国际电气工程先进技术译丛

高压断路器——理论、设计与试验方法

High Voltage Circuit Breakers

[波黑]米尔萨德·卡普塔诺维克（Mirsad Kapetanović） 著

王建华 闫静 译

荣命哲 耿英三 刘志远 审校

以DNV·GL集团下全球领先的KEMA电气实验室之丰富经验，著就行业权威技术专著！

Most complete book ever written from test experiences at the KEMA Laboratories of DNV·GL, world leader in accredited testing and certification of equipment for transmission and distribution of electricity.

KEMA Laboratories

DNV·GL



机械工业出版社
CHINA MACHINE PRESS

关于作者

Mirsad Kapetanović教授，是萨拉热窝大学电气工程系的教授。在几乎35年的时间里，Kapetanović教授为萨拉热窝的动力投资公司（Energoinvest）致力于高压断路器的研究、开发与试验，属于“热情的断路器爱好者”的核心圈成员。

Kapetanović教授的团队已经与KEMA建立了数十年的关系，经常依靠KEMA为其设计提供认证和研究试验。

波黑战争曾使得非常宝贵的研究文件失落，但是战后的欲火重生和坚持不懈，使得Kapetanović教授长期研究与开发工作的结晶得以面世。

Kapetanović教授带着强烈的愿望编写本书，确信它就是蓄电池，能够在更好的时代里让新一代电力工程师们从中吸收能量。

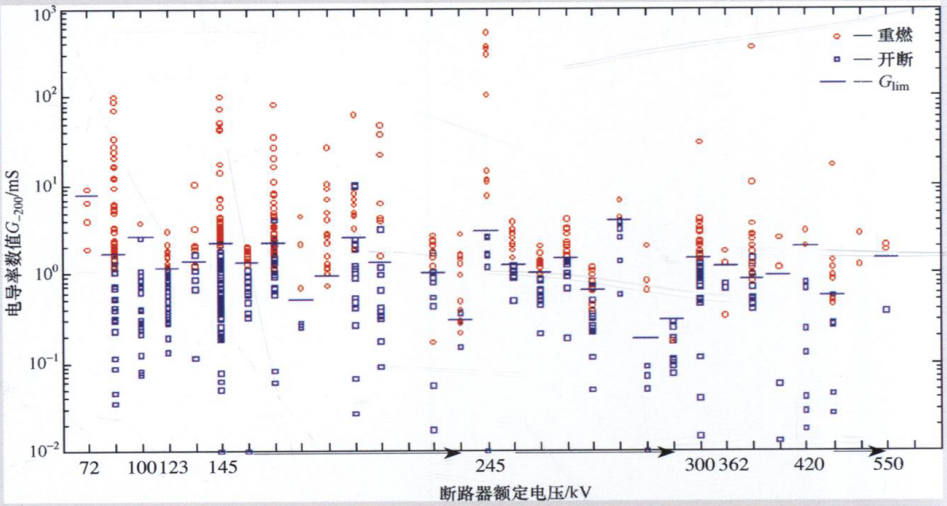

电导率数值G_{-200}/mS
10^3
10^2
10^1
10^0
10^{-1}
10^{-2}
— 重燃
— 开断
— G_{lim}
72
100 123
145
245
300 362
420
550
断路器额定电压/kV

图 3-12

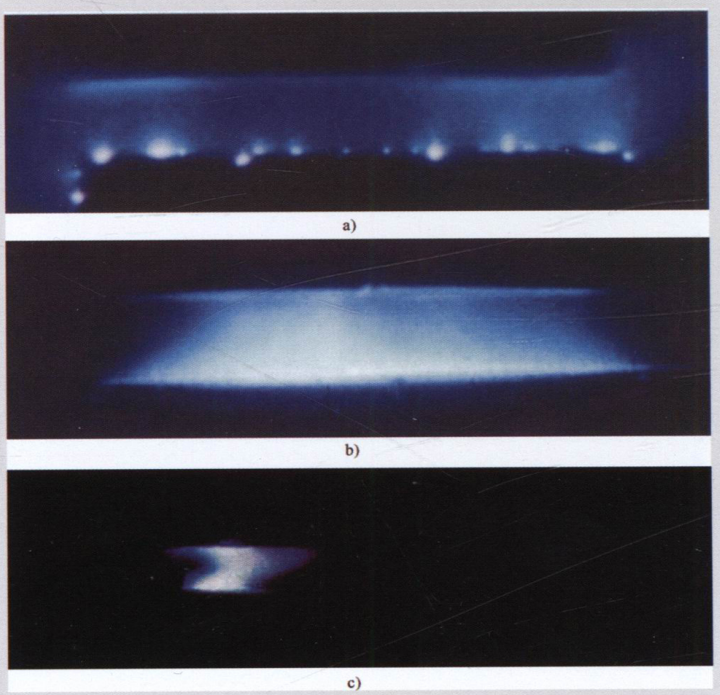

a)
b)
c)

图 4-3

国际电气工程先进技术译丛

高压断路器

——理论、设计与试验方法

High Voltage Circuit Breakers

[波黑]米尔萨德·卡普塔诺维克 (Mirsad Kapetanović) 著

王建华 闫 静 译

荣命哲 耿英三 刘志远 审校

机 械 工 业 出 版 社

本书作者是高压开关设备领域的国际知名专家，英文版由国际权威高压设备试验和认证机构——KEMA 组织出版，全面讲述了高压断路器的工作原理和技术现状，并介绍了国外实际产品的原理与设计，使读者能够更好地理解高压断路器的最新技术。

本书充分反映了近年来国际范围内高压断路器基础理论、工作原理、产品设计、试验技术方面的当前进展，对现代高压断路器及开关设备的设计、制造、运行和科技管理具有积极的推动作用。与同类书相比，本书内容丰富且反映了国外产品的最新发展，详尽地说明了 IEC 标准及其他标准，特别阐述了高压断路器的最新试验方法，包括很多 KEMA 独有、专有的试验技术和方法以及试验报告内容。

本书可为高压电器研究、设计、试验、运行和管理的广大工程技术人员提供很有价值的帮助，同时也可作为高等工科院校电气工程专业特别是电器、高电压技术方向的本科生、研究生教材。

