



# 中华人民共和国国家标准

GB/T 311.4—2010

---

## 绝缘配合 第4部分：电网绝缘配合及其 模拟的计算导则

Insulation co-ordination—  
Part 4: Computational guide to insulation co-ordination  
and modeling of electrical networks

(IEC 60071-4:2004, MOD)

2010-11-10 发布

2011-05-01 实施

中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局 发布  
中国国家标准化管理委员会

## 目 次

前言 .....	VII
1 范围 .....	1
2 规范性引用文件 .....	1
3 术语和定义 .....	1
4 符号和缩写 .....	3
5 过电压的类型 .....	4
6 研究类型 .....	5
6.1 暂时过电压(TOV) .....	6
6.2 缓波前过电压(SFO) .....	6
6.3 快波前过电压(FFO) .....	6
6.4 特快波前过电压(VFFO) .....	6
7 网络元件的表示和数值处理 .....	6
7.1 概述 .....	6
7.2 数值处理 .....	6
7.3 架空线路和地下电缆的表示 .....	8
7.4 计算暂时过电压时电网元件的表示 .....	8
7.5 计算缓波前过电压时的电网元件的表示 .....	12
7.6 计算快波前瞬态时电网元件的表示 .....	15
7.7 计算特快波前过电压时网络元件的表示 .....	23
8 暂时过电压分析 .....	25
8.1 概述 .....	25
8.2 暂时过电压的快速估算 .....	25
8.3 暂时过电压的详细计算 .....	25
9 缓波前过电压分析 .....	27
9.1 概述 .....	27
9.2 SFO 研究的快速方法 .....	28
9.3 采用的方法 .....	28
9.4 统计法导则 .....	29
10 快波前过电压(FFO)分析 .....	30
10.1 概述 .....	30
10.2 统计法和半统计法的应用导则 .....	31
11 特快波前过电压(VFFO)的分析 .....	34
11.1 概述 .....	34
11.2 研究的目的是 .....	34
11.3 VFFO 的产生和类型 .....	34

11.4	研究用导则	35
12	模拟计算示例	35
12.1	概述	35
12.2	示例 1:包括长线在内的大型输电系统的 TOV	36
12.3	示例 2(SFO)——500 kV 线路充电(合闸)	38
12.4	示例 3(FFO)——500 kV GIS 变电站的雷电防护	41
12.5	工况 4(VFFO)——765 kV GIS 中瞬态的模拟	45
附录 A	(资料性附录) 架空线路和地下电缆的表示	65
A.1	单导体线路的精确 $\Pi$ 模型	65
A.2	常规 $\Pi$ 回路	65
A.3	行波法:常电感的单相无损线	66
A.4	与频率相关的单导线线路模型	66
A.5	多导体线路的模型	66
A.5.1	模型参数	66
A.5.2	转换矩阵的近似	67
附录 B	(资料性附录) 断路器电弧模型	68
B.1	开断步骤	68
B.2	电弧的数学模型	68
B.3	回路断开的特殊情况	69
B.3.1	开断线路故障	69
B.3.2	开断小电感电流	69
附录 C	(资料性附录) 计算电力系统设备雷害故障率的概率法	70
C.1	简介	70
C.2	概率模式的确定	70
C.2.1	雷击点	70
C.3	强度函数的计算和故障域的确定(见图 C.1)	71
C.4	故障率的积分计算	72
C.5	预期的年故障次数	73
附录 D	(资料性附录) 计算示例 5(TOV)——400 kV/200 kV 输电系统中线路和电抗器间的谐振	74
D.1	输入参数和模拟	74
D.1.1	线路图	74
D.1.2	线路参数	74
D.1.3	发电机	71
D.1.4	变压器	74
D.1.5	电抗器	75
D.2	方法	76
D.3	结果和解释	76
附录 E	(资料性附录) 计算示例 6(SFO)——因 SFO 引起的气体绝缘线路故障率的计算	79
E.1	输入的数据和模型	79
E.1.1	线路图(图 E.1)	79

E.1.2	电源	79
E.1.3	避雷器(7.5.11)	79
E.1.4	断路器	80
E.1.5	架空线路和气体绝缘线路(GIL)	80
E.1.6	残余电荷(7.5.2)	80
E.2	采用的方法	80
E.3	系统结构	82
E.4	结果和分析	82
E.5	故障率计算	83
E.6	建议	84
附录 F (资料性附录)	计算示例 7(FFO)——开合小电感电流时的高频熄弧	86
F.1	试验	86
F.2	模拟的输入数据和模型	86
F.2.1	电弧模型和电弧参数	86
F.2.2	模拟电路	87
F.3	结果和说明	88
参考文献		89
图 1	过电压的类型(特快波前过电压除外)	47
图 2	用于电感的阻尼电阻	47
图 3	用于电容的阻尼电阻	47
图 4	非线性元件稳态计算假定条件的示例	48
图 5	交流电压等效回路	48
图 6	动态电源模型	48
图 7	线性网络的等效表示	49
图 8	[56]中负载的表示	49
图 9	同步电机的表示	49
图 10	统计开关使用的双分布图解	50
图 11	多段输电杆塔[16], $H=l_1+l_2+l_3+l_4$	50
图 12	电晕支路模型的示例	51
图 13	伏秒特性曲线的示例	51
图 14	双斜线波形	52
图 15	CIGRE 的中凹波形	52
图 16	接地电极的简化模型	53
图 17	一个变电站纵深的网络模拟示例	53
图 18	两个变电站纵深的网络模拟示例	53
图 19	统计法和半统计法的应用	53
图 20	电气几何模型的应用	54
图 21	考虑到两个随机变量(雷击电流最大值和破坏性电压)的临界函数	54
图 22	GIS 和空气的界面处:外壳和地之间的耦合( $Z_3$ ), 架空线路和地之间( $Z_2$ )以及 母线导体和外壳之间( $Z_1$ )[33]	54
图 23	试验系统的单线图	55

图 24	系统暂态稳定计算得到的 CHM7、LVD7 和 CHE7 处的 TOV	56
图 25	系统暂态稳定模拟得到的第 1、第 2 和第 3 电源中心的发电机频率	56
图 26	动态电源模型的方框图[55]	57
图 27	LVD7 处的 TOV——具有 588 kV 和 612 kV 固定连接的避雷器的电磁瞬态模拟	57
图 28	CHM7 处的 TOV——具有 588 kV 和 612 kV 固定连接的避雷器的电磁瞬态模拟	57
图 29	LVD7 处的 TOV——具有 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器的电磁瞬态模拟	58
图 30	CHM7 处的 TOV——具有 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器的电磁瞬态模拟	58
图 31	系统的模拟	58
图 32	辅助触头和主触头	59
图 33	具有残余电荷和合闸电阻的配置中的相对地过电压累积概率函数和绝缘放电概率示例	59
图 34	1 000 次操作的故障次数与设备耐受电压之间的关系	59
图 35	用于雷击研究的 500 kV GIS 变电站的电路图	60
图 36	雷电流的波形	61
图 37	一个 GIS 段(节点)故障和安全状态的界面的近似表示	61
图 38	联合概率密度函数等值曲线	61
图 39	具有合闸隔离开关的 765 kV GIS 的单线图(仅用粗线表示的 GIS 部分对此处模拟的瞬态现象是重要的;图 40 中的某些点也在此处表示出)	62
图 40	研究瞬态现象的 765 kV GIS 部分的模拟图	62
图 41	4 ns 的斜波	63
图 42	开关操作	64
表 1	过电压的类别和形状——标准电压波形和标准耐受试验	4
表 2	最严重的过电压类型和产生它们的工况之间的对应关系	5
表 3	现行的架空线路和地下电缆模型的应用和限制条件	8
表 4	文献[59]建议的对应于不同结构的 $k$ 、 $U_0$ 和 $DE$ 值	18
表 5	摘自文献[44]的变压器对地最小电容	20
表 6	摘自文献[28]的典型变压器类设备对地电容	20
表 7	摘自文献[28]的断路器和隔离开关对地电容	20
表 8	首次负极性下行雷击的表示	21
表 9	首次负极性下行雷击的半峰值时间	22
表 10	负极性下行随后雷击的表示	22
表 11	负极性下行随后雷击的半峰值时间	22
表 12	VFFO 研究中元件的表示	24
表 13	FFO 研究方法的类型	31
表 14	电源侧参数	38
表 15	避雷器的特性	39
表 16	并联电抗器的特性	39
表 17	断路器的电容	40
表 18	残余电荷	40
表 19	系统结构	40
表 20	记录的过电压	41
表 21	1 000 次操作的故障次数	41
表 22	系统的模型	42

表 23	应用 EGM 法需要的数据 .....	43
表 24	峰值电流分布 .....	43
表 25	两条架空进线上不同区段的雷击次数 .....	43
表 26	GIS 破坏性放电电压分布和雷电流峰值分布的参数 .....	44
表 27	FORM 的风险估算(杆塔接地电阻=10 Ω) .....	44
表 28	对于 GIS11 的故障率估算 .....	45
表 29	GIS 元件的模拟:765 kV GIS 的数据 .....	45

## 前 言

本部分使用重新起草法修改采用 IEC 60071-4:2004《绝缘配合 第4部分:绝缘配合和电网模拟的计算导则》(英文版)。

本部分按照 GB/T 1.1—2009 和 GB/T 20000.2—2009 给出的规则起草。

本部分与 IEC 60071-4:2004 的主要技术性差异及其原因如下:

- 3.17 代表性雷电流中用“雷电流最大值”代替“雷电流最小值”。IEC 60071-4:2004 编辑性错误,故进行了修改;
- 7.6.3.3 感性支路中用“ $0.5 \mu\text{H}/\text{m}$ ”代替“ $1 \mu\text{H}/\text{m}$ ”。根据我国经验, $1 \mu\text{H}/\text{m}$  数值偏大,故进行了修改;
- 删除了“7.4.3.1 使用 PI 模型的提议”的条标题一行。因 7.4.3 中无 7.4.3.2,不符合 GB/T 1.1—2009 的相关规定。故进行了编辑性修改;
- 在 7.6.5.1.4 中增加“注2:7.6.5.1.3 和 7.6.5.1.4 介绍的方法是针对标准大气条件的,未考虑海拔高度的影响,不宜直接应用于工程。”。因为 IEC 60071-4 的“7.6.5.1.3 采用面积标准的空气间隙模型”和“7.6.5.1.4 基于表示先导传播的空气间隙模型”介绍的方法均是针对标准大气条件而言的,未考虑海拔高度的影响,不能直接应用于工程。故加注予以说明以提高可操作性。另原 7.6.5.1.4 中的“注”顺延为“注1”。
- 在 7.6.7 变压器的表 6 中增加电压等级 500 kV 变压器类设备典型对地电容数据。以适应我国的实际需要,提高可操作性。
- 在 7.6.8 断路器和隔离开关的表 7 中增加电压等级 500 kV 断路器和隔离开关类设备典型对地电容数据。以适应我国的实际需要,提高可操作性。
- 7.6.9 雷击
  - 删除“认为雷电统计对全世界是相同的。”一句。此话不严格,因为不同地区、不同国家的雷电流幅值的分布概率有较大的差异。
  - 增加“注:需注意地闪密度监测灵敏度应和雷电流幅值的监测灵敏度一致,否则会带来误差。”。
- 7.6.9.3 表示首次负极性下行雷击的概率分布
  - 删除了“也可以采用某些国家使用的一些已有的经验公式。”一行。不适用故删除。
  - 增加“注:根据我国的实际测量数据,我国大部分地区防雷计算中的雷电流幅值的分布采用  $\lg P(I_t) = -I_t/88$ , 陕南以外的西北地区、内蒙古自治区的部分地区(这类地区的平均年雷暴日数一般在 20 及以下)少雷地区的雷电流幅值减半,  $\lg P(I_t) = -I_t/44$ ”。因为不同地区、不同国家的雷电流幅值的分布概率有较大的差异,而 IEC 60071-4“7.6.9.3 仅介绍了 IEEE 提出的一个关于电流幅值的分布的简化公式,不完全适用于我国,故增加注释标明我国的实际以提高可操作性。”。
- 10.1.3 确定性法中用“最大雷电流”代替“最小雷电流”。IEC 60071-4:2004 编辑性错误,故进行了修改;
- 在 10.2.2 需要的数据 中增加“——塔头空气间隙的放电特性;”,计算需要。
- 在 12.3.1.4 表 15 避雷器的特性中用持续运行电压  $U_c$  的数据“324 kV”代替“350 kV”,用操作冲击残压  $U(2 \text{ kA})$  的数据“907 kV”代替操作冲击残压  $U(1 \text{ kA})$  的数据“864 kV”。以适应我国的实际需要,即符合 GB 11032 的相关规定。

## —附录 A

- A. 3 行波法:常电感的单相无损线中用公式“ $V(x,t) + Z_c I(x,t) = 2 \times Z_c F_1(x-vt)$ ”代替“ $V(t) + Z_c I(t) = 2 \times Z_c F_1(x-vt)$ ”。
- A. 4 与频率相关的单导线线路模型中用公式“ $V_1(t) - F^{-1}(Z_c) \times I_1(t) = F^{-1}(e^{-\gamma l}) \times (V_2(t) + F^{-1}(Z_c) \times I_2(t))$ ”代替“ $V_1(t) - F^{-1}(Z_c) \times I_1(t) = F^{-1}(e^{-\gamma l}) \times (V_1(t) + F^{-1}(Z_c) \times I_2(t))$ ”。
- A. 5.1 模型参数中用公式“ $-\frac{dV(p,x)}{dx} = Z(p)I(p,x); -\frac{dI(p,x)}{dx} = Y(p)V(p,x)$ ”代替“ $-\frac{dV(p,x)}{dx} = Z(p)I(p); -\frac{dI(p,x)}{dx} = Y(p)V(p)$ ”。

IEC 60071-4:2004 编辑性错误,故进行了修改。

—本部分与 IEC 60071-4:2004 的上述主要差异涉及的条款已通过在其外侧页边空白位置的垂直单线(|)进行了标示。

本部分中的附录 A、附录 B、附录 C、附录 D、附录 E、附录 F 为资料性附录。

本部分由中国电器工业协会提出。

本部分由全国高电压试验技术和绝缘配合标准化技术委员会(SAC/TC 163)归口。

本部分负责起草单位:国网电力科学研究院、西安高压电器研究院有限责任公司。

本部分参加起草单位:河南平高电气股份有限公司、山东电力研究院、湖南省电力试研院、南方电网技术研究中心、广东省电力设计研究院、江西省电力科学研究院、库柏耐吉(宁波)电气有限公司。

本部分主要起草人:谷定燮、田恩文、周沛洪、王建生、王维洲、严玉林、何慧雯、张小勇。

本部分参加起草人:崔东、陈勇、王亨、曹祥麟、郭志红、李文艺、蒋正龙、蔡汉生、童军心、蒋斌。



# 绝缘配合

## 第 4 部分：电网绝缘配合及其模拟的计算导则

### 1 范围

GB/T 311 的本部分规定了进行绝缘配合数字化计算的导则,并提出了普遍认可的建议:

——电力系统的数字模型;

——实施适用于数值计算的确定性法和统计法。

本部分适用于给出进行绝缘配合的计算方法、建模和示例方面的资料,以便采用 GB/T 311.2—2002 中提出的方法,并按照 GB 311.1—1997 选取设备或装置的绝缘水平。

### 2 规范性引用文件

下列文件对于本文件的应用是必不可少的。凡是注日期的引用文件,仅注日期的版本适用于本文件;凡是不注日期的引用文件,其最新版本(包括所有的修改单)适用于本文件。

GB 311.1—1997 高压输变电设备的绝缘配合(neq IEC 60071-1;1993)

GB/T 311.2—2002 绝缘配合 第 2 部分:高压输变电设备的绝缘配合使用导则(eqv IEC 60071-2;1996)

GB/T 311.3 绝缘配合 第 3 部分:高压直流换流站绝缘配合程序(GB/T 311.3—2007, IEC 60071-5;2002,MOD)

GB 1984 高压交流断路器(GB 1984—2003,IEC 62271-100;2001,MOD)

GB 11032 交流无间隙金属氧化物避雷器(GB 11032—2000,eqv IEC 60099-4;1991)

GB/T 13499 电力变压器应用导则(GB/T 13499—2002,idt IEC 60076-8;1997)

GB/T 16927.1 高电压试验技术 第一部分:一般试验要求(GB/T 16927.1—1997,eqv IEC 60060-1;1989)

IEC 62271-110;2005 高压开关设备和控制设备—第 110 部分:感性负载开合(High-voltage switchgear and controlgear—Part 110;Inductive load switching)

### 3 术语和定义

除 GB 311.1—1997 外,下列术语和定义适用于本文件。

注:某些术语来自 IEC 的多语字典[1]<sup>1</sup>。

#### 3.1

**反馈 backfeeding**

通过变压器由低压侧向高压架空线路或电缆供电的工况。

<sup>1</sup> 方括号中的引用见参考文献。

3.2

**反击(逆闪) back flashover**

雷击杆塔或架空地线造成的相对地绝缘闪络[1]。

3.3

**反击率(逆闪率) back flashover rate**

每100 km线路每年的反击(逆闪)次数。

3.4

**投入容性负载 closing of capacitive load**

主要是指电容器组的投入,但是也包括任何其他容性负载的投入。

3.5

**临界电流 critical current**

引起线路闪络的最小雷电流。

注:线路的临界电流是指所有注入点的最小临界电流。

3.6

**直击雷 direct lightning strike**

雷击电网的一个元件,如导线、杆塔或变电站设备[1]。

3.7

**充电(合闸) energization**

事先没有储能的电力系统元件与电源的连接或再连接。

3.8

**故障清除 fault clearing**

开断系统短路。

3.9

**限定距离 limit distance**

离开变电站的距离,在此距离外的雷击引起的过电压不会产生危害变电站设备的侵入波。

3.10

**线路分闸(线路切除) line dropping**

通过开断最后一台断路器将线路断开。

3.11

**施加线路故障 line fault application**

对系统中的某一线路施加一个短路。

3.12

**甩负荷 load rejection**

断开线路断路器,引起向一定量的负荷停止供电。

注:从暂时过电压的观点出发,最严重的情况是输电厂大部分电能的长距离输电线路的负荷侧断路器分闸。

3.13

**线路重合闸 line re-energization**

故障或继电器误动引起的线路断路器的分闸后的快速合闸。

注:对于线路充电,应计及线路的残余电荷。

3.14

**最大绕击电流 maximum shielding current**

能够击中被架空地线保护的线路相导线的最大雷电流。

## 3.15

**平行线路谐振 parallel line resonance**

因与平行的带电线路之间的电容耦合引起的在并联电抗补偿的不带电的回路上的过电压。

## 3.16

**选相操作 point-on-cycle controlled switching**

在合闸容性负载时,选择断路器触头间电压过零的瞬间合闸,以消除操作瞬态。

在开断感性负载时,保证在电弧拉长和变弱,电流过零时分闸,以消除重击穿和重燃的风险。

## 3.17

**代表性雷电流 representative lightning stroke current**

在特定的雷击点产生设备能够耐受的过电压的雷电流最大值。它通常根据经验得出。

## 3.18

**缓波前过电压闪络率 slow-front overvoltage flashover rate**

因缓波前过电压造成的每 100 km 线路每年的闪络次数。

## 3.19

**并联电阻 switching resistor**

为了限制长线路来自电源激励的操作冲击的幅值,接入的和线路波阻抗相当的电阻。

## 3.20

**感性和容性电流的开合 switching of inductive and capacitive current**

包括电动机启动电流的截断、变压器励磁电流的开断或者并联电抗器的开断时的感性电流的截断、电弧炉以及其变压器的开合和操作、空载电缆和电容器组的开合,高压熔断器的电流的截断。

(见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3.5。)

## 3.21

**非同期断路器极(相)的操作 uneven breaker pole operations**

断路器的分闸和合闸期间断路器的一个或两个极缓动。

## 4 符号和缩写

AIS	空气绝缘开关设备
BFO	反击(逆闪)
BFR	反击(逆闪)率
EGM	电气几何模型
FACTS	灵活交流输电系统
FFO	快波前过电压
GIS	气体绝缘开关设备
HVDC	高压直流
LIWV	雷电冲击耐受电压
MOA	金属氧化物避雷器
SFO	缓波前过电压
SIWV	操作冲击耐受电压
SFOFR	缓波前过电压闪络率

续表

TOV	暂时过电压
TRV	瞬态恢复电压
VFFO*	特快波前过电压
Z <sub>s</sub> (或 Z <sub>c</sub> )	波阻抗(或特征阻抗)
I <sub>c</sub>	临界电流
I <sub>m</sub>	最大绕击电流
* 在某些场合也简称为 VFIO。	

作为补充,见 GB/T 311.2—2002 的 1.3 以及参考文献[4]中的符号清单。

5 过电压的类型

表 1 和图 1 详述了所有类型过电压的特征。

表 1 过电压的类别和形状——标准电压波形和标准耐受试验

类别	低 频		瞬 态		
	连续的	暂时的	缓波前	快波前	特快波前
电压或过电压的波形					
电压或过电压波形的范围	$f = 50 \text{ Hz 或 } 60 \text{ Hz}$ $T_1 \geq 3 \text{ 600 s}$	$10 \text{ Hz} < f < 500 \text{ Hz}$ $0.02 \text{ s} \leq T_1 \leq 3 \text{ 600 s}$	$20 \mu\text{s} < T_p \leq 5 \text{ 000 } \mu\text{s}$ $T_2 \leq 20 \text{ ms}$	$0.1 \mu\text{s} < T_1 \leq 20 \mu\text{s}$ $T_2 \leq 300 \mu\text{s}$	$T_1 \leq 100 \text{ ns}$ $0.3 \text{ MHz} < f_1 < 100 \text{ MHz}$ $30 \text{ kHz} < f_2 < 300 \text{ kHz}$
标准电压波形	 $f = 50 \text{ Hz 或 } 60 \text{ Hz}$ $T_1^a$	 $48 \text{ Hz} \leq f \leq 62 \text{ Hz}$ $T_1 = 60 \text{ s}$	 $T_p = 250 \mu\text{s}$ $T_2 = 2 \text{ 500 } \mu\text{s}$	 $T_1 = 1.2 \mu\text{s}$ $T_2 = 50 \mu\text{s}$	
标准耐受电压试验		短持续时间的工频耐受	操作冲击试验	雷电冲击试验	
* 由相关的电器委员会规定。					

## 6 研究类型

对于范围Ⅰ的电压等级( $U_m$  至 252 kV),SFO 一般不严重,而雷电引起的 FFO 必须仔细考虑。但是,对于更高的电压等级,SFO 成为一个重要因素,尤其在特高压(UHV)范围当 FFO 在多数情况下不是最严重的时候。

对所有的系统电压等级都需进行 TOV 的研究。表 2 列出了各种最严重过电压的类型和产生它们的工况之间的对应关系。

表 2 最严重的过电压类型和产生它们的工况之间的对应关系

	暂时过电压 TOV	瞬态过电压		
		缓波前过电压 SFO	快波前过电压 FFO	特快波前过电压 VFFO
甩负荷 (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.2.2)	✓			
变压器投入	✓	✓		
平行线路谐振	✓			
断路器极的非同期操作	✓			
反馈	✓			
线路故障 (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3.3)	✓	✓		
故障清除 (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3.3)	✓	✓		
线路充电(合闸) (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3.2)	✓	✓		
线路重合闸	✓	✓		
线路分闸(退出)	✓	✓		
AIS 的母线开合			✓	1)
感性和容性电流的开合 (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3.5)	✓	✓	✓	
反击(逆闪)			✓	
绕击 (见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.4.2)			✓	
GIS 内部的开合				✓
六氟化硫断路器的感性 和容性电流开合	✓	✓	✓	1)
GIS 中的闪络				✓
真空断路器的开合			✓	✓

1) 在短母线和低阻尼的情况下,也能出现特快波前过电压。

### 6.1 暂时过电压(TOV)

在确定设备的工频耐受电压时,尤其是在确定 MOA 的容量方面,暂时过电压很重要。TOV 对变压器和并联电抗器的作用可导致其过饱和。铁磁谐振是 TOV 的一种特定类型,本导则中不予研究。

### 6.2 缓波前过电压(SFO)

在确定避雷器的能量承受能力和选择设备的耐受电压以及输电线路杆塔的空气间隙时缓波前过电压起作用。

研究 SFO 要求探讨导致超过上述耐受值的过电压的可能的网络结构以及操作条件。按其重要性递减的顺序,需要考虑的典型事件有线路三相重合闸、线路充电(合闸)、线路故障、故障清除、容性负载关合以及感性负载开断(从电抗器的观点来看)。感性电流开合中,断路器可能在最终开断后因过高的  $dv/dt$  而击穿。最终开断后,在工频四分之一周波之前的断路器断口介质击穿称为重燃,而工频四分之一周波后的断口击穿称为重击穿。断路器的重击穿产生很高的 SFO。

注:对于范围 1 的设备没有规定耐受电压值。

### 6.3 快波前过电压(FFO)

FFO 主要是由雷击引起的。其幅值远高于其他种类的过电压。

因此,FFO 对于所有的电压等级都很重要,并且,需要使用保护装置(主要是避雷器)来减轻 FFO 的作用。研究快波前过电压是为了确定设备故障率,从而选择与保护装置配置和杆塔接地相关的设备的耐压水平,以及评估线路和变电站的性能。

注:由于电流截断和重击穿,真空断路器可引起快波前范围内的过电压。

### 6.4 特快波前过电压(VFFO)

特快波前过电压对于防止高的接触电压以及 GIS 外壳内的内部闪络是很重要的。GIS 中的操作工况(见[3])或者中压系统中真空断路器的操作会产生 VFFO。

GIS 中隔离开关的预击穿以及六氟化硫断路器的重燃可能产生 VFFO。通常,这些 VFFO 可通过选相开合等来避免,但是,需要对控制继电器的误动作情况进行分析。

## 7 网络元件的表示和数值处理

### 7.1 概述

估算每种类型过电压的简化方法分别在 8.1、9.1 和 10.1 中简单提出。它们不要求对每个元件精确模拟。但是,如果需要确定准确的过电压或者简化方法不能处理的过电压时,就要求用详细的模型做仔细的分析。研究中所用的表示系统元件的这些模型取决于所考虑的过电压的类型。经过数值处理后,对于每种类型的过电压,本条款中给出的模型足以表示系统元件。

### 7.2 数值处理

#### 7.2.1 瞬态计算前的初始化

瞬态现象的解与瞬态开始的初始条件有关。某些模拟计算可以从零初始状态开始,如某些雷击研究的特殊情况,但是,有许多情况的模拟计算必须从工频稳态条件开始。对于大多数情况,该问题可以通过模拟工具内部计算予以解决。

尽管有些程序可以对一些简单情况进行带有谐波的初始化,但是,对于大多数一般情况,至今还没

有能够计算初始条件的数学工具。谐波的初始化可以通过简单的近似方法获得。最简单的方法是称为 brute-force (“强力”)法:不进行任何初始计算就开始模拟计算,而持续足够长的时间让瞬态趋于稳定状态。该方法具有合理的精度,但是,如果系统元件具有小的阻尼,其收敛会非常慢。更有效的方法是将非线性支路隔开或用线性化模型表示非线性支路,进行近似的线性交流稳态计算。

### 7.2.2 时间步长

时间步长应与所考虑的瞬态期间系统中出现的最高频率情况一致。建议值为最高频率对应的周期的十分之一。

时间步长必须小于网络中任何传播元件的波传播时间。建议值为最小波传播时间的一半。

时间步长的正确性可以通过文献[5]中给出的方法来验证,比较给定时间步长和一半的给定时间步长的计算结果。如果两个结果相等,则认为第一个时间步长已经足够小。

### 7.2.3 模拟的持续时间

持续时间应足够的长,以保证模拟结果中记录到了最高的过电压。尤其是必须考虑到传播时间和反射。对于 TOV,计算时间必须充分复盖一时间间隔,以准确地计算避雷器中的能量。

### 7.2.4 数值振荡

数值振荡与下述有关:

- 用于瞬态计算的数值方法,特别是在时域计算中求解使用的积分方法;
- 对于给定参数值的系统模型的固有不稳定特性。

如果在模拟情况下出现振荡,必须检查其是否与物理现象相关。如果振荡取决于时间步长或者是非阻尼的,它们可能是数值振荡。

在采用梯形法的程序中,可以采用一个与电感并联的电阻(图 2)来阻尼电流突然变化时可能出现的数值振荡,如文献[29]中所示。

根据文献[29],该电阻对电感的幅-频响应不应有不利影响,但是会引入一个相位误差。基于工频下可接受的相位误差,文献[38]提出使用如下判据:

$$5.4 \times \frac{2 \times L}{\Delta t} \leq R_{\text{damp}L} \leq 9.4 \times \frac{2 \times L}{\Delta t}$$

在采用梯形法的程序中,如果电容器端子间的电压发生突变,也能在容性电流中出现数值振荡,但在实际研究中很罕见。为了阻尼这些振荡,可以采用一个与电容器串联的电阻(图 3)。

文献[29]提出采用下述数值:

$$R_{\text{damp}C} = 0.15 \times \frac{\Delta t}{2 \times C}$$

在几个时间步长内采用向后 Euler 法也可阻尼振荡[29]。

### 7.2.5 输出数据的表示

在准备这些结果的输出时应注意避免计算结果的无意过滤。例如,如果用于表示输出的时间步长不够小,某些存在的振荡就会隐藏在两次采样之间。

### 7.2.6 非线性元件

用分段线性模型表示非线性元件时分段数必须足够多,尤其对“拐点”附近的数据,这样才能准确模拟这些元件并产生可信的结果。因时域计算所采用方法,非线性元件可导致数值的不准确。

必须注意稳态计算对非线性元件所做的假定,可见下面的示例(图 4)。

7.3 架空线路和地下电缆的表示

有很多表示架空线路和地下电缆的方法。表 3 汇总了最常用的模型。建模的细节在附录 A 中给出。

表 3 现行的架空线路和地下电缆模型的应用和限制条件

名称	应用	局限性
1 精确 $\pi$ 模型	初始化	
2 常规 $\pi$ 模型	初始化 瞬态	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 仅在一个频率下初始化；</li> <li>• <math>\pi</math> 元件数量的选择；</li> <li>• 由于 <math>\pi</math> 链第一个电容, 导致梯形积分问题</li> </ul>
3 常数转换矩阵的行波模型	瞬态	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 选择用于模型计算的频率；</li> <li>• 模拟损耗的集中阻抗引起的反射；</li> <li>• 在大多数情况下因转换矩阵系数的实数近似引起的偏差；</li> <li>• 因时间步长引起的历史项计算的近似(当传播时间不是步长的整数倍时)；</li> <li>• <math>\frac{\text{时间步长}}{\text{每个模型的传播时间}} \leq \frac{1}{2}</math></li> </ul>
4 常数转换矩阵的频率相关模型	瞬态	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 对同轴电缆和不换位垂直排列架空线路以及接地故障计算(频率范围很广), 因转换矩阵和频率相关, 计算精度差；</li> <li>• 在很多情况下转换矩阵的系数是实系数的近似；</li> <li>• 时间步长的限制</li> </ul>
5 带有频率相关的转换矩阵的频率相关模型	瞬态	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 在地下电缆以外使用时常出现数值不稳定现象；</li> <li>• 时间步长的限制</li> </ul>
6 相域模型	瞬态和 初始化	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 相域线路建模现在已经不太流行。其一个优点是可以避免将转换矩阵系数近似为实数</li> </ul>

电缆建模时, 应注意模拟交叉互联(通常指电缆护套的连接)。对于电缆, 振荡的阻尼通常难以模拟, 尤其是并联损耗的模拟。

7.4 计算暂时过电压时电网元件的表示

本条款中描述的大多数模型更详细的资料在文献[2]中给出。

7.4.1 电源

7.4.1.1 正序和零序 RLC 回路

图 5 中  $Z_0$  和  $Z_1$  分别为电源的零序阻抗和正序阻抗。

$$Z_0 = R_0 + jL_0 \times 2\pi f \text{ 以及 } Z_1 = R_1 + jL_1 \times 2\pi f$$

为了计算  $Z_0$  和  $Z_1$ , 可以假定它们主要由电感组成, 即  $Z_0 \approx jL_0 \times 2\pi f$  以及  $Z_1 \approx jL_1 \times 2\pi f$ ,  $f$  为工频。 $L_0$  和  $L_1$  可以从单相短路电流值  $I_{1ph-sc}$  和三相短路电流值  $I_{3ph-sc}$  按下述公式计算:

$$\frac{Z_0}{Z_1} = \frac{3 \times I_{3ph-sc}}{I_{1ph-sc}} - 2$$



$R_0$  和  $R_1$  可以通过时间常数关系式  $L/R=\tau$ , 由电感计算得出。谐振电容可以由零序和正序谐振频率(这两个频率均由测量获得)确定, 由下式计算:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_1 = \frac{1}{L_1 \omega_1^2} \\ C_0 = \frac{1}{L_0 \omega_0^2} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{零序和正序值} \\ \end{array}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{ph} = \frac{1}{L_1 \omega_1^2} \\ C_n = \frac{3}{L_0 \omega_0^2 - L_1 \omega_1^2} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{相值和中点值} \\ \end{array}$$

