偿度，把控制电压近似恒定的位置取在高压母线和机端之间，即升压变压器之内。这种方法削弱了高压侧控制的调节能力，因而电压限制的满足将以削弱高压侧控制的改善效果为代价。

对高压侧控制是否会引引起过电压的问题，应针对系统的各个运行状态进行校验。在文献[99]中，提到了用暂态稳定计算来进行校验的办法。

#### 4.5.2 同一母线下发电机间的无功分配

在按机端电压偏移调节时，通常，机端电压和无功电流存在一种正的调节特性。即，随着无功电流的增加，机端电压将下降。对于接在同一母线下的多个发电机，这种特性将有助于各机组间的无功负荷按固定的比例稳定的分配，而不至于出现无功出力集中在某一台机组的不合理情况（如图 4.18）。对按机端电压控制的系统，这一功能由励磁系统中可供选择的调差环节实现。当然，由于电压随无功出力的增加下降，这种特性对于系统的电压稳定是不利的。

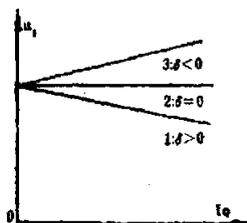


图 4.18 机端电压和无功电流的调节特性， $\delta > 0$  为典型的情况

Fig4.18 Regulation characteristic of terminal voltage and var current

在按高压母线电压偏移调节时，将近似保持发电机机端到高压母线之间，变压器内某点的电压恒定。虽然从高压母线向里面看，调节特性仍然为正，但从机端看，调节特性将变负。对于发电机-变压器组单元接线，这并无大碍。但如果发电机的机端仍接在同一条母线上，共用一个变压器时（如图 4.19，

[99]), 就有可能导致无功分配不均的问题。

为解决这个问题, 很多文献提到了创造性的补偿方法, 在设计励磁控制时引入其它发电机的信息。既然目标是防止各机组间的无功分配不均, 在设计励磁系统时, 就引入机组间无功电流之差作为补偿。这样, 既能够保持无功的平稳分配, 又能够提高系统在大干扰下的无功出力。

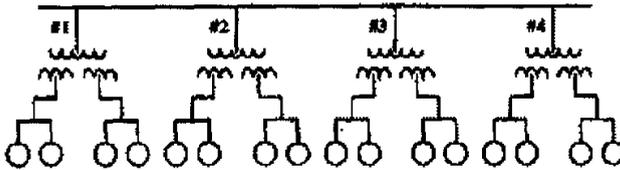


图 4.19 文[99]给出的 John Day 发电站单线图

Fig 4.19 Diagram of John Day Plant in paper[99]

以往的调差环节, 补偿信号  $V_{CC}$  由  $V_{CC} = X_C I_Q$  确定[93], 而新的补偿法下, 补偿信号  $V_{AC}$  为:  $V_{AC} = K_C (I_{Q2} - I_{Q1})$ 。通过这种方法, 可以在保证无功得到平稳分配的前提下, 保持机端电压恒定。

在此基础上, 在参考电压中加上对高压侧控制的补偿部分, 即可得到完整的参考电压值。典型的, 两台不同发电机的参考电压可以设置如下[95]:

$$V_{c1} = V_T + jX_{D1}I_{T1} - j(X_{D1} + X_{L1})(I_{T1} + I_{T2})$$

$$V_{c2} = V_T + jX_{D2}I_{T2} - j(X_{D2} + X_{L1})(I_{T1} + I_{T2})$$

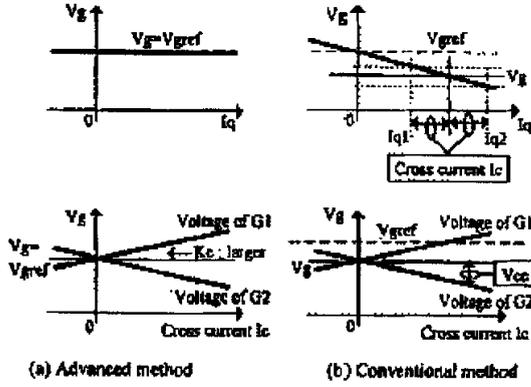


图 4.20 两种调差方式的比较

Fig4.20 Comparison of voltage regulation methods

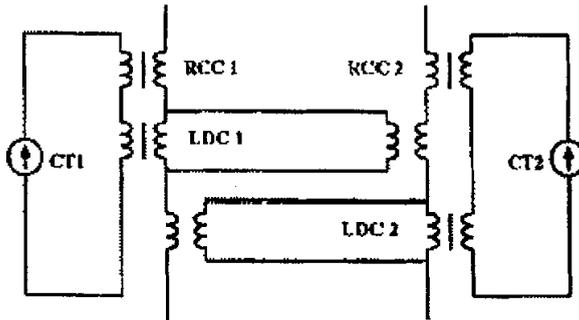


图 4.21 确保发电机并联运行的高压侧控制原理图

Fig 4.21 HSVC to ensure parallel operation of generators

这种方法还可以扩展到多台机的情况，原理类似。

在较老式的励磁控制系统中，这种功能需要从电流互感器获得信号，并

用模拟电路实现几个量的相加。

对微机励磁，只要励磁系统支持从其他机组获取电流信号，上述功能的实现将变得非常简单，只需要对算法略做修改即可。

在现有的产品中，GE-EX2000 系统已经可以实现该功能。它支持从附近的机组获得 3 个电流信号。在具体实现上，无功电流通过高速矢量运算得到。再和预设好的补偿电抗等进行四则运算，算出参考电压的值[94]。