译　者　序

2011 年 10 月，第一届电力设备开断技术国际会议在西安交通大学成功举办，该会议是由中日韩联合创建的电力设备方面的系列国际会议，对该领域的学术研究和发展具有里程碑式的意义。在长达 2 年的筹备期间，国际、国内各方面专家、学者给予了热情的支持和积极的帮助。国际知名电力设备专家、荷兰 KEMA 实验站的 Smeets 教授从一开始就对此次会议充满了热情，不断从各个方面给予支持和帮助。在会议召开期间，作为重要的礼品，他向我赠送并郑重推荐了此书的英文版《High Voltage Circuit Breakers》，同时也希望能够在中国推广这本书。我当即被书中丰富的内容、深入而专业的题材所吸引，我感到这本书对于中国的电力设备领域专业人士必定会有极大的帮助，会有力促进中国高压电力装备在技术水平上进一步提高。我立即提出将此书翻译成中文出版的建议，Smeets 教授给予了积极和热情的反馈。随后我们与机械工业出版社电工电子分社进行了沟通，得到了他们的积极支持。机械工业出版社与国外出版社进行了版权谈判，取得了在中国翻译出版的权利，并委托西安交通大学组织翻译。

本书内容十分丰富，从高压断路器的基本原理、结构，到开关电弧的物理模型，从各种工作状况，到全面的试验方法，对于电力装备开发制造领域的人士极具价值，对于相关专业的本科生和研究生也是极好的教科书。

在本书的翻译过程中，西安交通大学的闫静博士付出了大量时间和心血，他完成了本书的初稿翻译工作。西安交通大学的荣命哲教授、耿英三教授、刘志远教授也对书稿进行了审校，提出了很多宝贵的意见。他们对完成本书的翻译起到了十分重要的作用。

由于本书涉及内容十分广泛丰富，在高压断路器试验方面涉及大量国际标准和专门的试验方法，内容十分专业，在翻译过程中难免有错误和不当之处，敬请指正。在此也对所有长期以来支持和帮助西安交通大学电器学科的各位专家、学者和朋友们一并表示感谢！

王建华　博士
西安交通大学电气工程学院　教授
电力设备电气绝缘国家重点实验室　主任
2014 年 9 月于西安

原　书　序

2003 年，Mirsad Kapetanović教授在萨拉热窝举行的 CIGRE 研究委员会 A3（高压设备）会议上向与会国际专家介绍了他的著作“Visokonaponski Prekidači”（波斯尼亚语，译为《高压断路器》）。

在近 35 年的时间里，Kapetanović教授为萨拉热窝的动力投资公司（Energoinvest）积极参与了高压断路器的研究、开发与试验，属于“热情的断路器爱好者”的核心圈成员。

虽然我并不精通波斯尼亚语，但还是立即被书中关于开断和关合内容的覆盖范围和深度所吸引。

2008 年，KEMA 邀请 Kapetanović教授用英语编写本书的最新和扩展版本。由 Lou van der Sluis 教授（Delft 大学）、P. Knol 先生（KEMA）和我本人（KEMA）组成的编委会对这一过程进行管理。

该著作综述了断路器技术现状：涵盖其历史、开关电弧的相关物理现象、电力系统中开关操作的影响、技术以及最新但决非次要的试验技术。

另外，很多 KEMA 专有的试验技术和试验结果的展示方法在本版本中进行了描述。

由于经常依靠 KEMA 为其设计提供认证和研究试验，Kapetanović教授的团队已经与 KEMA 建立了数十年的关系。我们享受在许多场合热烈讨论，详细质询许多已广泛接受的试验原理，例如合成试验与直接试验的等效性。Kapetanović教授渴望采用 KEMA 提供的新技术，例如电流零区技术，用于检验在断路器设计中使用的模型。作为萨拉热窝大学电气工程系的教授，他将这方面的知识传授给他的学生并通过本书传授给更多的读者。

试验要坚实地建立在三个支柱上：标准、有能力的专家和充足的试验设备。只有通过这样的支持，试验才能为元件性能提供高质量的验证。

作为高压设备试验和认证领域中全球市场的领导者，自 1927 年起 KEMA 一直努力保持这一坚实地位。

本书旨在使读者认识到高压断路器并非“即插即用”设备，每一特定应用都有其独特性。

为这一涉猎广泛技术领域提供引导是作者、编辑委员会和 KEMA 的真正使命。

René Smeets 博士、教授
KEMA 输配电试验服务部
阿纳姆
2010 年 10 月 31 日

致　　谢

首先，也是最重要的，我想感谢 KEMA 和埃因霍芬大学的 René Smeets 教授为 KEMA 编写本书的想法和邀请。我真正享受在本书完成过程中与他的合作。我感谢他在这项工作中奉献的时间和精力。他的深入点评、重要贡献和最新信息，为我提供了非常宝贵的信息资源。

我还要向编辑委员会的另外两位成员，KEMA 的 Piet Knol 先生和 Delft 大学的 Lou van der Sluis 教授表达我的谢意，感谢他们为审阅我的著作而投入的时间以及给我提供的有价值的反馈。

我要感谢本书波斯尼亚语版的审阅人，萨拉热窝大学的 Kemo Sokolija 教授和 Mensur Hajro 教授。另外，我要特别感谢 Zoran Gajić博士自愿为第 3 章进行的审阅。

我要感谢我的女儿 Maja，她完成了本书最初的英文翻译工作。我还要感谢编辑团队，他们在审阅中从技术角度对语言进行审查。最后，我要感谢先前在美国 KEMA 电力试验部工作的 Scott Wilson 先生，他作为以英语为母语的人士进行了校对工作。

我要向允许使用其插图、证书和试验报告的公司表达我的谢意。

我很高兴地向 Mahir Sokolija 表达特别的谢意，感谢其出色的版面制作工作。

我要感谢在本书完成过程中在任何方面支持我的所有同事和朋友，以及在本书末尾的结束语中提到的所有人。

最后，我要感谢我的妻子 Muruveta，当我放弃了许多重要事情时，感谢她在几乎三年的时间里的支持和包容。我将这本书献给她、我们的孩子，以及我们的孙女 Ajša。