然后, 阻尼电阻由下式给出:

$$\left\{ \begin{array}{l} R_1 = k \sqrt{\frac{L_1}{C_1}} \\ R_0 = k \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{零序和正序值} \\ \end{array}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{ph} = k L_1 \omega_1 \\ R_n = \frac{k}{3} (L_0 \omega_0 - L_1 \omega_1) \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{相值和中点值} \\ \end{array}$$

系数  $k$  决定了衰减的水平并从测量导出。

角频率  $\omega_0$  和  $\omega_1$  从测量计算得出。参考文献[63]给出了根据变压器合闸时产生的过电压估算网络谐振频率的例子。变压器合闸时, 其铁芯会饱和, 并因此而产生高畸变电流, 进而在过电压上叠加谐波峰值。

#### 7.4.1.2 同步电机

依据正交轴座标或相座标来建模。必须模拟饱和特性、励磁和机械转矩。模拟电压和速度控制也很重要。这些参数都和频率相关, 但是, 模拟这一相关性是复杂的, 而对于所考虑的瞬态它通常是不重要的。电容的效应可以忽略。

#### 7.4.1.3 动态电源模型[55]

该模型适用于有频率波动的电源。它允许采用暂态稳定程序的结果模拟网络, 来避开同步电机模拟的困难(见图6)。

量值  $P$ 、 $Q$ 、 $V_j$  和  $\delta_j$  是时间的函数。它们由测量或者暂态稳定研究中获得。该模型提供了按每一个时间步长计算系统戴维宁等效电源的幅值和相位的方法。

我们有

$$Z = R + jX$$

$$S_{ji} = -(P + jQ) = P_{ji} + jQ_{ji}$$

$$P = -P_{ji} = (R \times V_i V_j \cos \delta - X \times V_i V_j \sin \delta - R V_j^2) / (R^2 + X^2)$$

$$Q = -Q_{ji} = (X \times V_i V_j \cos \delta - R V_j \sin \delta - X V_j^2) / (R^2 + X^2)$$

式中:

$$\delta = \delta_i - \delta_j$$

$$\delta_i = \angle V_i \quad \text{以及} \quad \delta_j = \angle V_j$$

$$R_e(V_i) = x = V_i \cos \delta$$

$$I_m(V_i) = y = V_i \sin \delta$$

$$R x + X y = a = (R^2 + X^2)(P/V_j) + R V_j$$

$$X x - R y = b = (R^2 + X^2)(Q/V_j) + X V_j$$

$$x = (a R + b X) / (R^2 + X^2)$$

$$y = (a X - b R) / (R^2 + X^2)$$

$$V_i = (x^2 + y^2)^{0.5}$$

$\delta = \arctan(y/x)$  且  $-\pi < \delta < \pi$

等效电源的电压由  $e = V_1(t) \cos[2\pi ft + \delta_1(t)]$  给出。

#### 7.4.2 线性电网的等值

用网络简化程序可以简化网络的线性部分,以加快计算速度。真实网络和简化后的网络之间的适应范围可以直到 1 kHz,这也是 TOV 的感兴趣的频率范围。简化目的是为了得到从某些节点看过去的详细表示系统的等值电路,简化网络与实际网络具有相同的频率响应(典型值 1 kHz 以下,见图 7)。

#### 7.4.3 架空线路和地下电缆

模拟架空线路时,考虑零序参数的频率相关性是重要的。还要考虑到非对称性。假定地线上的电压为零,可以取消地线。

可能使用 7.3 中的模型 2、模型 3、模型 4 和模型 5。如果采用模型 2(常规  $\pi$  模型),应考虑到下面的建议:

正确模拟线路所要求的  $\pi$  段的数量直接与瞬态期间预期的振荡频率有关。相应于长度  $l$  的  $\pi$  链单元模拟的最高的频率[17]由下述公式给出:

$$f_{\max} = \frac{1}{\pi \times l \times \sqrt{LC}}$$

式中  $L$  和  $C$  分别表示单位长度的电感和电容。

文献[5]认为,如果必须表示频率  $f$ ,则相应的  $\pi$  单元的线路长度应小于:

$$l = \frac{v}{5 \times f_{\max}}$$

式中  $v$  是电磁波的速度,由下式给出:

$$v = \frac{1}{\sqrt{LC}}$$

如果线路合闸,突然与馈电系统侧的电容并联,则会导致无限大的电流,因为初始电压不同的两个电容器的直接连接。为了避免这一问题,应用一个与线路波阻抗相同数量级的电阻与第一个  $\pi$  单元的外侧并联电容串联。

#### 7.4.4 杆塔

分析线路故障产生的过电压时,由于架空线路杆塔的阻抗和导纳很小,可表示为单一的电气节点,也可以忽略杆塔。

#### 7.4.5 电晕效应

在大多数 TOV 研究中不模拟电晕效应,因为在这些研究中观测到的过电压太小,达不到电离阈值,除非是非常长的线路和恶劣的环境条件,例如高湿度和高海拔。

#### 7.4.6 空气间隙、线路绝缘子

研究 TOV 时通常不表示空气间隙。

#### 7.4.7 母线

在研究中,母线长度与波长相比可以忽略时,不单独模拟母线。主母线可以用集中电容表示。

#### 7.4.8 变压器和并联电抗器

在 TOV 频率范围,变压器可作为一个电感元件,不需要考虑其电容。励磁电感的饱和、剩余磁通

和损耗(铜耗和励磁损耗)在 TOV 的产生和阻尼方面起着重要作用。感抗和电阻可以从测量和计算程序的估算获得。见 GB/T 13499 或文献[8]。

非饱和并联电抗器可简单地用电感表示,因为损耗很低可以忽略。如果 TOV 的幅值高到足以导致并联电抗器饱和,则可以采用变压器的模拟方法。

因为影响到变压器的零序,铁芯的设计起到了主要作用。三柱铁芯设计促成了较低的零序阻抗。事实上,在三柱变压器中,零序磁通通过箱体形成闭合路径,因此,相关的零序磁阻高于五柱变压器(或者壳型铁芯)的零序磁阻。电感与磁阻成反比,因此三柱变压器的零序电感小于五柱变压器的零序电感。

上述还取决于绕组的连接,即矢量组以及中性点的接地方式。对于不接地的星形和三角形绕组连接,由于此类连接不允许流过零序电流,零序是开路的。因此,实际中,三柱变压器与五柱变压器的性能差异与星形接地的绕组连接方式有关。

在特殊结构中,例如,当从变压器星形接地的绕组端子观察,而另一侧仅有一个星形不接地绕组时,三柱变压器与五柱变压器的性能有显著差异,因为,从模拟的观点出发,三柱变压器的作用如同一个配有虚设的附加三角形绕组的五柱变压器,这虚设的三角形绕组导致低的零序电感(在这种情况下,五柱变压器的零序开路)。当从变压器星形接地的绕组端子观察,而另一侧仅有一个三角形绕组时,三柱变压器与五柱变压器的性能稍有差异,因为,从模拟的观点出发,三柱变压器的作用如同一个配有虚设的附加三角形绕组的五柱变压器,这虚设的三角形绕组导致稍低的零序电感。这一观点的参考文献可在[50]和[66]中找到。

#### 7.4.9 未动作的断路器和隔离开关

分闸位置的断路器通常被模拟为末端元件,但是,在某些研究中,可能要求模拟开断的断路器的均压电容,尤其在考虑到铁磁谐振时。合闸位置的断路器表示为一个单一的电气节点。

#### 7.4.10 变电站和杆塔的接地电极

如果要求表示接地电极,它可以模拟为一个电阻,它表示小电流时低频的接地电阻。

#### 7.4.11 雷击

如果有必要模拟雷击引起的短路(或闪络),它可以用开关合闸来模拟。

#### 7.4.12 避雷器

在下列情况下避雷器必须模拟:

- 如果必须考虑到其阻尼效应;
- 如果需要分析它们的能量耐受;
- 如果 TOV 的幅值超过金属氧化物避雷器的额定电压或者带有间隙的避雷器的火花放电电压;
- 如果所研究的 TOV 与缓波前瞬态过电压有关;
- 如果自牺牲的避雷器用于限制 TOV 的幅值。

在这些情况下,非线性电阻足以表示避雷器对 TOV 的影响。

#### 7.4.13 负载

表示负载的主要问题是要知道它们的参数。如果仅知道参数是有功和无功功率,建议(见[2])进行两种 TOV 的研究,一种使用串联的 RL 负载,另一种用并联的 RL 负载。如果两种研究表明使用两种模型的结果差异较大,则应获取有关负载的更多参数并使用更准确的模型。

负载中的电动机可能改变短路功率和频率响应。

文献[56]涉及到谐波计算,提出了用三种方法模拟负载:

- 方法 1:忽略负载的等效感抗,认为它是无限大。负载可以等效为一个电阻  $R=U^2/P$ ,这里  $U$  是标称电压,  $P$  是负载的有功功率。
- 方法 2:负载的等效电阻可按上述计算,但是,它与一个与其并联的电感有关。电抗值是根据运行中的电动机数量、它们安装的整体功率以及安装的电抗来计算。
- 方法 3:相应于 5 次谐波和 20 次谐波频率之间的频率范围,负载可以通过电感  $L_s$  和电阻  $R$  串联,然后再和电感  $L_p$  并联来表示,因此

$$R = \frac{U^2}{P_{50}}$$

$$L_s = 2.3 \times 10^{-4} R$$

$$L_p = \frac{R}{100 \times \pi (6.7 \times \tan \varphi_{50} - 0.74)}$$

其中  $\varphi_{50} = Q_{50}/P_{50}$ ;

$P_{50}$  和  $Q_{50}$  分别是总负载在标称频率时吸收的有功功率和无功功率。

#### 7.4.14 滤波器和电容器

对 TOV,模拟滤波器和电容器是重要的。它们由集中  $R, L, C$  元件表示。对于 HVDC 应用场合,装置的示例可以在 GB/T 311.3 或文献[64]中找到。

#### 7.4.15 其他设备

FACTS 和 HVDC 的装置可以改变潮流或者注入的谐波,应予以准确模拟,尤其是它们的控制。为了获得真实的情况,必须考虑到保护系统的作用。

### 7.5 计算缓波前过电压时的电网元件的表示

#### 7.5.1 电源

##### 7.5.1.1 电源网络的表示

按照文献[57],下述特征对过电压有较大影响,必须正确模拟:

- 工频阻抗;
- 从充电母线看进去的波阻抗;
- 在整个系统(包括被操作的线路)的主要固有频率下的电源性能。

为了在线路合闸充电和重合闸研究中恰当地模拟电源,文献[57]提出了下述一般建议:

- 相对于所操作的线路,处于较低的电压等级的电源侧网络的部分,除了它们对短路容量的贡献之外,可以不考虑;
- 在网状结构的网络中,至少应模拟从合闸母线至倒退两条母线的全部线路;该系统的剩余部分可以用其短路电抗与其波阻抗并联来表示。

##### 7.5.1.2 同步电机

对于缓波前过电压的计算,同步电机的模拟如图 9 所示。

必须计算  $C$ (整个系统的外部电容),并要计及和电机相连的部分。在计算缓波前过电压的情况下,该电容是第二重要的。

从次瞬态电抗到瞬态电抗到同步电抗的过渡仅对短路电流的衰减是重要的[5]。

当仅仅模拟同步电机的外部特性时,  $R(f)$  通常用一个常数来表示, 与频率无关。

## 7.5.2 架空线路(OHL)

### 7.5.2.1 残余电荷

这是用来模拟快速重合闸情况。如果线路配有并联电抗器, 意味有残余电荷的自由振荡; 没有电磁式互感器的无补偿线路, 其残余电荷没有自由振荡且按指数衰减, 两者相比, 性能完全不同。

断路器无截流顺序开断架空线路时, 每一相上的残余电荷的极性为正、负和正或者负、正和负。最后开断相上残余电荷的幅值相应于  $1.0 \text{ p. u.}$ 。但是, 首开相上的残余电荷相应的电压幅值大于  $1.0 \text{ p. u.}$  且可达到  $1.3 \text{ p. u.}$ 。该电压升高是由于相间的电容耦合[53]造成的。对于单回路 OHL, 该电压的升高是  $C_1/C_0$  的函数。对于双回路 OHL, 电压升高是  $C_1/C_0$  以及相邻回路耦合的函数。另一方面, 第二开断相上的电压幅值小于  $1.0 \text{ p. u.}$ 。这一现象已被现场试验所证实。当然, 残余电荷随着时间衰减。为了简化对快速重合闸的模拟, 在大多数情况下, 假定残余电荷为  $+1.0 \text{ p. u.}$ ,  $-1.0 \text{ p. u.}$  和  $+1.0 \text{ p. u.}$  或者  $-1.0 \text{ p. u.}$ ,  $+1.0 \text{ p. u.}$  和  $-1.0 \text{ p. u.}$ 。但是, 应该注意在单相故障后的重合闸的情况下健全相的残余电荷可能高于  $1.0 \text{ p. u.}$ , 它和中性点的接地方式有关。在单相重合闸的情况下, 残余电荷小于  $1.0 \text{ p. u.}$ 。

### 7.5.2.2 线路模型

可以采用 7.3 中的模型 3、模型 4 和模型 5。

## 7.5.3 杆塔

由于杆塔对线路的等效电容与线路的电容相比可以忽略, 它们不需要在研究中表示, 除非在杆塔上发生了闪络。在这种情况下, 对于 SFO 研究, 如有必要, 杆塔可以用与杆塔塔基接地电阻值相同的电阻来模拟(因为线路故障过电压受到杆塔塔基接地电阻的影响很小)。

## 7.5.4 电晕效应

在大多数情况下, 缓波前过电压太低, 不足以导致电晕效应。

## 7.5.5 地下电缆

可以使用 7.3 中的模型 3、模型 4 和模型 5。

交叉互联和接地应予以仔细考虑。必须模拟所有的导体(芯线、外壳、铠装和附加的导体)。文献[58]给出了适用于表示地下电缆的交叉互联和接地的许多解决方法。

## 7.5.6 空气间隙、线路绝缘子

### 7.5.6.1 闪络触发

作为首选的近似方法, 可以假定只要电压达到一给定值间隙就马上会闪络。一旦确认了闪络条件, 存在几种可能的方法模拟闪络过程。

### 7.5.6.2 闪络过程

#### 7.5.6.2.1 理想开关

空气间隙的闪络条件一旦被确认, 可以简单地用在一个时间步长内合闸的理想开关来表示。如果时间步长不是太小, 该模型十分具有代表性。

### 7.5.6.2.2 电压源

在采用非常小的时间步长进行研究情况下,由于过高的  $dv/dt$  值,上述模型可导致过高的过电压。这时,可以通过一个电压源模拟空气间隙的闪络,该电压源在给定的时间(等于几个时间步长)内从初始电压逐步衰减到零。

### 7.5.6.2.3 电感的使用

对于采用小时间步长的研究,空气间隙可以采用小的电感(例如,  $1 \mu\text{H}/\text{m}$ )与能在一个时间步长内合闸的理想开关串联来模拟。

### 7.5.7 母线

由于它们的阻抗和导纳太小不足以影响瞬态响应,母线没有单独表示。重要的母线组可以表示为一个集中电容。小的母线段(行波时间仅为几个时间步长)可以表示为集中电容。

### 7.5.8 变压器

必须使用工频模型,要考虑非线性、损耗、剩余磁通以及原边和付边的杂散电容。在某些情况下,为了获得正确的谐振特性(通过短线给变压器励磁时),准确模拟电容非常重要。和频率相关的变压器模型是有意义的,但是,在大多数实际情况下,由于对变压器的参数的认识不够,并不能准确地模拟变压器。

### 7.5.9 分闸状态的断路器

分闸状态的断路器表示为末端设备。如果可能,也包括和断路器触头并联的均压电容。

### 7.5.10 断路器

由于大多数 SFO 都是在开合操作中产生的,因此,断路器在 SFO 中非常重要。根据所研究的现象的类型,应采用不同的断路器模型。

#### 7.5.10.1 理想开关(合闸和分闸)

作为首选的近似方法,可以认为断路器是一个无限大电阻(分闸状态的断路器)或者一个零电阻(合闸状态的断路器),对于合闸,从一个状态转向另一个状态,是在一个时间步长时间内完成。其电流达到零时,就成为分闸状态。

对该模型的几点改进意见如下:

- 电流值低于某一给定数值时的非零电流截断的概率。这一数据很难获得。它取决于电流值和负载的特征。当模拟开断感性电流时该特点非常有用[14]。
- 高频电流特性(见 IEC 62271-110)。 $dI/dt$  值太高会妨碍断路器的开断。该数据同样难以获得。
- 重击穿的可能性。该模型包括了确定断路器分闸后重击穿时间的计算方法。该方法可以是随时间变化的纵向电压和规定的 TRV 波形的简单比较。
- 统计开关。断路器的三相的合闸时间对产生的过电压有很大的影响。考虑了两个参数。首先,合闸命令可在任何时间发出,意味着在工频正弦波形上的任一位置。其次,假定三相同时接受合闸指令,由于机械上的分散性和预击穿,对该命令的响应具有随机的时延。最普遍采用的策略是:假定合闸命令在正弦波上均匀分布,而实际的合闸时间跟随它呈高斯(Gaussian)概率分布。这个双重分布如图 10 所示。如果系统的瞬态性能在极性方面呈对称分布,则可以把操作命令时间的偏差限制在三分之一工频周期之内。关于高斯分布,相间时间分布的标准偏

差并不一定总是知道的。可以使用  $0.8\text{ ms}\sim 2\text{ ms}$  作为典型值。GB 1984 或文献[65]允许  $5\text{ ms}$ 。

假定三相的合闸时间是唯一的,这是一种简化。如果研究特定的断路器且数据是可得到的,可以给定 3 个不同的合闸命令,如文献[20]所述。

#### 7.5.10.2 断路器电弧模型

精确的模型应尽可能接近地模拟断路器的物理过程。它比理想开关复杂得多,且其参数不易获取,对于大多数研究是不需要的。但在一些研究中,如断路器爆炸研究,其对准确模拟重击穿现象是非常有用的。

大多数数学模型基于在电流衰减至零时的电弧和其周围环境之间能量平衡。最常用的两个方程是 Mayr 和 Cassie 方程[13]。更详细的资料在附录 B 中给出。

如果仅考虑电弧电压的影响,可以使用简化的模型[5]。可以按上述同样方式在该模型中增加统计特性。

#### 7.5.11 金属氧化物避雷器

MOA 用一个非线性电阻表示,采用  $(30/80)\mu\text{s}$  特性(GB/T 16927.1)。避雷器的操作冲击标称放电电流为  $0.5\text{ kA}$ 、 $1\text{ kA}$  和  $2\text{ kA}$ 。

#### 7.5.12 变电站和杆塔的接地电极

如果要求表示接地电极,可以用一个表示小电流下的低频接地电阻值的电阻来模拟。

#### 7.5.13 等效的电网

可以采用类似于 7.4.2 中给出的模型,但应尽可能覆盖更高的频率范围(高达  $20\text{ kHz}$ )。

### 7.6 计算快波前瞬态时电网元件的表示

#### 7.6.1 电源——电压源

在雷击开始时的工频电压可以表示为一个工频电压源和一适合的电阻串联(数值  $[R]=[Z_s]$  波阻抗的矩阵)。

雷击的相关极性和初始线路电压是重要的。有必要研究两个极性。在某些特定的网络结构中,需要考虑线路初始电压的几个数值。

#### 7.6.2 架空输电线路和地下电缆

##### 7.6.2.1 雷击点附近的线路或电缆

如果建立详细的模型,必须准确地模拟大约  $2\ 000\text{ m}$  的架空线路。对于地下电缆,尤其是如果电缆的末端处于开路的条件下,入侵波由于在两端的多次正反射可能产生高的过电压。因此,推荐采用全部长度的电缆模型。

##### 7.6.2.2 雷击点远处的线路或电缆

如果不考虑反射,可用其相域内的等效波阻抗来匹配。

#### 7.6.3 杆塔

杆塔通常表示为放射结构[4];表示为具有常参数的无损传输线路,或者表示为具有阻尼电感的传

输线路,或者以一等效的电感表示。

### 7.6.3.1 用常参数的无损传输线路表示的杆塔

Wagner 和 Hileman[15]提出了下述表达式来计算圆锥体杆塔的波阻抗:

$$Z_{pyl} = 60 \times \ln \frac{H\sqrt{2}}{r_{pyl}}$$

式中:

$H$ ——等效于杆塔的圆锥的高度;

$r_{pyl}$ ——塔基的半径。

注: IEEE 中  $Z_{pyl} = 60 \times \ln \frac{\sqrt{2(H^2 + r_{pyl}^2)}}{r_{pyl}}$

hisholm, Chow 和 Srivastava 发现阻抗和电流注入的方向有关。但他们提出使用平均阻抗  $Z_{av}$ [18]:

$$Z_{av} = 60 \times \ln(\cot\theta/2)$$

这里  $\theta = \tan^{-1}(r(h)/h)$ ,  $h$  是沿着杆塔的高度,  $r(h)$  是杆塔高度  $h$  处的杆塔半径。

他们提出下述实用简化式子:

$$Z_{av} = 60 \times \ln\{\cot[0.5 \times \tan^{-1}(r_{avg}/H_1)]\}$$

且:

$$r_{avg} = \frac{r_1 h_2 + r_2(h_1 + h_2) + r_3 h_1}{h_1 + h_2}$$

式中:

$r_1$ ——杆塔顶部的半径;

$r_2$ ——杆塔中部截面的半径;

$r_3$ ——塔基的半径;

$h_1$ ——从基础到杆塔中部的高度;

$h_2$ ——从中部到顶端的高度;

$H_1 = h_1 + h_2$

注: IEEE 中  $Z_{av} = \sqrt{\pi/4} \times 60 \times \ln\{\cot[0.5 \times \tan^{-1}(r_{avg}/H_1)]\}$

### 7.6.3.2 用阻尼电感的传输线路表示的杆塔

在对配有地线的 500 kV 输电杆塔(见图 11)测量的基础上建立了多层输电杆塔的模型[16]。该模型由四段构成,在上部、中部以及下部的横担的位置被分开。每一段由无损传输线路和电感与阻尼电阻并联电路串联组成。阻抗取决于空气中雷电流的方向。该模型考虑了最苛刻的条件。电气模型相应的参数根据下述原则计算:

波阻抗:(上部) $Z_{11} = Z_{12} = Z_{13} = 220 \Omega$ , (下部) $Z_{44} = 150 \Omega$

波的传播速度: $v_1 = v_{11} = v_{12} = v_{13} = v_{14} = 300 \text{ m}/\mu\text{s}$

时间常数(杆塔上的传输时间 $\times 2$ ): $\tau = 2 \times H/v_1$

沿着杆塔的衰减为常数: $\gamma = 0.894 \text{ 1}$

上部每单位长度的阻尼电阻: $r_1 = -2 \times Z_{11} \ln \gamma / (l_1 + l_2 + l_3)$

下部每单位长度的阻尼电阻: $r_2 = -2 \times Z_{44} \ln \gamma / l_4$

$R_1 = r_1 l_1, R_2 = r_1 l_2, R_3 = r_1 l_3, R_4 = r_2 l_4$ , 这里  $l_1, l_2, l_3$  和  $l_4$  是实际长度。

与阻尼电阻并联的电感: $L_1 = R_1 \tau, L_2 = R_2 \tau, L_3 = R_3 \tau, L_4 = R_4 \tau$

### 7.6.3.3 感性支路

可以采用的数值为  $0.5 \mu\text{H}/\text{m}$ 。



#### 7.6.3.4 横担表示

由于长度较短,在 FFO 研究中不易表示横担中的传播。为了包含横担末端的过电压加倍的影响,横担必须表示为短的、末端开路的传输线[4]、[18]。

因此,横担可以模拟为具有常参数的无损传输线路或者等效电感( $1 \mu\text{H}/\text{m}$ );后一种表示方法并没有给出闪络前横担末端过电压加倍的影响。

#### 7.6.3.5 传输时间

一些实验[18]、[19]表明传输时间长于杆塔高度除以光在真空中的速度,但在实际研究中有理由忽略附加的路径长度。可以考虑来自地线上波传播引起的附加作用[4]。

#### 7.6.4 电晕效应

电晕效应包括由于导线周围的空气电离使得线路电容增大[45]、[4]。这一效应出现在相对地之间和相间。大多数模型考虑了相对地电晕效应。

因为这一效应有降低侵入波陡度的趋势,忽略它是保守的近似。有很多关于模拟电晕效应的方法的建议。下面条款给出了其中的一种方法。

##### 7.6.4.1 分散元件模型

电晕效应可以用分散的传统元件来表示。这可以通过把线路分成给定长度的段,每段连接一个或两个支路,各支路包含一个二极管、一个电容器和一个直流电压源。电源表示了电晕起始电压,电容器表示了因电晕导致的线路附加电容,用二极管是一个技巧,仅在电压达到直流源的数值时,电容器才被连接。该模型仅对过电压的一个极性有效,如在图 12 所示的例子中,为正极性。

对于计算过程,因为该模型需要将线路分成许多小段,所以,它既耗时间又耗内存。正因为如此,建议仅在网络的最重要部分使用该模型,即距雷击点 500 m 内。

##### 7.6.4.2 参数值

参数值可在 GB/T 311.2—2002 的 F.1 和文献[21]、文献[24]以及文献[4]的 5.6 中找到。必须注意到电晕效应的参数取决于线路的几何形状(即导线半径、每相导线的分裂数量)、极性甚至瞬态的波形。文献[4]提出了因电晕效应而降低入侵波陡度的一种计算方法。

#### 7.6.5 空气间隙、线路绝缘子

##### 7.6.5.1 闪络触发

###### 7.6.5.1.1 电压阈值

对于此类研究,不推荐采用只要电压达到给定值间隙就闪络的假定。

###### 7.6.5.1.2 伏秒特性曲线[4],[10](图 13)

击穿瞬间被认为是绝缘的伏秒特性曲线和  $U(t)$  的交点。 $U(t)$  是空气间隙两端间的电压和时间的关系。但是,仅仅了解承受标准雷电冲击电压作用下的绝缘性能对预测承受其他非标准冲击时绝缘的性能是不够的。而且,假定在任何时间当电压波形刚超过伏秒曲线就会出现闪络并不总是正确的。试验的伏秒特性仅适用于标准冲击电压的峰值和闪络时间之间的关系。对于非标准的冲击,更准确地确定闪络时间可以通过下面给出的两种模型获得。

7.6.5.1.3 采用面积标准的空气间隙模型[4],[30]

面积标准包含采用下述类型的公式去确定击穿瞬间。该方法允许施加要考虑的波形。

$$\text{积分}(t) = \int_{T_0}^t (U(\tau) - U_0)^k d\tau$$

如果积分(t)等于DE(常数)时则出现闪络。

U(t)是t时施加在空气间隙两端的电压；

U<sub>0</sub>是任一击穿过程能够开始或持续之前要超过的最小电压；

k、U<sub>0</sub>和DE是对应于空气间隙结构和过电压极性的常数；

T<sub>0</sub>是U(τ)>U<sub>0</sub>起始的时间；

参数k、U<sub>0</sub>和DE均使用伏-秒曲线来确定。

该模型对于正极性或负极性的冲击都有效，但是，不适用于端子间的电压大于U<sub>0</sub>之后、然后又降到小于U<sub>0</sub>的振荡情况。

在空气间隙小于1.2 m的情况下推荐使用该模型。

在文献[59]中，标准冲击试验被用来计算某一些组别的k、U<sub>0</sub>和DE参数，这些参数用来预测绝缘承受非标准冲击的性能并与试验数据进行比较。相应于所考虑的不同结构的参数组在表4中列出。

表4 文献[59]建议的对应于不同结构的k、U<sub>0</sub>和DE值

间隙	试品	极性	k	U <sub>0</sub> /kV	DE
56 cm	棒-棒	+	1	306	4.9
56 cm	棒-板	+	1	252.2	306.5
114 cm	棒-棒	+	1	577.5	641.2
8 cm	绝缘子 <sup>a)</sup>	+	1	643	369.3
56 cm	棒-棒	-	1	391.6	240.1
56 cm	棒-板	-	0.47	590	7.947
114 cm	棒-棒	-	1	825.8	427.5
8 cm	绝缘子 <sup>a)</sup>	-	1	638.7	525.4

a) 8片 254 mm×146 mm 的悬式绝缘子串安装在铁塔的几何类似物上。

7.6.5.1.4 基于表示先导传播的空气间隙模型[4],[30]

在长的空气间隙中(即空气间隙长于1 m)的放电物理过程已经证明，长空气间隙中的击穿包括三个连续的阶段：电晕起始(t<sub>h</sub>)、流柱传播(t<sub>c</sub>)和先导传播(t<sub>l</sub>)。

先导传播模型基于这三个阶段的数字模拟。

a) 击穿过程

当施加到空气间隙上的电压超过电晕起始电压，流柱开始传播，如果电压保持足够高，经过时间t<sub>c</sub>后，流注贯穿整个间隙。

当流柱贯穿了间隙，先导很快发展，其速度取决于施加的电压。流柱和先导可以从一个或两个电极发展。如果先导贯穿了间隙或者两个先导相遇就出现了击穿。击穿时间可用下式计算：

$$t_c = t_h + t_c + t_l$$

t<sub>l</sub>是流柱存在前的时间。实际应用时可以忽略。

b)  $t_s$  (流柱传播时间) 的计算

在大多数模型中所做的近似是当施加的电压达到一个导致其平均梯度  $E$  等于  $E_{50}$  ( $U_{50}$  时的平均场强) 时, 流柱阶段完成。

c)  $t_1$  (先导传播时间) 的计算

先导速度  $v_1(t)$  可按下述公式[4]计算:

$$v_1(t) = g(u(t), d_g)(u(t) - U_c(d_g - l_1))/(d_g - l_1)$$

这里  $g, U_0$  是函数,  $d_g$  和  $l_1$  分别对应于间隙长度和先导长度。  $u(t)$  是间隙中实际电压的绝对值。即使实际上存在两个先导, 模型仅考虑从一个电极传播的等效先导。

如果  $u(t)$  降低到小于  $U_0(d_g - l_1)$ , 则认为先导停止。作为实际应用, 对于计算先导的速度, 提出了两种类型的公式:

$$v(t) = 170 \times d_g(u(t)/(d_g - l_1) - E_0) \exp(0.0015 \times u(t)/d_g) \text{ 以及}$$

$$v(t) = ku(t)(u(t)/(d_g - l_1) - E_0)$$

参数  $k$  和  $E_0$  取决于间隙结构和电压的极性, 其数值可以在文献[4]中找到。

对于杆塔中的空气间隙上发生的具有快波前、短波尾的实际冲击电压波形, 在文献[31]和文献[32]中提出了计算  $t_c$  的公式。

## d) 先导电流

由于同步问题, 很难确定先导电流和先导速度之间的关系。如果  $q$  值在  $300 \mu\text{C}/\text{m} \sim 400 \mu\text{C}/\text{m}$  之间,  $i_1(t) = qv_1(t)$  的线性关系似乎是可以接受的。

先导模型适用于长空气间隙。

注 1: 还存在其他模型[28]。

注 2: 7.6.5.1.3 和 7.6.5.1.4 介绍的方法是针对标准大气条件的, 未考虑海拔高度的影响。不宜直接应用于工程。

## 7.6.5.2 闪络过程

## 7.6.5.2.1 理想开关

一个空气间隙, 一旦达到了闪络条件, 可以被简单地模拟为能在一个时间步长内闭合的理想开关。如果时间步长不是太短, 该模型完全能够表示。对于此类研究, 时间步长或许是太短。

## 7.6.5.2.2 电压源

在所采用的时间步长很短的研究情况下, 上述的模型因高的  $dV/dt$  可能会导致过高的过电压。然后, 可以通过一个等于数个时间步长的给定时间内, 电压由初始电压逐渐衰减到零的电压源来模拟空气间隙的闪络。

## 7.6.5.2.3 电感的使用

空气间隙可以表示为一个小的电感 ( $1 \mu\text{H}/\text{m}$ ) 与理想开关连接。该电感相应于电弧的电感。该模型的物理背景在文献[47]中给出。

## 7.6.6 母线

母线表示为传播元件。相对于时间步长如果母线太短 (仅几个时间步长), 母线可用单个传输元件模拟, 其长度为所考虑的母线的总长度。对于非常短的母线, 可以使用一个集中电感模拟。

## 7.6.7 变压器

在不要求计及变压器的内部电压或者从 LV 到 HV、HV 到 LV 的传递电压时, 简化的近似方法是使用一个电容。更严密的方法要求确定与频率相关的阻抗矩阵以求用它来计算模型参数[12]、[43]和

[54]。该矩阵根据变压器的内部结构[12]或测量[43]来计算。

如果仅要求变压器的对地电压,变压器可以表示为其对地电容。

对于Y形连接的自耦变压器的对地电容可利用下式来计算。对于D形连接的变压器,C应除以2。

$$C = 0.52 \times P^{0.3}$$

式中:

C——电容,nF;