在无功电流值的获取上，传统励磁系统中的调差环节，通过简单的接线，即可直接得到无功电流值。这种方法同样可以引用在高压侧控制中。

作为示例，一个四台发电机共用一台升压变的电厂，高压侧控制可如图 4.22 所示[94]：

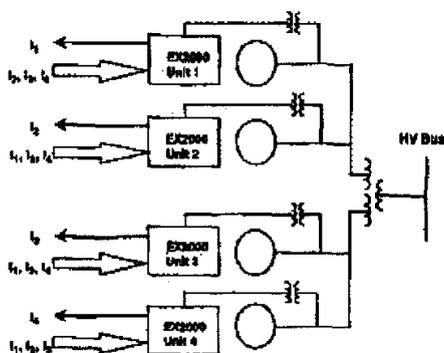


图 4.22 HSVC 控制下，利用其他机组信号控制励磁示例

Fig4.22 Example of excitation control with signals from other units

文[93]分别给出了两台机和四台机并列运行时，对高压母线参考电压施加一个 0.01PU 阶跃信号后系统响应的仿真结果。并作了如下分析：

(对两台机并联运行的情况)

(a) 随着参考值的阶跃，高压母线电压在几秒钟内平滑地、无波动地过渡到新的稳定值，该值与理论分析结果相符。

(b) 即使不同机组的调压器取到的机端电压不同，稳定后的高压母线电压仍能按照设定值得到稳定的控制。

(c) 尽管各调压器放大倍数不同，稳定后的高压母线电压仍能按照设定值控制，所不同的是放大倍数较低的发电机无功电流上升比较慢。

(d) 尽管各调压器反应特性不同，稳定后的高压母线电压仍能按照设定值控制，所不同的是反应较慢的调压器对应的发电机调节较慢，并有一定的过调节。

(e) 尽管运行模式不同，高压母线电压仍能稳定的控制到预设值。 $X_c$  越大，无功电流之差越小。

(f) 即使送往 2 号机的阶跃信号被延迟，高压母线电压仍能稳定的控制到预设值。

对四台机的情况类似，在此从略。

#### 4.5.3 高压侧电压控制和有载调压变压器的配合使用

如前文所述，高压侧电压控制下可能会产生机端过电压问题，限制了高压侧电压控制对系统稳定的改善作用。此时，如果发电机通过有载调压变压器接到高压母线，就可以考虑这样一种控制：励磁系统以维持高压母线电压恒定为目标，同时，通过有载调压变压器改变分接头来调节机端电压，使之满足要求。文[93]称这种方法为“先进高压侧电压控制”(Advanced High Side Voltage Control)。

在这种控制方式下，由于有载调压变压器的分接头位置改变，将引起变比和阻抗的变化，并且，这种变化将是不连续的。对于两台并列运行而特性不同的发电机，这种不连续性可能导致无功分配的不平衡。故，这种控制方式可能影响到发电机的并联运行。

解决这个问题的途径在于,在 HSVC 的参考电压设置中加入描述有载调压分接头位置的变量。具体做法是,将原  $V_{HREF}$  (参考电压值)用  $V_{HREF}/n$  代替,原  $\delta$  用  $\delta/n$  代替[93]。

这种方法能够进一步发挥高压侧电压控制的优点。但,文[96]指出,从价格和容量等因素考虑,这种方法将来难以得到大规模的普及应用。

## 4.6 本章小结

本章介绍了 HSVC 的基本概念、原理和结构,在此基础上分析了 HSVC 对电压稳定性的影响,并以仿真算例进行了验证。随后,对 HSVC 在设计应用时的一些问题作了说明。最后介绍了 HSVC 的应用实例。主要结论如下:

1. 从简化的发电机模型出发,应用特征根方法分析 HSVC 对单机-恒功率负荷系统电压稳定性的影响,分析表明高压侧电压控制可有效改善系统电压稳定性,改善程度和电压控制点位置有关。控制点越接近高压侧,改善效果越好。随后,从 HSVC 对升压变压器电抗的补偿作用的角度,对这种改善作用的机理进行了解释。通过一个多机系统算例的时域仿真验证了分析的正确性。
2. 机端过电压问题限制了高压侧控制的改善效果。使用有载调压变压器可以避免机端过电压,但出于价格和容量上的问题,这种方法难以得到大规模的应用。
3. 以机组间无功电流之差作为补偿信号,可保证同一母线下不同发电机间无功出力的平稳分配。这样,既能够保持无功的平稳分配,又能够提高系统在大干扰下的无功出力。

## 总结和展望

当前电力系统向大电网、高电压和远距离输电发展，对电力系统稳定性提出了新的挑战。深入研究电压稳定问题，对于系统的安全运行有着重要的意义。

本文在回顾归纳现有的电压稳定分析理论的基础上，着重考虑了两方面的问题：电力系统微分代数方程的奇异诱导分岔，和提高系统电压稳定的发电机高压母线励磁控制。得到如下结论：