目　　录

译者序
原书序
致谢

第 1 章　开关装置简介 …… 1

1.1　开关装置的用途 …… 2
1.2　开关装置的定义 …… 3
1.2.1　隔离开关 …… 3
1.2.2　接地开关 …… 3
1.2.3　快速接地开关 …… 4
1.2.4　负荷开关 …… 4
1.2.5　合闸开关 …… 4
1.2.6　接触器 …… 4
1.2.7　熔断器 …… 4
1.2.8　火花间隙 …… 5
1.2.9　避雷器 …… 5
1.2.10　故障电流限制器 …… 5
1.2.11　起动器 …… 5
1.2.12　开关稳定器 …… 5
1.2.13　继电器 …… 6
1.2.14　断路器 …… 6
1.2.15　隔离断路器 …… 6

第 2 章　气体中的电弧 …… 7

2.1　电弧的基本过程和物理特性 …… 8
2.1.1　金属表面电子发射机理 …… 11
2.1.2　电弧中的载流子 …… 13
2.1.3　触头上的能量平衡 …… 14
2.1.4　触头侵蚀机理 …… 15
2.1.5　触头侵蚀研究的实验结果 …… 17
2.1.6　触头材料的分类 …… 22
2.1.6.1　高导电率金属与合金 …… 22
2.1.6.2　抗化学腐蚀的金属与合金 …… 24

2.1.6.3　难熔金属 …… 24
2.1.6.4　烧结材料 …… 25
2.1.7　触头材料的特性 …… 25
2.2　直流电弧 …… 28
2.2.1　气体放电的伏安特性 …… 28
2.2.2　直流电弧的熄灭 …… 30
2.3　交流电弧 …… 33
2.3.1　交流电弧的伏安特性 …… 33
2.3.2　热击穿和电击穿区域 …… 34
2.3.3　电弧电导率、功率与弧柱中的能量消耗 …… 36

第3章　电弧建模 …… 37

3.1　*P-T*（黑盒）电弧模型 …… 38
3.1.1　Mayr 与 Cassie 方程 …… 39
3.1.2　动态电弧方程的普遍形式 …… 41
3.1.3　电弧模型和相关参数概况 …… 41
3.1.4　*P-T* 电弧模型的实际应用 …… 46
3.1.5　电弧参数的求取 …… 48
3.1.6　数值处理 …… 50
3.1.7　有效性检验 …… 52
3.1.8　电流零区测量 …… 53
3.1.8.1　电流测量 …… 53
3.1.8.2　电压测量 …… 56
3.1.8.3　处理原始测量数据以转换为电弧电流和电弧电压 …… 56
3.1.8.4　电流测量系统的性能 …… 56
3.2　电弧物理模型 …… 59
3.2.1　电弧物理模型的通用方程组 …… 60
3.2.2　具有焓流的简化电弧物理模型 …… 63
3.2.2.1　附加假定条件 …… 63
3.2.2.2　方程组 …… 63
3.2.2.3　SF_6 等离子体的热力学特性 …… 66
3.2.2.4　电弧电流的时间关系式 …… 66
3.2.2.5　横截面和电弧电压的确定 …… 66
3.2.2.6　沿电弧轴线压力分布的确定 …… 67
3.2.2.7　静止和稳定气流条件下的 SF_6 气体状态方程 …… 71
3.2.2.8　SF_6 气体热力学特性的计算表达式 …… 73
3.3　高压 SF_6 断路器操作的计算机仿真 …… 74
3.3.1　计算机仿真程序 …… 74
3.3.2　特征量 …… 76

3.3.3 熄弧窗口 …… 76
3.4 电弧建模的其他工具 …… 77
3.4.1 电弧直径和电弧温度 …… 78
3.4.2 气体和真空中的电弧电压 …… 78
3.4.3 冷态电压特性 …… 81
3.4.4 极限曲线 …… 84
3.4.5 截流系数 …… 87
3.4.6 断路器的电寿命 …… 89

第4章 真空电弧 …… 97

4.1 真空电弧简介 …… 98
4.1.1 阴极和阳极鞘层 …… 98
4.1.2 扩散型与集聚型真空电弧 …… 100
4.1.2.1 扩散型电弧 …… 101
4.1.2.2 集聚型电弧 …… 103
4.2 通过磁场控制真空电弧 …… 104
4.2.1 横向磁场原理 …… 104
4.2.2 纵向磁场原理 …… 106

第5章 灭弧介质 …… 110

5.1 空气 …… 113
5.1.1 在空气中拉长灭弧 …… 114
5.1.2 磁吹灭弧 …… 117
5.1.3 压缩空气灭弧 …… 120
5.2 矿物油 …… 121
5.2.1 多油断路器的灭弧 …… 122
5.2.2 少油断路器的灭弧 …… 125
5.3 六氟化硫（SF_6） …… 126
5.3.1 物理特性 …… 127
5.3.2 SF_6 分解物 …… 130
5.3.3 SF_6 对环境的影响 …… 134
5.5.3.1 臭氧损耗 …… 134
5.5.3.2 温室效应 …… 135
5.5.3.3 生态病理学和对健康的潜在影响 …… 138
5.3.4 SF_6 替代物 …… 139
5.4 SF_6/N_2 混合气体 …… 141
5.5 真空 …… 143
5.5.1 保持高真空 …… 147