P——额定容量,MVA。

表5中给出的一组数据是日本推荐的对地电容最小值[44]。

表5 摘自文献[44]的变压器对地最小电容

标称电压/kV	电容/nF
500	3
187-220-275	2.5
110-155	1.5
66-77	1

表6中所示的是参考文献[28]提出的一组数据,为各种变压器类设备的典型对地电容。

表6 摘自文献[28]的典型变压器类设备对地电容

电压/kV		115	400	500	765
对地电容/ pF	电容式电压互感器	8 000	5 000	5 000	4 000
	电磁式电压互感器	500	550		600
	电流互感器	250	680		800
	自耦变压器	3 500	2 700	5 000	5 000

注:500 kV数据中的自耦变压器对地电容值为计算时比较常用的数值,但不是测量值。

如果需要计算从一侧传递到另一侧过电压,还需要表示变压器的纵向电容(见GB/T 311.2—2002)。还需要增加一个电感,电感值则根据变压器的尺寸来确定。

变压器的参数也可以在文献[8]中找到。

### 7.6.8 断路器和隔离开关

它们被表示为触头间的以及触头和地之间的电容。表7给出了电容值的例子。

表7 摘自文献[28]的断路器和隔离开关对地电容

电压/kV		115	400	500	765
对地电容/ pF	隔离开关	100	200	150	160
	断路器/落地罐式断路器	100/	150/	140/650	/600

### 7.6.9 雷击

各地区是通过它们的地闪密度来表征的。它是每单位面积每年的雷击次数,通常用年平均值表示。

统计的有效信息在文献[4]中给出,从而,有可能利用监测系统来计算雷电统计。但是,截止目前,还没有就此系统提供的数据的准确性达成共识。

注:需注意地闪密度监测灵敏度应和雷电流幅值的监测灵敏度一致,否则会带来误差。

### 7.6.9.1 电气模型

广泛使用是理想电流源。为了模拟远距离的雷击,也可以采用最大电压值等于输电线路空气间隙的耐受电压的电压源,但是,最好是使用电流源。

### 7.6.9.2 波形

广泛采用图 14 中所示的电流波形。该波形简单且易于使用。

图 15 中给出的 CIGRE 的中凹波形更准确地表示了雷击的中凹波头,通常给出了更真实的结果。参考文献[4]提出了根据雷电统计数据计算相应的分析表达式的参数的方法。

### 7.6.9.3 表示首次负极性下行雷击的概率分布

表 8 汇总了摘录自文献[4]的首次负极性下行雷击的对数-正态表达式的参数。已收集了从记录到结构的各种数据,对数-正态概率密度在下面方程中给出:

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \beta x} e^{-\frac{z^2}{2}}, \text{ 此处 } z = \frac{\ln(x/M)}{\beta}$$

式中:

$M$ ——中值;

$\beta$ ——斜率参数;

$x$ ——对数-正态分布的变量(在表 8 中,它表示  $I_t, S_m$ )。

对于对数-正态分布,我们有  $E(X) = M \times \exp\left(\frac{\beta^2}{2}\right)$  和  $\sigma(X) = M \times \exp\left(\frac{\beta^2}{2}\right) \sqrt{\exp(\beta^2) - 1}$

$E(X)$ 是平均值, $\sigma(X)$ 是标准偏差。

表 8 首次负极性下行雷击的表示

参 数	3 kA < I < 20 kA		I > 20 kA	
	M	$\beta$	M	$\beta$
$I_t$ , 最终的电流幅值/ kA	61.1	1.33	33.3	0.605
导出的分布				
$S_m/I_t$ , 有条件的/ (kA/ $\mu$ s)	12.0 $I_t^{0.171}$	0.554	6.5 $I_t^{0.379}$	0.554

注:表中使用的符号在图 15 中表示。

其他导出的分布可在文献[4]中找到。

IEEE 提出了一个关于电流幅值的分布的简化公式(见文献[10]和文献[11]):

$$P(I_t) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I_t}{31}\right)^{2.5}}$$

除了在分布的极端情况下,该公式和 CIGRE 的表达式在两个域内给出了非常接近的数据。

注:根据我国的实际测量数据,我国大部分地区防雷计算中的雷电流幅值的分布采用  $\lg P(I_t) = -I_t/88$ , 陕南以外|

的西北地区、内蒙古自治区的部分地区(这类地区的平均年雷暴日数一般在 20 及以下)少雷地区的雷电流幅值减半,  $\lg P(I_t) = -I_t/44$ 。

对于持续时间(到达半峰值的时间),文献[4]提出了下列参数,如表 9 所示。

表 9 首次负极性下行雷击的半峰值时间

雷击持续时间 $t_b/\mu\text{s}$	30	77.5	200
超过表中数值的比例/%	95	50	5

#### 7.6.9.4 表示随后的负极性下行雷击的概率分布

表 10 给出了后续雷击的对数-正态表示的参数。符号和第一次雷击使用的一样。它们节选自文献[4]。

表 10 负极性下行随后雷击的表示

参 数	$M$	$\beta$
电流幅值/kA	12.3	0.53
最大波头陡度/(kA/ $\mu\text{s}$ )	39.9	0.852

对于持续时间(半峰值时间)参数,文献[4]给出了下述参数,如表 11 所示。

表 11 负极性下行随后雷击的半峰值时间

半峰值时间 $t_b/\mu\text{s}$	6.5	30.2	140
超过表列值的比例/%	95	50	5

#### 7.6.9.5 正极性雷击的概率分布

根据文献[4],还没有正极性雷击的参数信息的综合来源。由于非常稀少(正极性雷击的次数小于总的雷击次数的 10%),因此,即使它们具有更高的能量,但是,在雷电研究中通常不予考虑。

#### 7.6.10 金属氧化物避雷器[60]

采用 8/20  $\mu\text{s}$  特性的非线性电阻(见 GB 11032)带有杂散电容(仅对 GIS 要求)和电感(线性电感  $L'$  约 1  $\mu\text{H}/\text{m}$ )。为了表示时延可以增加电感。文献[49]中提出了将避雷器表示为两个非线性电阻并联的模型。

避雷器的基准为 5 kA、10 kA、20 kA 和 40 kA。

#### 7.6.11 杆塔的接地电极

除了对于简化的理想结构,电流流经接地电极时所涉及的物理现象十分复杂。因此,同时准确表示传导和电离非常困难。下面所示模型的有效性的范围难以评估。

##### 7.6.11.1 简化模型

图 16 中表示了杆塔接地阻抗。

$L$  和  $C$  的典型值分别为几个  $\mu\text{H}$  和几个  $\text{pF}$ 。塔基接地阻抗也可以仅用电阻来表示。

### 7.6.11.2 电离模型

由于雷击时大的接地电流,电离效应可以予以考虑且接地连接可以表示为非线性电阻,其数值可以根据下式计算(见文献[4]和 GB/T 311.2—2002)。

如果  $I < I_g$ , 则  $R = R_0$ 。

如果  $I > I_g$ , 则  $R(I) = \frac{R_0}{\sqrt{1 + \frac{I}{I_g}}}$ 。

此处:

$$I_g = \frac{E_0 \rho}{2\pi R_0^2}$$

式中:

$R_0$  —— 小电流低频率时的电阻,  $\Omega$ ;

$I$  —— 流过杆塔接地阻抗的雷电流, A;

$I_g$  —— 临界电流值, A;

$\rho$  —— 土壤电阻率,  $\Omega \cdot \text{m}$ ;

$E_0$  —— 土壤电离梯度(推荐值:  $E_0 \approx 400 \text{ kV/m}$ )。

根据 GB/T 311.2—2002, 仅当塔基接地电阻在半径为 30 m 范围内该模型才有效。

### 7.6.11.3 高频模型

文献[26]提出把每一个接地网络段表示为一个传导单元。这种形式的模型化仍然受限制和复杂并且不包括电离的表示。

### 7.6.12 变电站的接地电极

变电站的接地电极面积很大,即使存在电离现象,那也是非常局部且可能产生非常有限的影响。因此,通常不予以考虑。通常认为前面(7.6.11.1)提出的简化模型就足够了。

### 7.6.13 地线

从模型化的角度出发,地线等效于传导线路。

### 7.6.14 网络等效

对于快波前过电压是不重要的,但是,应当注意避免不实际的波反射。

## 7.7 计算特快波前过电压时网络元件的表示

### 7.7.1 元件的等效回路

表 12 给出了可以用来表示元件的等效电路。本表中包含的大多数信息来自文献[33]。

表中的无损传输线路考虑了内部模式(导体-外壳)而没有考虑外部模式(外壳-地),且假定外壳良好接地。如果必须考虑外壳瞬态电压,因为高频时接地连接可能具有大的阻抗,则应考虑外部模式。

由于此类过电压的持续时间非常短,能够影响此类过电压的元件是变电站中的元件。出线输电线路的作用仅是波阻抗。

表 12 VFFO 研究中元件的表示

元 件	等 效 的	注 解
母线管道	无损分布参数传输线	根据物理尺寸计算波阻抗考虑到支撑绝缘子的影响传播速度接近于真空中光速的 0.95
隔板(盆式绝缘子)	电容	C=10 pF~30 pF
弯管接头、合闸的隔离开关、合闸的负荷开关、合闸的断路器	无损分布参数的传输线	传播速度接近光速的 0.95
分闸的断路器	<ul style="list-style-type: none"> <li>● 断路器按断口分成很多段,所有的断口均用均压电容连接</li> <li>● 通过电容器连接的两个等长度的母线等效于所有均压电容的串联组合</li> </ul>	每段的参数根据断路器的物理尺寸计算
分闸的隔离开关	电容器	
电力变压器	见 GB/T 311.2—2002 的附录 E	
电流互感器	可以通过一个 $\pi$ 段来表示	因为其保护空气间隙的网络经常可以忽略
充气套管	可以用终端(空气侧)通过电容接地的无损传输线表示	C 为几十 pF $Z_s \approx 250 \Omega$
套管(电容型)	用集中电阻表示损耗的几个传输线串联	随着传输线的位置靠近套管的顶部,模拟波阻抗的增加是可能的[46]。但是,对于通常的研究,集中电容是合适的。
电力变压器(终端)	根据变压器的频率响应估算出参数的等效网络	
架空线路和电缆(终端)	电阻	其数值等于线路或电缆的波阻抗的值
避雷器	电容,尤其是过电压低于保护水平时	GIS 中的开合操作通常不会引起避雷器的动作

7.7.2 SF<sub>6</sub> 中击穿期间波形的上升时间[33]

在相对地故障期间,故障点的电压降与隔离开关两个端子间的电压相似。过电压的上升时间可近似地表示为:

$$t_r = 13.3 \frac{k_T}{\Delta u/s}$$

式中:

- $t_r$  —— 上升时间, ns;
- $k_T$  —— Toepler 击穿常数为 50 kV · ns/cm;
- $s$  —— 击穿距离, cm;
- $\Delta u$  —— 击穿前的电压值(kV)。

利用近似公式  $\Delta u/s = (E/p)_0 p \eta$ , 且  $(E/p)_0 = 860 \text{ kV}/(\text{cm} \times \text{MPa})$ ,  $p$  = 气体压力(MPa), 以及对于正常的 GIS,  $\eta = E_{\text{mean}}/E_{\text{max}} = 0.5 \sim 0.8$ , 最短的上升时间可近似为:

$$t_{r \text{ min}} (\text{ns}) = (1 \sim 1.5)/p \quad (\text{MPa})$$



粗糙和粒子会使上升时间增大。

## 8 暂时过电压分析

### 8.1 概述

暂时过电压源自下列事件：

- 接地故障；
- 导致开关操作的系统故障，例如甩负荷和/或系统解列；
- 在具有低频谐振点的系统中开合非线性元件，如空载变压器；
- 非同期的断路器极操作引起的并联补偿线路谐振；
- 平行的并联补偿线路的谐振；
- 其他事件。

通常，避雷器额定电压的选择基于预期的暂时过电压的包络线，并考虑到避雷器的能量吸收能力（见 GB/T 311.2—2002）。

GB/T 311.2—2002 的 2.3.2 给出了确定 TOV 代表性过电压的一般信息，包括在接地故障、甩负荷、谐振和铁磁谐振时以及同步期间产生的纵向暂时过电压。

### 8.2 暂时过电压的快速估算

GB/T 311.2—2002 的附录 B 提出了在忽略与变压器励磁阻抗相关的非线性影响情况下接地故障引起的暂时过电压计算的简化方法。

在很多情况下，为了计算工频过电压而进行了潮流分布和系统稳定性分析，然后选择用于所考虑的系统中的避雷器的额定电压。该方法不允许考虑因谐振和铁磁谐振引起的暂时过电压，因为它可达到非常高的数值，通常在选择避雷器额定电压和绝缘设计时不需考虑（见 GB/T 311.2—2002）。

### 8.3 暂时过电压的详细计算

#### 8.3.1 方法的介绍

当非线性的影响不能被忽略时，例如，对于弱系统，就需要对暂时过电压进行详细计算。

如果需要计算起源不同于接地故障的事件的暂时过电压，相同的观点适用。

更普遍的情况，在有与非线性有关的谐振危险的情况下，和在与同步发电机以及相关的调节装置的动态特性引起的不可控的工频电压危险的情况下，推荐采用如下所述复杂的暂时过电压计算方法。

该方法是检测可能导致 TOV 的特定事件和相应的条件，然后使用模拟工具计算当发生这些事件时存在的过电压。

该方法的步骤如下：

- a) 通过潮流和频域分析来模拟所选择的事件；
- b) 确定需要进行时域模拟系统部分；
- c) 在相关的电网结构中，与该事件相关的电磁暂态的时域模拟；
- d) 结果分析。

#### 8.3.2 要求的数据

对于潮流：

- 元件的工频参数；
- 负载（有功和无功）；

——区域间的功率交换。

对于频域分析：

——变压器。

对于确定需要详细表示的系统部分：

——变压器、电抗器、负载的非线性特性；

——SVAR(静止无功)补偿。

对于时域模拟：

——发电机控制系统；

——不需要详细表示的系统部分的等效电路；

需要详细表示的系统部分的与上一步骤相同的信息。

### 8.3.3 计算工具

TOV 的计算是通过模拟的方法进行的。至此,共有三种可用的方法:

——适用于时域模拟的数字计算机程序,以及作为辅助方法也可用于阻抗——频率分析;

——TNA(暂态网络分析器),它是物理的(或混合的)模拟装置;

——RTDS(实时数字模拟系统),它是完全基于系统的数字模型,如同常规的数字程序,但实时运行。

三种工具模拟的准确度实际上是相同的。主要的差别在于它们的效率。

基于空间状态的其他数字程序适用于确定非线性系统的性能,例如,采用分岔理论计算一个状态变量作为另一个状态变量的函数(例如,变压器上的过电压作为此前剩余磁通的函数)。

这些程序在寻找导致最严重的过电压的初始条件方面是有用的辅助方法,然后可对其进行时域模拟。

### 8.3.4 进行模拟研究的导则

#### 8.3.4.1 需要在时域中模拟的事件的选择

首先,潮流分布和系统稳定性分析适用于开合事件后粗略确定网络中所有节点的工频过电压。然后进行的频域分析研究来确定从变压器的端子看过去的网络正序和零序阻抗的谐振点。频域分析从潮流期间探测到的重要母线以及与电力电子换流器连接的节点开始。谐振点靠近基波或谐波频率时,此谐振点是危险的。典型的弱系统显示低频谐振点靠近基波频率或低次谐波。

重要的谐波范围在 13 次谐波及以下。在非对称情况下,系统阻抗可以在单相基础上计算。如果适用,特征值分析也适用于给出有价值的信息。

通过潮流和/或事后稳态分析检测出过电压的部分系统必须详细地表示。弱系统通常没有复杂的网络结构,因此可以完全详细地模拟。

需要研究的典型事件如下:

——涉及到长线路、低短路电流水平和低的系统稳定性时的甩负荷;

——具有低频谐振点且在开合前潮流分析检测到过电压的弱内部连接系统中的变压器充电;

——具有高补偿度的并联补偿的双回线路中的平行线路谐振;

——高并联补偿度的线路谐振——高并联补偿长线路(大于 100 km)和长电缆(超过 10 km)情况下断路器极的非同期操作;

——反馈;

——发生线路故障,尤其在高接地故障系数情况下;

故障的清除和线路停运,由于邻近变压器合闸产生严重的 TOV 所致;

线路合闸充电:尤其应注意长线路合闸后经潮流分析在变压器上产生高的电压的情况;对于由弱系统合闸长线路应仔细研究。

——线路重合闸:和线路合闸适用的条件相同;

——容性负载投入:通常不关注,除非潮流分析表明投入后出现了高的过电压;

——感性电流开合:通常过电压不会持续过长的时间,且从 TOV 的观点出发不危险。

对于强系统,通常需要考虑的事件,从递降的优先顺序方面依次为甩负荷、变压器充电、故障切除、故障和反馈。

对于弱系统,除了应考虑强系统考虑的事件之外,还应考虑线路合闸充电和线路重合闸充电事件。

为了获取真实的 TOV 情况,与网络中大多数相关的保护和自动操作系统相联系的全部动作应予以预测和模拟。

#### 8.3.4.2 确定需要模拟的系统部分

通常,发生主要事件的所有网络都应详细地模拟。通过变压器互相连接的处于不同标称电压的网络,可以通过等效电路来表示,等效电路具有从变压器端子看去相同的阻抗——频率关系。

弱系统,即具有低的短路电流水平且通常不是(或是简单的)网格状的系统,从 TOV 的观点看,是典型的危险系统。即使这些系统具有长的线路,他们也相对简单且元件很少。因此,在这种情况下,对事件发生的电压等级的所有网络进行模拟是相对容易的。

强系统,即具有高的短路电流水平且为典型的网状结构,模拟是复杂的。但是,此类系统,从 TOV 的观点看危险性较小,因为在一般情况下任何事件在任一母线上引起电压变化较小。如果完全模拟此类型的整个系统过于麻烦,网络的详细模拟可以限制在主要事件附近的部分。

选择这一部分的简化判据包括:简单假定所有元件均为线性,事件后的稳态(潮流)计算;电压超过“系统最高电压”的系统部分以及接有非线性感性元件(变压器、饱和的电抗器)的系统部分,应予以详细模拟。系统的剩余部分可以通过等效电路来模拟。

在这些等效电路中,应包括正序和零序阻抗与频率的关系。重要的因素是谐振点的频率,而其余的并不重要。

#### 8.3.4.3 时域模拟的结构和事件的分析

该分析是必须的,因为它给出暂态的幅值和持续时间。要求足够的模拟持续时间(不小于 200 ms 且直到 1 s)。对这么长的持续时间,要求模拟 FACTS 装置的控制系统和使用自动电压调节装置(AVR)和调速器来模拟同步机的机械动态特性。最差的网络结果以及相关事件可以用确定性法来检测(通常不需要采用概率法)。

因此,必须进行几次模拟以发现最差的网络结构。所有可能的结构,甚至包括黑起动都应予以考虑。

### 9. 缓波前过电压分析

#### 9.1 概述

##### 9.1.1 缓波前过电压(SFO)的产生

通常,SFO 由以下原因引起(见 GB/T 311.2—2002 中 2.3.3):

- 线路合闸充电和重合闸充电;
- 故障和故障清除;
- 甩负荷;

- 开合容性或感性电流；
- 远距离雷击架空线路导线。

但是,认为最后一项不危险,因此,在绝缘配合过程中没有考虑。

### 9.1.2 相间过电压的特殊情况[61]

相对相过电压的研究提出了一个有关绝缘结构方面的特殊问题,在此绝缘结构中,相间绝缘的强度取决于其在电压分量的分配。长的空气间隙(相应于范围Ⅱ)或者三相封闭气体绝缘变电站就是这种情况。

为了简化此种类型过电压的研究,GB/T 311.2—2002 中的附录 D 提出考虑两个时刻的绝缘特性来研究:

- a) 相间过电压峰值时刻——给出了最大的相间过电压值;
- b) 相对地过电压峰值时刻的相间电压。

绝缘的介电强度和电压分量之间的相关性导致了在上述规定的两个中的每个时刻,需要考虑两个变量,即正极性分量和负极性分量的绝对值。

绝缘配合研究中,有必要综合考虑相—相—地系统(不可能把相间绝缘和相对地绝缘分开处理),并基于两个变量确定代表性过电压。

### 9.2 SFO 研究的快速方法

GB/T 311.2—2002 在 2.3.3 中给出了一些提示,说明上述哪些事件在绝缘配合研究中必须予以考虑。还给出了缓波前过电压的一些快速计算方法。

- a) GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3 的图 1 给出了合闸或重合闸时线路末端相对地之间可预期的 2%过电压的范围,同时考虑了决定此过电压的大多数因素的影响。该图可用作说明在某一给定情况下该过电压是否应予以考虑。
- b) 按 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3 给出了能够对在故障发生或故障清除时产生的设定的最大相对地过电压进行保守估算的公式进行简化计算。
- c) GB/T 311.2—2002 中附录 D 提出了通用的方法,包括了为确定因线路合闸充电和重合闸引起的代表性缓波前过电压而采取的不同程度的简化。该方法可用于计算相—相—地过电压,考虑到空气绝缘的相间耐受能力和相间过电压的两个相对地分量的相关关系,允许将相—相—地过电压分成两个相对地分量。该方法不需进行模拟计算。

然而,也可采用模拟工具的确定性方法,以便快速计算电网遇到操作或故障时可能产生的最大过电压,仅需要进行少量的电气模拟。使用者必须推测能够产生最大过电压的网络结构和确定导致最高过电压的断路器操作时间或故障出现的时间。该方法的局限性是通常不能评估危险性,使用时应注意避免过于乐观的结论。

### 9.3 采用的方法

通常基于通过一系列时域模拟获得的代表性过电压概率分布的计算,可以计算出危险率。例如,在线路合闸充电情况下,可以采用 Monte-Carlo 法随机地选取断路器不同的合闸时间,并对每一个合闸时间进行一次时域模拟。下一节给出了进行此类研究的导则并介绍了两种方法。第一种方法称为全统计法,因为它考虑了能够影响过电压的所有变量(断路器的合闸时间和网络结构)以及它们出现的概率。第二种方法称为半统计法,在这一方法中,认为网络结构是固定不变的。

实践经验表明半统计法适用于“线路操作”,包括线路重合闸、线路合闸充电和故障。确定性法用于有几个截流值的无功装置的开关操作(电抗器开合和电容器组关合),也可以采用半统计法。

## 9.4 统计法导则

### 9.4.1 全统计法

#### 9.4.1.1 计算对象

该方法的结果为过电压分布,并可据此计算出 GB/T 311.2—2002 中描述的危险率。如果能够包括绝缘的统计特性,就可以直接得到故障率的结果。

#### 9.4.1.2 原则

该方法最大限度地模拟了真实的网络结构,考虑了所有可能影响过电压的变量。这些变量主要有断路器的合闸时间、故障发生的时间、故障的位置/类型、网络结构和短路容量。在本方法中,这些变量均不是常数。一旦确定所有变量,就应知道它们数值的可能范围以及每个数值出现(或者数值的子范围)的概率。

进行电气模拟,利用与变量相关的概率和电气模拟的结果评估危险率。例如,可以使用 Monte-Carlo 法。

#### 9.4.1.3 要求的数据

要求的数据如下:

- 所有可能的结构和操作清单;
- 每种结构的概率;
- 故障的位置;
- 每年操作的次数;
- 主断路器的概率数据:
  - 平均合闸时间;
  - 合闸时间的标准偏差;
  - 合闸时间的分布类型;
  - 预击穿信息;
- 辅助断路器的统计数据(如果有):
  - 平均接入时间;
  - 接入时间的标准偏差;
  - 接入时间的分布类型;
- 绝缘性能:
  - 耐受电压;
  - 耐受电压的标准偏差;
- 所有元件的电气参数。

### 9.4.2 半统计法

#### 9.4.2.1 计算对象

本方法给出了针对特定电网结构的过电压分布的评估方法。然后,利用 GB/T 311.2—2002 中给出的方法计算故障率。

如果包括绝缘的统计特性,就可以直接计算故障率(很少这样做)。

#### 9.4.2.2 原则

除了仅仅考虑某些结构之外,本方法与全统计法是类似的。可能存在几种方法。最可能的结构经常被考虑的,但是有时仅考虑最苛刻的情况是有价值的。

#### 9.4.2.3 要求的数据

除了需要与被考虑的几个结构相关的变量外,本方法与全统计法要求的数据相同。

#### 9.4.3 模拟方面

##### 9.4.3.1 需要模拟的网络范围

引起缓波前瞬态事件周围的网络应予以表示。模拟的范围是一个或两个变电站。下图(图 17 和图 18)是表示网络模拟的两个例子。

图 18 称为两个变电站范围,因为除了与出现瞬态的线路直接连接的变电站外,还模拟了两个其他的变电站。这两个变电站以后,网络的其余部分根据正序和零序阻抗模拟为戴维宁(Thevenin)等效电路。

被模拟的网络越广泛,结果将会越精确。通常,网络模拟越大,过电压的阻尼越大。因此,通常一个变电站范围的网络给出的最大值比两个变电站范围的网络的高。但是,在开合容性电流的情况下,两个变电站范围的网络可能导致更高的过电压,因为开合的容性电荷可能与另一个变电站的容性电荷谐振。还应指出的是两个变电站网络将会给出关于谐波谐振方面更多的信息。

通常,对于“线路操作”(线路重合闸、线路合闸带电和故障),被模拟的网络包括从被操作的线路起一直延伸到两个变电站。对于开关装置操作(电抗器开合和电容器组合闸),网络表示非常简单,但开关装置必须精确地模拟。

##### 9.4.3.2 断路器的模拟

统计法中必须使用 7.5.10.1 中叙述的统计开关。

可以采用确定性法作为首次和快速估算。在这种情况下,可以采用符合 7.5.10.1 的理想开关。

为了研究无功元件的开断,推荐采用 7.5.10.2 中的电弧模型,它可以预测给定的断路器开断此电流的可能性。如果有某种能够估算截断电流的方法,可以使用理想开关。

如果可以从实验中获得相关的数据,应用 7.5.10.1 中提出的重击穿断路器模型进行瞬态恢复电压(TRV)研究。

作为简化方法,可以使用理想开关模型,计算的 TRV 可以和断路器的 TRV 耐受水平进行比较。

## 10 快波前过电压(FFO)分析

### 10.1 概述

快波前过电压(FFO)主要是因雷电引起的。如果设备通过短连接线(见 GB/T 311.2—2002)与系统连接或断开时,或者外绝缘发生闪络时也可能出现快波前过电压,这两种情况在本节中没有考虑。

快波前过电压(FFO)的研究方法可以根据下述两种方法进行分类:

- 是否采用电磁暂态程序;
- 是否采用统计方法。

·详见表 13。

表 13 FFO 研究方法的类型

	应用电磁暂态程序	不使用电磁暂态程序
统计方法	半统计法；	
	10.2 中叙述的统计法	
非统计方法	下面要叙述的确定性法	—
简化统计法	GB/T 311.2—2002 的附录 F 中介绍的方法	GB/T 311.2—2002 的附录 F 中介绍的方法

下面是这些方法的简单表述。

#### 10.1.1 半统计法

10.2 中提出的方法估算了具有设定结构的系统中设备的故障率。电气几何模型用来估算系统架空部分的雷击概率,电磁暂态程序用来计算雷击产生的过电压。

#### 10.1.2 统计法

考虑到所有可能的系统结构,10.2 中提出的方法估算了系统中设备的故障率。

#### 10.1.3 确定性法

目前日本[52]和很多国家采用此类方法。根据经验确定在特定雷击点产生设备必须能够耐受最大雷电流产生的过电压。称该电流值为代表性雷电流,其值通常与系统电压和所考虑的设备类型(GIL)有关。

#### 10.1.4 GB/T 311.2—2002 的附录 F 中所叙述的方法

该方法由下述组成:

- 无论是考虑绕击还是反击(逆闪),使用雷电数据和在限定距离内的反击率或绕击率,根据要求的预期闪络率计算雷电流;
- 基于简化假设计算变电站中侵入波过电压的幅值;
- 使用前面计算的侵入波过电压在变电站内进行行波计算。

在假定变电站的结构非常简单的情况下提出一个完整的分析方法,仅在变电站入口处安装避雷器或火花间隙,杆塔上的过电压也仅由杆塔接地电阻产生,忽略了因杆塔波阻抗导致的过电压进一步提高。

采用电磁暂态程序能够更准确地计算过电压。正因为如此,下面给出的方法将基于应用该程序。

### 10.2 统计法和半统计法的应用导则

#### 10.2.1 概述

图 19 对此类方法的应用进行了概括。

这两种方法均考虑了雷电的随机特征。两种方法之间的差异与系统可能的结构有关。在半统计法中,认为系统结构是固定不变的。例如,连接到变电站的线路回路数和变电站的结构被认为是固定不变的。相反地,如果采用统计法,可能存在的所有系统结构都应予以考虑。例如,需要考虑变电站的出线回路数和变电站中各种可能的配置。

- 确定限定的距离:雷击产生的过电压随着行波传输距离的增加而衰减。如果雷击点和设备之间的距离足够,雷击不会在设备端子和所考虑的接地点之间产生足够高的过电压。因此,如果

距离超过限定距离,则不需要考虑雷击;

- b) 估算在限定距离内每年雷击架空线路的次数以及雷击点和雷电流幅值的概率;
- c) 确定一种系统结构的设备故障率;
- d) 估算设备故障率,对于统计法应考虑到所有可能的系统结构,对于半统计法仅考虑一种系统结构。

### 10.2.2 需要的数据

应用这些方法要求下述数据:

- 变电站的配置(设备的位置和特性)和更广泛的需要 FFO 防护的系统的配置(电缆等);
- 设备(变压器、断路器和其他设备)的耐受电压;
- 保护设备(避雷器、空气间隙)的特性;
- 线路回路数;
- 相导线的特性;
  - 导线和避雷线的弧垂;
  - 杆塔的几何形状(导线和地线的位置);
  - 地线的特性;
  - 杆塔接地体布置;
- 绝缘子串和招弧角的闪络特性;
- 塔头空气间隙的放电特性;
- 线路避雷器的位置和特性;
- 对地落雷密度。

### 10.2.3 限定距离的确定

GB/T 311.2-2002 提出了一个简化的公式来确定限定距离。该公式主要基于:随着接入变电站线路的数量的增加和因电晕效应引起的衰减作用,侵入波的陡度将显著降低。

通常,采用模拟工具来确定限定距离更准确。

### 10.2.4 在限定距离内、每年雷击线路次数的估算以及与这些雷击相关的峰值电流的概率分布的估算

#### 10.2.4.1 平均的引雷半径——雷击杆塔和地线

参考文献[4]基于引雷半径  $R_0$  的观点提出了一个用来计算每 100 km。年线路雷击次数的计算式,它与简化的先导模型和实际的输电线路观测有关:

$$R_0(m) = 14 \times H_T^{0.6} \text{ 以及 } N_L = N_g(2 \times R_0 + b)/10$$

式中:

- $H_T$  ——平均杆塔高度, m;
- $N_L$  ——每年每 100 km 线路的雷击次数;
- $N_g$  ——对地落雷密度, 次/km<sup>2</sup>/年;
- $b$  ——架空地线之间的距离(m)。

7.6.9.3 中详述了用于雷击的电气模型的概率分布。通常认为结果是保守的。

对于配备有避雷线的线路,通常认为 40%雷击在档距内,而 60%雷击在杆塔。

#### 10.2.4.2 引雷半径与雷电流幅值之间的关系——雷击杆塔和地线

可以采用下述公式计算每 100 km 每年雷击的次数,  $N_L$ :



$$N_L \approx \frac{N_g}{10} \int_3^{300} (2 \times R(I) + b) f_k(I) dI$$

式中:

- $N_g$ ——对地落雷密度,次/km<sup>2</sup>/年;
- $I$ ——雷电流幅值,kA;
- $R(I)$ ——对应雷电流  $I$  时的线路引雷半径,m;
- $b$ ——地线之间的距离,m;
- $f_k$ ——雷击大地雷电流的概率密度函数。

#### 10.2.4.3 电气几何模型的直接应用

7.6.9.3 中给出的用于雷击的电气模型的概率分布对此是有效的(见图 20)。

#### 10.2.5 任一系统结构的故障率的确定

设备故障的概率密度函数  $F(u)$  等于在电压  $u$  作用下的绝缘击穿概率  $P(u)$  乘以观测到的最大幅值为  $u$  的过电压概率密度  $f_U(u)$ , 即:

$$F(u) = P(u) f_U(u)$$

因此,考虑全部过电压的故障率等于(见 GB/T 311.2-2002):

$$P_F = \int_0^{\infty} f_U(u) P(u) du$$

也可以认为  $P(u)$  是电压  $u_d$  低于电压  $u$  的概率:

$$P(u) = P(u_d < u)$$

根据定义,  $u_d$  称为破坏性电压。  $u_d$  和  $u$  是两个独立的概率变量。

$$P_F = \int_U f_U(u) \left( \int_0^u f_{u_d} du_d \right) du$$

因此,一个等效公式可用于计算故障率:

$$P_F = \iint_{u_d < u} f_U(u) f_{u_d}(u_d) du du_d$$

$U$  是与雷电流参数、雷击点和运行相电压瞬时相位角相关的基本变量  $X$  的函数:

$$P_F = \iint_{u_d < u_X} f_X(x) f_{u_d}(U_d) du_d dx$$

我们可以定义系统的状态:

- $[u_d - u(x) > 0]$  时处于安全状态;
- $[u_d - u(x) < 0]$  时处于故障状态,是概率积分的范围;
- 边界  $[g(x) = 0]$  是临界状态边界面。见图 21。

确定过电压概率的步骤如下:前面步骤中已确定函数  $f_X$ :

- 限定距离确定变量  $X$  的范围;
- 使用电气几何模型确定  $f_X$ 。

采用电磁暂态程序对临界状态下的边界面进行了近似计算。数值模拟得到的波形可能与标准波形(见 GB 311.1-1997)不一致。但是,计算的过电压通常被认为是代表性过电压。临界状态下的边界面的近似计算可以限制在一个感兴趣的范围内,即假定仅仅具有足够的出现概率的基本变量的组合对危险率计算才有意义。计算故障率,然后利用与特定系统结构相关的对地闪络密度确定故障率。最终的计算可以采用 Monte-Carlo 法或者类似 FORM/SORM[42]法的其他方法。故障率由故障的概率乘以每年雷电过电压出现的平均次数计算得出。

### 10.2.6 确定所有系统结构的故障率

故障率是按上述步骤所确定的局部故障率之和。

## 11 特快波前过电压(VFFO)的分析

### 11.1 概述

气体绝缘变电站(GIS)内部任何一个瞬时的电压变化都会引起特快波前过电压(VFFO)。出现这种变化的绝大多数是隔离开关分合闸的结果,但是,其他事件如断路器的操作(例如,切并电抗器)、接地开关的合闸或出现故障也可能引起 VFFO。由于 VFFO 极高的上升率,避雷器不能有效地限制这些过电压。

VFFO 的产生和它在整个 GIS 中传播均可能产生内部和外部过电压。最主要关心的是中心导体和外壳之间的内部过电压。但是,外部瞬态过电压能危及二次设备和临近设备。这些外部瞬态过电压包括 GIS—空气界面处的外壳和地之间的瞬态电压、GIS 电流互感器(外部没有金属屏蔽时)附近绝缘隔板上的电压、电压互感器二次端子上的电压以及可能危及临近的控制设备和继电保护设备的辐射电磁场(EMF)。

通常,VFFO 具有非常短的上升时间,在 4 ns~100 ns 范围内,而且,通常伴随着幅值在 1.5~2.0 p.u(线对地电压幅值)的振荡,有时也可达到高至 2.5 p.u 的幅值。这些数值通常低于 GIS 和相连设备的 LIWV。GIS 中的 VFFO 与范围 II 的设备紧密关联,因为他们的 LIWV 与系统电压的比值较低。在电压为 420 kV 及以上的系统,已经发生过某些设备故障和在两接地部件之间起弧问题,这与隔离开关和断路器的操作有关。

### 11.2 研究的目的

因 VFFO 导致 GIS 的击穿是不容许的,研究着重于发现因 VFFO 导致闪络的结构配置,这包含在 GB 1985—2004[66]中。通常采用确定性法来发现最苛刻的 VFFO,一般而言,其对应于连接的 GIS 间隔数量最少。

### 11.3 VFFO 的产生和类型

VFFO 主要起因于:

- 隔离开关操作;
- 断路器操作;
- 包括交流和直流闪络的内部故障;
- 接地开关操作;
- 隔离负荷开关操作。

这些是 VFFO 的主要起因。隔离开关操作期间,由于触头相对较低的运动速度会出现大量的预击穿和重击穿。合闸操作期间,随着触头的接近,触头间的电场升高,直到出现火花放电。由于低的动作速度,第一次击穿必然出现在工频电压峰值处。随后电流将流过火花间隙并给容性负载充电至电源电压,随着不断地充电,触头间的电位差下降,火花最终熄灭且残余电荷将留在绝缘的母线上。随后击穿的 VFFO 可以导致更高的电压幅值。

#### 11.3.1 断路器的操作

断路器操作期间的物理现象与隔离负荷开关操作期间的一样,但是通常不严重。一个特定的情况是断路器在开断小电感电流时出现重燃(见 IEC 62271-110)。

### 11.3.2 内部故障

除外部过电压(见 11.3.5)外,内部故障通常不是关键的。

### 11.3.3 接地开关的操作

与内部故障的机理相同,但过电压不严重。

### 11.3.4 内部瞬态

内部瞬态是指内部导体和罐体之间的瞬态。VFFO 在 GIS 内部的传播可以通过将 GIS 段作为低损耗的分布参数的输电线路来进行分析。瞬态过程中影响最高频率分量的瞬态内部阻尼由火花电阻确定。可以忽略铝外壳的集肤效应。陡波头瞬态的主要衰减部分是由于传递至架空线路时的不匹配。隔离开关负载侧的残余电荷对 VFFO 的幅值具有重大影响。一般隔离开关操作,最大残余电荷达到 0.5 p. u. 时导致的过电压在 1.7 p. u. 范围,特殊情况可达到 2.0 p. u.。

### 11.3.5 外部瞬态

从内部瞬态引起外部瞬态的机理可将 GIS 和空气的界面考虑为如图 22 的所示的三条连接的输电线路来进行分析。GIS 内部的瞬态到达 GIS 和空气的界面处时,一部分传输到架空线路,一部分传输到外壳,还有一部分在 GIS 内部反射。

#### 11.3.5.1 瞬态外壳电压(TEV)

外壳瞬态电压持续时间短,内部瞬态过电压通过对外壳的耦合在外壳不连续处产生高的瞬态过电压。电压出现的部位通常是连接 GIS 和架空线路的空气套管处,例如外观检查的接口处、电流互感器的绝缘隔板、GIS 和 GIS 电缆接口处的绝缘法兰。通常,TEV 波形至少有两个衰减很快的分量:第一个分量具有短的起始上升时间和紧接着的高频(频率范围 5 MHz~10 MHz)振荡;第二个分量具有较低的频率(几百 kHz)且通常与电容装置对接地系统的放电有关。通常 TEV 持续几个微秒,其幅值在 0.1 p. u. ~0.3 p. u. 范围内。

#### 11.3.5.2 架空连接上的瞬态

在 GIS 和空气交界面处入射的部分行波耦合至与之相连的架空连线并向其他元件传播。通常有两个不同的特征:

- 上升时间在 20 ns 范围的快波头部分;
- 整个波形具有典型的非常显著的振荡,频率在 10 MHz 数量级。

### 11.4 研究用导则

绝缘配合主要关心的是内部瞬态。外部瞬态涉及到电磁兼容性方面(辅助导体上的瞬态感应以及人员健康和安)。对于现代的 GIS,主要关心的是计算主要由操作隔离开关引起的内部放电时出现的 VFFO。

为了进行研究,认为系统可以用 7.7.1 中规定的元件的模型来表示。需要详细模拟的部分仅限于 GIS。

## 12 模拟计算示例

### 12.1 概述

本章的目的是为了说明前面提出的方法如何应用于实际研究。因此,对每种类型的研究提出了一

种试验方案。

附录中还给出了补充的试验方案。

## 12.2 示例 1:包括长线在内的大型输电系统的 TOV

本节概述了包含长线路在内的大型 735 kV 系统上的 TOV 试验结果。如 8.3.4 中的建议,示例分两步实施:

- 第 1 步:稳定计算程序用于检测系统结构和可能导致严重 TOV 的事件;
- 第 2 步:进行电磁暂态模拟更精确地估计系统中可能出现的过电压水平。考虑到在第一步中观测到的严重机电扰动时系统的动态特性,采用动态电源模型进行 TOV 模拟。

### 12.2.1 试验方案中系统的描述

如图 23 中所示的试验方案系统是一个长的辐射式系统。三个主要的发电中心远离负荷中心:第一个(8 100 MW)、第二个(5 600 MW)和第三个(15 600 MW)。两个主要的输电走廊:从第二和第三发电中心到负荷中心的长度约 1 000 km,从第一个发电中心到负荷中心的长度大约 400 km。下述设备用来进行无功功率补偿:

- 能自动切合的并联电抗器(多台 165/330 MVar 单元,总计 25 000 MVar);
- 调相机(9×250 MVA);
- 静态无功补偿装置(SVC)(11×300 MVA);
- 串联电容器(32 组累加至 11 200 MVar)。

并且,本输电网络中安装了 3 个全系统自动操作系统:

- 并联电抗器自动切合系统,称为 MAIS[40];
- 自动跳开电源以及自动甩远端负荷系统,称为 RPTC[41];
- 投切的金属氧化物避雷器(SMOSA)的系统,称为 SPSR[39]、[55]。

### 12.2.2 第一步:采用稳定计算程序确定系统结构和导致严重 TOV 的事件

系统稳定研究表明,在 RPTC 误动作的情况下,输电系统在 CHM7 处因三相故障及甩掉三条线路后可能不稳定;即甩掉两条 CHM7-JCA7 和一条 CHM7-SAG7 线路。这些干扰可能导致连接 LVD7 和负荷中心的三条线路处于失步状态。其结果是,距离保护使这三条线路同时跳闸,造成整个系统甩掉全部负荷(或解列)。系统解列后,仍然和发电中心连接的长的空载线路就会因法拉第效应而出现严重的 TOV。利用稳定计算程序按下述操作顺序对这种系统解列现象进行了模拟:

- $t=0$  时,系统处于稳态大潮流状态;
- $t=6$  周波时,在 CHM7 处出现三相故障;
- $t=12$  周波时,同时跳开 CHM7 JAC7 和 CHM7-SAG7 三条线路切除 CHM7 处的三相故障;
- $t=27$  周波时,通过 RPTC 的动作成功甩掉 TIL7 处的 4 400 MW 发电容量。但是,由于 RPTC 的动作失误,远端的负荷卸载功能没有发挥作用;
- $t=55$  周波时,在失步条件下距离保护动作使得连接 LVD7 和负荷中心的三条线路跳闸造成系统解列。

稳态程序的结果如图 24 和图 25 所示。甩掉 CHM7-JAC7 和 CHM7 SAG7 的三条线路和三相故障消除后,各发电中心的频率上升率不同。在  $t=55$  周波(0.9166 s)时这些发电中心之间的频率差异接近 1.0 Hz 或 0.016 p. u., 此时,第三发电中心和第二发电中心及第一发电中心之间达到了失步条件,如图 25 所示。同时,在系统解列发生前 LVD7 和 CHE7 上的电压达到其最低值(图 24)。随后系统解列,仍然和第三发电中心连接的长空载线路和低补偿线路上会出现严重的 TOV。结果在 LVD7 和 CHM7 处测到的预期 TOV 为 2.5~2.7 p. u.。这些预期的 TOV 要比那些单相接地故障期间出现在

健全相上的 TOV 更为严酷。尽管第三发电中心的电压调节装置可在 30 周波内降低预期 TOV 的幅值,但其作用也不足以将 TOV 降低到系统设备的安全水平以下(图 24)。应该注意的是稳定计算程序的结果没有考虑变压器饱和以及金属氧化物避雷器的非线性效应。这些效应能够限制实际系统中的预期 TOV。因此,为了获得更真实的 TOV,详细的电磁暂态模拟需要包括系统的动态特性、变压器饱和以及金属氧化物避雷器。

### 12.2.3 第二步:电磁暂态模拟

#### 12.2.3.1 系统建模

利用下述模型,对系统结构和在第一步中被确定的导致严重 TOV 的事件,进行详细的三相电磁暂态模拟。

##### —动态电源

为了表示系统的动态特性,利用 7.4.1 中描述的动态电源模型对所有的发电厂和所有的戴维宁等效电源进行模拟;如图 26 所示的两个激励信号  $\delta_1(t)$  和  $V_1(t)$  是从第一步的稳定模拟结果计算得出的。这一繁衍模拟技术仅能用于包含已用稳定程序确定过的系统动态特性,但是,通过详细地模拟系统的非线性特性(如变压器以及金属氧化物避雷器),电磁暂态计算可以给出更准确的系统中 TOV 结果。

##### —输电线路

所有的输电线路采用基频时的正序和零序线路参数的三相分布式线路模型来表示。

##### —变压器和自耦变压器

饱和变压器模型用来表示系统中所有变压器和自耦变压器。变压器的饱和特性用具有 1.2 p. u. 的拐点和 30%斜率饱和区域的代表性饱和曲线表示。

##### —负荷

根据系统故障前潮流计算所有的系统有功和无功功率,并通过与变压器二次侧连接下级输电系统来分配这些负荷。这些负荷用 R-L-C 并联支路组成的恒定阻抗来表示。

##### —调相机

所有的调相机采用具有等效内阻抗的动态电源模型来表示。控制这些动态电源必要的数据都是从第一步的稳定模拟的结果收集而来的。

##### —静止无功装置(SVS)和 HVDC 的内部连接

所有的 SVS 和 HVDC 的内部连接也由等效的动态电源模型来表示。这些动态电源模型的内阻抗的设定较高以便使它们不会改变系统的强度。控制这些动态电源必要的数据都是从第一步的稳态模拟的结果收集而来的。

##### —保护串联电容组的金属氧化物电阻片

所有保护串联电容组的金属氧化物电阻器用非线性模型来模拟,其 V-I 特性用低频注入电流(ms 级波前)的方式获得。

##### —避雷器

在试验方案中采用了两种类型的金属氧化物避雷器:

- 额定电压 588 kV 或 612 kV 长期运行的金属氧化物避雷器

额定电压 588 kV 或 612 kV 的长期运行的金属氧化物避雷器安装在每一个 735 kV 变电站不同的位置,如并联电抗器端头、变压器端头、线路断路器的线路侧等。其操作冲击保护水平约为 1.9~2.0 p. u.。这些金属氧化物避雷器用表示其在低频注入电流(ms 级波头)时的 V-I 特性的非线性模型来模拟;

- 额定电压为 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器(SMOSA)[39]、[55]

SMOSA 安装在 ABI7、CHB7、LVD7、CHM7 和 SAG7 的线路端子处,在系统甩掉全部负荷(或系统解列)的工况下可以把 TOV 幅值限制到大约 1.6 p. u.。因为其额定电压太低而不能固定地连接在系统上,因此它们必须在系统扰动期间短时间( $\approx 15$  s)内自动投入,而这些扰动或由本地的功率摇摆检测出,或由远方的频率升高检测出,或者输电走廊开断条件引起的。这些金属氧化物避雷器也用表示其在低频注入电流(ms 级波前时间)时的 V-I 特性的非线性模型来模拟。

—操作顺序

在电磁暂态模拟中通过采用时间控制开关来重演第一步模拟中导致严重 TOV 的操作顺序。

12.2.3.2 结果

电磁暂态模拟的结果在图 27、图 28、图 29 和图 30 中表示。

—固定连接的避雷器的影响

图 27 和图 28 表示了采用 588 kV 和 612 kV 固定连接的避雷器后,在 LVD7 和 CHM7 处根据电磁暂态模拟获得的代表性 TOV。可以看出:系统中避雷器的非线性特性可以限制系统解列后的 TOV 在 1.9~2.0 p. u.,而稳态模拟 TOV 则达到 2.7 p. u.

—自动投切型金属氧化物避雷器的影响

图 29 和图 30 表示的电磁暂态模拟结果表明存在 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器时 LVD7 和 CHM7 处的 TOV 进一步降低到小于 1.6 p. u.。

12.2.4 模拟和方法方面的结论

根据这些 TOV 试验方案的结果可以得出下述结论:

- 在大型输电系统中,甩掉全部负荷(或系统解列)后的 TOV 可以利用包含系统动态特性和线路非线性特性如变压器饱和、金属氧化物避雷器等电磁暂态程序进行精确模拟;
- 为了获得实际的 TOV,与网络中最关联的保护和自动分合系统相关的所有动作都应予以预测和模拟;
- 为了获得真实的 TOV 结果,发生扰动的输电网中主要部分应在电磁暂态模拟中详细表示。

12.3 示例 2(SFO)——500 kV 线路充电(合闸)

本试验工况描述了利用半统计法(见 9.4.2)研究一条假想的 500 kV 线路的充电(合闸)。研究了残余电荷和接入电阻对过电压水平的影响。用故障率比较了不同的线路结构。

12.3.1 输入的数据和模型

12.3.1.1 图形(图 31)

12.3.1.2 短路功率

电源通过一个理想的电压源和频率为 1 500 Hz 的谐振回路来表示(见表 14)。

表 14 电源侧参数

$U_n$	标称电压/V	525 000
$P_{cc3}$	三相短路功率/VA	$3.0 \times 10^9$
$P_{cc1}$	单相短路功率/VA	$9.52 \times 10^8$
$f$	谐振频率/Hz	1 500

表 14 (续)

电源的 $\tau$	时间常数/s	$5.00 \times 10^{-2}$
$I_{cr3}$	三相短路电流/A	3 299
$I_{cs1}$	单相短路电流/A	1 047
$L_1$	正序电感/mH	9.74
$L_0$	零序电感/mH	72.6
$R_1$	正序电阻/ $\Omega$	0.195
$R_0$	零序电阻/ $\Omega$	1.45
$C_1$	相杂散电容/ $\mu\text{F}$	1.15
$C_n$	中性点杂散电容/ $\mu\text{F}$	0.537
$R$	阻尼电阻/ $\Omega$	73.5

## 12.3.1.3 变电站接地(7.5.12)

接地阻抗由  $5 \Omega$  电阻来表示。

## 12.3.1.4 避雷器(7.5.11)

避雷器由其  $U(I)$  特性来模拟。关于操作瞬态,通过其额定电压  $U_r$ 、持续运行电压  $U_c$ 、线路放电等级 CI 以及操作冲击残压  $U(2 \text{ kA})$  来表征。 $U_c$  取决于网络上可能出现的稳态电压(见表 15)。

表 15 避雷器的特性

$U_r$	额定电压/kV	444
$U_c$	持续运行电压/kV	324
CI	线路放电等级/CEI	5
$U(2 \text{ kA})$	2 kA 时的残压/kV	907

## 12.3.1.5 并联电抗器

本研究的补偿系数为 70%，这是 EHV 线路的典型值,在线路的两端各接总补偿容量 1/2 的电抗器(见表 16)。

表 16 并联电抗器的特性

$C_{line}$	线路电容/ $\mu\text{F}$	5.28
$\alpha$	补偿系数	0.7
$L_s$	并联电抗器的电感/H	5.488
$R_{sh}$	阻尼电阻/ $\Omega$	3.45

## 12.3.1.6 线路合断路器

为了考虑相间合闸时间的标准偏差,采用了统计操作(见 7.5.10.1)。

如果使用合闸电阻(400 Ω)就会引入辅助触头。该辅助触头合闸也有统计性质,即在主触头合闸前 10 ms 合闸。相间时间分布的标准偏差对于辅助触头为 0.66 ms,对于主触头为 1 ms(见图 32)。

12.3.1.7 线路末端变电站断路器

假定该断路器一直处于分闸位置并研究了所有的电压:相对地、相间和纵向(极间)电压。对相对地和纵向(极间)杂散电容进行了模拟(见表 17)。

表 17 断路器的电容

$C_n$	相对地杂散电容/pF	120
$C_p$	纵向杂散电容/pF	200

12.3.1.8 线路(7.5.2.2)

线路用分布元件模拟,为了获得沿线路的电压,按每 40 km 分段。用一个非常简单的模型来表示线路,即所谓的 K. C. LEE 模型[29]。模型的代表频率为 500 Hz。

12.3.1.9 残余电荷(7.5.2.1)

稳态计算期间,线路通过辅助电压源充电并在第一个时间步长之后切断(见表 18)。

表 18 残余电荷

$U_n$	标称电压/V	525 000
$I_n$	截断电流/A	0

12.3.2 采用的方法

采用半统计法,仅考虑一个网络状态,唯一的变量是断路器的合闸时间。对系统四种结构配置采用了该方法,如表 19 所示。

表 19 系统结构

网络配置	并联补偿	避雷器	残余电荷	合闸电阻
基本的	√	√		
残余电荷	√	√	√	
合闸电阻	√	√		√
残余电荷+合闸电阻	√	√	√	√

对每一种系统结构,进行 300 次的开关操作模拟。

对每一种系统研究了 3 个子系统(网络):变电站 0、线路和变电站 F(表 20)。每一个子系统是总系统的一部分且可以由一个或多个节点组成。

在每次变电站 0 的断路器的合闸期间(每个模拟)以及对每个子系统,记录了两种或三种过电压:相对地、相间及纵向(极间)。



表 20 记录的过电压

	相对地	相间	纵向(极间)
变电站 O	√	√	
线路	√	√	
变电站 F	√	√	√

对于每次模拟仅考虑峰值并输入到每个子系统的概率中(见 GB/T 311.2—2002 中的 2.3.3)。当然,这要一个绝缘一个绝缘地分别计算。

例如,对于基本系统结构,考虑了 3 个子系统(变电站 O、线路和变电站 F)。“线路”子网络包括 10 组三相节点,因此,对每次模拟和每种绝缘,10 组三相节点中最高峰值被添加到电压分布中。

然后对每种过电压分布就可以计算故障率。

### 12.3.3 结果和解释

对表 21 和图 33 中所示的故障率进行了分析比较。可以发现合闸电阻对其产生的影响:不论有无残余电荷,合闸电阻会显著地降低过电压,甚至导致故障率为零。

表 21 1 000 次操作的故障次数

1 000 次操作的 故障次数	变电站 O		线路		变电站 F		
	相对地	相间	相对地	相间	相对地	相间	纵向(极间)
基本情况	0.00	0.00	0.39	0.00	0.36	0.22	0.00
预接入电阻(PIR)	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
残余电荷(TC)	0.00	0.00	318.16	0.00	7.08	81.66	0.00
PIR+TC	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
耐受水平/kV	950	1 615	1 050	2 000	950	1 615	950

此类统计研究可以用来优化设备的绝缘耐受水平。重要的是研究故障率和绝缘耐受水平之间的关系。当然,随着绝缘耐受水平的提高故障次数会降低。

图 34 是假定不同的设备耐受水平和带残余电荷的故障率。

为了寻求最优技术经济指标,该故障率的降低必须和绝缘成本的提高进行比较。

### 12.4 示例 3(FFO)——500 kV GIS 变电站的雷电防护

本条款中介绍的研究是 GIS 对雷击地线和杆塔引起的侵入波过电压的防雷保护。采用了 10.2 中提出的用于计算每年绝缘故障率的半统计法。该方法包括采用下面几个步骤:

- 确定限定距离;
- 计算雷击线路的次数和与这些雷击相关的随机分布;
- 计算在一种网络结构下的 GIS 的故障风险。

本节主要集中在最后一步,对第一步仅仅简单提及。为了便于对该方法的理解,假定条件被有意简化。

12.4.1 输入数据和模型

12.4.1.1 系统模型图(图 35)

在正常运行条件下一个 500 kV GIS 变电站进行雷电研究的电路图。

12.4.1.2 雷电流

雷击是用几个不同峰值电流的双斜率波形来模拟。

到达峰值的时间由下式(见附录 C)给出的峰值电流的函数来定义,它考虑到电流峰值大于 20 kA 时,给出了到达峰值的最小等效中间时间( $\mu\text{s}$ )与雷电流峰值(kA)的关系:

$$t_m = 0.154 \times i^{0.624}$$

不论雷电流峰值是多少,雷电流尾部的持续时间固定为 150  $\mu\text{s}$ (图 36)。

采用数值模拟确定极限距离。假定雷击地线和雷击杆塔产生相同的过电压。因此,为了简化,雷击点限定于最靠近变电站的几基输电线路杆塔的顶部(不包括和接地网连接的终端杆塔)。

假定起始时间的交流电压是确定的,并且其相角固定在使雷击过电压为最大时的数值(保守的情况)。

12.4.1.3 元件模型

表 22 给出了系统的模型。

表 22 系统的模型

变电站的结构	特征见图 35	模 型
电力变压器		10 nF 的相对地电容(见 7.6.7)
电容式电压互感器		5 nF 的相对地电容(见 7.6.7)
GIS	耐受电压(正态分布) 中间值=1 550 kV 标准偏差:10%	波阻抗:60 $\Omega$ 传播速度:真空中速度的 0.95 倍
变电站中的连接导体		3 m 和 15 m 之间的连接段用 1 $\mu\text{H}/\text{m}$ 的集中电感模型化
杆塔		150 $\Omega$ 的传播元件(见 7.6.3.1)
档距	具有两根地线的双回线路	与频率相关的线路模型(见 7.6.2)
杆塔的接地电极		10 $\Omega$ 的集中电阻
变电站的接地电极		零阻抗
避雷器		用其 8/20 $\mu\text{s}$ 的特性表示 <sup>a</sup>
空气间隙		等同地区标准

<sup>a</sup> 避雷器的连接以及避雷器自身的高度用等效电感表示,但是,在给出的研究中,作为简化,忽略了陡度大于 8/20  $\mu\text{s}$  时残压的增加。如果相关特性已知,它们也已在研究中作了考虑。

12.4.1.4 用于落雷计算的数据

表 23 中给出了 EGM 所需要的数据。

表 23 应用 EGM 法需要的数据

数 据	杆塔高度:57 m 档距中间处避雷线高度:45.5 m 对地闪络密度:每平方公里每年闪络 4 次
EGM 模型	洛夫(Love)的 EGM[4]

## 12.4.2 方法

### 12.4.2.1 限定距离的估算

用瞬态模拟进行计算。

### 12.4.2.2 雷击线路次数和与这些雷击相关的随机分布的估算

采用引雷半径与雷电流峰值的关系(见 10.2.4),计算每段线路的雷击次数,见表 25。使用 Love 的电气几何模型,根据表 24 中提供的参数建立一对数——正态分布关系来计算雷击于地面的雷电流峰值的概率密度。

表 24 峰值电流分布

中 间 值	33 kA
对数标准偏差	0.605 kA

表 25 两条架空进线上不同区段的雷击次数

段	杆塔 2	杆塔 3	杆塔 6	杆塔 7	杆塔 8
每年的雷击次数	0.14	0.14	0.11	0.2	0.25

雷电流峰值的统计分布将是上面给出了的“结构上的统计分布”。

### 12.4.2.3 风险估算

#### 12.4.2.3.1 临界状态下界面的公式化表示

如果雷电过电压  $U$  大于破坏性放电电压  $U_d$ ,近似认为 GIS 绝缘处于故障状态。因此,当  $U_d = U$  时,即达到临界状态。

对于每一雷击点,都把雷电过电压作为峰值电流  $i_k$  的函数模拟。对于 GIS 的每一段都可以获得由模拟电流幅值和相应过电压组成的一组对偶数据  $(i_k, u_k)$ 。通过对这组数据进行插值就可以获得临界状态函数  $u_d = u(i)$ 。见图 37。

#### 12.4.2.3.2 故障风险公式化表示(见附录 C 和 10.2.5)

绝缘故障的风险就是故障域的概率的集合:

$$P_F = P(U(I) > U_d) = \iint_{u_d - u(i) \leq 0} f_{i, U_d}(i, u_d) di du_d$$

变量的定义在 10.2.5 中给出。

因为峰值电流和 GIS 的破坏性放电电压是相互独立的随机变量,联合的概率密度函数  $f_{i,u_d}(\dots)$  是峰值电流边界概率密度函数  $f_i(\cdot)$  和破坏性放电电压概率密度函数  $f_{u_d}(\cdot)$  的简单乘积。如下式:

$$f_{i,u_d}(i, u_d) = f_i(i) f_{u_d}(u_d)$$

此后,假定峰值电流和 GIS 的破坏性放电电压分别为具有表 26 中给出参数的对数——正态分布。

表 26 GIS 破坏性放电电压分布和雷电流峰值分布的参数

GIS 破坏性放电电压分布	中间值/kV	1 550
	标准偏差/kV	155(中间值的 10%)
雷电流峰值分布	中间值/kA	33
	对数标准偏差	0.605
注:对于 GIS 的破坏性放电电压标准偏差取为中间值的 10%,但是,实际上通常考虑较低的数值。		

根据图 38 中给出的联合概率密度函数  $f_{i,u_d}(\dots)$  的等值曲线,可以做出其三维图形。同图中曲线上的各点具有相同的密度值。正因为如此,高概率值处于安全区域。

采用 FORM 方法(见附录 C)可以积分计算出总的风险。

12.4.3 结果和解释

12.4.3.1 对于 GIS 的每一段和每一部分的 FORM 估算结果

表 27 摘要了 GIS 用 FORM 估算的结果。

表 27 FORM 的风险估算(杆塔接地电阻 = 10 Ω)

风 险	雷击点					
	杆塔 2	杆塔 3	杆塔 6	杆塔 7	杆塔 8	杆塔 9
GIS11 的风险	2.5E-5	3.1E-4	1.2E-4	1.9E-4	1.8E-5	9.8E-5
GIS21 的风险	1.4E-5	2.3E-4	1.2E-4	1.7E-4	1.8E-5	6.7E-5
GIS31 的风险	2.5E-5	5.1E-4	1.4E-4	2.1E-4	1.7E-5	7.4E-5
GIS12 的风险	4.6E-6	2.2E-4	1.3E-4	8.5E-5	7.8E-6	4.9E-5
GIS22 的风险	4.4E-6	1.9E-4	1.2E-4	6.2E-5	8.7E-6	3.9E-5
GIS32 的风险	1.3E-5	2.0E-4	1.5E-4	1.4E-4	1.4E-5	6.2E-5
GIS1 的风险	2.0E-5	2.7E-4	1.3E-4	2.0E-4	1.7E-5	8.0E-5
GIS2 的风险	6.5E-6	2.2E-4	1.3E-4	1.0E-4	9.5E-6	4.9E-5

12.4.3.2 GIS 每一部分的总故障率

对某一特定结构的 GIS,其一部分的绝缘故障率是与不同雷击点相关的单个故障率之和。每个故障率是雷击频率与给出的该点故障风险(见表 28)的乘积。

表 28 对于 GIS11 的故障率估算

雷击于	杆塔 2	杆塔 3	杆塔 6	杆塔 7	杆塔 8
每年雷击次数	0.14	0.14	0.11	0.2	0.25
故障率	2.5E-5	3.1E-4	1.165E-4	1.9E-4	1.8E-5
与每个线路段关联的故障率	0.34E-5	0.43E-4	0.1E-4	0.4E-4	0.45E-5
总的故障率(故障次数/年)	1.019E-4/年				

总的故障率为 1.0E-4/年。它等于该线路每段线路相应的故障率之和。

注意:如果 GIS 某一部分的故障率高出另一部分故障率一个数量级,则可以假定该部分的故障风险就是整个变电站的故障风险;如果不满足该条件,则总的风险可以保守地近似为局部风险的算术和。

### 12.5 工况 4(VFFO)——765 kV GIS 中瞬态的模拟

本试验介绍了已进行的验证 GIS 模型的研究的某些方面[51]。通过对一个 765 kV 变电站数字模拟的结果进行说明。

#### 12.5.1 输入的数据和模型

图 39 和图 40 表示了 765 kV 试验间隔的单线接线图。表 29 中给出了表示这种工况的元件的模型。遵循 7.7.1 的推荐进行元件的模拟。

表 29 GIS 元件的模拟:765 kV GIS 的数据

支 路	Z/ $\Omega$	传播时间/ns
UC1-J3	75	6.40
J3-J4	75	48.0
J4-T22	75	2.20
T22-T23	51	1.90
J4-D9	78	2.20
D9-D88	68	1.80
D88-D66	59	4.20
D44-D22	33	5.80
D22-D1	330	9.10
J3-T21	75	2.20
T21-T20	51	1.90
T20-T19	160	0.67
T19-T18	65	1.70
T19-T17	75	6.80
T17-T16	65	1.70
T17-J7	75	8.50
J7-T24	75	2.20

表 29 (续)

支 路	Z/ $\Omega$	传播时间/ns
T24-T25	51	1.90
J7-T25	75	2.20
T26-T27	51	1.90
T17-T14	160	0.67
T14-T13	51	1.90
T13-T11	75	9.90
T11-T12	65	1.70
T11-J2	75	7.50
J2-T9	75	2.20
T9-T10	51	1.90
T10-T28	160	0.67
T28-J6	75	7.10
J6-UK	75	6.40
T28-T29	65	1.70
T28-J5	75	8.80
J5-T30	75	2.20
T30 T32	51	1.90
J2-J1	75	6.70
J1 T4	75	2.20
T4-T3	51	1.90
J1-T5	75	2.20
T5-T6	51	1.90

12.5.2 用于验证模型的方法

为了验证 GIS 模型进行了确定性研究,其步骤综述如下:

- 采用波前为 4 ns 和 20 ns 的波对单个元件进行低压模拟;
- 根据其物理尺寸计算系统中所有元件对应的模型参数。模拟时假定传播速度等于真空中光速的 0.96 倍。

对于一般的研究,输入波形应是下述三种中的一种:

- 由开关断口间的电压确定其峰值的斜角波电压;
- 开关两侧的两个斜角波电流,当输入电流波到达峰值时,开关断口间的电压等于零;
- 把开关两侧均充电到要求值,然后合闸。

12.5.3 结果和解释

在图 40 的结构中,通过  $75\ \Omega$  的匹配阻抗在 UC1 处注入低压阶跃,采用两个不同的阶跃电压模型进行数值模拟。

——第一个电压源模型,在  $t=0$  时刻施加最大值为 100 V 的斜角波电压;