- 1) 利用分岔理论，针对一个单机-单负荷简单系统，探讨了励磁放大倍数、电压控制点和励磁顶值等励磁参数对奇异诱导分岔点的影响。分析表明：提高励磁放大倍数、将控制点向系统侧推动都能有效地推后奇异诱导分岔的发生，从而系统稳定边界得提高。计及励磁顶值后，系统稳定域可能大大缩小。如果 PV 曲线上半支遭遇励磁顶值，系统在发生奇异诱导分岔前可能不再经历 Hopf 分岔。励磁顶值的数值对系统动态行为有较大影响。励磁顶值数值较低时系统不会出现奇异诱导分岔。
- 2) 提出了以代数方程雅可比矩阵的零特征值对应的左特征向量判断最近 SIB 发生方向的方法，据此安排系统的运行方式，可以使系统有效避免这类分岔的发生。以一个 IEEE14 节点系统为例进行了讨论，数值计算结果验证了本文提出方法的有效性，通过对结果的讨论，得到一些有意义的结论。
- 3) 从简化的发电机模型出发，应用特征根方法分析 HSVC 对单机-恒功率负荷系统电压稳定性的影响，分析表明高压侧电压控制可有效改善系统电压稳定性，改善程度和电压控制点位置有关。控制点越接近高压侧，改善效果越好。随后，从 HSVC 对升压变压器电抗的补偿作用的

角度,对这种改善作用的机理进行了解释。通过一个多机系统算例的时域仿真验证了分析的正确性。

- 4) 机端过电压问题限制了高压侧控制的改善效果。使用有载调压变压器可以避免机端过电压,但出于价格和容量上的问题,这种方法难以得到大规模的应用。
- 5) 以机组间无功电流之差作为补偿信号,可保证同一母线下不同发电机间无功出力的平稳分配。这样,既能够保持无功的平稳分配,又能够提高系统在大干扰下的无功出力。

作为下一步的工作,可以考虑:

- 1) 考虑详细模型的灵敏度分析

从现有的文献来看,采用不同系统模型和元件模型,所观察到的 SIB 现象有非常大的差别。作为下一步的考虑,建立详细的模型,进而分析各种因素对 SIB 点位置的影响,不仅能对电压失稳机理有更深入的了解,而且可以获取各参数共同作用对 SIB 点位置影响的信息,从而为如何对电压失稳进行预防性控制和校正性控制提供依据。

- 2) 考虑 SIB 的改进电压稳定指标的尝试

现有文献中,计算鞍结分岔点边界和 Hopf 分岔点边界的文献已经较多,而计算奇异诱导分岔边界的很少。适合在线计算的快速算法则还是空白。考虑到 SIB 可视为状态变量(如功角)作用下代数变量(如电压)发生 SNB 的分岔点的特点,参考静态电压稳定分析中分析 SNB 的做法,在较为简单的模型下,推导计算考虑 SIB 的改进电压稳定指标,将是有意义的尝试。

## 参考文献

- [1] 王梅义, 吴竞昌, 蒙定中, 大电网系统技术, 中国电力出版社, 北京, 1995
- [2] Atsushi Kurita, Takeichi Sakurai, "The Power System Failure on July 23, 1987 in Tokyo", Proceedings of the 27<sup>th</sup> Conference on Decision and Control, Austin, Texas, Dec 1988
- [3] 何大愚, 对于美国西部电力系统 1996 年 7 月 2 日大停电事故的初步认识, 电网技术 20 (9), 1996
- [4] 卢卫星等, 美国西部电力系统 1996 年 8 月 10 日大停电事故, 电网技术 20 (9), 1996
- [5] 余贻鑫, 电压稳定研究述评, 电力系统自动化, 1999, 23(21)
- [6] 段献忠, 电压稳定问题的机理和建模及实用算法研究, 华中理工大学博士论文, 1992
- [7] A. Tiranuchit et al, "A Posturing Strategy against Voltage Instabilities in Electric Power Systems", IEEE Trans on PWRS Vol. 3 No. 1 Feb 1988
- [8] 冯洽鸿, 电压稳定性分析的研究, 清华大学博士论文
- [9] 段献忠, 袁骏等, 电力系统电压稳定灵敏度分析方法, 全国高校电自专业年会, 四川重庆, 1995
- [10] Y. Sekine, "Multisolutions for Load Flow Problem of Power System and Their Physical Stability", PSCC 7, 1981
- [11] R. J. Jumeau, H. D. Chiang, "Parameterization of the Load Flow Equation for eliminating ill-conditioning load flow solutions",

- IEEE Trans on PWRs-8, No. 3, pp1003-1012, Aug. 1993.
- [12] V.Ajjarapu, C.Christy, "The Continuation Power Flow for Steady-State Voltage Stability Analysis", IEEE Trans on PWRs-7, No.1, pp416-423, Feb.1992
- [13] "Cigre technical brochure: Indices Predicting Voltage Collapse including dynamic phenomena", TF38.02.11, ELECTRA NO.159 Apr 1995
- [14] "Cigre technical brochure: Criteria and Countermeasures for Voltage Collapse", TF38.02.11, ELECTRA NO.162 Oct 1995
- [15] Y.Sekine, "A Static Voltage Stability Index Based on Multiple Load Flow Solutions", Presented at the Engineering Foundation Conference on Bulk Power System Voltage Phenomena: Voltage Stability and Security, Sept 1988, Potosi, Missouri
- [16] T.Thomas, J.Overbye, "Effective Calculation on Power System Low-Voltage Solutions", IEEE Trans on PWRs, Vol.11 No.1 Feb 1996
- [17] K.N.Srivastava, S.C.Srivastava, "Prediction of Voltage Collapse in an Integrated AC-DC Network using the Singular Value Decomposition Concept", EPSR No.28 pp111-122 1993
- [18] P.A.Lof et al "Fast calculation of voltage stability index", IEEE Trans. on Power Systems, Vol.7, No.1, pp.53-63, Feb.1992.
- [19] P.A Lof, G.Andersson, D.j.Hill, "Voltage stability indices for stressed power systems", IEEE Trans. on Power Systems, Vol.8, No.1, pp.326-335, Feb.1993.
- [20] B.Gao et al, "Voltage Stability Evaluation Using Modal Analysis", IEEE Trans on PWRs, Vol7, No.4, pp.1529-1542, Nov 1992
- [21] B.Gao et al, "Towards the development of a systematic approach