5.5.2　更高电压等级下真空的应用 …… 148
5.5.3　真空中的触头材料 …… 149

第 6 章　开合方式与暂态过程 …… 153

6.1　负载类型 …… 154
6.1.1　阻性负载 …… 155
6.1.2　容性负载 …… 155
6.1.3　感性负载 …… 156
6.1.3.1　大电感电流：短路 …… 157
6.1.3.2　小电感电流 …… 158
6.2　短路电流 …… 159
6.2.1　短路电流与电压之间的关系 …… 160
6.2.2　直流分量百分数 …… 161
6.2.3　非对称电流的有效值和峰值 …… 163
6.3　瞬态恢复电压（TRV） …… 165
6.3.1　TRV 的定义 …… 165
6.3.2　单频瞬态恢复电压波形 …… 166
6.3.3　双频瞬态恢复电压波形 …… 167
6.3.4　瞬态恢复电压的两参数包络线 …… 168
6.3.5　瞬态恢复电压的四参数包络线 …… 170
6.3.6　分布参数电路中的瞬态恢复电压 …… 170
6.3.7　IEEE/ANSI 规定的瞬态恢复电压波形 …… 173
6.3.8　三相电网中的瞬态恢复电压 …… 174
6.3.9　首开极系数 …… 177
6.3.10　近区故障的瞬态恢复电压 …… 178
6.3.11　起始瞬态恢复电压（ITRV） …… 184
6.3.12　瞬态恢复电压、起始瞬态恢复电压和近区故障 …… 185
6.3.13　失步条件下的瞬态恢复电压 …… 187
6.3.14　短路电流非对称性对瞬态恢复电压的影响 …… 190
6.3.15　电弧电压对瞬态恢复电压的影响 …… 193
6.3.16　截流对瞬态恢复电压的影响 …… 193
6.3.17　弧后电流对瞬态恢复电压的影响 …… 194
6.3.18　阻尼对瞬态恢复电压的影响 …… 194
6.4　电容电流开合过程中的暂态现象 …… 195
6.4.1　电容电路 …… 195
6.4.2　成功的电容电流开断的实例 …… 196
6.4.3　重击穿情况下电容电流开断的实例 …… 197
6.4.4　连续重击穿引起的电压级升 …… 199
6.4.5　小电容电流的截流 …… 199

6.4.6 断路器特性对电容电流开合的影响 …… 200
6.4.7 负载和电源侧阻抗的影响 …… 202
6.4.8 三相电路中的电容电流开断 …… 203
6.4.9 电容器组的关合 …… 205
6.4.10 架空线的关合与重合闸 …… 207
6.5 小电感电流开合过程中的暂态现象 …… 209
6.5.1 小电感电流的截流 …… 209
6.5.2 空载变压器的开合 …… 210
6.5.3 并联电抗器的开合 …… 212
6.5.4 复燃现象 …… 214
6.5.5 并联电抗器开合过程中的过电压 …… 216
6.5.6 虚拟截流 …… 218
6.6 非标准开合方式 …… 220
6.6.1 变压器和串联电抗器限制故障 …… 220
6.6.1.1 变压器限制故障 …… 220
6.6.1.2 串联电抗器限制故障 …… 222
6.6.2 无电流零点的短路电流 …… 224
6.6.3 发展性故障——感性工况 …… 226
6.6.4 发展性故障——容性工况 …… 227
6.6.5 短路电流的并联开断 …… 228
6.7 过电压的防护方法 …… 230
6.7.1 合闸电阻及其作用 …… 232
6.7.2 避雷器 …… 233
6.7.2.1 阀式避雷器 …… 234
6.7.2.2 金属氧化物避雷器 …… 235

第7章 断路器的工作原理与设计 …… 238

7.1 断路器的要求 …… 239
7.2 断路器的分类 …… 240
7.2.1 油断路器 …… 245
7.2.2 空气断路器 …… 248
7.2.3 SF_6 断路器 …… 250
7.2.3.1 双压力式 SF_6 断路器 …… 252
7.2.3.2 单压力（压气）式 SF_6 断路器 …… 252
7.2.3.3 自能单压力式 SF_6 断路器 …… 258
7.2.3.4 双动原理 …… 262
7.2.3.5 倍速原理 …… 267
7.2.3.6 旋弧式 SF_6 断路器 …… 269
7.2.4 真空断路器 …… 269

7.3　操动机构 …… 274
7.3.1　气动操动机构 …… 276
7.3.2　液压操动机构 …… 277
7.3.3　弹簧操动机构 …… 279
7.3.4　电磁驱动机构 …… 281
7.3.5　电动机驱动机构 …… 282
7.4　断路器的维修和状态监测 …… 283
7.4.1　监测参数的选择 …… 285
7.4.2　监测特性的解释 …… 287

第 8 章　选相开合 …… 290

8.1　选相开合的原理 …… 291
8.1.1　选相分闸 …… 292
8.1.2　选相合闸 …… 293
8.2　对断路器的功能要求 …… 294
8.2.1　机械特性 …… 294
8.2.2　电气特性 …… 295
8.3　选相开合的实际应用 …… 296
8.3.1　并联电容器组的选相开合 …… 297
8.3.2　空载架空线的选相开合 …… 298
8.3.3　并联电抗器的选相开合 …… 300
8.3.4　空载变压器的选相开合 …… 302
8.4　可靠性问题 …… 305
8.5　优势与经济因素 …… 307

第 9 章　短路与开合试验 …… 310

9.1　大容量实验室 …… 311
9.2　直接与间接试验 …… 313
9.2.1　三相直接试验 …… 314
9.2.2　单相直接试验 …… 315
9.3　合成试验 …… 318
9.3.1　开断过程的几个阶段 …… 319
9.3.2　关合过程的几个阶段 …… 320
9.3.3　合成试验方法的类型 …… 322
9.3.3.1　电流引入法 …… 322
9.3.3.2　电压引入法 …… 325
9.3.3.3　三相合成试验方法 …… 326
9.3.3.4　对特高压断路器进行试验的合成回路 …… 327

9.3.4 延弧回路 …… 330
9.3.5 电流回路的电压 …… 331
9.4 短路和开合试验的实例 …… 331
9.4.1 试验文件中包括的信息 …… 334
9.4.2 短时耐受电流和峰值耐受电流试验 …… 334
9.4.3 出线端故障试验 …… 337
9.4.3.1 试验方式 T10 …… 338
9.4.3.2 试验方式 T30 …… 340
9.4.3.3 试验方式 T60 …… 344
9.4.3.4 试验方式 T100s …… 347
9.4.3.5 试验方式 T100a …… 360
9.4.4 临界电流试验方式 …… 367
9.4.5 单相和异相接地故障试验 …… 368
9.4.6 近区故障试验 …… 370
9.4.6.1 试验方式 L90 …… 371
9.4.6.2 试验方式 L75 …… 380
9.4.6.3 试验方式 L60 …… 381
9.4.7 失步试验 …… 383
9.4.7.1 试验方式 OP1 …… 384
9.4.7.2 试验方式 OP2 …… 384
9.4.8 容性电流开合试验 …… 391
9.4.8.1 线路充电电流开合试验 …… 393
9.4.8.2 电缆充电电流开合试验 …… 394
9.4.8.3 电容器组电流开合试验 …… 398
9.4.9 感性负载开合试验 …… 400
9.4.10 电寿命试验 …… 408
9.4.11 试验后的状态评估 …… 412
9.4.11.1 空载操作 …… 412
9.4.11.2 检查 …… 413