——第二个电压源模型,也施加了最大值为 100 V 斜角波电压,但是,瞬态起始时刻在斜角波电压达到其最大值时开关合闸之后。

图 41 和图 42 表示了两种情况下在两个节点处获得的波形。可以看出,对于两种情况,除了在输入节点 UC1 附近最初几个纳秒内,它们基本上是相同的。这些模拟结果与实际低压测量非常吻合[51]。

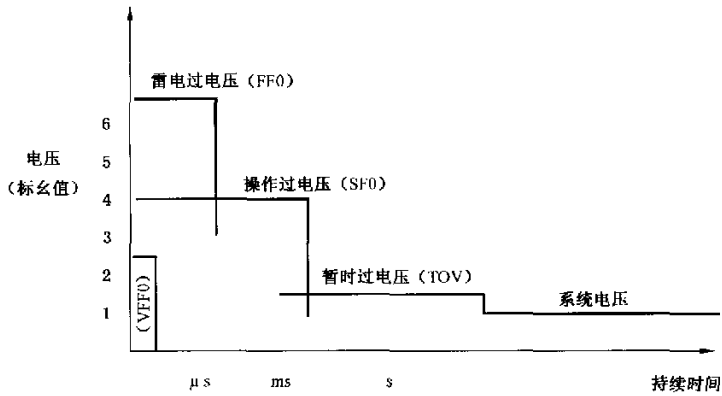


图 1 过电压的类型(特快波前过电压除外)

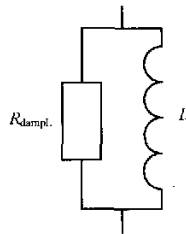


图 2 用于电感的阻尼电阻

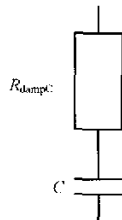


图 3 用于电容的阻尼电阻

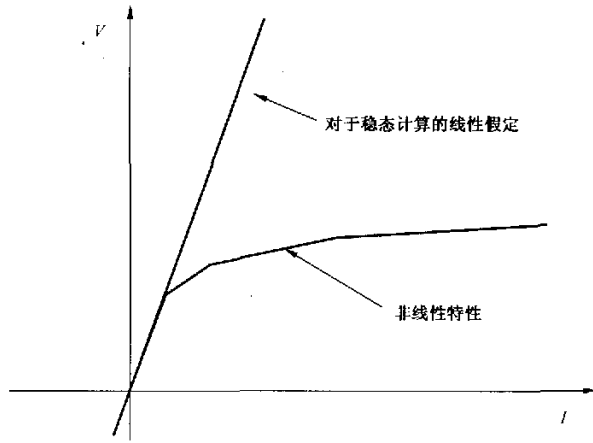


图 4 非线性元件稳态计算假定条件的示例

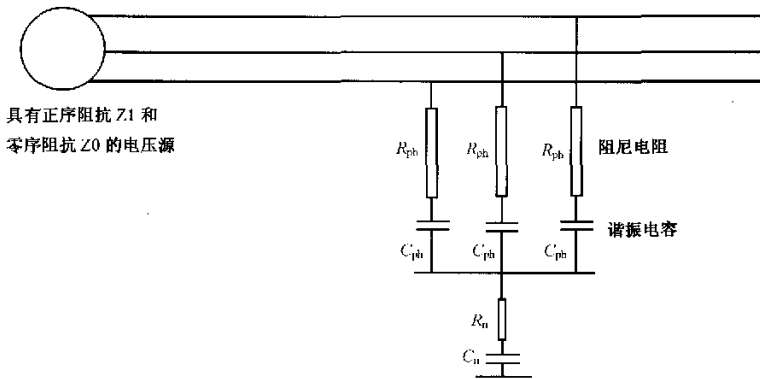


图 5 交流电压等效回路

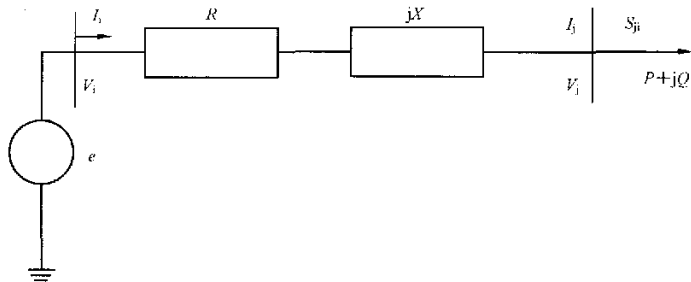


图 6 动态电源模型



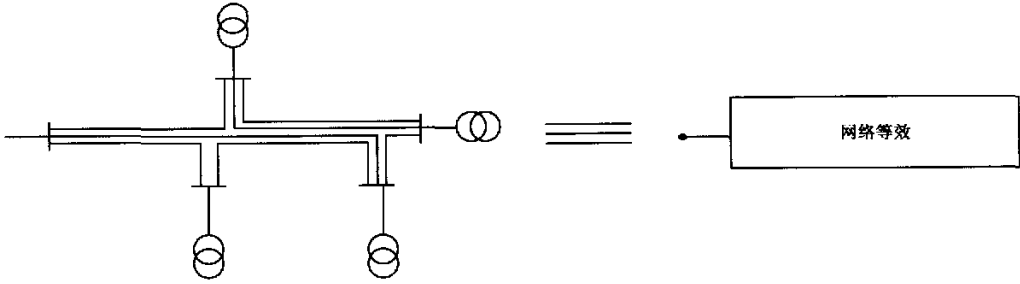


图 7 线性网络的等效表示

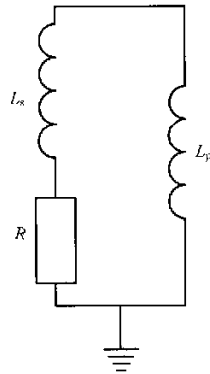


图 8 [56]中负载的表示

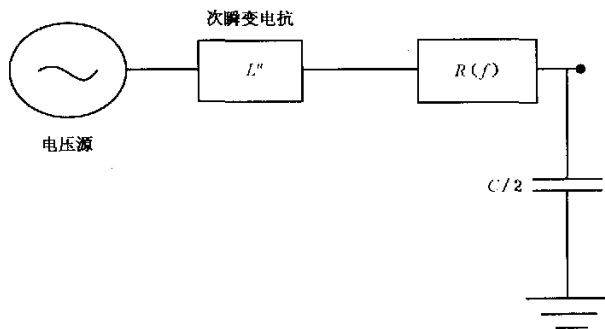


图 9 同步电机的表示

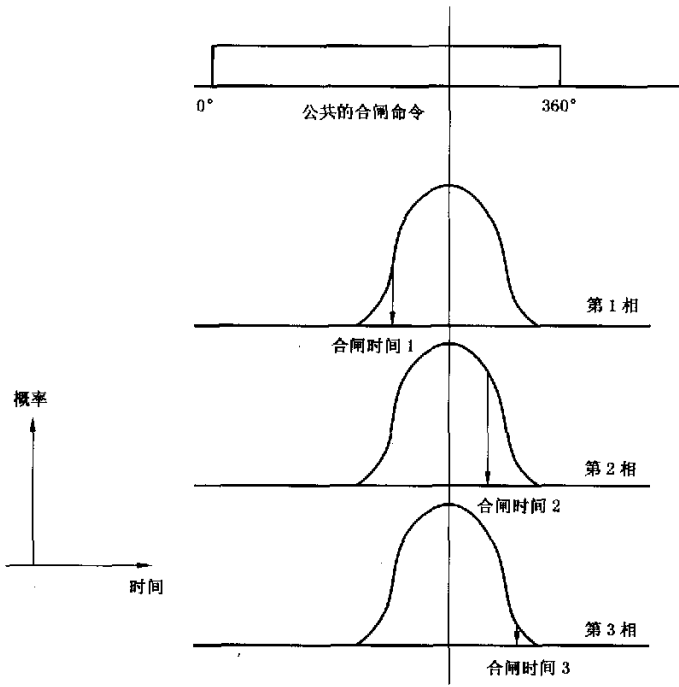


图 10 统计开关使用的双分布图解

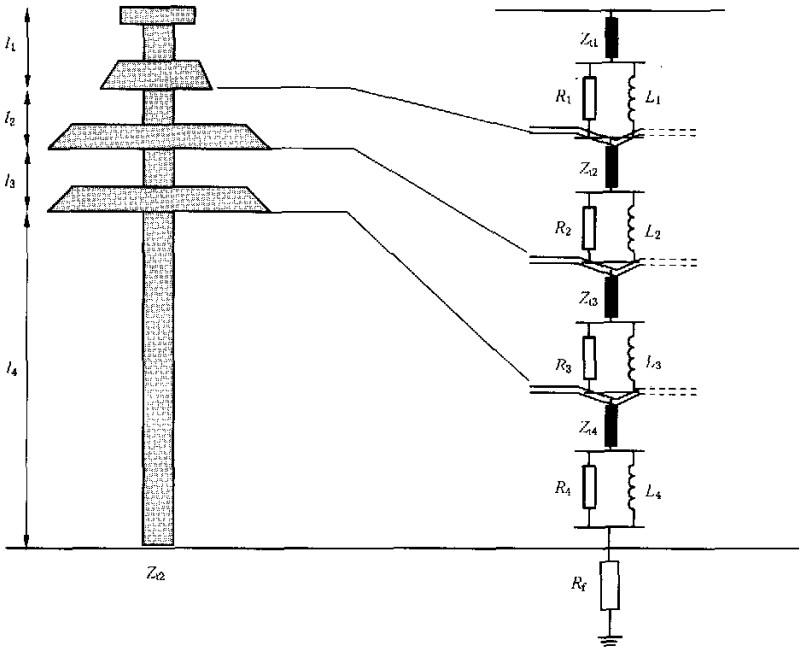


图 11 多段输电杆塔[16],  $H = l_1 + l_2 + l_3 + l_4$

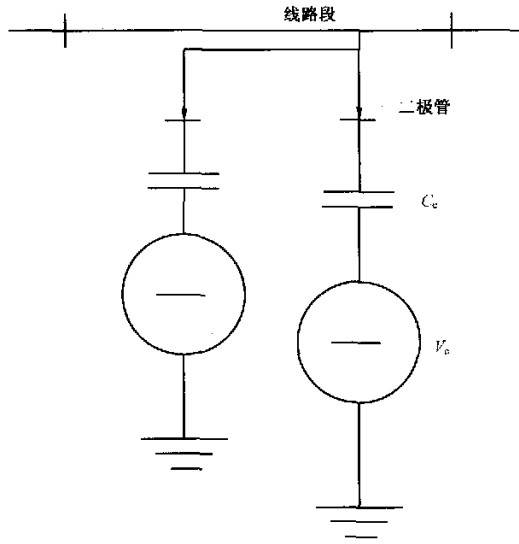


图 12 电晕支路模型的示例

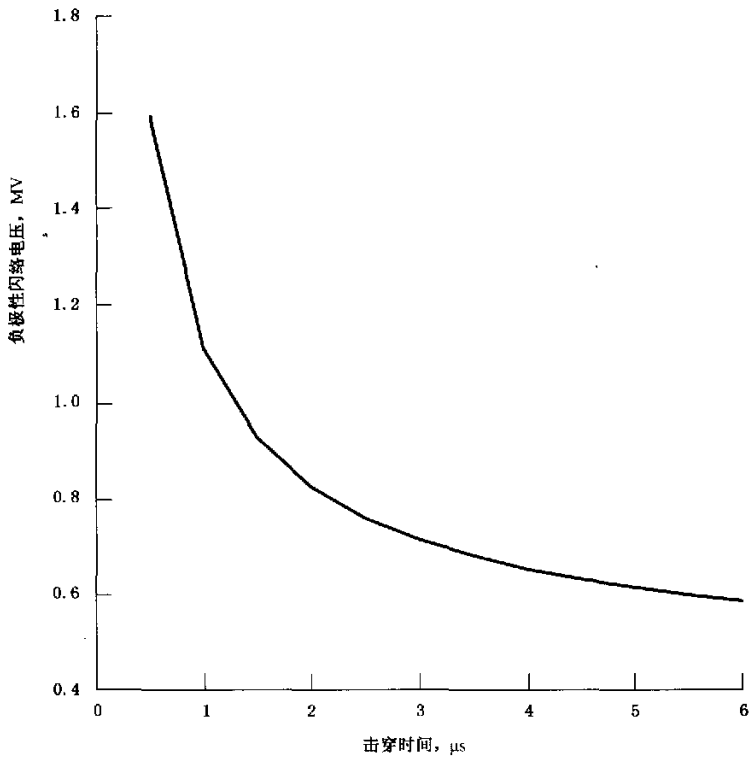
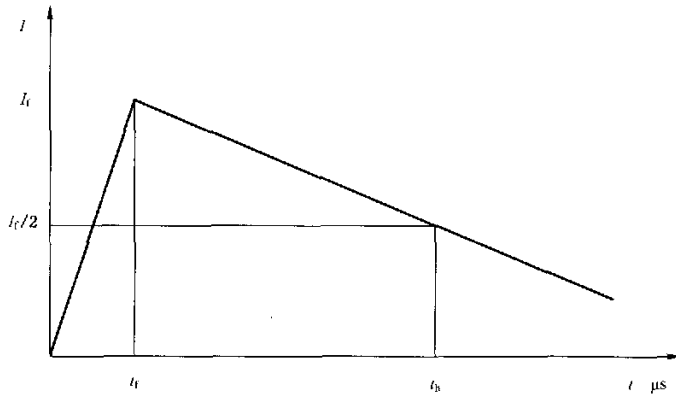
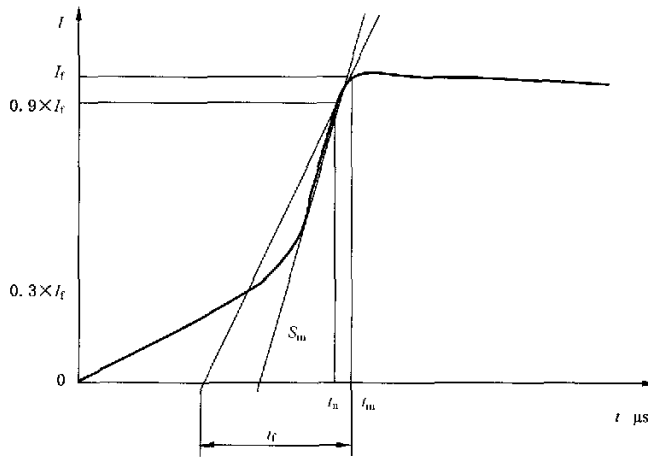


图 13 伏秒特性曲线的示例



$t_f$ ——波前时间；  
 $t_h$ ——半峰值时间；  
 $I_f$ ——电流幅值。

图 14 双斜线波形



$I_f$ ——电流幅值；  
 $S_m$ ——最大的波前陡度；  
 $t_f$ ——等效的波前时间。  
 注： $I_f$ 、 $S_m$ 、 $t_f$ 来自图 13[4]。

图 15 CIGRE 的中凹波形

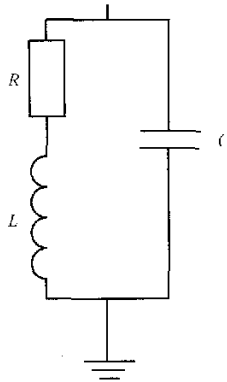


图 16 接地电极的简化模型

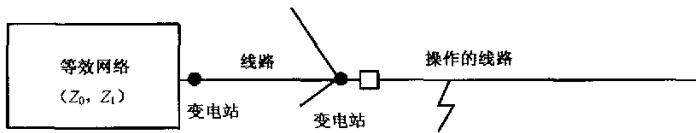


图 17 一个变电站纵深的网络模拟示例

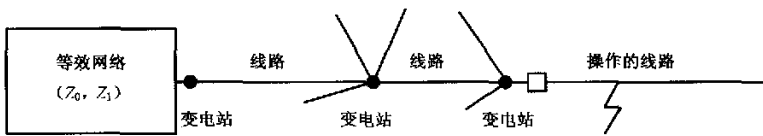


图 18 两个变电站纵深的网络模拟示例

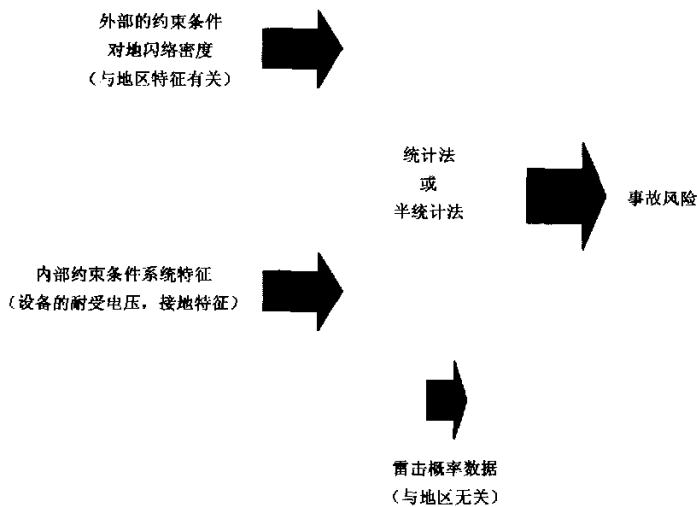


图 19 统计法和半统计法的应用

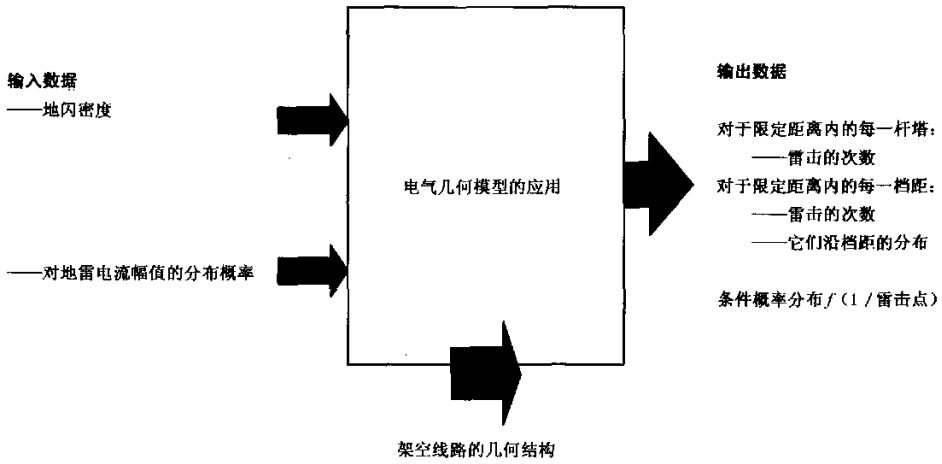


图 20 电气几何模型的应用

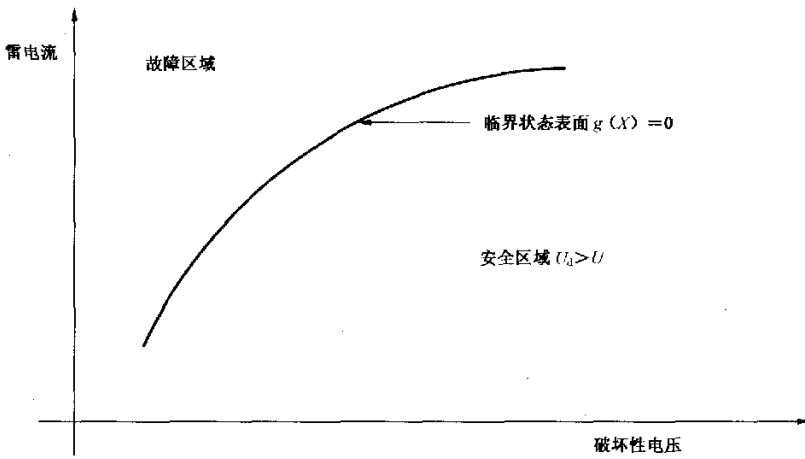


图 21 考虑到两个随机变量(雷击电流最大值和破坏性电压)的临界函数

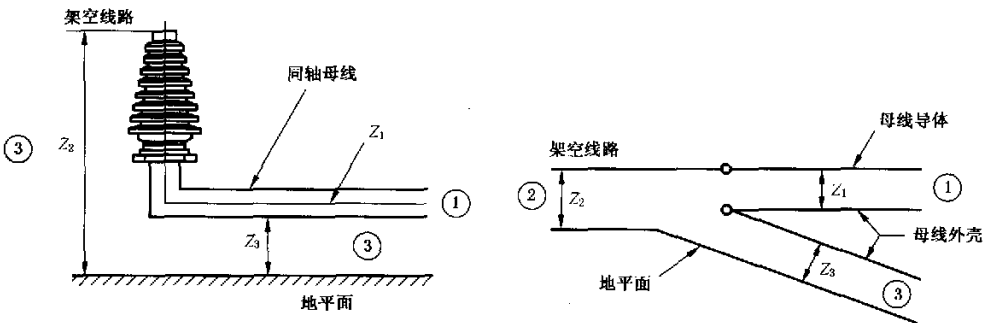


图 22 GIS 和空气的界面处:外壳和地之间的耦合( $Z_3$ ),架空线路和地之间( $Z_2$ )以及母线导体和外壳之间( $Z_1$ )[33]

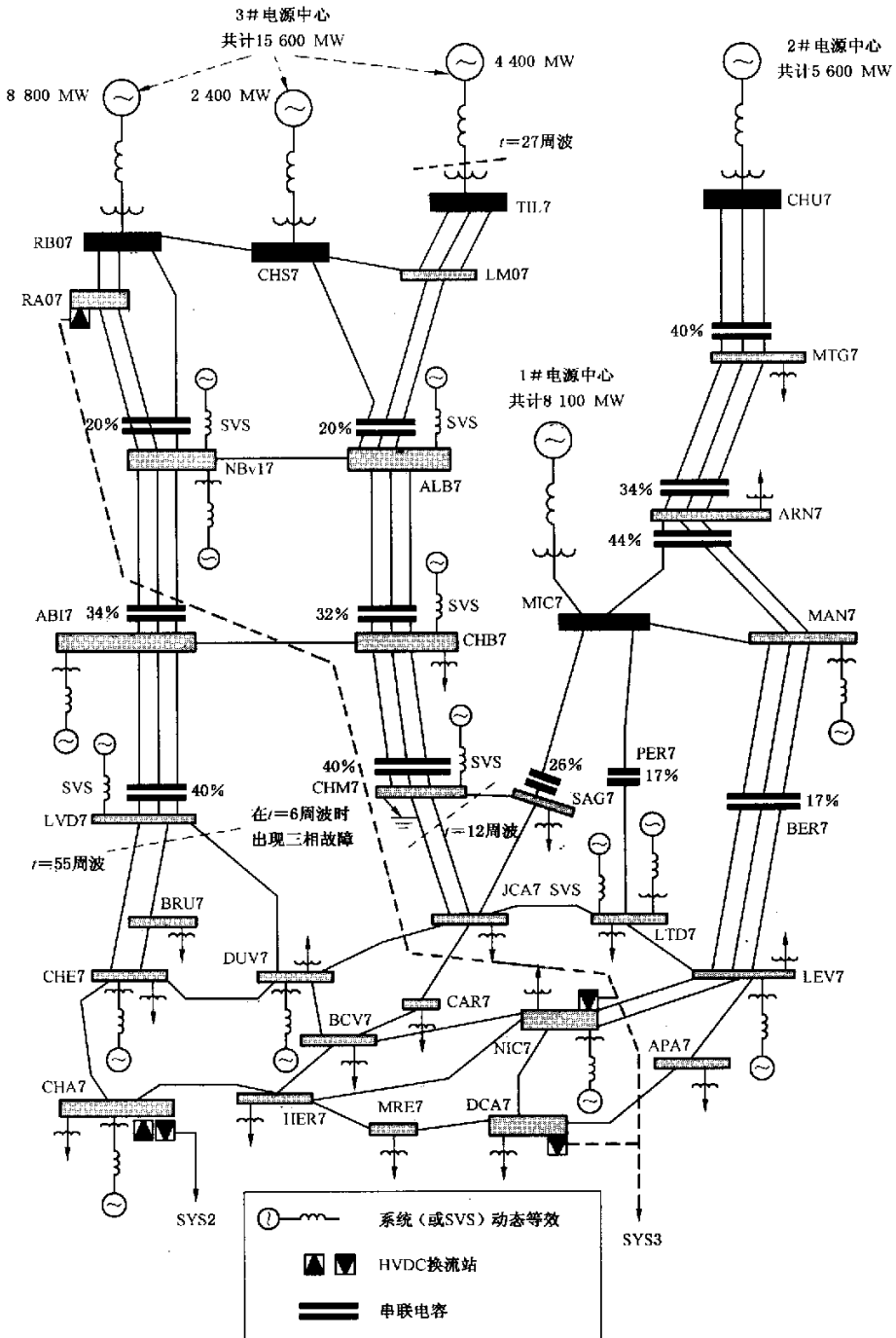


图 23 试验系统的单线图

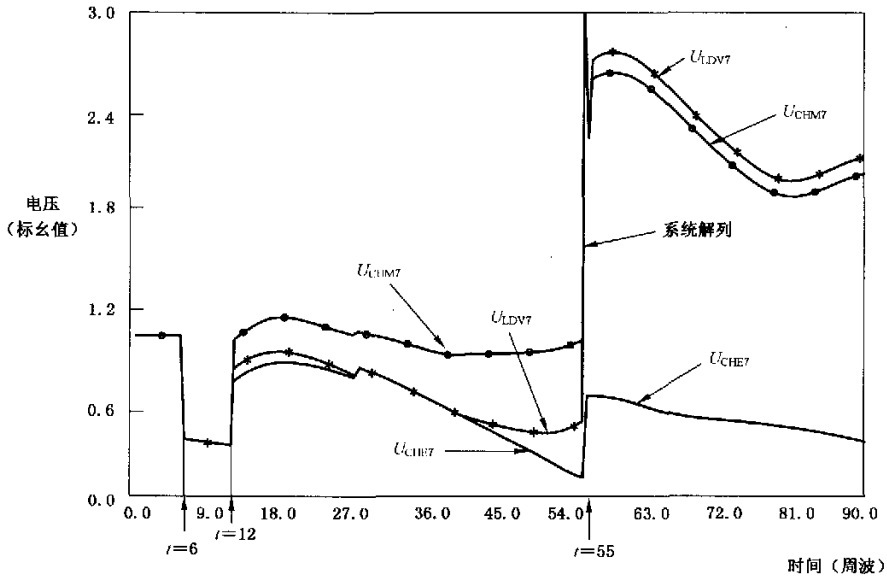


图 24 系统暂态稳定计算得到的 CHM7、LVD7 和 CHE7 处的 TOV

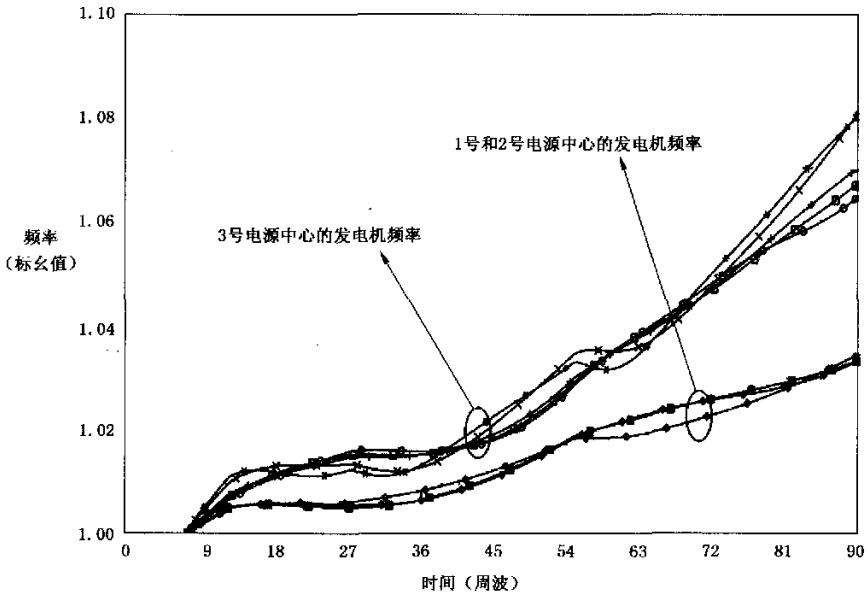
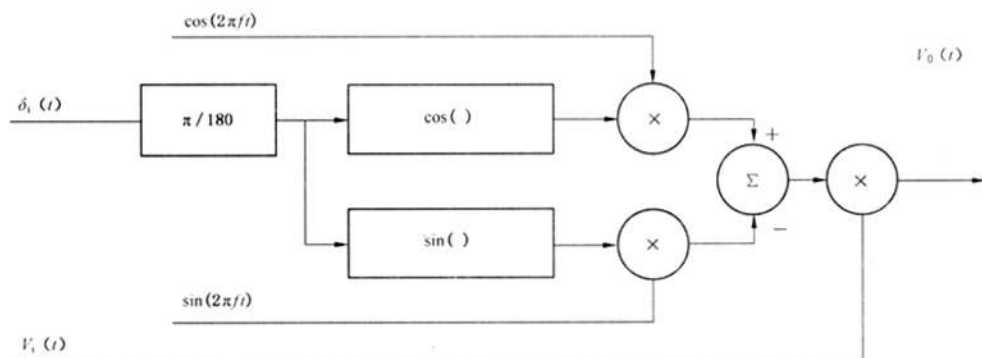


图 25 系统暂态稳定模拟得到的第 1、第 2 和第 3 电源中心的发电机频率





$f$ ——系统频率；

$$V_o(t) = V_i(t) \cos(2\pi ft) + \delta_i(t);$$

式中： $V_i(t)$ 和 $\delta_i(t)$ 为暂态稳定模拟获得的发电机内部电压的幅值和相角。

图 26 动态电源模型的方框图[55]

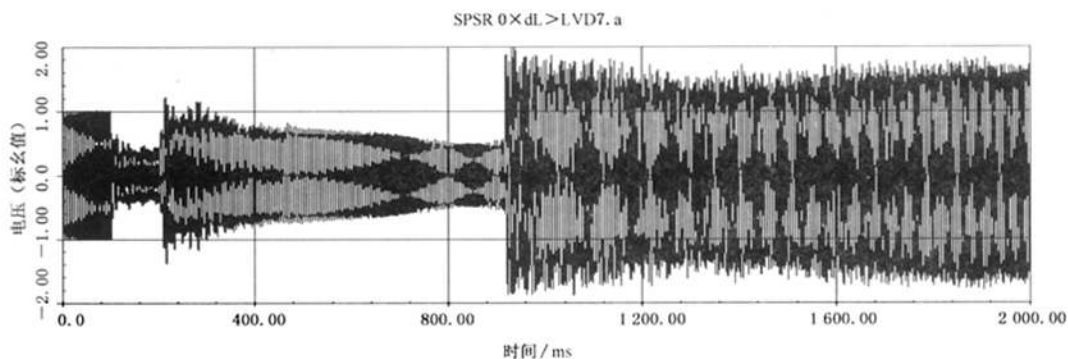


图 27 LVD7 处的 TOV——具有 588 kV 和 612 kV 固定连接的避雷器的电磁瞬态模拟

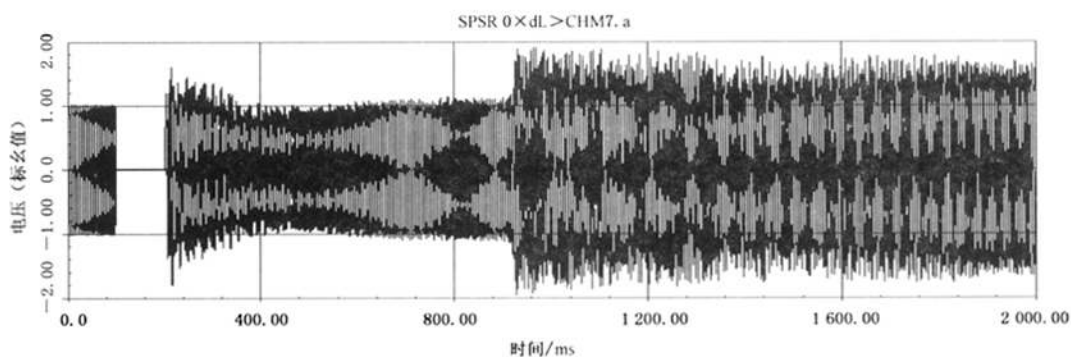


图 28 CHM7 处的 TOV——具有 588 kV 和 612 kV 固定连接的避雷器的电磁瞬态模拟

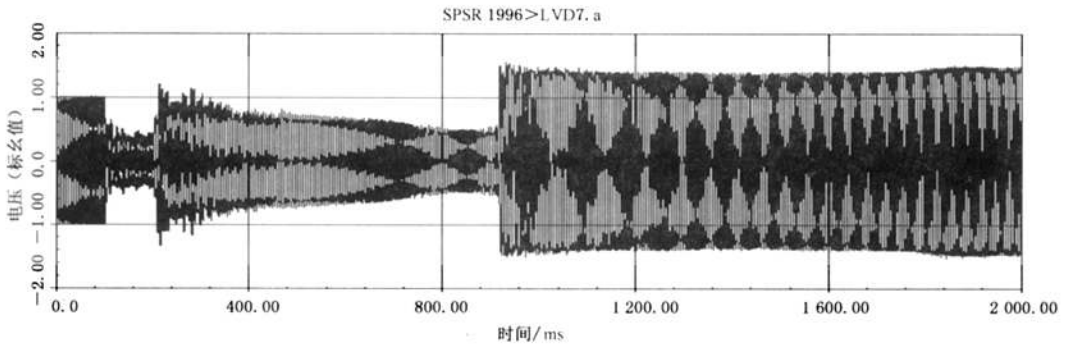


图 29 LVD7 处的 TOV——具有 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器的电磁瞬态模拟