- for voltage stability assessment of large-scale power system”,  
IEEE Trans on PWRs, Vol. 11, No. 3, pp1313-1322, Aug 1996
- [22] A. Berizzi et al “System-Area Operating Margin Assessment  
Security Enhancement Against Voltage Collapse”, IEEE Trans on  
PwrS Vol11. No. 3, August 1996
- [23] A. Berizzi et al “An automatic procedure for evaluating and  
improving operating margins against voltage collapse”, 12<sup>th</sup> PSCC  
Dresden August 19-23, 1996
- [24] 余鄂西, 矩阵论, 华中理工大学出版社
- [25] 段献忠等, 电力系统电压稳定灵敏度分析方法, 电力系统自动化,  
Vol21. 4, 1997. 4
- [26] 袁骏, 电力系统电压稳定灵敏度分析, 华中理工大学硕士论文, 1997
- [27] O. B. Fosso, N. Flatabo, “Margins to Voltage Calculated for  
Normal and Outage Conditions”, Cigre, Paris, Aug 1992
- [28] N. Flatabo et al, “Voltage Stability condition in a power  
transmission system calculated by sensitivity methods.”, IEEE  
Trans on PwrS, 1990, 5(4)
- [29] N. Flatabo et al, “A Method for Calculation of Margins to  
Voltage Instability Applied on the Norweign System for Maintaining  
Required Security Level”, IEEE Trans on PWRs, Vol. 8, No. 3 1993
- [30] O. Crisan et al, “Voltage Collapse prediction using an improved  
sensitivity approach”, EPSR, 1994, 28
- [31] R. A. Schuelter et al, “Methods for determining proximity to  
voltage collapse”, IEEE PES, 1990 WM, 096-8-PWRS
- [32] M. M. Begovic et al, “Control of voltage stability using

- sensitivity analysis”, IEEE Trans on PWRS, 1992; 7(1)
- [33] L.Vargas, V.H.Quintana, “Clustering Techniques for Voltage Collapse Detection”, EPSR No.26 pp53-59 1993
- [34] V.A.Venikov, “Estimation of electrical power system steady-state stability in load flow calculations.”, IEEE Trans on PAS, 1975, 94(3)
- [35] T.H.Jung, D.H.Lee, “An Approach for Estimation Voltage Collapse Proximity Using a New Index On the System Less Information”, Cigre 38-201 1992
- [36] H.D.Chiang, R.J.Jumeau, “A More Efficient Formulation for Computation of the Maximum Loading Points in Electric Power System”, IEEE Trans. On PWRS-10, No. 1, pp635-646, May 1995.
- [37] C.A.Canizares, F.L.Alvarado, “Point of Collapse and Continuation methods for large AC/DC Systems”, IEEE Trans on PWRS-8, No. 1, ppl-8, Feb. 1993.
- [38] Z.C.Zeng, F.D.Galiana et al, “A Simplified Approach to Estimate Maximum Loading Conditions In the Load Flow Problem”, IEEE Trans on PWRS, Vol.8 No.1, Jan 1993
- [39] Yshihiko Kataoka, “An Approach for the Regularization of A Power Flow Solution Around the Maximum Loading Point”, IEEE Trans On PWRS Vol.7 No.3 Aug 1992
- [40] C.W.Taylor, Power System Voltage Stability, McGraw-Hill, Inc. 1994
- [41] Duan xianzhong, Jing zhaoxia, Bao linxin et al. “Effectiveness Analysis of Voltage Stability Margin Index. In: Electric Power

- Research Institute, ed. 1998 International Conference on Power System Technology Proceeding. Beijing: International Academic Publishers, 1998.
- [42] 黄幼琴、蒋逸静, 华东电网电压稳定安全性研究, 电网技术, 20(6), 1996
- [43] 何仰赞, 汪馥英, 电力系统分析, 华中理工大学出版社
- [44] J. W. Cote, C. C. Liu, "Voltage Security Assessment Using Generalized Operational Planning Knowledge", IEEE Trans on PWRs, Vol 8 No. 1 Feb 1993
- [45] L. Wehenkel, "Contingency Severity Assessment for Voltage Security Using Non-Parametric Regression Techniques", IEEE Trans on PWRs Vol 11 No. 1, Feb 1996
- [46] W. W. Price, D. B. Klapper, "A Multi-faced Approach to Power System Voltage Stability Analysis", Cigre 1992 Session-(30 Aug-5 Sep)
- [47] 何加坤, 张庆安等, 用全面敏感度分析方法进行电力系统无功综合优化配置, 中国电机工程学报, Vol 5 No. 3, 1985. 8
- [48] 包黎昕, 张步涵等, 电压稳定裕度指标分析方法综述, 电力系统自动化, Vol 23 No. 8 1999. 4
- [49] IEEE/PES Power System Stability Subcommittee Special Publication, "VOLTAGE STABILITY ASSESSMENT: CONCEPTS, PRACTICES AND TOOLS", August 2002, Chapter 2, Page(s) 90-93
- [50] 彭志炜, 基于分岔理论的电力系统电压稳定性研究, 浙江大学博士学位论文, 1998年5月
- [51] 韩文, 电力系统静态电压稳定性研究, 浙江大学博士学位论文, 1996