第 10 章 高压断路器的选型 …… 415

10.1 额定特性的选择 …… 416
10.1.1 额定电压 …… 417
10.1.2 额定绝缘水平 …… 418
10.1.3 额定频率 …… 420
10.1.4 额定电流 …… 421
10.1.5 额定短时耐受电流 …… 424
10.1.6 额定峰值耐受电流 …… 424
10.1.7 额定短路持续时间 …… 424

10.1.8　额定短路关合电流 …… 425
10.1.9　额定短路开断电流 …… 425
10.1.10　与额定短路开断电流相关的瞬态恢复电压 …… 427
10.1.11　近区故障的额定特性 …… 431
10.1.12　失步的额定特性 …… 431
10.1.13　额定操作顺序 …… 432
10.1.14　额定时间参量 …… 432
10.1.15　辅助和控制回路的额定电源电压和频率 …… 434
10.1.16　机械寿命（M1 和 M2 级） …… 434
10.1.17　重击穿性能和容性电流开合额定值（C1 和 C2 级） …… 435
10.1.18　感性负载电流开合额定值 …… 436
10.1.19　电寿命（E1 和 E2 级） …… 437
10.2　使用条件的选择 …… 438
10.2.1　正常使用条件 …… 438
10.2.1.1　户内装置的正常使用条件 …… 438
10.2.1.2　户外装置的正常使用条件 …… 439
10.2.2　特殊使用条件 …… 440
10.2.2.1　海拔 …… 440
10.2.2.2　污秽 …… 441
10.2.2.3　环境温度 …… 442
10.2.2.4　空气湿度 …… 442
10.2.2.5　覆冰 …… 443
10.2.2.6　风速 …… 443
10.2.2.7　地震 …… 443
10.3　断路器类型的选择 …… 444

参考文献 …… 446

结束语 …… 464

缩略语表 …… 467

第 1 章　开关装置简介



早在1799年，当Alessandro Volta发明了首个能够在闭合电路中提供持续电流的电源时[1]，控制电流的需求便应运而生了。因此，对于开合（开断与关合的总称）电路、关合或开断电流的需求便一直存在。

用于控制电流的电气装置称为开关装置。“开关装置”这一术语用来描述所有能够改变电流路径、使电气装置投入或退出运行、接通或断开电路以及关合或开断电流的电气装置。

在大气中分开触头是最简单的开断电路的方法，在此过程中会出现电弧。当外施电压低于电弧压降时，两金属电极间的空气电弧将会自动熄灭。当外施电压较高时，则需要通过拉长电弧来提高电弧电压，直到系统电压不能维持此电弧电压而使电弧熄灭。

在电气时代的早期阶段，电路的开断就是通过这种方式来实现的。然而，随着电力系统容量的快速增长，这种开断电路的方法很快就不能胜任了，能够满足电力系统发展要求的多种类型的开关装置被相继开发出来。

在实际应用中需要多种形式的开关元件，例如在电话服务领域，传统的机械开关很早就被可实现智能控制和自动操作的半导体开关所取代。但是，半导体技术目前尚不具备足够大的电流开合能力来作为电力系统的高压开关装置使用，传统的机电开关技术仍无法被取代。

1.1 开关装置的用途

由于需要在差异很大的环境和条件下开合电路，因而推动发展了不同用途的开关装置：

- 空载条件下的开合（隔离开关、接地开关）；
- 正常运行条件下的开合（负荷开关、接触器）；
- 短路条件下的开合（断路器、快速接地开关、合闸开关、熔断器、故障电流限制器）；
- 过电压条件下的开合（火花间隙、避雷器）。

除按其用途外，开关装置还可以根据某些基本特征来进行分类。例如，根据额定电压的高低开关装置可被分为低压（LV：$U_n \leqslant 1\text{kV}$）和高压（HV：$U_n > 1\text{kV}$）。输电系统电压等级的不断提高又引出了超高压（EHV：$245\text{kV} \leqslant U_n < 800\text{kV}$）和特高压（UHV：$U_n \geqslant 800\text{kV}$）设备的定义。

开关装置可根据其承载的电流类型分为直流（DC）开关装置和交流（AC）开关装置，也可根据其安装地点分为户内式和户外式。

另外，根据开关装置的操作是依赖于电路控制还是仅取决于操作者的主观意愿，可将其分为自动开关装置和非自动开关装置。

最常用的分类方式是根据开关装置所采用的灭弧介质：空气（大气）、油、压

缩空气、真空（金属蒸气），SF_6 和石英砂（熔断器）。

1.2　开关装置的定义

开关装置是用作关合或者开断一个或几个电路电流的器件。

机械开关装置是用可分离的触头来关合或者开断一个或几个电路电流的开关装置。

半导体开关装置是利用半导体的可控导电性来关合或者开断电路电流的开关装置。

1.2.1　隔离开关（Disconnectors）

隔离开关是在合闸位置能够为两电路提供良好连接，在分闸位置有符合规定要求的绝缘距离的机械开关装置。

绝缘距离是指通过开关装置分离触头形成的具有特定介电强度的间隙。绝缘距离必须遵循特定的条件以保护人员和设备安全，并且必须清晰可见。

隔离开关用于将不带电的电路部分与带电部分实现可见的分离，其首要任务是提供保护和增加不带电区域工作人员的安全性。

至于户外隔离开关，重要的是使其在分闸和合闸位置都具有尽可能小的占地方案。

保证隔离开关正常运行的要求之一是避免在外界极端条件（如短路、地震和强风）的影响下其位置发生任何意外变化。这既需要依靠触头系统和联锁机构的正确设计，也要避免连接导体的回路因结构错误使触头被电动力斥开。