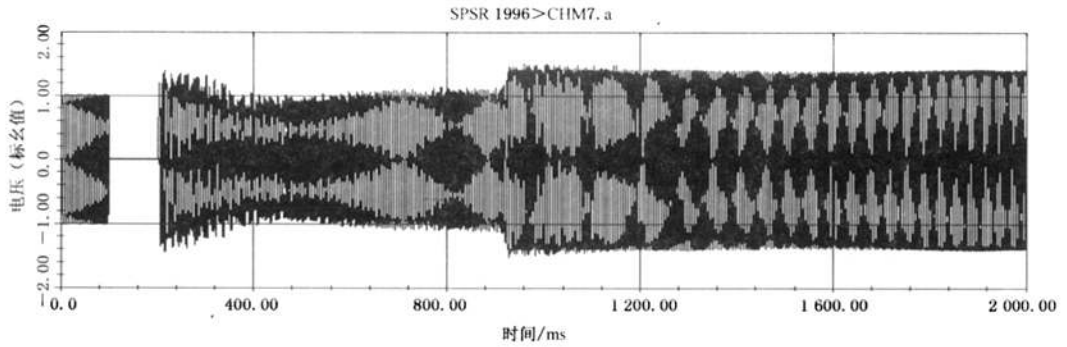


图 30 CHM7 处的 TOV——具有 484 kV 自动投切的金属氧化物避雷器的电磁瞬态模拟

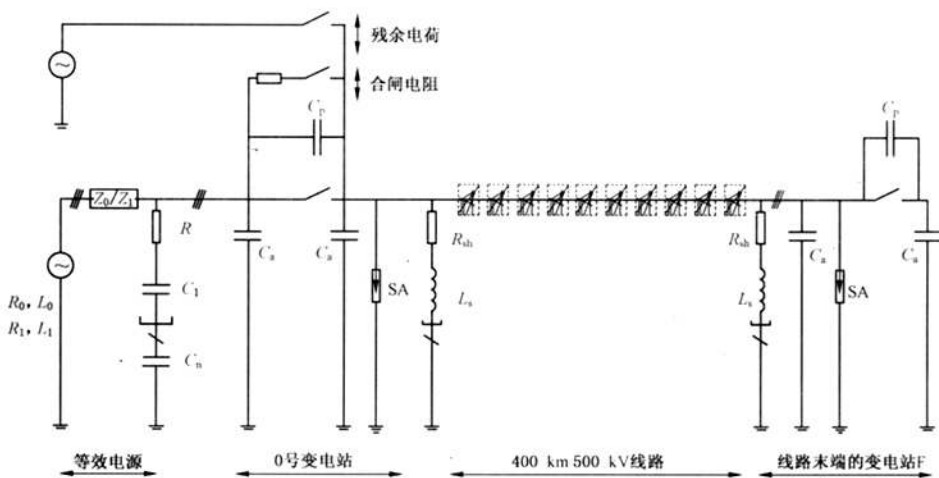


图 31 系统的模拟

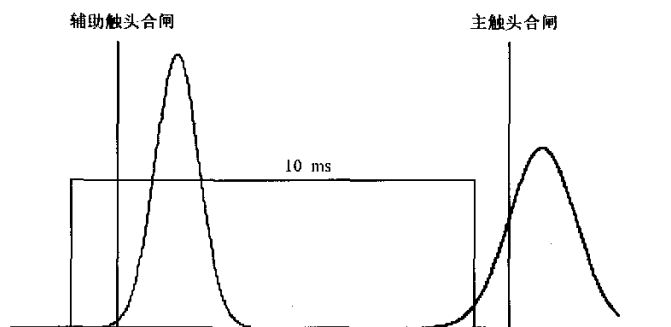


图 32 辅助触头和主触头

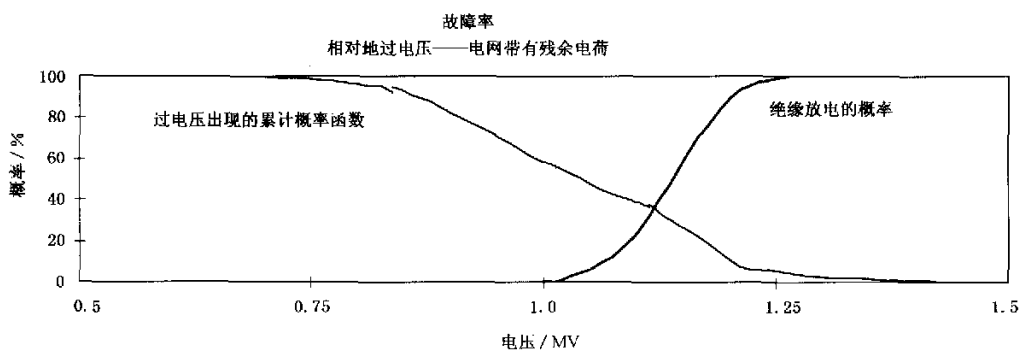


图 33 具有残余电荷和合闸电阻的配置中的相对地过电压累积概率函数和绝缘放电概率示例

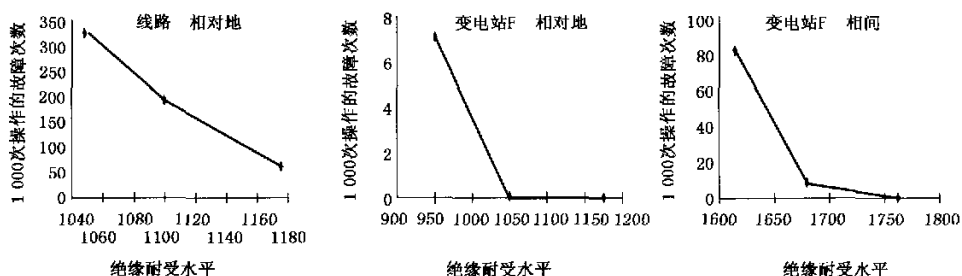


图 34 1 000 次操作的故障次数与设备耐受电压之间的关系

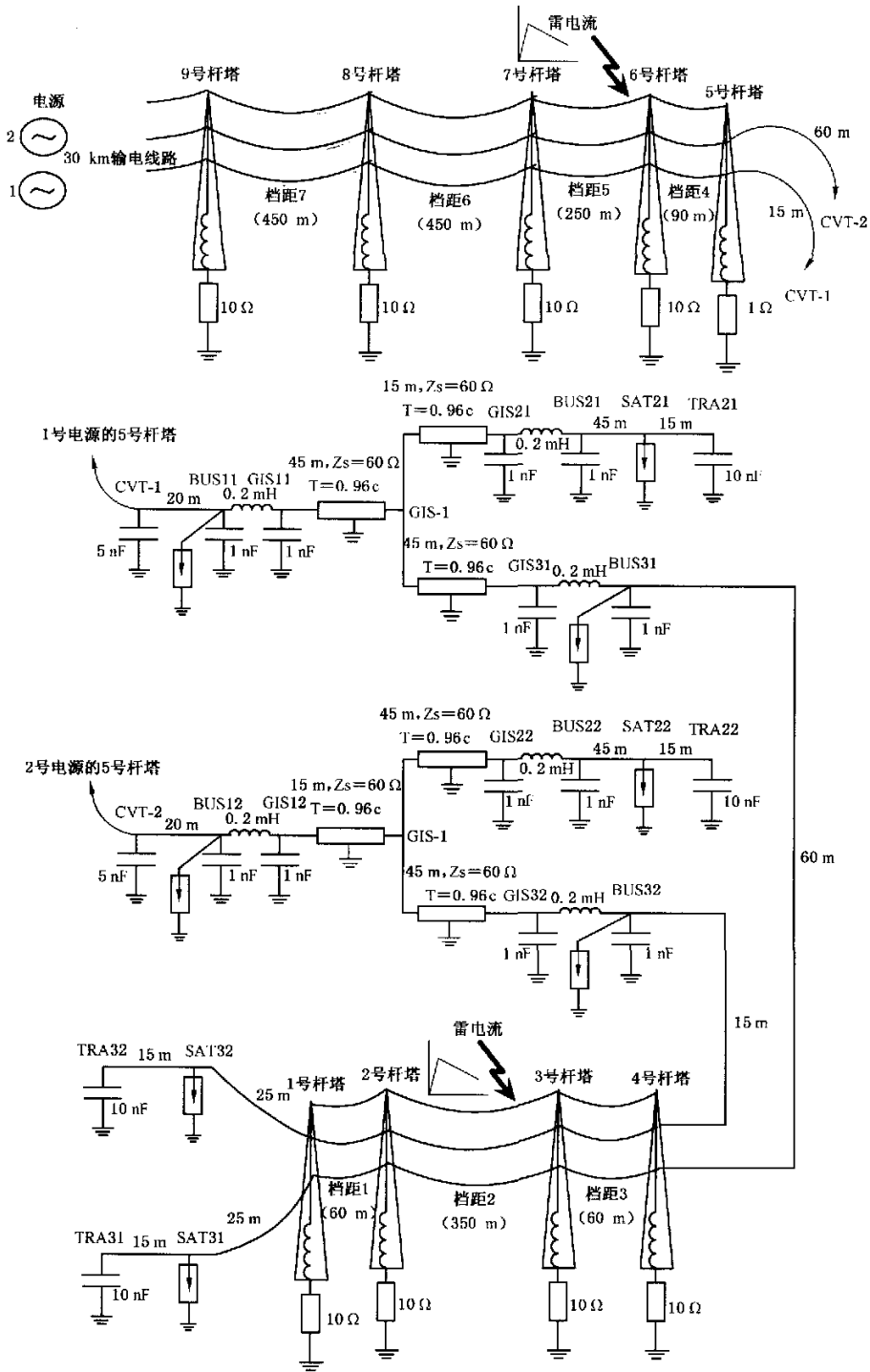


图 35 用于雷击研究的 500 kV GIS 变电站的电路图

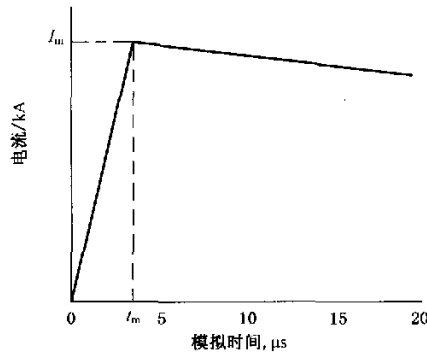


图 36 雷电流的波形

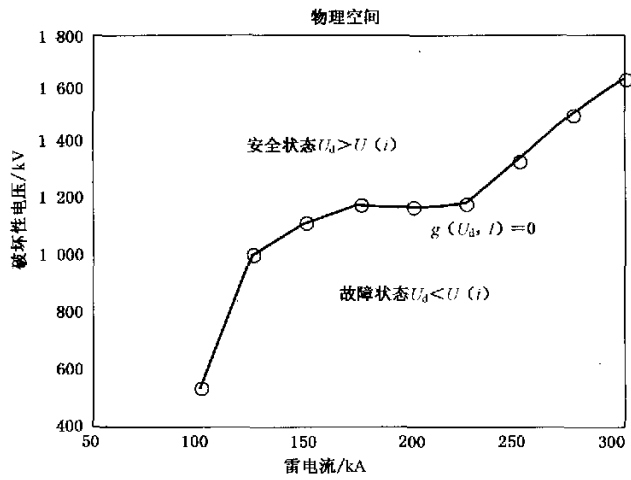
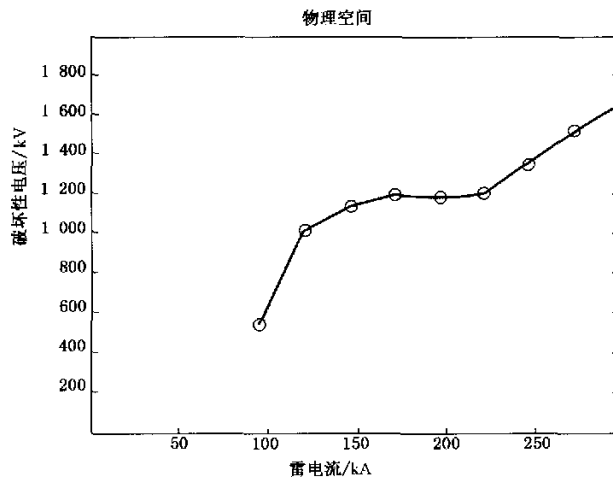


图 37 一个 GIS 段(节点)故障和安全状态的界面的近似表示



注：圈点描绘了 EMTP 的模拟结果，线段是内插值表示的界面。

图 38 联合概率密度函数等值曲线

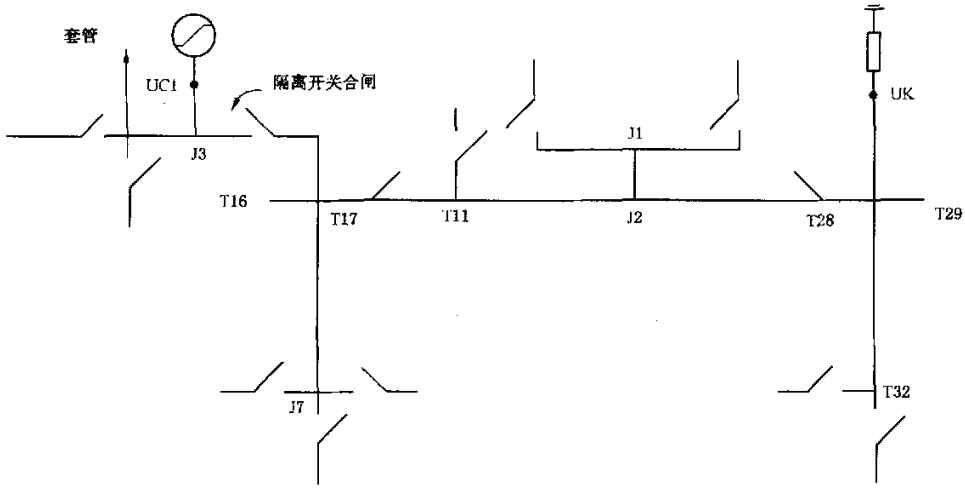


图 39 具有合闸隔离开关的 765 kV GIS 的单线图

(仅用粗线表示的 GIS 部分对此处模拟的瞬态现象是重要的;图 40 中的某些点也在此处表示出)

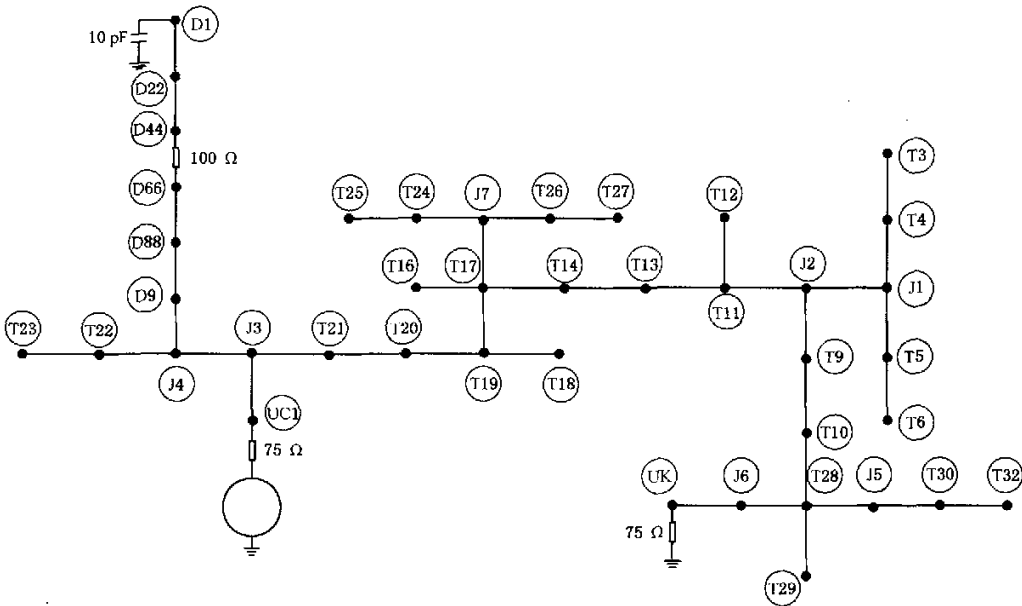
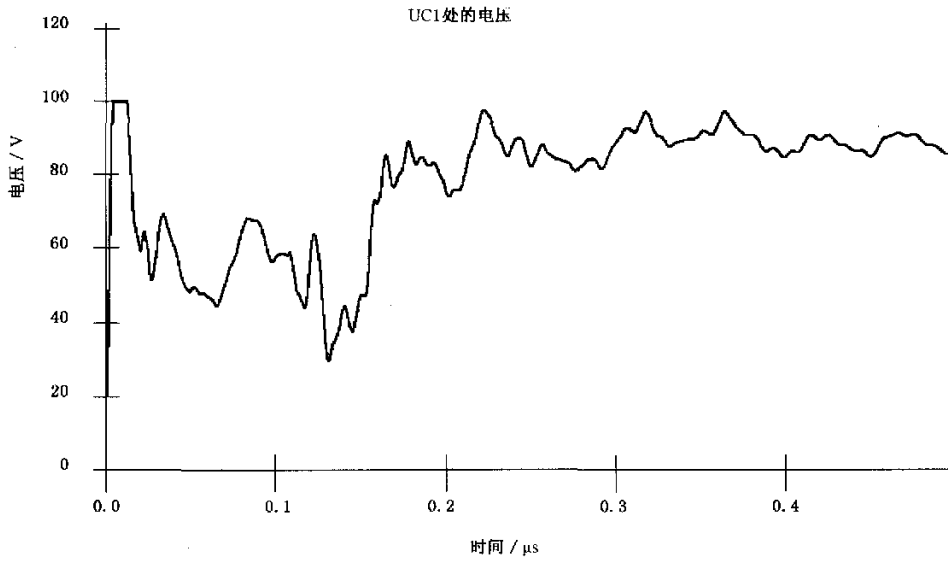
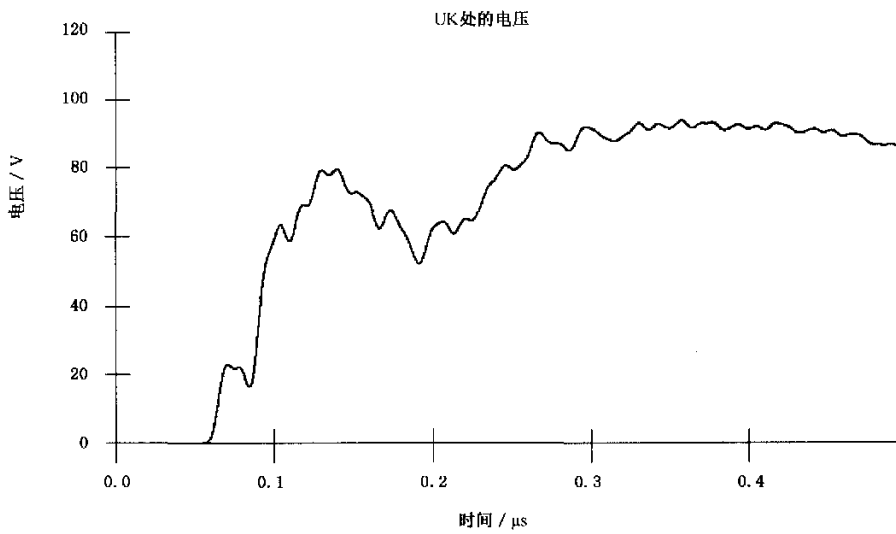


图 40 研究瞬态现象的 765 kV GIS 部分的模拟图

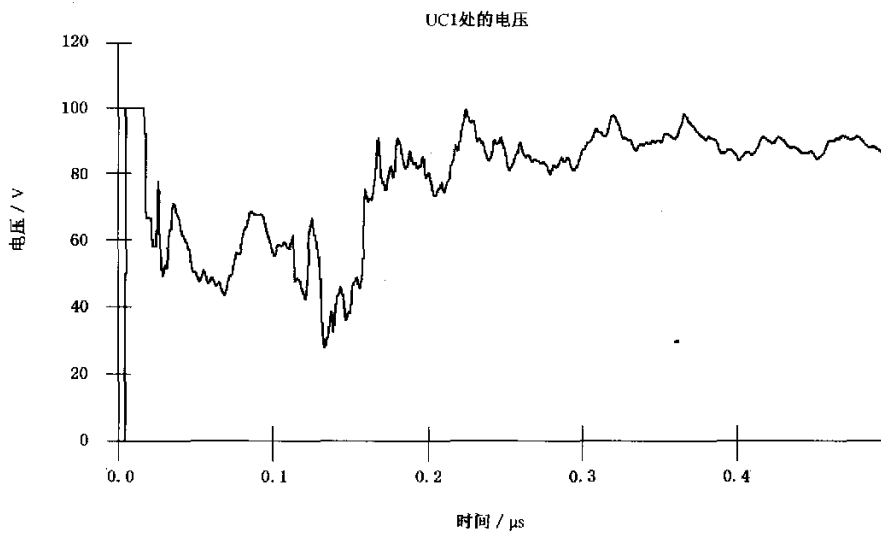


a) 模拟结果——在 UC1 处电压

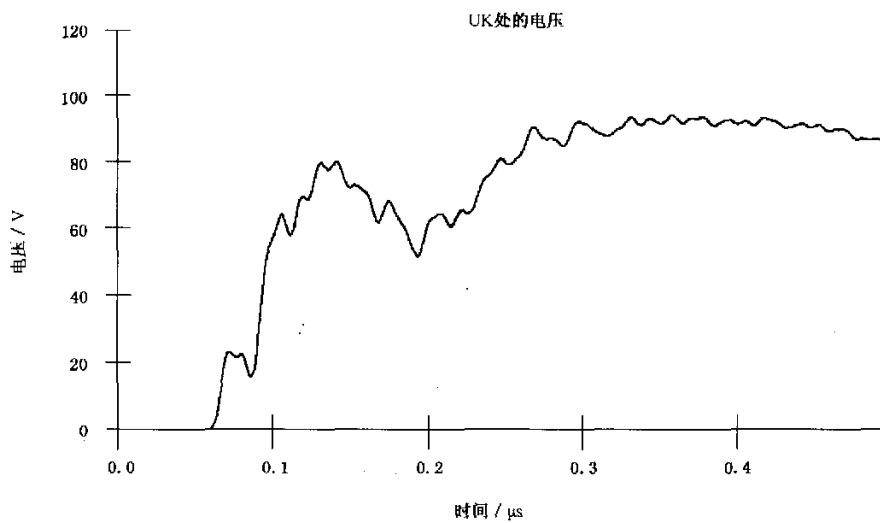


b) 模拟结果——在 UK 处电压

图 41 4 ns 的斜波



a) 模拟结果——在 UC1 处电压



b) 模拟结果——在 UK 处电压

图 42 开关操作



## 附录 A

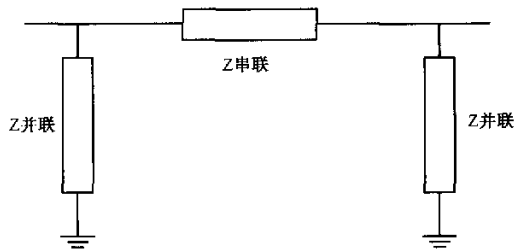
(资料性附录)

## 架空线路和地下电缆的表示

架空线路和地下电缆采用同一种电气模型。计算波沿线路传播的模型是依据所谓的波动方程：

$$\begin{aligned} -\frac{\partial V}{\partial x} &= RI + \frac{\partial(LI)}{\partial t} \\ -\frac{\partial I}{\partial x} &= GV + C \frac{\partial V}{\partial t} \end{aligned}$$

式中  $R$ 、 $L$ 、 $C$  和  $G$  分别为单位长度线路的电阻、电感、电容和电导矩阵。 $x$  为距线路某一端点的距离， $t$  为时间。除了需要考虑残余电荷的衰减外，对于架空线路， $G$  通常忽略不计。

A.1 单导体线路的精确  $\pi$  模型图 A.1  $\pi$  模型

一条长度为  $l$  的线路可以通过一个  $\pi$  模型来表示，其参数如下：

$$Z_{\text{并联}} = \frac{Z_c}{\tanh\left(\frac{rl}{2}\right)} \quad \text{和} \quad Z_{\text{串联}} = Z_c \sinh(rl)$$

$Z_c$  为线路的波阻抗， $r$  为传播常数，分别由下式给出：

$$Z_c = \sqrt{\frac{R + jL\omega}{G + jC\omega}} \quad \text{和} \quad r = \sqrt{(R + jL\omega)(G + jC\omega)}$$

该模型对于直接基于频域或拉普拉斯变换的程序十分有效，因为可以直接计算出线路电阻和电感随着频率的变化。而在大多时域程序中，该模型参数是按单一频率计算。

A.2 常规  $\pi$  回路

如果  $rl$  较小，串联阻抗和并联导纳可以近似为：

$$Z_{\text{串联}} = (R + j\omega L)l \quad \text{和} \quad Y_{\text{并联}} = \frac{1}{2} j\omega C l = \frac{1}{Z_{\text{并联}}}$$

一条线路可用多节链形  $\pi$  电路表示。如果由一节  $\pi$  电路代表的每一部分线路长度不太长（架空线路在 60 Hz 时  $< 150$  km，600 Hz 时  $< 15$  km……），那么该模型对于稳态解是准确的。但它不能表示谐波情况下与频率相关的  $R$  和  $L$ 。

该模型可用于瞬态计算。

A.3 行波法：常电感的单相无损线

在这种特殊状态下，波动方程有一个达朗贝尔的解：

$$I = F_1(x - vt) - F_2(x + vt)$$

$$V = Z_c[F_1(x - vt) + F_2(x + vt)]$$

该方程的解导出下述公式：

$$V(x, t) + Z_c I(x, t) = 2 \times Z_c F_1(x - vt)$$

当  $l$  (线路长度) /  $v$  等于沿线路的行波时间时，该公式可以写成：

$$V(t) + Z_c I(t) = 2 \times Z_c F_1[-v(t - l)]$$

线路一端的  $V(t)$  和  $I(t)$  可以采用历史项加以计算，该历史项由先前计算出的线路另一端的  $V(t)$  和  $I(t)$  的值得出。

可以用在线路两端和线路中间按与长度成比例加入等值集中电阻的方法来考虑损耗。应限制该模型模拟的线路长度，以避免在这些电阻处发生非真实的反射。

A.4 与频率相关的单导线线路模型

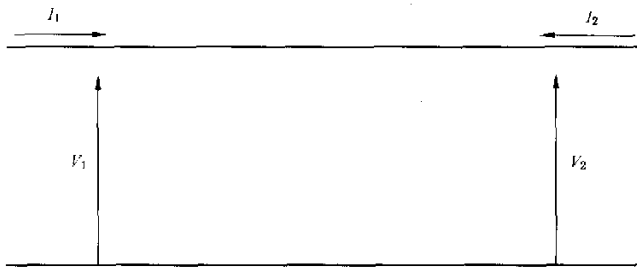


图 A.2 单导线的表示法

$$V_1(t) = F^{-1}(Z_c) * I_1(t) = F^{-1}(e^{-\gamma l}) * (V_2(t) + F^{-1}(Z_c) * I_2(t))$$

式中：

$F$  —— 傅立叶变换；

$*$  —— 卷积算子；

$e^{-\gamma l}$  —— 传播系数。它包括了一个衰减系数和一个相位移因子，它们均为频率的函数。

为了进行方程计算， $Z_c(p)$  可简化为  $p$  的有理函数， $e^{-\gamma l}$  可简化为  $p$  的有理函数乘以  $e^{-\tau p}$  来近似。在数学术语中，它相当于问题的线性化。

这一模型在很宽的频率范围内考虑了衰减特性和特性阻抗因频率变化的影响。

A.5 多导体线路的模型

A.5.1 模型参数

在多导体线路的情况下， $V(x)$  和  $I(x)$  为矢量。 $V(x)$  和  $I(x)$  的每个坐标分别对应于距线路端头  $x$  处导线电压和电流。

波动方程式：

$$\begin{aligned} -\frac{dV(p,x)}{dx} &= Z(p)I(p,x) \\ -\frac{dI(p,x)}{dx} &= Y(p)V(p,x) \end{aligned}$$

可变换为:

$$\begin{aligned} \frac{d^2V(p,x)}{dx^2} &= Z(p)Y(p)V(p,x) \\ \frac{d^2I(p,x)}{dx^2} &= Y(p)Z(p)I(p,x) \end{aligned}$$

为求解该方程组,可将变量  $V(p,x)$  和  $I(p,x)$  线性变换为变量  $V_{\text{mod}}(p,x)$  和  $I_{\text{mod}}(p,x)$ ,如此,方程组中的方程将互相独立。 $V_{\text{mod}}(p,x)$  和  $I_{\text{mod}}(p,x)$  被称为模量。 $V_{\text{mod}}(p,x) = T_v(p) \times V(p,x)$  且  $I_{\text{mod}}(p,x) = T_i(p) \times I(p,x)$ 。 $T_v$  和  $T_i$  称为转换矩阵。

### A.5.2 转换矩阵的近似

如果将  $T_v$  和  $T_i$  近似为常数矩阵,那么用于单相线路的计算方法可直接用于各个模量。在多相平衡线路情况下,相模变换可用  $\alpha\beta 0$  分量准确完成,并且不存在由变换引起的误差。在没有进行换位的多相线路情况下,许多程序中将  $T_v$  和  $T_i$  近似为实数,这在某些情况下可能是不恰当的。

除了低频下的多回路架空线路和地下电缆的模拟外,该近似方法通常被认为足够精确。对于电缆模拟,当频率大于 2 kHz 时,常常认为  $T_v$  和  $T_i$  是常数,而对较低频率而言它们变化会非常大。

对于架空线路,在导体垂直布置时,考虑上述矩阵随频率变化非常重要。这与导体水平布置不是同一种工况。

如果考虑  $T_v$  和  $T_i$  随频率变化,则从频域转换为相域需计算  $n \times n$  次的卷积。通过  $p$  的有理函数得出的求每个系数的近似法可用于此计算。

另外还有其他方法模拟线路,例如,可直接使用相域解法[9]、[38]和[39]或应用天线理论。

**附录 B**  
(资料性附录)  
**断路器电弧模型**

**B.1 开断步骤**

断开一个回路前,断路器处于合闸位置,即触头保证回路的电气连续性。当检测到异常大电流时,断路器接到指令开断回路。

开断电流时,断路器在工频波形上任一瞬间将两个接触的导电元件分开,因此产生电弧。电弧是电力系统中主要的回路断开“装置”。随着触头运动分开,电流下降到零且电弧熄灭,与此同时,在电网的两个部分之间建立起电气分离。电弧熄灭过程所伴随的热现象应在准确模拟断路器时予以考虑。

随着电流降到零,断路器的介电强度增加和瞬态恢复电压(TRV)之间有一个时间竞赛。瞬态恢复电压是灭弧时断路器两触头之间的电压,也为网络断路器两侧线路之间的电压差。欲将断路器保持断开状态,它的瞬态恢复电压必须低于它的介电强度。否则间隙将被击穿,即产生新电弧,当电流下一次降到零时将进行另一次开断回路的尝试。

事实上,有各种不同的开断形式,它取决于切断电流的幅值及有关物理特性,即如发热和介质方面的因素。对于大电流,称为“电弧功率开断”,在这种开断中,热起主要作用,如断开故障线路;但是,对于小电流,主要考虑断口的介质方面,如小电感电流开断的情况。作为验证断路器模型有效性的例子,将要研究的两种情况说明这两个方面。但在所有情况下,该模型主要依赖于尽可能准确地模拟电弧性能。

**B.2 电弧的数学模型**

大多数的数学模型建立在当电流降到零时,电弧和周围环境的能量平衡上。最常用的两个方程为 Mayr 和 Cassie 方程[13]:

$$\text{Mayr 方程: } \frac{dg}{dt} = \frac{1}{T} \left( \frac{i^2}{P} - g \right)$$

$$\text{Cassie 方程: } \frac{dg}{dt} = \frac{1}{T} \left( \frac{iu}{U_0^2} - g \right)$$

式中:

$g$  —— 电弧电导;

$T$  —— 时间常数;

$u$  —— 电弧电压;

$i$  —— 电弧电流;

$P$  —— 电弧功率损耗;

$U_0$  —— 稳态电弧电压。

这两个方程以及由其得出的结果,描述了与电压和电流特性一致的电弧电导(或电阻)的变化过程。当电弧电流很大时,电阻非常低,大约几欧姆,但当电流接近零时,电阻沿着非常陡的梯度迅速上升达到或超过  $10^8 \Omega$ ,相当于开路状态。这两个方程不是传统的电气方程。因此,它们必须求通常意义的解,而这要伴随电网求解一步一步地进行。