年 7 月

- [52] 吴浩, 电力系统电压稳定研究, 浙江大学博士学位论文, 2002 年 10 月
- [53] Bompard E, Carpeneto E, Chicco G, et al. A Dynamic Interpretation of the Load-flow Jacobian Singularity for Voltage Stability Analysis. *Electrical Power & Energy Systems*, 1996 18(6):385-395
- [54] 张元鹏,周双喜,王利锋,等.静态电压稳定性分析模型的理论基础[J].*中国电机工程学报*,1999,19(10):55-58.
- [55] Vancutsem T, Jacquemart Y, Marquet J N.A comprehensive analysis of mid-term voltage stability [J].*IEEE Trans. On Power Systems*.1995, 10(3):1173-1182
- [56] Huang G.M., Liang Zhao, Xuefeng Song, “A new bifurcation analysis for power system dynamic voltage stability studies”, *Power Engineering Society Winter Meeting, 2002. IEEE, Volume: 2, 27-31 Jan. 2002 Page(s): 882 -887 vol.2*
- [57] J. H. Chow, A. Gebreselassie, “Dynamic voltage stability analysis of a single machine constant power load system”, *Decision and Control, Proceedings of the 29th IEEE Conference on*, 5-7 Dec. 1990 Page(s): 3057 -3062 vol.6
- [58] Vournas C. D., Krassas N. D., “Voltage stability as affected by static load characteristics”, *Generation, Transmission and Distribution [see also IEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution]*, IEE Proceedings C, Volume: 140 Issue: 3, May 1993, Page(s): 221 - 228
- [59] V. Venkatasubramanian, H. Schättler and J. Zaborszky, “Voltage

- Dynamics: Study of a Generator with Voltage Control, Transmission, and Matched MW Load”, IEEE Transactions on Automatic Control , Volume:37 Issue:11 , Nov. 1992 Page(s):1717-1733
- [60] V. Venkatasubramanian, H. Schättler, and J. Zaborszky, “A Taxonomy of the Dynamics of the Large Power Systems with Emphasis on its Voltage Stability,” Proc. Bulk Power System Voltage Phenomena II - Voltage Stability and Security, ECC Inc., Page(s). 9-52, Aug. 1991
- [61] V. Venkatasubramanian, “Singularity induced bifurcation and the van der Pol oscillator”, Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications, IEEE Transactions on Circuits and Systems, Volume: 41 Issue: 11 , Nov. 1994 ,Page(s): 765 - 769
- [62] V. Venkatasubramanian, H. Schättler, and J. Zaborszky, “Analysis of local bifurcation mechanisms in large differential-algebraic systems such as the power system”, Decision and Control, 1993, Proceedings of the 32nd IEEE Conference on , 15-17 Dec. 1993 Page(s): 3727 -3733 vol.4
- [63] V. Venkatasubramanian, H. Schättler, and J. Zaborszky, “Dynamics of large constrained nonlinear systems—a taxonomy theory [power system stability]”, Proceedings of the IEEE , Volume: 83 Issue: 11 , Nov. 1995, Page(s): 1530 - 1561
- [64] V. Venkatasubramanian, H. Schättler, and J. Zaborszky, “Local bifurcations and feasibility regions in differential-algebraic systems”, Automatic Control, IEEE Transactions on Power systems, Volume: 40 Issue: 12 , Dec. 1995 ,Page(s): 1992 - 2013

- [65] V. Venkatasubramanian, X. Jiang, H. Schättler, and J. Zaborszky, "Current status of the taxonomy theory of large power system dynamics - DAE systems with hard limits," Proceedings of Bulk Power System Voltage Phenomena III - Voltage Stability, Security, and Control, Davos, Switzerland, pp. 15-103, 22-26 August 1994.
- [66] Byongjun Lee, Venkataramana Ajjarapu, "A piecewise global small-disturbance voltage-stability analysis of structure-preserving power system models", IEEE Transactions on Power systems, Volume: 10 Issue: 4, Nov. 1995, Page(s): 1963 - 1971
- [67] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Identification of the functional relationship between singularity induced bifurcation points and load change", Power Engineering Society Summer Meeting, 1999. IEEE, Volume: 2, 18-22 July 1999, Page(s): 1318 -1323 vol.2
- [68] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Numerical issues in the location of singularity-induced bifurcation points", Power Engineering Society 1999 Winter Meeting, IEEE, Volume: 1, 31 Jan. -4 Feb. 1999, Page(s): 707 -712 vol.1
- [69] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Singular points of the differential-algebraic power system model", Power Engineering Society Summer Meeting, 2000. IEEE, Volume: 3, 16-20 July 2000, Page(s): 1951 -1956 vol. 3
- [70] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Evaluation of stability limits imposed by singularity induced and saddle node bifurcations", Decision and Control, 1999. Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control, Volume: 1, 7-10 Dec.