隔离开关通常不具备开断电流的能力。然而，当可忽略不计的空载（寄生）电流必须被开断或关合时，隔离开关也可能具有开合电路的能力，这也适用于隔离开关两端电压没有显著变化的情况，例如残余的线路电荷。隔离开关还要具备在正常运行条件下持续承载额定电流的能力。在异常情况下，例如短路，隔离开关可在规定时间内承载指定的额定短路电流及相应的峰值电流。

“可忽略不计的空载（寄生）电流”这一术语是指其量值小于 0.5A，包括套管、母线、长度很短的电缆的容性充电电流和电压互感器的电流。当使用隔离开关开断上述电流时，由于触头的运动速度较慢可出现多次重燃现象，从而引发暂态过程。为了减少这方面的影响，触头系统可配备开断性能更好的辅助触头系统，使主触头系统在达到足够的开距前不发生重燃。或者，隔离开关也可用于将电流转移到并联支路，例如第二母线。在这种情况下，开合电流可以与标称负载电流相当，由于触头两端电压很低，也被称作“环流开合”。

1.2.2　接地开关（Earthing Switches）

接地开关是用于将回路有意接地的一种机械开关装置。

接地开关在异常条件（如短路）下，可在规定时间内承载指定的额定短路电流和相应的峰值电流；但在正常工作条件下，不要求承载额定电流。

接地开关和隔离开关经常被组合成一台装置使用。此时，隔离开关除了具有主触头外，还带有接地开关以用于在分闸后将隔离开关的一端接地。主触头和接地开关通常以这样的方式实现机械联锁，即当隔离开关闭合时接地开关不能闭合，而当接地开关闭合时主触头不能闭合。

1.2.3 快速接地开关（High-Speed Earthing Switches）

快速接地开关是能够在短路条件下关合或合闸的接地开关。

1.2.4 负荷开关（Switches）

负荷开关是能够在正常运行条件下关合、持续承载和开断额定电流的机械式开关装置，其中也包括规定的过载条件。负荷开关也能够在异常条件下（例如短路情况下）并在规定的时间内承载额定短路电流和相应的峰值电流。

负荷开关可以具有关合短路电流的能力但不能开断短路电流，因此需要与短路电流开断装置（通常为熔断器）组合使用。与熔断器串联的负荷开关称为负荷开关-熔断器组合电器。当熔断器是负荷开关动触头的一部分时，称为熔断器式负荷开关。

负荷隔离开关是在分闸位置能够满足隔离开关规定的绝缘距离要求的负荷开关。

1.2.5 合闸开关（Making Switches）

合闸开关是能够关合短路电流的机械开关装置，主要用于大容量实验室。

1.2.6 接触器（Contactors）

接触器是为了在满负载条件下频繁操作而设计的开关装置，具有非常高的机械寿命（可在不检修的情况下操作 50000 次以上）。

接触器（如同负荷开关）能够在正常运行和过载条件下关合、持续承载和开断额定电流。在异常条件下（例如短路）能够在规定时间内承载额定短路电流和相应的峰值电流。

在正常运行情况下能频繁关合、承载和开断正常额定电流及指定的过载电流。在异常情况下（例如短路），接触器可在规定时间内承载指定的额定短路电流和相应的峰值电流。由于接触器没有开断短路电流的能力，通常采用熔断器或断路器作为后备保护。

1.2.7 熔断器（Fuses）

熔断器是安全保护设备，当电流超过给定值一定时间，通过熔化特殊设计的内

部组件开断其接入的电路。

熔断器就是在过载和短路故障情况下保护电气装置的安全保护设备。

1.2.8　火花间隙（Spark Gaps）

火花间隙是由连接在带电导体与地之间的两个电极组成的保护设备。在过电压条件下，火花间隙的小间隙成为击穿部位。

当施加足够高的电压给火花间隙时，通过间隙的火花放电会引起短路并需要在尽可能短的时间内开断电路。

特殊用途的大容量可触发火花间隙也可在某些电力领域使用，用于开合高电压和特大电流，例如在合成试验回路中控制电压或电流引入，或作为变电站的保护元件使用。

1.2.9　避雷器（Surge Arresters）

避雷器是设计用来保护重要电力设备和装置（特别是电力变压器）免受雷电感应和操作过电压破坏的保护设备。

避雷器在电网中通常接在带电导体与地之间，但有时也会连接在开关装置或变压器的端子之间。

金属氧化物避雷器是由非线性金属氧化物电阻串联或并联构成的，利用其非线性伏安特性，在过电压下呈现低电阻，而在正常工频电压条件下则呈现高电阻，以此限制避雷器两端的过电压。

1.2.10　故障电流限制器（Fault Current Limiters）

故障电流限制器用来减轻短路电路中所有元件的机械和热负荷，并且降低开断短路故障的断路器上所通过电流幅值的装置。

故障电流限制器只在故障条件下起作用，即便预期故障电流超过了设备的额定峰值耐受电流和额定短时耐受电流，故障电流限制器也能使设备保持运行。对断路器来说，在预期故障电流超过额定短路关合电流和额定短路开断电流时也是如此。

1.2.11　起动器（Starters）

起动器的功能包括起动和停止电动机所需的所有开关功能的组合，或者根据需要控制保持一定数值的运行参数（例如电流、转矩等），也包括一定的过载保护功能。

1.2.12　开关稳定器（Switching Regulators）

开关稳定器是设计用来将一些物理量（电压、电流、速度、温度等）的数值自动保持为常数，或依据特定规律调整这些数值的开关装置。

1.2.13 继电器（Electrical Relays）

继电器是当控制装置的电气输入电路中的某些条件得到满足时，在一个或多个电气输出电路中发生快速整定变化的开关装置。

继电器是用相对较低的电气或机械功率来控制较高电气功率的开关装置。

继电器分为两种类型：测量继电器和辅助继电器。测量继电器是一种当特征（激励）量（包括电压、电流、功率、转速、压力、温度等）在规定的准确度范围内达到动作值时发生动作的电气继电器。辅助继电器并不测量激励量的数值，但在激励量出现或发生显著变化时动作。