### B.3 回路断开的特殊情况

#### B.3.1 开断线路故障

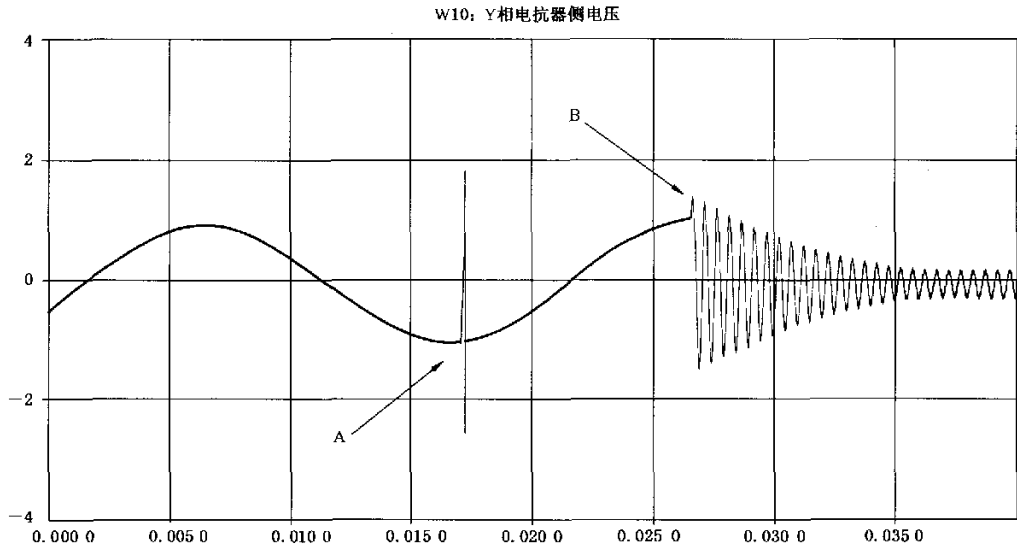
开断线路故障时会开断大电流并伴随有严重的热现象。当检测到线路故障时,断路器接到分闸指令断开线路,开断过程如上述。

但是,随着第一次熄弧,触头间隙的介质强度必须快速重新建立以防止电弧重燃。通过改进以下几个参数可以达到这一点:绝缘气体的温度(吹弧)和压力(真空和气吹断路器)、触头分闸速度等。

例如,当吹弧不充分时,电弧会加热,并因此增加了因电弧发热产生的等离子气体的导电性。因此,根据焦耳效应增加了待消耗的能量,其结果将导致再次燃弧。这一现象称为热重燃。

线路断开后的瞬间,灭弧后的开始几个微秒内,断路器中会产生约 1 A 的弧后电流。如果断开成功,该电流几微秒后降到零,否则将出现热失效事件后弧后电流增加[26]。

#### B.3.2 开断小电感电流



A——重燃过电压(属 VFFO 范围);

B——抑制过电压(属 SFO 范围)。

图 B.1 六氟化硫断路器开合

在这种小电流开断的特殊情况下,介质问题占主导地位。例如,在切断空载变压器、无功补偿电抗器或电动机时会出现这种类型的开断。主要是因为截流和击穿,会在开断的设备一端产生相当高的过电压。因此,模拟这种类型的开断有助于研究这种可能会造成设备损坏的过电压。

一般情况下,断路器中的触头分离产生电弧。当电流下降到接近零时,电弧和回路的相互作用,产生高频电流,该电流附加在工频分量上,使电流快速下降到零。这一现象称为截流。

一旦电流达到零,电弧熄灭,电路两端自由变化。由于被开断的元件在断路器开断时有电感储能,电流在 1.0 p. u. 或更大的幅值下振荡,电流的大小与截流有关。瞬态恢复电压(TRV)是断路器两端的电压差。如果 TRV 超过断路器的介质强度,将会击穿。断路器再次导通电流,并在电路中出现一个高频瞬态电流附加在工频电流上。在下次工频电流到达零电流最终开断之前,这一现象可能快速连续出现几次[14]。

## 附录 C (资料性附录)

### 计算电力系统设备雷害故障率的概率法

#### C.1 简介

雷击事件可以由不同的随机变量组表征。因此,建立雷击电力系统设备故障率首先应从选择最相关的随机变量以及它们的概率分布公式开始。这些将构成数值计算用的输入随机参量,并需通过计算来评估相应的雷电过电压(输出随机变量)。

故障率计算过程包括下述三个步骤:

- a) 确定用于计算雷击输电线路现象的概率模式;
- b) 模拟电力系统对某些用户定义的雷击的响应,以鉴别该雷击是否引起故障;
- c) 积分整个定义的故障范围内的雷击危险概率。

每一步详述如后。

#### C.2 概率模式的确定

预测雷电引起的电力系统设备故障率的第一步是确定概率模式,目的在于给出雷击输电线路的数学表达式。概率模式由一组随机变量及它们的概率分布组成。典型的随机变量应包括:

- 雷击电流波形的特征变量,通常由其峰值、峰值时间以及波尾持续时间描述;
- 沿着输电线路可能的雷击点;
- 输电线路交流电压的变化;
- 设备耐受能力的变化。

一方面,考虑如此多的随机变量可以准确的模拟某些参数的自然变化,尽管它可能与少量的雷电数据不一致;但是,另一方面,用电磁暂态程序模拟计算电力系统对各种定义的雷击模式响应很费时。

另外,它使总体雷击危险率计算问题过于复杂化,因为传统的数值积分计算对于超过两个随机变量的问题无法完成。在这种情况下,可以采用更专业的计算方法,例如,Monte Carlo 方法或近似方法(一阶或二阶可靠性法)。

因此,需要对随机变量进行一些简化。原则上可以仅集中于最具影响和主要的随机变量并假设其他的随机参数作为确定的量值(固定值)。实际简化建议说明如下:

##### C.2.1 雷击点

雷击点可被看作离散的随机变量,用符号  $x$  代表,其数值( $x_1, x_2, \dots, x_n$ )由计算者沿线路选取。其概率分布(概率群函数), $P_x(x)$ 根据雷击于不同的雷击点的比例给出,并应用三维电气几何模型估算。

对于有避雷器保护的变电站,GB/T 311.2—2002 提出的限定距离有助于计算者确定沿线路的雷击点。通常认为在限定距离内按跨度使用有限的雷击点是适宜的。

##### C.2.1.1 雷电流波形

通常将雷电流表示为具有双斜率的理想的电流源或者由下列参数表征的 CIGRE 的凹波形:

- 峰值电流的幅值, $I$ 是连续的随机变量。用户可以在两种概率分布之间选择;

- 对数——正态分布  $f_1(i), f_1(i) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_1} e^{-1/2(\frac{\ln(i/\mu_1)}{\sigma_1})^2}$ ,  $\mu_1$  和  $\sigma_1$  由用户确定。缺省值在文献

[4]给出的数值中选取。

雷电流峰值 $I/\text{kA}$	$3 \leq I \leq 20$	$I > 20$
中间值 $\mu_1/\text{kA}$	61.1	33.3
对数标准偏差 $\sigma_1/\text{kA}$	1.33	0.605

- 或者条件概率分布  $f_{1/X}(i, x)$ , 其  $X$  是由电气几何模型获得的雷击点。应该注意到: 考虑条件概率分布更准确, 尤其在研究绕击时。

——假定波头时间是由其条件中间值给出的峰值电流幅值的函数:

当  $3 \leq I \leq 20 \text{ kA}$ ,  $T_m = 0.0834 \times I^{0.828}$ ; 当  $I > 20 \text{ kA}$ ,  $T_m = 0.154 \times I^{0.624}$ 。

——波尾时间可由其半峰值时间  $T_d$  表征, 建议  $T_d$  为:

- 如果研究重点为雷电过电压, 确定的量值为其中间值  $77.5 \mu\text{s}$ 。
- 如果研究重点集中在避雷器吸收的能量时, 可以选择一个固定值, 或者是一个呈对数正态分布的连续随机变量, 其数值  $\mu_{T_d} = 77.5 \mu\text{s}$  和  $\sigma_{T_d} = 0.577$ 。

关于波形, 通常认为优先采用 CIGRE 的凹波形。也可以采用双斜率波形, 但大多数情况, 双斜率波形会给出更保守的结果。

### C.2.1.2 AC 电压

建议对交流电压的相角仅考虑一固定数值。但是, 用户也可以考虑多种数值, 在这种情况下交流电压相角成为离散随机变量, 用  $q$  表示, 其数值  $(J_1, J_2, \dots, J_n)$  为等概率分布。

### C.2.1.3 电气设备绝缘强度或耐受能力

按照雷电作用类型, 可用电压或能量表示。设备绝缘强度或耐受能力  $W$ , 分别由其破坏性电压  $U_d$  和能量吸收能力  $E_c$  表征, 它们或为固定值或为随机变量。对于后者, 计算者可在两种分布之间选择, 正态分布或 Weibull 分布, 并需准确的定义这些参数。对于随机变量  $W$ 、 $U_d$  和  $E_c$ , 概率分布函数由  $f_w(\cdot)$ 、 $f_{U_d}(\cdot)$  和  $f_{E_c}(\cdot)$  表示。

### C.2.1.4 代表性过电压

通常认为由数值模拟计算获得的过电压幅值就是代表性过电压。

## C.3 强度函数的计算和故障域的确定(见图 C.1)

当确定了概率模式后, 为了界定整体危险率(故障域)积分的积分边界, 必须评估哪些雷击事件会导致设备的故障。这需要通过大量的 EMTP 模拟计算获得。对每一个雷击点  $X = x_k$  和每个相角  $\theta = \theta_i$ , 用户将定义一组雷电流数值  $(i_1, i_2, \dots, i_n)$  和波尾持续时间  $(t_{d1}, t_{d2}, \dots, t_{dn})$ , 并进行模拟计算。

通过对模拟结果插值(分段线性插值已经足够准确), 然后在给定它的雷击点  $x = x_k$  及交流电源电压相角值  $\theta = \theta_i$  可得到一个设备“雷击强度函数” $h_{x,\theta}(\cdot)$ :

如果假定  $T_d$  为某一特定值:  $S = h_{x,\theta}(I)$  ..... (C.1)

如果认为  $T_d$  是随机变量:  $S = h_{x,\theta}(I, T_d)$  ..... (C.2)

式中  $I$ 、 $T_d$  和  $S$  分别为输入的随机变量“雷电流幅值”、“波尾时间”和输出的随机变量“电气设备上的雷电强度”。

过电压数值大于电气设备耐受能力  $\{h_{x,\theta}(i, t_d) > w\}$  的概率范围就是故障域。 $\{h_{x,\theta}(i, t_d) < w\}$  给出的域就是安全域,边界  $\{h_{x,\theta}(i, t_d) = w\}$  就是临界状态。

C.4 故障率的积分计算

如果获得了每个雷击点和所有相角值的强度函数  $h_{x,\theta}(\cdot)$ , 线路在点  $x = x_k$  处受雷击且交流电压角度  $\theta = \theta_i$  时的设备故障率由以下两种形式的积分给出:

如果设备耐受水平由一个随机变量来确定,则由(C.3)给出:

$$R_{x,\theta}(x_k, \theta_i) = \iiint_{\{h_{x_k, \theta_i}(i, t_d) > w\}} f_w(w) f_I(i) f_{T_d}(t_d) dw di dt_d \dots\dots\dots (C.3)$$

或者,如果设备耐受水平是确定的并固定为  $w_0$ , 则由(C.4)给出:

$$R_{x,\theta}(x_k, \theta_i) = \iint_{\{h_{x_k, \theta_i}(i, t_d) > w_0\}} f_I(i) f_{T_d}(t_d) di dt_d \dots\dots\dots (C.4)$$

如果波尾时间  $T_d$  不是随机变量,上述方程分别简化为:

$$R_{x,\theta}(x_k, \theta_i) = \iint_{\{h_{x_k, \theta_i}(i) > w\}} f_w(w) f_I(i) dw di \dots\dots\dots (C.5)$$

$$R_{x,\theta}(x_k, \theta_i) = \int_{\{h_{x_k, \theta_i}(i) > w_0\}} f_I(i) di \dots\dots\dots (C.6)$$

然后,离散变量“交流电压相角”就可以用其数值为等概率分布的特点消去:

$$R_X(x_k) = \frac{1}{n_\theta} \sum_{i=1}^{n_\theta} R_{x,\theta}(x_k, \theta_i) \dots\dots\dots (C.7)$$

式中:

$R_X(x_k)$  ——雷击于线路段  $x_k$  时的电气设备故障率;

$n_\theta$  ——相角值的数量。

应该注意到计算上述危险率积分时可采用以下3个主要的计算方法:

- 标准的数值积分方法;
- FORM/SORM 近似方法;
- Monte Carlo 模拟或数值计算方法。

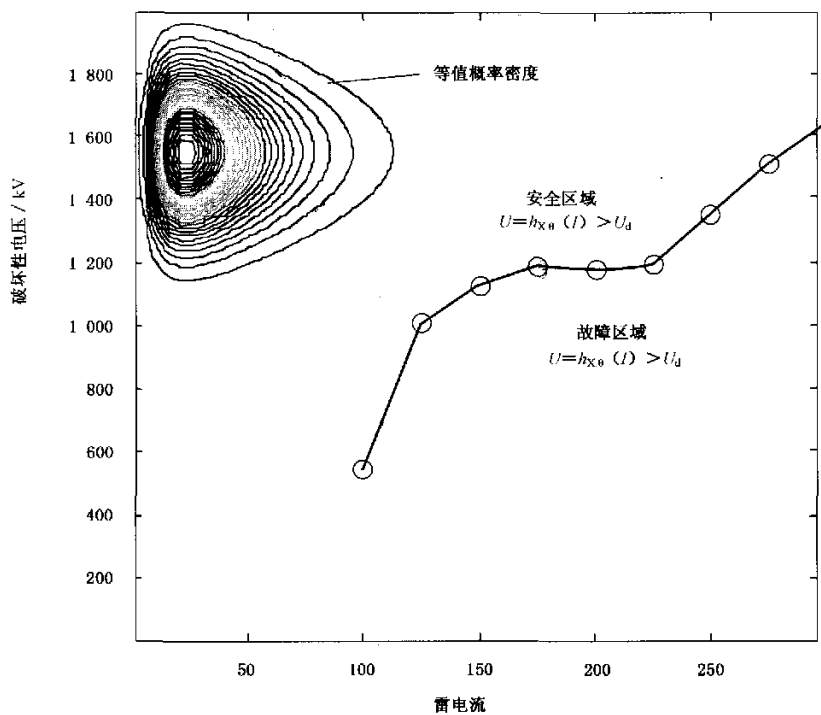
第一个方法比较直接且对具有几个简单随机变量的简单问题易于实施。但是,对于更高级的问题,已证明其通常不适用,因为其计算时间会严重超出,且其准确性可能会受到数值噪音的影响,对于非常低的故障率尤其如此。

第二个方法通过考虑积分域的几何形式给出了故障率的计算。它基于状态边界的一阶(FORM)或者二阶(SORM)近似,然后将后者转化为标准的概率空间。该技术的主要优点在于它不太依赖于可靠性的水平或者简单随机变量的个数。它还可用来确定最有可能造成风险的故障域的范围。

在第三个方法中,很多雷击事件都是随机产生的。经过大量的模拟计算和对计算结果分析后,故障概率将由设备故障次数与模拟次数的比例给出。其优点是具有明确误差收敛性计算过程且边界状态的复杂性不会影响计算的准确性。该方法的缺点是需作大量模拟计算而成为一种繁重的计算方法。

后面两个方法更详细的描述可在关于可靠性理论方面的学术书籍中找到。然而,经过证明,第一种方法在大多数研究中已经足够。





注：点表示 EMTP 的模拟结果，线段是插值函数  $U = h_{x_0}(I)$ 。

图 C.1 故障域示例

### C.5 预期的年故障次数

首先定义  $N_k$  和  $R_x$ ：

$N_k$  对应于离散雷击点  $X = x_k$  时线路段每年所受到的雷击次数；

$R_x$  电力系统电气设备故障率的结果。

预期的因雷击引起的年故障次数  $N$  可按下式计算：

$$N = \sum_{k=1}^n N_k \times R_x(x_k) \quad \dots\dots\dots (C.8)$$

预期的故障时间  $T$ ：

$$T = \frac{1}{N} \quad \dots\dots\dots (C.9)$$

## 附录 D (资料性附录)

### 计算示例 5(TOV)——400 kV/200 kV 输电系统中线路和电抗器间的谐振

本示例描述了恢复运行时合空载长线的工况。这种操作由小短路容量系统合空线(有时为长线),因此增加了产生高过电压的概率。

在所示的示例中,正常的线路充电产生的过电压太高,必须在线路充电前将一电抗器接入线路的末端(图 D.1)。在受端变电站安装有电抗器来控制这个区域的电压,因此,该电抗器可用于解决这一问题。

线路和电抗器在充电过程中当某一断路器极失灵时,可能发生谐振。建议采用不同的操作方案进行线路充电(图 D.2)。

利用图 D.3 可以了解其物理现象。断路器某极拒动(例如 A 极)其他极通过极间电容耦合向该极供电。这样,就与该相的电抗器形成了串联谐振回路,而产生高的过电压。

以下来计算过电压的幅值。本示例给出了应用第 8 章提出的方法的第三步的示例。所考虑的事件是“断路器的非全相操作”。

#### D.1 输入参数和模拟

##### D.1.1 线路图

由于图 D.1 中提出的充电方案存在谐振问题,可以研究图 D.2 中提出的另一种充电方案。充电前,变电站 B 中的线路和电抗器连接到变压器的二次侧,然后,为了限制暂时过电压,在变压器的一次侧励磁。从图 D.6 中可以看出断路器合闸失败相中的电压。包含的变压器的阻抗足以避免出现谐振。

##### D.1.2 线路参数

将线路表示为分布参数模型,其参数如表 D.1 中所示。

表 D.1 线路参数

	电阻/ $\Omega$	电感/mH	电容/ $\mu\text{F}$
零序	87.4	819	2.23
正序	9.25	299	3.27
注: 线路长度为 276 km。			

##### D.1.3 发电机

考虑了 2 台特性一样的 113 MVA 的发电机。它们被模拟为具有下述参数的戴维宁等效电路。

电压(相对地): 11 kV;

电感: 1.72 mH;

电阻: 85.6  $\Omega$ 。

电感和电阻为并联,这种方式可以避免电抗的突然带电引起的数值振荡(见 7.2.4)。

##### D.1.4 变压器

每台三相变压器被模拟为 3 个单相单元,如表 D.2 和表 D.3 所示。

表 D.2 400 kV/220 kV/33 kV 变压器

绕组/kV	电阻/ $\Omega$	电感/mH
400	0.16	107
220	0.048 4	—4
33	0	3.8

表 D.3 220 kV/13.8 kV 变压器

绕组/kV	电阻/ $\Omega$	电感/mH
220	0.556 6	90
13.8	0.006 6	1.06

为模拟 400 kV/220 kV/33 kV 变压器的励磁阻抗,表 D.4 给出了变压器励磁曲线两点的电流和磁通(峰值)。

表 D.4 400 kV/220 kV/33 kV 变压器电流和磁通的点

电流/A	磁通/(V·s)
2.67	148
8	163

这些数值是按耦合到第三绕组进行计算的。

为模拟 220 kV/13.8 kV 变压器的励磁阻抗,表 D.5 给出了变压器励磁曲线两点的电流和磁通(峰值)。

表 D.5 220 kV/13.8 kV 变压器电流和磁通的点

电流/A	磁通/(V·s)
6.4	62
19	68

#### D.1.5 电抗器

400/150 Mvar 的电抗器模拟为一个可饱和的电抗和电阻(损耗)以及电容(杂散电容)并联。

为模拟电感,其励磁曲线的两点的电流和磁通(峰值),如表 D.6 所示。

表 D.6 400 kV/150 Mvar 的电流和磁通点

电流/A	磁通/(V·s)
367	1 248
5 000	6 612

$R=400 \text{ k}\Omega; C=6 \text{ nF}$ 。

D.2 方法

为了发现谐振的可能性,模拟了充电断路器的单相误动作。没有合闸的那一相通过其他相的耦合供电与电抗器形成了一个串联谐振回路(图 D.3)。

仅考虑了两种的充电方式确定谐振。第一种是线路和电抗器同时带电(图 D.1),第二种是 440/220 kV 变压器和线路以及电抗器同时带电(图 D.2)。

D.3 结果和解释

图 D.4 和图 D.5 中给出了变电站 B 中三相中的两相电压波形。在图 D.4 中,给出了未合闸相(A相)上的电压波形,图 D.5 给出了正常合闸相(B相)上的电压波形。这些图与图 D.1 相对应。由于线路和电抗器之间的谐振,电压达到稳态时为初始值的 1.4 p. u.。

因为图 D.1 的充电操作存在谐振问题,研究了图 D.2 的充电操作。图 D.6 中给出了断路器合闸故障相上的电压波形。由于包含了变压器阻抗足以避免谐振情况。

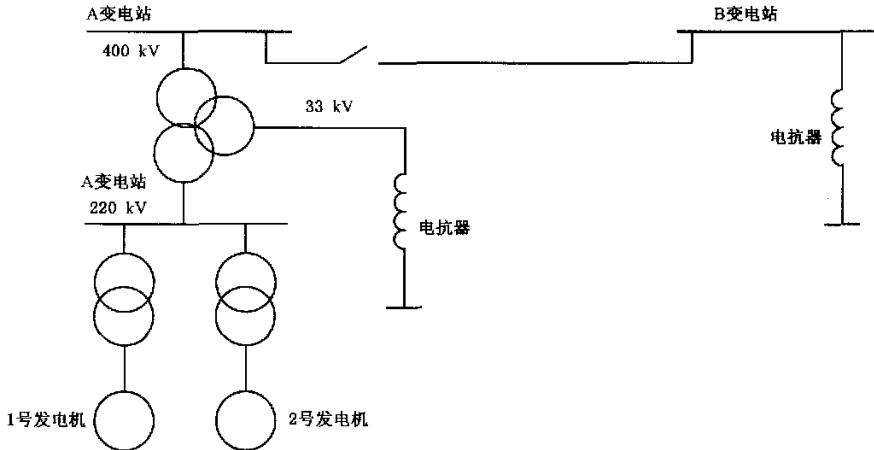


图 D.1 线路和电抗器同时充电

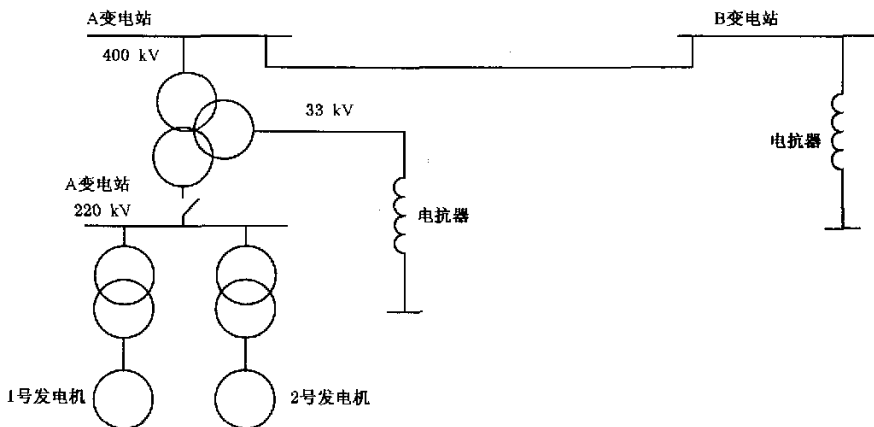


图 D.2 暂时过电压风险最小化的线路充电方案

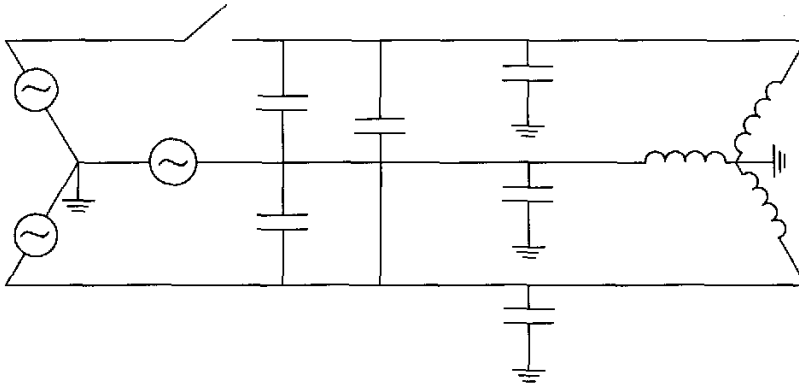


图 D.3 变压器励磁过程中断路器单相拒动

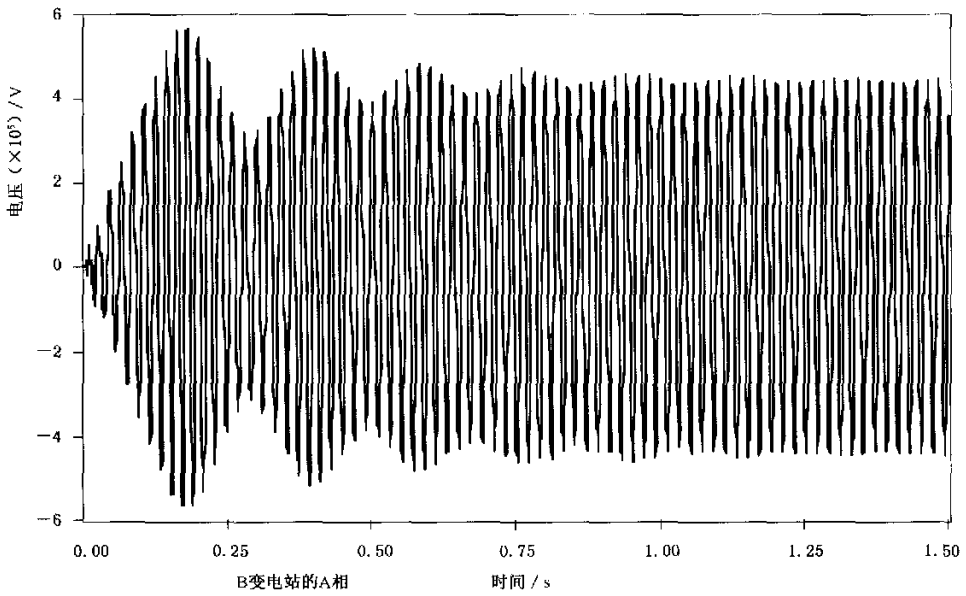


图 D.4 变电站 B 中未合闸相 A 相上的电压

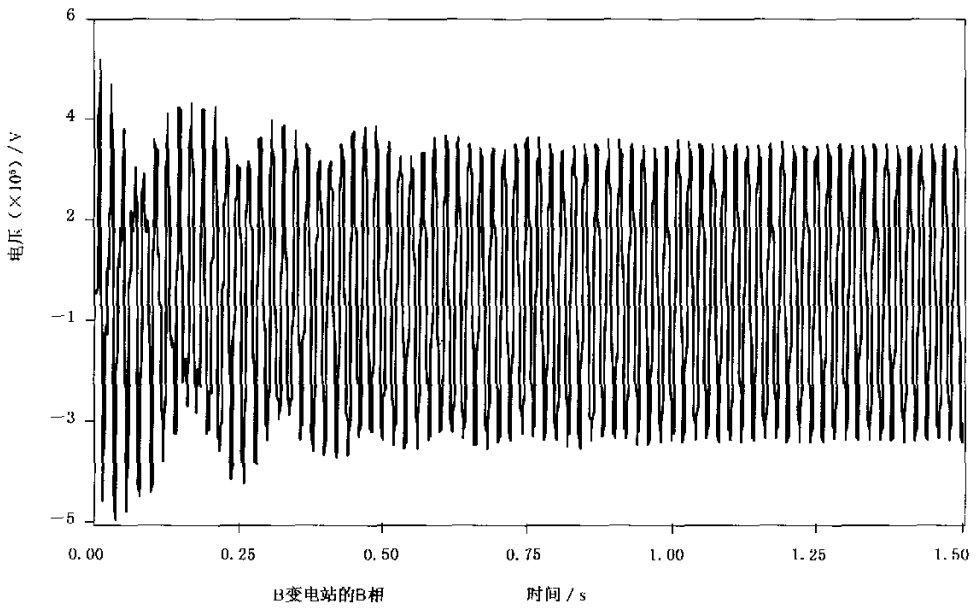


图 D.5 变电站 B 中正常合闸相 B 相上的电压

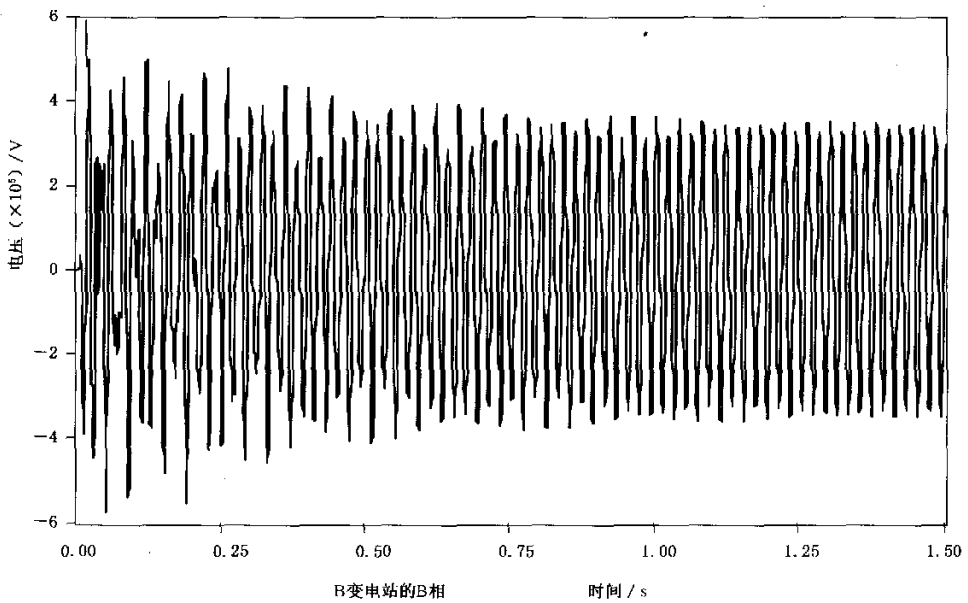


图 D.6 变电站 B 中断路器合闸失败的 A 相上的电压(图 D.2 的电压变化)

附录 E  
(资料性附录)

计算示例 6(SFO)——因 SFO 引起的气体绝缘线路故障率的计算

本示例工况是为了计算因 SFO 导致气体绝缘线路的故障率所进行的统计研究示例。本示例包括一段有或无残余电荷时的 420 kV 气体绝缘线路(GIL)。所进行的故障计算是为了确定与绝缘限制条件相关的允许故障率。可研究几种结构和参数:短路电流水平、架空线路长度和气体绝缘线路(GIL)的长度。目的是给出 M 个并联绝缘故障率计算方法的典型应用,以及 2%过电压幅值和操作波耐受电压 SIWV 的性能。

### E.1 输入的数据和模型

#### E.1.1 线路图(图 E.1)

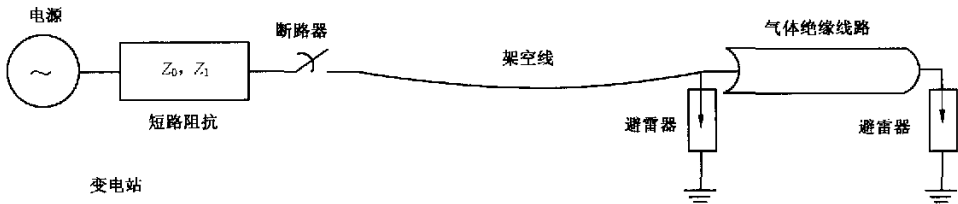


图 E.1 用于计算合闸过电压的电路

对于重合闸过电压计算,在暂态过程发生之前将线路连接于 50 Hz 的电源,以模拟线路残余电荷(7.5.2.1)。对于存在单相接地故障的合闸过电压,在断路器后(断路器和架空线路之间)用一个连接单相导线与地之间的开关来模拟。

#### E.1.2 电源

在(7.4.1)中介绍了变电站的模型,模型与 SFO 特殊要求的模拟电源类型一致。表 E.1 中给出了相关参数。

表 E.1 电源的参数

$U_n$	运行线电压(rms)	420 kV
$I_{cs}$	三相短路电流	63 kA 和 36 kA(根据系统结构)
$Z_0/Z_1$	零序-正序阻抗比	3(对全部系统结构)
$F$	谐振频率	2 000 Hz(对全部系统结构)
$\tau$	时间常数	0.07 s(对全部系统结构)

#### E.1.3 避雷器(7.5.11)

避雷器安装在气体绝缘线路(GIL)的两端,根据它们的伏安(V/A)特性曲线予以模拟。额定电压为 360 kV(有效值)。最大持续运行电压为 267 kV,工频暂时耐受电压 TOV 为 418 kV(1 s)。1 kA 时