- 1999, Page(s): 682 -683 vol.1
- [71] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Enhanced visualization of power system stability limits imposed by singularity induced bifurcations", Circuits and Systems, 2000. Proceedings. ISCAS 2000 Geneva. The 2000 IEEE International Symposium, Volume: 4, 28-31 May 2000, Page(s): 229 -232 vol.4
- [72] S. Ayasun, C. O. Nwankpa, H. G. Kwatny, "Singular sets and surfaces and their implications in power systems", Proceedings of the American Control Conference, June 1999
- [73] R. E. Beardmore, "Stability and bifurcation properties of index-1 DAEs", Numerical Algorithms 19 (1998) 43 - 53
- [74] R. Riaza, "On the singularity-induced bifurcation theorem", Automatic Control, IEEE Transactions on Automatic Control, Volume: 47 Issue: 9, Sept. 2002, Page(s): 1520 - 1523
- [75] Ricardo Riaza, "Double SIB Points in Differential-Algebraic Systems", IEEE TRANSACTIONS ON AUTOMATIC CONTROL, VOL. 48, NO. 9, SEPTEMBER 2003
- [76] Tang Yun, Yang Lijun, "An improved version of the singularity-induced bifurcation theorem", Automatic Control, IEEE Transactions on, Volume: 46 Issue: 9, Sept. 2001, Page(s): 1483 - 1486
- [77] Xiao Kai, Guo Yongji, Tang Yun, et al, "Two- Parameter Bifurcation Analysis on a Typical Power System Model", Automation of Electric Power Systems, 2000, 24(6):1-6
- [78] Liao H aohui, Tang Yun, "The Voltage Stability of a DAE Model

- For Single Machine Infinite Bus System”, Automation of Electric Power Systems, 2000, 15:11-15
- [79] André A. P. Lerm, Claudio A. Cañizares, Flávio A. B. Lemos, Aguinaldo S. e Silva, “Multi-parameter Bifurcation Analysis of Power Systems”, Proceedings of the North American Power Symposium (NAPS), Cleveland, Ohio, Page(s). 76-82, Oct. 1998
- [80] A. P. Lerm, C. A. Cañizares, and A. S. e Silva, “Multi-parameter Bifurcation Analysis of the South-Brazilian Power System”, Power Systems, IEEE Transactions, Volume: 18 Issue: 2, May 2003, Page(s): 737 - 746
- [81] Wieslaw Marszalek, Zdzislaw W. Trzaska, “Singularity-Induced Bifurcations in Electrical Power Systems”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol.20, no.1, February 2005
- [82] K.L.Praprost, K.A.Loparo, “An energy function method for determining voltage collapse during a power system transient”, Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications, IEEE Trans. on CAS-I, Volume: 41 Issue: 10, Oct. 1994, Page(s): 635 - 651
- [83] H. Chen, Y. Wang, R. Zhou, “Voltage stability boundary affected by nonlinear SVC control”, Electric Machines and Power Systems, Vol.28, 2000, p689-703
- [84] I.A. Hiskens, D. J.Hill, “Energy functions, transient stability and voltage behavior in power systems with nonlinear loads”, IEEE Trans. on PWRs, Vol.4, No.4, October 1989, p1525-1533
- [85] 王庆红, 周双喜, 电力系统微分代数模型奇异诱导分岔分析, 中国电机工程学报, 2003 年第 23 卷第 7 期

- [86] 王庆红, 周双喜, 电力系统奇异摄动模型霍普夫分岔分析, 中国电机工程学报, 2003 年第 23 卷第 8 期
- [87] 王庆红, 周双喜, 胡国根, 电力系统微分代数模型奇异诱导分岔点的搜索及其理论分析, 电网技术, 2003 年第 27 卷第 11 期
- [88] 王庆红, 周双喜, 多时标电力系统模型分岔现象的理论基础及其关系分析, 非线性动力学学报, 2003 年第 10 卷第 1-2 期
- [89] 肖炊, 郭永基等. 典型电力系统模型的双参数分叉分析. 电力系统自动化, 2000, 24(6)
- [90] 贾宏杰, 电力系统小扰动稳定域的研究, 天津大学博士学位论文, 2001 年 3 月
- [91] Carson W. Talor, Power System Voltage Stability. 北京: 中国电力出版社 (Beijing: China Electric Power Press), 2001 年影印版。
- [92] Alersardar Stankovic., Recent Results in Secondary Voltage Control of Power Systems. IEEE Trans on Power System, 1991, 6(1):94~101
- [93] Hitomi Kitamura, Masaru Shimomura, John Paserba, Improvement of Voltage Stability by the Advanced High Side Voltage Control Regulator. Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [94] A. Murdoch, J. J. Sanchez-Gasca, M. J. D' Antonio, R. A. Lawson, Excitation Control of High Side Voltage Regulation. Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [95] J. B. Davies, L. E. Midford, High Side Voltage Control at Manitoba Hydro. Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [96] Carson W. Talor, Line drop compensation, high side voltage control, secondary voltage control-why not control a generator like