1.2.14 断路器（Circuit Breakers）

断路器是能够在正常运行条件下关合、持续承载和开断额定电流的机械开关装置，也能关合、在规定时间内承载和开断不超过其指定的额定短路电流值的所有电流。

当电流超过预先设定值时，并且与断路器组合的保护继电器或触发单元组合能够给断路器发出分闸指令，断路器就可以提供过电流保护功能。

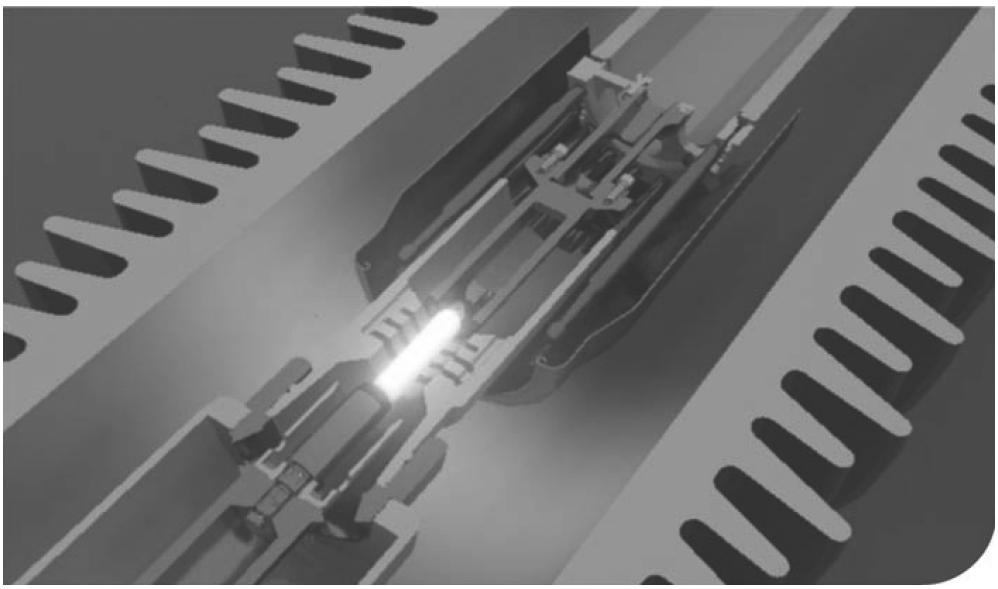
因此，可以说断路器是能够应对电力系统中最多种类任务和需求的开关装置。

1.2.15 隔离断路器（Disconnecting Circuit Breakers）

隔离断路器是触头处于分闸位置时满足隔离开关要求的断路器。以下几种开关可以被认为是属于隔离断路器：

- 满足隔离开关绝缘要求的开断单元（或几个相同开断单元的串联）；
- 具有被分成开断部分和隔离部分的单一间隙的开关装置；
- 断路器与隔离开关串联结合在一起，该组合在分闸位置满足隔离开关的绝缘要求。

第 2 章　气体中的电弧



大多数情况下，机械式开关设备在开合过程中伴随有因触头分离而产生的电弧现象。电弧是电力系统中电路开合的重要组成部分，只有在极低的电流和电压下，例如空载情况下，才可能出现无弧开合。另外在半导体开关设备、二极管、晶体管、超导体或类似设备中也可出现无弧开断，它们属于无触点开关设备。到目前为止，看来除电弧以外其他的方法都无法经济地实现高压电路的开断。

因此，一般来说设计开关设备就需要深刻了解电弧内部物理过程及其特性。如果不能正确理解上述过程，就无法想象能够改进设计来提高开关设备的能力。

电弧不仅在开关电器中起到关键作用，而且在其他设备中也很重要，例如电弧炉、电弧焊、加热、切削和照明。

电弧稳定性是一个十分重要的问题。例如，在开关电弧中关注的是电弧不稳定的条件，对电弧焊而言则关注如何保证电弧稳定燃烧。

交流电弧在电流过零时刻的物理过程需要特别关注，在电流过零前后约 100μs 的时间间隔称为“相互作用阶段”（Interaction period），对交流电流开断过程中的电弧熄灭起到至关重要的作用。

2.1 电弧的基本过程和物理特性

电弧是气体放电的形式之一，是一个很难理解且非常复杂的过程（包括电和热的过程），以等离子体的出现为特征，是由于有电流通过诸如空气这样的在一般情况下不导电的介质而产生的。

按照物理学的定义，等离子体是指包含带电荷的粒子、电子、正负离子的电离气体。电荷具有自由运动的能力，使得等离子体具有导电性，因而会受到电磁场的强烈作用。因此，等离子体具有不同于固体、液体和气体的特性，被认为是一种独立的物质形态。

正式定义的阐述是，对于包含电离气体的区域，电子密度为 n_e，温度为 T_e，如果其空间尺度 r 显著超出屏蔽长度 λ_D，就称为等离子体。

$$r \gg \lambda_D = \sqrt{\frac{\varepsilon_0 k T_e}{n_e q_e^2}} \tag{2-1}$$

式中 ε_0——真空介电常数；

k——玻尔兹曼常数；

q_e——电子电量。

本质上，这一准则表明带电粒子之间的距离必须足够小以使每一粒子都会影响周围许多粒子，而不是仅同最邻近的粒子发生相互作用，因此它是判别等离子体的基本特征值。

屏蔽长度也称为德拜长度，是以荷兰物理学家 Peter Debye 的名字命名的。在

德拜长度确定的空间尺度以外的粒子会受到屏蔽。德拜屏蔽可以阻止电场对空间尺度大于德拜长度的等离子体产生影响。带电粒子的存在使得等离子体自身产生磁场，同时又要受到外界磁场的影响。等离子体与外部磁场和自生磁场的相互作用机理属于磁流体动力学这门学科的研究范畴。

准电中性是描述等离子体本质的另一特征值。在空间尺度较大的等离子体中，正电荷与负电荷的密度大致相等。等离子体中电荷的不平衡只存在于空间尺度为屏蔽长度以内的情况下。当电子密度偏离正离子密度时，电荷不平衡就会产生电场，吸引带电粒子到粒子密度低的区域。这一机理加之等离子体良好的导电性保证在任何较大的区域内正负粒子密度相等（$N_+ = N_-$）。这就是等离子体维持准电中性的原因。