的残压为 650 kV。从系统设计者的观点出发,和过电压一样,可以通过数值计算估算能量。

#### E. 1.4 断路器

为了模拟三相合闸,如 7.5.10 中所示采用了 3 个统计开关。所有三相的合闸时间具有相同的 Gauss 分布标准偏差,在  $\pm 3\sigma$  之间,  $\sigma=1.5$  ms。对于每种系统结构,进行了 500 次模拟计算。

三相的合闸时间由“平均时间控制器”所控制,即在 50 Hz 的一个周期时间内随模拟次数的增加而增加  $\Delta t(20 \text{ ms}/500)$ 。对于每一次模拟计算,断路器的三相均具有相同的“平均时间控制器”,它对应于  $t_{50\%}$ ,但各相按各自的高斯分布具有不同的随机合闸时间。该程序允许在 50 Hz 的一个周期内合闸时间完整的分布。

#### E. 1.5 架空线路和气体绝缘线路(GIL)

架空线路和气体绝缘线路所采用的模型是频率相关的模型(7.5.2)。在这两个模型中,转化矩阵的频率固定在 5 kHz。在本试验工况中,架空线路和 GIL 的参数( $Y(s)$ 和  $\gamma(s)$ )在 0.01 Hz 和 200 kHz 之间(频率限值的选择必须依据系统研究)进行计算。根据系统结构采用了几个长度。物理上,辐射式结构的架空线路波的传播速度接近光速。对于 GIL 采用相同的速度。GIL 用几段串联来模拟,以便测量 GIL 中的电压分布。在每段终端,GIL 的护套通过  $2 \Omega$  的电阻接地。

#### E. 1.6 残余电荷(7.5.2)

1 p. u. 的辅助电压源用来模拟最大的残余电荷现象(A 相 +1 p. u., B 相 -1 p. u., C 相 +1 p. u.)。在初始稳态计算时该电源接入架空线路且在第一个时间步长断开。考虑了电流接近零时的截断电流。

### E. 2 采用的方法

用统计法计算电压概率密度函数,然后进行危险率计算。根据断路器的合闸时间用拟随机序列控制每次模拟。对每一个研究的系统结构进行了 500 次模拟计算,可以直接获得 GB/T 311.2—2002 中提出的  $U_{2\%}$  和  $U_{10\%}$  或  $U_{15\%}$  过电压。较高的  $U_{2\%}$  (按照 GB/T 311.2—2002 的 2.3.3.2,即所谓的相峰值法)过电压分布用于计算危险率。仅研究了相对地过电压。

对过电压分布进行危险率计算,采用了下述通用公式:

$$R = \int_{\pm U_0} f(u)P(u)du$$

这两个函数是:

—— $f(u)$ : 计算得到的过电压概率密度函数;

—— $P(u)$ : 在冲击电压  $u$  下绝缘闪络的概率。

第一个函数通过随机的数值计算获得(图 E.2 给出了具有两个不同的拟合判据的过电压分布的例子)。第二个函数是估算的,如果可能需要经过实验室试验确认。该估算必须反映设备的经验数据。

因为  $M$  是现场受试 GIL 的单元数量,所以可以认为 GIL 是  $M$  个绝缘的并联。在此基础上,对于 100 m 长的 GIL 单元(现场通常对 500 m 到 1 000 m 单元进行试验)可以考虑 3% 的标准偏差(基于过去的绝缘试验经验)。其他的假定条件必须考虑到现场保证的耐受电压。一种假定为  $U_{10\%}(100 \text{ m})=80\%$  的 SIWV。下面两个方程可能有助于估算整个 GIL 长度的等效概率函数(见 GB/T 311.2—2002 的公式(C.12)):

$$Z_M = \frac{Z}{\sqrt[3]{M}} \text{ 以及 } U_{50M} = U_{50} - 4Z\left(1 - \frac{1}{\sqrt[3]{M}}\right)$$



式中：

$Z$  ——一个单元的放电概率的标准偏差值；

$Z_M$  ——并联的  $M$  个单元的标准偏差值；

$U_{50}$  ——一个单元的 50% 放电电压值；

$U_{50M}$  —— $M$  个并联单元部分的 50% 放电电压值。

给出的公式仅在沿着 GIL 的过电压分布平缓时才有效。

下面的表 E. 2~表 E. 4 摘要叙述了所用的参数(按所考虑长度的标准偏差和  $U_{50\%}$ )：

$$U_{10\%}(100\text{ m}) = 80\% \text{SIWV} = 0.8 \times 1\ 050\text{ kV} = 840\text{ kV}$$

表 E. 2 不同长度的标准偏差和  $U_{50M}$  (SIWV = 1 050 kV)

SIWV=1 050 kV	$U_{50}$ 的标准偏差/%	$U_{50M}/\text{kV}$
100 m	3	874
0.6 km	2.1	842
1.4 km	1.8	830
3 km	1.5	821
5 km	1.4	817
10 km	1.2	810

$$U_{10\%}(100\text{ m}) = 80\% \text{SIWV} = 0.8 \times 950\text{ kV} = 760\text{ kV}$$

表 E. 3 不同长度的标准偏差和  $U_{50M}$  (SIWV = 950 kV)

SIWV=950 kV	$U_{50}$ 的标准偏差/%	$U_{50M}/\text{kV}$
100 m	3	790
0.6 km	2.1	762
1.4 km	1.8	752
3 km	1.5	744
5 km	1.4	739
10 km	1.2	733

$$U_{10\%}(100\text{ m}) = 80\% \text{SIWV} = 0.8 \times 850\text{ kV} = 680\text{ kV}$$

表 E. 4 不同长度的标准偏差和  $U_{50M}$  (SIWV = 850 kV)

SIWV=850 kV	$U_{50}$ 的标准偏差/%	$U_{50M}/\text{kV}$
100 m	3	707
0.6 km	2.1	682
1.4 km	1.8	672
3 km	1.5	665
5 km	1.4	661
10 km	1.2	656

为了获得等效的过电压密度函数,可对 GIL 的绝缘特性采用 Weibull 概率函数,而过电压拟合采用 Gauss 分布。

E.3 系统结构

考虑了几种 GIL 的长度:600 m,1 400 m,3 km,5 km 和 10 km。

A 系统结构:短路电流 63 kA+GIL(几个长度);

B 系统结构:短路电流 36 kA+58 km 的单回路架空线路+GIL(几个长度);

C 系统结构:短路电流 63 kA+84 km 的双回路架空线路+GIL(几个长度)。

E.4 结果和分析

图 E.3 给出了 GIL 两相上的过电压。图 E.4 给出了沿 GIL 过电压分布的例子。由于 GIL 两端均装有避雷器,沿 GIL 的电压分布不均匀。根据 GIL 的长度,最大和最小电压的比值可能有所变化。对于长度小于 10 km 的 GIL,该比值低于 1.01,对于 50 km,该比值为 1.10。由于这些原因,对于小于 10 km 的 GIL,可以认为电压分布是均匀的。否则,危险率计算需要考虑沿 GIL 的电压不均匀分布。

对于考虑的每种结构,表 E.5 给出了  $U_{2\%}$  和  $U_{10\%}$  的统计过电压计算的结果。避雷器的能量也可以根据相同的模拟获得。

表 E.5 每一考虑结构的  $U_{2\%}$  和  $U_{10\%}$  统计过电压

GIL 长度	600 m			1 400 m			3 km			5 km			10 km		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C
结构 (充电时带有残余电荷)															
$U_{10\%}$ /kV	1.18	1.34	2.07	1.47	1.68	2.05	1.87	1.94	2.06	1.96	1.99	2.07	2.04	2.05	2.08
$U_{2\%}$ /kV	1.28	1.44	2.09	1.63	1.83	2.07	1.93	1.96	2.09	2.00	2.02	2.09	2.09	2.09	2.10
结构(单相接地故障)															
$U_{10\%}$ /kV	1.59	1.71	2.02	1.77	1.86	2.03	1.92	1.95	2.02	1.99	1.99	2.03	2.03	2.06	2.05
$U_{2\%}$ /kV	1.62	1.73	2.04	1.80	1.89	2.04	1.94	1.96	2.05	1.99	2.00	2.06	2.04	2.07	2.06
结构(充电)															
$U_{10\%}$ /kV	1.17	1.23	1.94	1.32	1.39	1.94	1.47	1.58	1.94	1.55	1.73	1.95	1.77	1.83	1.95
$U_{2\%}$ /kV	1.21	1.31	1.97	1.39	1.53	1.97	1.58	1.71	1.97	1.71	1.80	1.98	1.84	1.89	1.99

过电压的幅值和振荡频率取决于很多因数:网络的拓扑结构(网络内部相互连接的程度、连接到母线上架空线路的回路数、母线的短路容量、 $Z_0/Z_1$ 、架空线路长度、断路器特性、避雷器保护距离等)。

过电压的振荡起因于电源侧谐振频率和回路中的线路和其他设备的固有频率的相匹配。

涉及到 GIL 中操作过电压的某些结论来源于以上有限的试验工况:

- 架空线路越长,GIL 中的过电压越高;
- 架空线路越长,GIL 长度就越不重要。相反地,对于长度较短的架空线路,GIL 的长度变的非常重要。GIL 越长,过电压越高。

## E.5 故障率计算

由于单相对地故障产生过电压概率很小,可以不考虑。如果要求考虑这一故障,就应该估算或者假定接地故障条件下,出现断路器合闸的概率(见表 E.6)。

表 E.6 每个系统结构的危险

线路长度/ km	SIWV=1 050 kV $U_{10\%}=840$ kV		SIWV=950 kV $U_{10\%}=760$ kV		SIWV=850 kV $U_{10\%}=680$ kV	
	R <sub>En</sub>	R <sub>En_TCh</sub>	R <sub>En</sub>	R <sub>En_TCh</sub>	R <sub>En</sub>	R <sub>En_TCh</sub>
A 结构						
0.6	0.0E+00	6.0E-25	0.0E-00	7.7E-19	4.5E-27	2.5E-13
3	1.7E-13	1.5E-11	2.4E-09	4.3E-06	6.0E-06	2.7E-02
10	7.0E-12	5.8E-07	9.3E-07	1.0E-02	4.7E-03	7.0E-01
B 结构						
0.6	1.0E-28	5.0E-19	2.0E-21	7.0E-14	7.0E-15	3.0E-09
3	2.0E-09	3.0E-14	2.0E-06	9.8E-07	4.6E-04	2.2E-01
10	6.0E-13	1.5E-07	7.0E-07	9.5E-03	1.6E-02	8.4E-01
C 结构						
0.6	2.0E-13	5.8E-10	9.8E-07	6.6E-04	4.4E-02	8.3E-01
3	7.0E-13	4.8E-09	3.4E-06	3.0E-03	1.4E-01	9.6E-01
10	1.0E-11	3.0E-08	3.4E-05	2.5E-02	4.0E-01	9.9E-01

故障风险可以解释为每  $1/R$  次操作的故障率。小于  $10E-08$  的故障率并不表示零风险。前面的风险计算可以帮助系统设计人员选择要求的 SIWV。必须确定可接受的故障率。

对于 10 km 长的 GIL,考虑到可能存在的残余电荷(重合闸),可以把估算的故障率作为所选择的 SIWV 的函数来获得。设计必须考虑设备的性能指标和其他可能存在的未在本例处理的问题。涉及到避雷器的吸收能量,可以进行同样类型的分析。如果不知避雷器的介质击穿特性且缺乏较好的估算,可以进行  $E_{2\%}$ (如果能量的累积的概率分布是  $F_E(\cdot)$ ,  $F_E(E_{2\%}-0.02)$ 和  $E_{10\%}$  的计算,并与规定的能量耐受能力相比较。

作为例子,表 E.7 给出了 20 000 次操作中介质击穿的次数( $N$ ),并可以导出下述结果:

表 E.7 对于每种系统结构,20 000 次操作中介质击穿的次数

长度/ km	SIWV=1 050 kV $U_{10\%}=840$ kV	SIWV=950 kV $U_{10\%}=760$ kV	SIWV=850 kV $U_{10\%}=680$ kV
长度(A 结构)	$N$	$N$	$N$
0.6	1.2E-20	1.5E-14	5.0E-19
3	3.0E-07	8.6E-02	5.4E+02
10	1.2E+02	2.0E+02	1.4E+04

表 E.7 对于每种系统结构,20 000 次操作中介质击穿的次数 (续)

长度/ km	SIWV=1 050 kV $U_{10\%}=840$ kV	SIWV=950 kV $U_{10\%}=760$ kV	SIWV=850 kV $U_{10\%}=680$ kV
长度(B 结构)	N	N	N
0.6	1.0E-14	1.4E-09	6.0E-05
3	6.0E-10	2.0E-02	4.3E+03
10	3.0E-03	1.9E+02	1.7E+04
长度(C 结构)	N	N	N
0.6	1.2E-05	1.3E+01	1.7E+04
3	9.5E-05	6.0E-01	1.9E-04
10	6.0E-04	5.0E+02	2.0E+04

根据性能判据以及技术和经济分析,可以选取最优的 SIWV。

E.6 建议

- 方法的选择:事件峰值和相峰值可能给出不同的结果;
- 为了优化选择 GIL(认为是自恢复绝缘)或架空线路的 SIWV,必须进行统计故障率的计算。IEC 60071-2 中对于 M 个并联的绝缘提出了风险计算方法。如果沿着 GIL 的电压分布是线性的,可以采用简化的方法(如本试验工况)。相反地,如果沿着 GIL 的电压分布是非线性的,必须对 GIL 的每一等距测量点 i 使用单元风险计算公式。最终的故障风险是 M 个计算的故障风险的函数;
- 过电压分布形状的插值方法不必与最终的结果相关。换言之,选择 Gauss 或 Weibull 分布函数、选择  $U_{2\%}$ 、 $U_{10\%}$ 、 $U_{16\%}$  或者  $U_{50\%}$  必须进行优化以保持与模拟计算出的过电压分布有良好的拟合;
- 为了获得最佳的结果,网络中每个元件的谐振频率应尽可能地准确。如果无测量数据,有些元件很难模拟(变压器,旋转电机)。在这种情况下,可以进行基于文献的假设来获得等效元件。

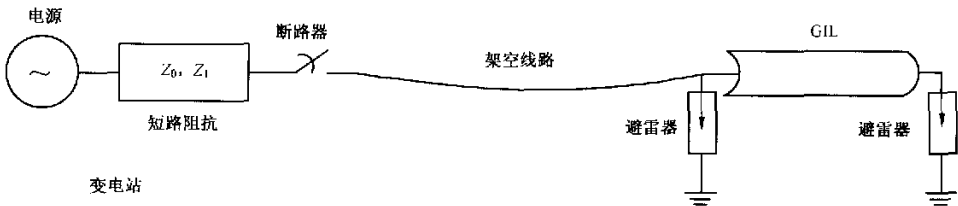


图 E.2 用于计算合闸过电压的电路

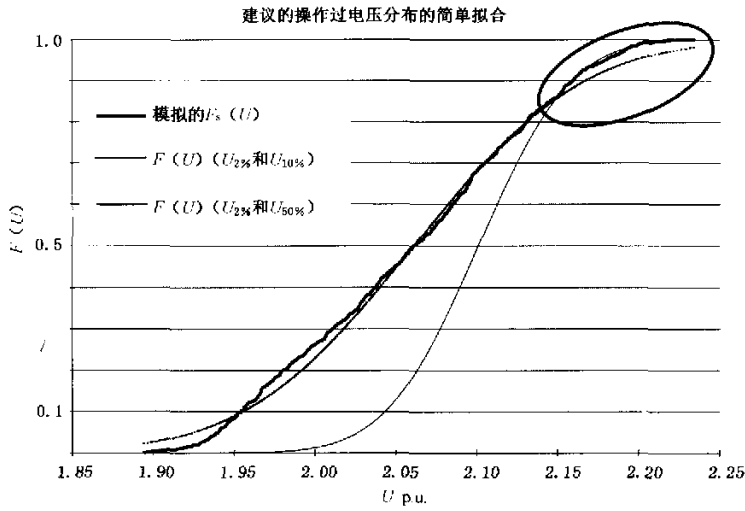


图 E.3 计算的过电压分布——两个不同的拟合判据导出的两个估算的 Gauss 概率函数 ( $U_{2\%}$  和  $U_{10\%}$  保证了与最危险的过电压良好的拟合)

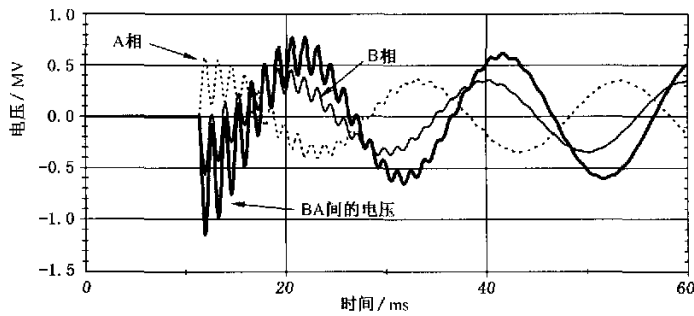


图 E.4 A 相和 B 相间以及相对地(A 相和 B 相)操作过电压的例子

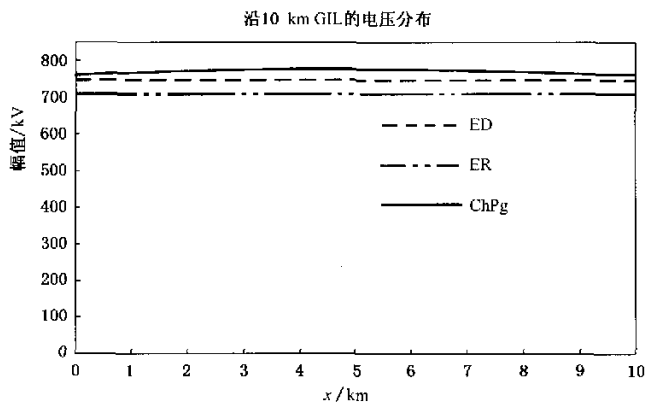


图 E.5 沿 GIL 的电压分布(ER-合闸, ED-单相接地故障下的合闸, ChPg 残余电荷下的合闸)

附录 F  
(资料性附录)

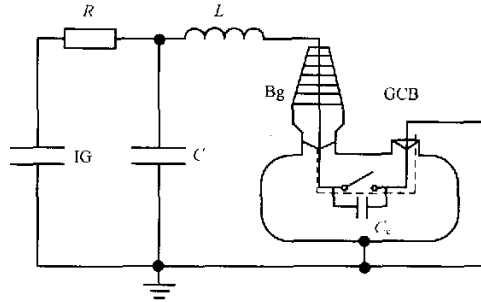
计算示例 7(FFO)——开合小电感电流时的高频熄弧

本示例模拟了开合小电感电流试验中出现的高频熄弧现象。

F.1 试验

图 F.1 中的气体断路器(GCB)模型从闭合状态打开,一个冲击电压发生器同步启动(图 F.2 中的 A 点)。图 F.2 中的 B 点出现击穿。由此产生一个高频电流  $I_{HF}$  流入回路 CL-GCB。

IG 中的电荷释放到电路 IG-R-L-GCB 中,并有一个准直流电流  $I_0$  流过 GCB。GCB 中的电流是  $I_{HF}$  和  $I_0$  之和。这个  $I_0$  相当于切断实际电抗器时的工频电流分量。在图 F.2 中的 C 点电弧熄灭。



- |   |                            |
|---|----------------------------|
| IG —— 冲击电压发生器(2 $\mu$ F, 100 kV $\times$ 12); | C —— 电容器(5 000~40 000 pF); |
| R —— 电阻器[(18~36)k $\Omega$ ];                 | L —— 电抗器(180~870 $\mu$ H); |
| GCB —— SF <sub>6</sub> 300 kV 断路器模型;          | C <sub>c</sub> —— 断路器极间电容。 |
| Bg —— 套管;                                     |                            |

图 F.1 试验电路(1998IEEE 版权[50])

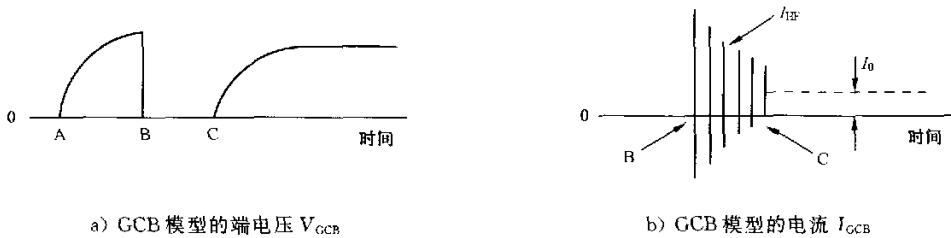


图 F.2 GCB 模型的端电压和电流(1998IEEE 版权[50])

F.2 模拟的输入数据和模型

F.2.1 电弧模型和电弧参数

Mayr 电弧方程(见附件 B.2)用来模拟测量结果。图 F.3 说明了 GCB 模型测到的电弧时间常数  $\theta$



## F.3 结果和说明

图 F.5 为实测值和计算结果之间进行比较的例子。本示例是针对 56 kHz 和 0.44 p. u. 的行程长度,并对应于试验中发生高频熄弧的情况。

据说可以计算高频熄弧发生的可能性,然而,应该注意必须采用相应的电流参数,而这些参数在不同的断路器中有不同的值且依赖于频率和行程等条件。

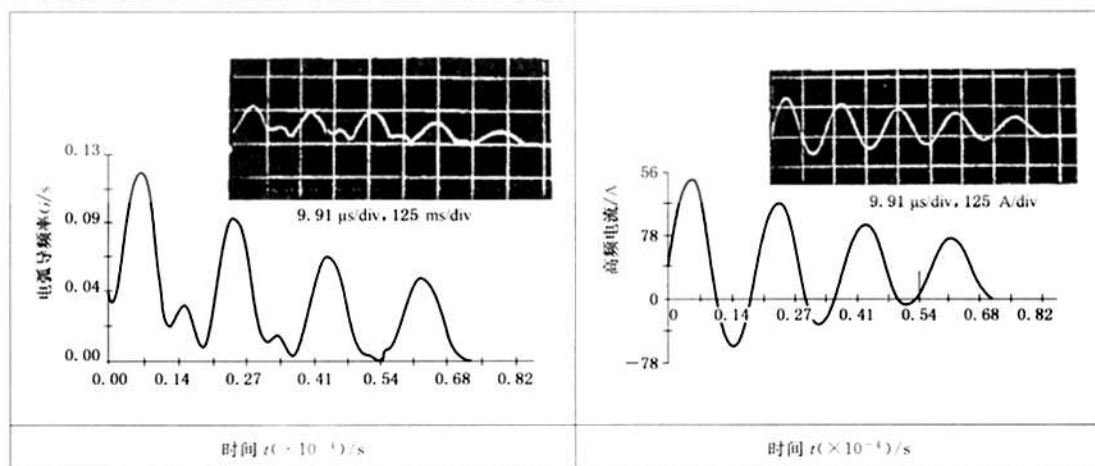


图 F.5 实测值与计算结果的比较(1998IEEE 版权[50])



## 参 考 文 献

- [1] IEC multilingual dictionary, ISBN 2-8273-0003-6, 1983
- [2] “Temporary overvoltages; causes, effects and evaluation”, CIGRE 1990 session, Paris, WG 33-10-Report 33-210, 1990
- [3] “Monograph on GIS Very Fast Transients”, CIGRE report, Working Group 33/13, 09, 1988
- [4] “Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines”, CIGRE report, reference 63, Working Group 33-01, 1991-10
- [5] “Guidelines for representation of network elements when calculating transients”, type: CIGRE report, reference 39, Working Group 33-02, 1991-10
- [6] Eriksson A. J., Anderson R. N., “A summary of lightning parameters for engineering applications”. CIGRE, 33-06, 1980
- [7] “A universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables”, IEEE Trans on Power Delivery, Vol 14, NO 3, July 1999—A. Morched, B. Gustavsen, M. Tartibi
- [8] “Electrical Transients in Power Systems”, Greenwood A., Wiley-Interscience, 1991, ISBN 0-471-62058-0
- [9] “Temporary overvoltages Test Case Results”, Electra Nbr 188, February 2000
- [10] “Lightning Performance of Transmission Lines”, Anderson J. G., Chapter 12, Transmission Line Reference Book, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA
- [11] “A simplified method for estimating lightning performance of transmission lines”, IEEE Working Group on lightning performance of transmission lines, 1985, IEEE Trans. PAS-104, PP 919-932, April 1985
- [12] “Sumer; a software for overvoltage Surges Computation Inside Transformers”, MOREAU O., Guillot Y., ICEM 1998
- [13] “Practical application of arc physics in circuit breakers”, CIGRE WG 13-01 Electra N°118, 1988
- [14] Interruption of Small Inductive Currents”, CIGRE WG 13-02 Electra N°72, 1980
- [15] “A new approach for the calculation of the lightning performance of transmission lines III— a, simplified method; stroke to tower”, C. F. Wagner and A. R. Hileman, AIEE trans. (Powers Apparatus and Systems), vol 79, October 1960
- [16] “Multistory transmission tower model for lightning surge analysis”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 6, No 3, July 1991—Masaru Ishii, Eiichi Ohsaki, Tatsuo Kawamura, Kaneyoshi Murotani, Teruya Kouno, Takemitsu Higuchi
- [17] “Number of sections necessary for transmission line model used for transient network analyzer”, Electrical Engineering of Japan Vol. 95. NO 5, 1975—T. Ono, H. Matsubara
- [18] “Lightning Surge Response of Transmission Towers”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-102, No 9, September 1983—W. A. Chisholm, Y. L.
- [19] “Travel Time of Transmission Towers”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS 104, No 10, October 1985—W. A. Chisholm, Y. L. Chow
- [20] “An investigation on the Closing Dispersion of Circuit Breaker, the Decay Time Constant of Residual Line Voltage and Surge Impedance”, CRIEPI report No. 178012, September

- 1978—T. Ono, H. Matsubara
- [21] “L’effet de couronne en tension alternative—Pertes et perturbations radioélectriques engendrées par les lignes de transport d’énergie électrique”—1976, Eyrolles n°24—C. GARY, M. MOREAU
- [22] “Probability Concepts in Engineering Planning and Design—Volume I—Basic Principles”, A. Ang, W. H. Tang, 1975, John Wiley and Sons
- [23] “Les Propriétés de l’air”—Eyrolles n°51 C. GARY and al.
- [24] “EDF Reports on Turbogenerator Saturation Models, DC Converter Station Energization-Transients, Airgap Models, Substation Models, Low-Frequency Corona Models, and High-Frequency Corona Models”, EPRI document TR-103442s
- [25] “Dynamic arc Modeling in EMTP”—July 1985, EMTP Newsletter—M. KIZILCAY
- [26] “EMTP-based Model for Grounding System Analysis”—IEEE Winter meeting New-York 1994—F. E. Menter, L. Grcev
- [27] Juan A. Martinez-Velasco; “Computer Analysis of Electric Power System Transients; Selected Readings”, IEEE first edition 1997 (ISBN: 0-7803-2318-1)
- [28] “Modeling Guidelines for fast front transients”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 11, No 1, January 1996
- [29] EMTP Theory Book—Hermann Dommel—University of British Columbia, 1992
- [30] “Guidelines for the Evaluation of the Dielectric Strength of External Insulation”—CIGRE Report, Reference 72, Working Group 33-07
- [31] “Observation and Analysis of Multiphase Back Flashover on the Ookushishidu Test Transmission Line caused by Winter Lightning”—IEEE PE 304 PWRD 0 12 97—Hideki Motoyama, Kazuo Shinjo, Yasuhiro Matsumoto, NaoKi Itamoto
- [32] “Experimental Study and Analysis of Breakdown Characteristics of Long Air Gaps With Transmission Short Tail Lightning Impulse”—IEEE Transactions on Power delivery, Vol 11, No 2, April 1996—H. Motoyama
- [33] “Very fast transient phenomena associated with gas insulated substations”, CIGRE paper 33/13-09, 1988”
- [34] “Switching surges: Part IV: Control and reduction on A. C. transmission Lines”—IEEE PS 101, No 8, August 1982—IEEE Working Group on Switching Surges
- [35] “Fast and Accurate Switching Transient Calculations on Transmission Lines with Ground Return Using Recursive Convolutions”—A. Semlyen, A. Dabuleanu—IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-94, n°2, March/April 1975
- [36] “Phase Domain Modeling of Frequency-Dependent Transmission Lines by Means of an ARMA Model”—T. Noda, N. Nagaoka, A. Ametani—IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 11, No 1, January 1996
- [37] “Direct Phase-Domain Modelling of Frequency-Dependent Overhead Transmission Lines” H. V. Nguyen, H. W. Dommel, J. R. Marti—IEEE Transactions on Power Delivery-96 SM 458- PWRD
- [38] “Damping of numerical noise in the EMTP solution”—V. Brandwajn—EMTP Newsletter, Vol 2, Feb 1982
- [39] Solution to the problem of separation of the Hydro-Québec 735-kV system by switchable Metal-oxide surge arresters. By G. Saint-Jean, Y. Latour, M. Landry, J. Belanger

- (IREQ) And H. Huynh, P. Czech (Hydro-Québec). CIGRÉ 1986 Session. Paper n°33-01
- [40] A 735-kV Shunt reactor automatic switching system for Hydro-Québec network. By S. Bernard, G. Trudel, G. Scott (TransEnergie-Hydro-Québec). IEEE, 96 WM 283-2 PWRS
- [41] Hydro-Quebec's defence plan against extreme contingencies. By G. Trudel, S. Bernard, G. Scott (TransEnergie-Hydro-Québec). IEEE, PE-211-PWRS-0-06; 1998
- [42] "Estimating the Probability of failure of Equipment as a Result of Direct Lightning Strikes On Transmission Lines"—M. A. Ismaili, P. Bernard, R. Lambert, A. Xemard—PE-071-PWRD-0-01, 1999
- [43] "A high Frequency Transformer Model for the EMTP"—A. Morched, L. Marti, J. Otterangers—IEEE TPD, Vol 8, No3, July 1993
- [44] "Guide to Lightning Protection Design of Power Stations, Substations and Underground Transmission Lines"—CRIEPI REPORT No 40—December 95
- [45] "Some fundamentals on Capacitance Switching" I B Johnson et al., IEEE August 1995, pp 727-736
- [46] "Accurate Modeling of Capacitively Graded Bushing for Calculation of Transient Overvoltages in GIS"—A. Ardito, R. Iorio, G. Santagostino, A. Porrino
- [47] "A study of Predischarge Current Characteristics of Long Air Gaps"—T. Shindo and al.—IEEE Trans, Vol PAS-104, pp. 3262-3268, 1985
- [48] "Application of dynamic arc equations to high-frequency arc extinctions in SF<sub>6</sub> gas circuit Breakers"—E. ZAIMA, S. Nishiwaqi, et al.—IEEE TPD Vol 8, No 3, July 1993, pp 1199-1205
- [49] "Modeling of metal Oxide surge arresters"—IEEE working Group 3.4.11—IEEE TPD, Vol 7, January 1992
- [50] "Analysis of faulted power systems" P. M. Anderson—IOWA State University Press—1978
- [51] "VFFT in a 765 kV substation"—J. Grandl, A. Eriksson, J. Meppelink, C. Van Der Merwe—CIGRE 33.12-session 1988
- [52] "Principles and recent practices of insulation coordination in Japan"—T. Kawamura, S. Sasaki, T. Ueda, T. Kouno, E. Zaima, Y. Kato—CIGRE Session 2000, 33-109
- [53] "Some fundamentals on Capacitance Switching" I. B. Johnson and al, IEEE Aug 1955 pp 727-736
- [54] "High Frequency Transformer Models" C. R. Zani et al., CIGRE SC33-97 WG 114 IWD
- [55] "Control of Overvoltages on Hydro-Quebec 735-kV Series-Compensated System During Major Electro-Mechanical Transient Disturbance"—Que Bui—Van et al. International Conference on Power Systems Transients 2001
- [56] "Harmonics, characteristic parameters, methods of study, estimates of existing values of the network"—CIGRE study committee 36—Electra nbr 77—July 81
- [57] "The calculation of switching surges—III. Transmission Line representation for energization and re-energization studies with complex feeding networks"—CIGRE study committee 13—Electra Nbr 62
- [58] "The design of specially bonded cable systems"—CIGRE study committee 21—Electra Nbr 28—May 73
- [59] "Experimental and analytical studies of the effect of non-standard waveshapes on the

- impulse strength of external insulation”—R. O. Caldwell, M. Darveniza—IEEE Trans, Pwr App and Syst, Vol 90, pp 1909-1915, 1979
- [60] “Metal oxide surge arresters in A. C. systems”—CIGRE brochure 60
- [61] “Phase-to-Phase Insulation Co-ordination”, Electra Nbr 64, May 1979
- [62] “Temporary Overvoltages: causes, effects and evaluation”, CIGRE 1990, Report 33-210
- [63] “Energization of a no-load transformer for power restoration purposes: modeling and validation by on site tests”—IEEE Winter meeting Singapor 2000—M. Rioual, C. Sicre
- [64] IEC 60071-5: 2002, Insulation co-ordination—Part 5: Procedures for high-voltage direct current (HVDC) converter stations
- [65] C 62271-100: 2001, High-voltage switchgear and controlgear—Part 100: High-voltage alternating-current circuit-breakers
- [66] GB/T 1985—2004 高压交流隔离开关和接地开关
-