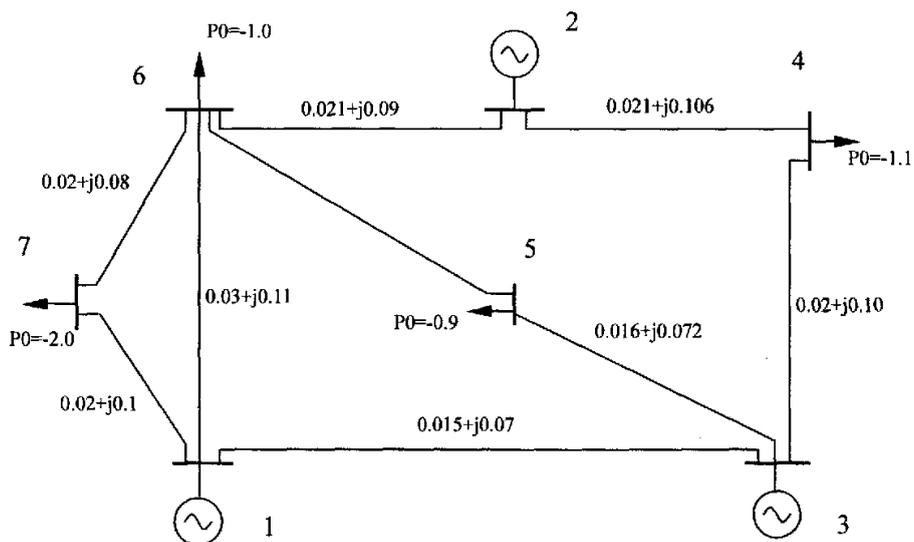
- a static var compensator? Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [97] Sandro Corsi, The Secondary Voltage Regulation in Italy. Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [98] Nelson Martins, The new CIGRE task force on coordinated voltage control in transmission networks. Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle, Washington, USA
- [99] Dmitry Kosterev, Design, Installation, and Initial Operation Experience with Line Drop Compensation at John Day Powerhouse . IEEE Trans on Power System, 16(2):261-265
- [100] G.N. taranto, N. Martins, D.M. Flcao, A. C. B. Martins, M. G. dos Santos, Benefits of applying secondary voltage control schemes to the Brazilian system, Proceedings of 2000 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, 16-20 July 2000, Seattle , Washington , USA
- [101] A.F.Gubina, F.Gubina, ANN in local secondary voltage control concept, Neural Networks, 1999. IJCNN '99. International Joint Conference on , Volume: 5 , 1999
- [102] *Sancha, J.L., Fernandez, J.L., Cortes, A., Abarca, J.T.*, Secondary voltage control: analysis, solutions and simulation results for the Spanish transmission system, Power Systems, IEEE Transactions on , Volume: 11 Issue: 2 , May 1996 , Page(s): 630 - 638
- [103] Yoshihiro Kitauchi, Takashi Shirasaki, Kunitaka Hayashi, Minoru Banjo , Satoshi Kitamura , Recent Developments on Generator Excitation Control System
- [104] 马大强, 电力系统机电暂态过程, 水利电力出版社, 1988

- [105] 韩祯祥, 电力系统自动控制, 中国电力出版社, 1994
- [106] 韩祯祥, 电力系统分析, 浙江大学出版社, 1993
- [107] 韩祯祥, 电力系统稳定, 中国电力出版社, 1995
- [108] 朱振清, 励磁控制与电力系统稳定, 中国电力出版社, 1994
- [109] 范磊, 陈珩, 二次电压控制研究(一), 电力系统自动化, 2000, 24(11): 18~21
- [110] 范磊, 陈珩, 二次电压控制研究(二), 电力系统自动化, 2000, 24(12): 20~24
- [111] 孙元章, 姚小寅, 刘锋, 二级电压控制对电力系统稳定性的影响, 中国电机工程学报, 2000, 20(2): 28~32
- [112] 刘锋, 姚小寅, 孙元章, 用奇异值分解法对二级电压控制效果的分析, 电力系统自动化, 1999, 23(18)
- [113] 孙元章, 王志芳, 姚小寅, 电力系统二级电压控制的研究, 电力系统自动化, 1999, 23(9): 9~14
- [114] 道上勉, 尾崎爱太郎, 提高电压稳定性的新型发电机励磁控制装置(PSVR)的开发, 四川电力技术, 1993, 5: 51~56
- [115] 李基成, 电力系统电压调节器 PSVR, 水电厂自动化, 2001, 10, 4: 1~7
- [116] 张扬, 毛雪雁, 邬道丰, 用户自定义建模的励磁系统仿真和 PSS 设计, 电网技术, 1997, 22(3)
- [117] 周泽昕, 吴中习, 建立自定义模型时的初值平衡问题, 电网技术, 1996, 20(1)
- [118] 程浩忠, 吴浩, 电力系统无功与电压稳定性, 中国电力出版社, 2004

## 附录

### 附录 1 7 节点算例

3 机 7 节点系统单线图  
One-line diagram of a 7-bus system

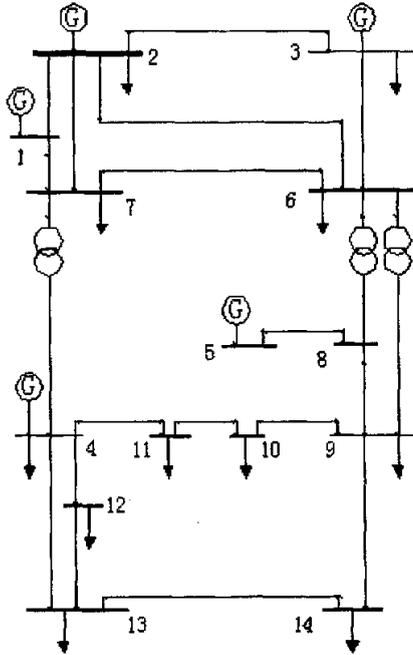


## 附录 2 IEEE14 节点算例

本文所用 IEEE14 节点系统单线图如下所示，其中节点 1 为平衡节点，2、3、4、5 为发电机节点 (PV 节点)，其余为负荷节点和 (PQ 节点)。

系统单线图

One-line diagram of the IEEE 14 bus system



传输线参数表

Transmission Line Data

节点1	节点2	R(p. u.)	X(p. u.)
1	2	0.01938	0.05917
1	5	0.05403	0.22304
2	3	0.04699	0.19797
2	4	0.05811	0.17632
2	5	0.05695	0.17388
3	4	0.06701	0.17103
4	5	0.01335	0.04211
4	7	0.0	0.20912
4	9	0.0	0.55618
5	6	0.0	0.25202

6	11	0.09498	0.19890
6	12	0.12291	0.25581
6	13	0.06615	0.13027
7	8	0.0	0.17615
7	9	0.0	0.11001
9	11	0.03181	0.08450
9	14	0.12711	0.27038
10	11	0.08205	0.19207
10	13	0.22092	0.19988
10	14	0.17093	0.34802

母线参数表

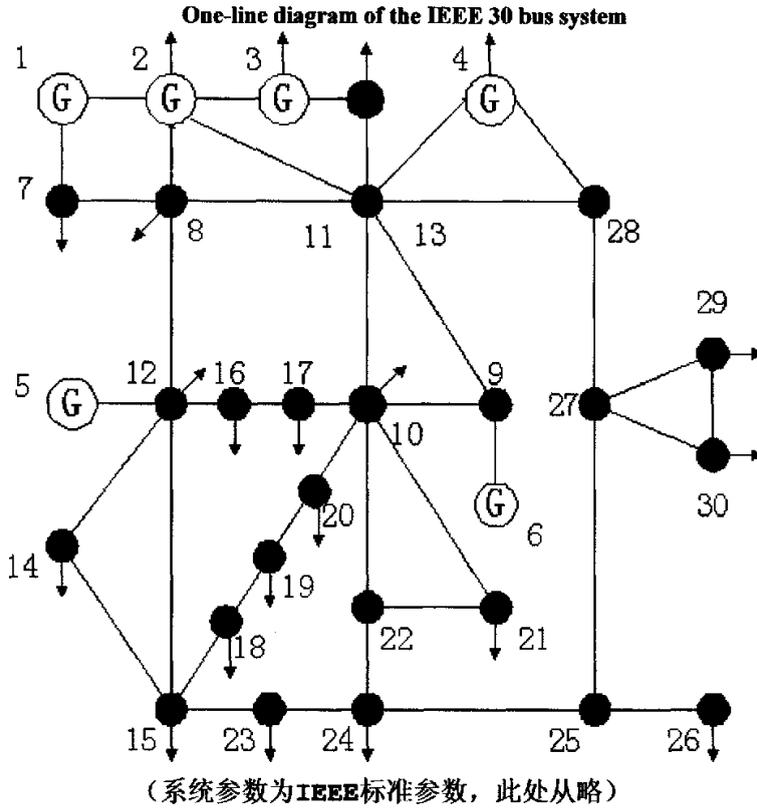
Bus data

序号	母线类型	电压 (pu)	相角 (度)	有功 (pu)	无功 (pu)
1	Slack	1.0600	0.0000	2.3240	-0.169
2	PV	1.0450	-0.0869	0.183	0.297
3	PV	1.0100	-0.2220	-0.942	0.044
4	PV	1.0700	-0.2482	-0.112	0.047
5	PV	1.0900	-0.2332	0	0.174
6	PQ	1.0190	-0.1803	-0.478	0.039
7	PQ	1.0200	-0.1532	-0.076	-0.016
8	PQ	1.0620	-0.2334	0	0
9	PQ	1.0560	-0.2608	-0.295	-0.166
10	PQ	1.0510	-0.2635	-0.09	-0.058
11	PQ	1.0570	-0.2581	-0.035	-0.018
12	PQ	1.0550	-0.2630	-0.061	-0.016
13	PQ	1.0500	-0.2646	-0.135	-0.058
14	PQ	1.0360	-0.2800	-0.149	-0.050

### 附录 3 IEEE30 节点算例

本文所用 IEEE30 节点系统单线图如下所示，其中节点 1 为平衡节点，2、3、4、5、6 为发电机节点（PV 节点），其余为负荷节点和（PQ 节点）。

系统单线图



## 攻读学位期间完成的学术论文

1. 周晓渊、邱家驹、陈新琪,“高压侧电压控制对单机-无穷大系统稳定性的影响”,中国电机工程学报,2003,23(1): 60-63
2. 周晓渊、邱家驹、周宏,“高压侧电压控制对电压稳定性的影响”,高电压技术,2005,31(11): 83-87
3. 周晓渊、邱家驹、周宏、谢志棠,“励磁参数对奇异诱导分岔的影响”,高电压技术(已录用)
4. 周晓渊、邱家驹、谢志棠,“奇异诱导分岔及其防范措施”,(已投稿)
4. 周晓渊、邱家驹、谢志棠,“奇异诱导分岔及其防范措施”,(已投稿)

## 致谢

首先，我要衷心感谢我的导师邱家驹教授。他那宽阔的胸怀、严谨求是的治学态度、渊博的学识和平易近人的作风使我敬佩不已，受益终生。从本科到攻博期间，邱老师在学习和生活上给我的教诲和帮助，令我终生难忘。在此，谨向邱老师致以衷心的感谢和崇高的敬意！

在五年多的攻博期间，我得到了电气学院许多老师的指点和帮助。在此向各位老师表示衷心的感谢。特别要感谢韩祯祥院士、曹一家教授、甘德强教授、徐政教授、文福拴教授、班主任蔡际令老师，以及香港理工大学的谢志棠博士、钟志勇博士，他们在或在学业上、或在生活上给我的教诲是我一生的财富。

在攻博期间，我还得到了同学们的真诚帮助，籍此机会，向电机工程楼 306 实验室的全体同学，以及郭瑞鹏博士后、吴浩老师、杨莉老师，和已经毕业的毕兆东、胡朝阳、赵学顺、张国江、李晓骏、唐陇军、吴晓明等同学表示感谢。

最后，我要深深感谢我的亲人，他们多年来给我的支持，是我面对人生各种困难的最强大的后盾。谨以此文献给他们，感谢你们的支持和鼓励！