要使等离子体存在，电离（产生带电粒子）是必需的。在电弧中，电离是通过热过程实现的，即由高速运动的电子和相对低速运动的正离子和中性粒子之间的碰撞引起的。同时，消电离过程也在进行，即电子与正离子复合成为中性的原子或分子。稳定的电弧燃烧意味着电离与消电离过程处于平衡状态。

不同于中性气体，等离子体中的带电粒子之间存在库仑力，通常带电粒子在两次碰撞之间的运动轨迹是线性的，而库仑力会使运动轨迹发生变化，在此情况下，由气体压力、温度决定的电子平均自由程[㊀]也会发生变化。

按照电子、离子、中性分子或原子的相对温度值区分，等离子体可分为热等离子体和冷等离子体。热等离子体中的电子和重粒子具有相同的温度，即处于热平衡状态，而冷等离子体中的离子、中性分子或原子的温度非常低，通常为室温，电子的温度则很高。

热等离子体又可分为低温和高温等离子体，低温等离子体是指温度低于50000K 的等离子体，而高温等离子体是指温度高于 50000K 的等离子体。开关设备开断过程中在触头之间燃烧的电弧属于低温等离子体。

现代科学将原子定义为构成化学元素的最小粒子。原子是由密度很大的原子核以及围绕其周围的电子云组成的。原子核由带正电的质子以及电中性的中子组成，而环绕原子核的电子云由带负电的电子组成。当一个原子的核外电子数等于原子核内质子数时，这个原子就是电中性的；否则就是一个正离子或负离子。

环绕原子核的电子具有一系列稳定的能级，电子能够以光子形态吸收或释放一个量子能量而从一个能级跃迁到另一个能级，但要严格遵守泡利不相容原理。泡利不相容原理禁止两个相同的电子同时占据同一个能级。原子核外电子的分布由泡利不相容原理决定。因此，电子不可能全都落在最低能级上，它们要依次占据较高的能级。基态原子的所有电子都在尽可能最低的能级上，有着最低可能的量子数和零

㊀　电子平均自由程是指电子在相继两次碰撞之间通过的平均距离。

点能量[⊖]。给予一个原子额外的能量，例如吸收适量的光子能量，电子就可以跃迁到高能级，进入量子数高于最低可能的激发态，这个过程叫作原子激发。如果光子有足够的能量，电子就会离开原子变成自由电子，而原子会变成正离子。这个过程所需要的能量被称为电离电位。这个过程叫作电离。

在被激发后，原子通过辐射特定能量的光子可能会返回较低的能级或基态上。原子从各种不同的激发态辐射光子产生了由系列特征谱线构成的电磁光谱。受激原子在燃烧的电弧中发射出各种波长的光，可由一般的光谱分光方法检测。

消电离与电离过程相反，使带电粒子复合。复合是电子或负离子与正离子重新结合成中性粒子的过程，这个过程会减少带电粒子数。

负离子由自由电子与原子或分子碰撞产生，在此过程中电子穿越势垒，释放掉了多余的能量，这个过程称之为电子附着。负离子形成有两种途径：辐射附着，电子通过辐射释放掉多余的能量；游离附着，电子转移能量到第三体（离子、原子、分子或电子）上。分子因为具有较大的内部自由度，通常起到第三体的作用，因而游离附着通常发生在分子上。

六氟化硫（SF_6）是一种极易附着电子的气体。这种表现出具有吸附电子能力的气体，被称为电负性气体。电负性可以显著影响弧后击穿强度，因为它可以俘获引起雪崩（汤森）放电的自由电子。

分子分解过程是分子分离为较小的分子或其他物质，这通常是一个可逆的过程。分子分解是与结合或复合过程相反的过程，这经常容易与电离过程混淆。

冷等离子体中的离子和中性粒子温度要低得多，通常为室温，而电子温度远高于此温度。

等离子体的性质取决于气体压力。当气压较低时，电子的自由行程相对较长并且能在电场中获得较大的动能。在这种情况下，电子动能超过了正离子和中性粒子的动能。这种动能增加的状态是由具有较高温度（数千开［尔文］）的电子为特征表现出来的，而其他粒子的温度（数百开）则远低于此。同样，其他粒子的动能也不相同，具有各自的温度。在这种情况下，“气体温度”这一概念是没有任何意义的。这种等离子体被称为非热（冷）等离子体。这样的电弧被称作低气压电弧。

当气压上升时，电子温度降低而其他粒子温度升高。在大气压下，所有粒子的温度实际上是相同的，这种情况下的电弧被称作高气压电弧，这也是大多数开关设备中的典型状态。高气压电弧等离子体具有局部热平衡的特征，这意味着构成电弧的所有成分都处于同一温度下。这一温度决定了高气压电弧的所有基本过程。只有在电极区域，由于电子和离子的集中情况不同，局部热平衡才被打破。

高气压电弧的特征是有明显的弧柱边界、弧柱中电流密度高（可以达到数百

⊖ 零点能量是指原子能达到的最小能量即基态原子的能量。

安每平方厘米）、气体温度高（数千乃至上万开）、阴极压降低（10～30V）以及近阴极区电流密度极高（数千安每平方厘米）。

2.1.1　金属表面电子发射机理

导体中有大量可移动的自由电子，可以在晶格中沿着不同方向自由运动。自由电子的运动速度遵循统计学分布规律，偶尔有电子获得足够动能而脱离金属并且不再返回。电子从某一特定金属表面逃逸所需的最小能量称为电子逸出功，简称为逸出功。逸出功依材料而不同，大多数金属材料的逸出功处于几个电子伏特的量级。

无论是热能（加热）还是电能（电场），都会传递给电子而成为其离开金属表面的能量。因此，电子通过三种机理自阴极发射进入弧柱：

- 热电子发射（T-emission）；
- 场致发射（F-emission）；
- 场致热电子发射（TF-emission）。

当温度大于绝对零度时，一定数量的自由电子拥有足够的能量穿越势垒。随着热能的增加，能够逃离金属表面的电子数量也相应增加，因而增强了电子发射，这一机理就是众所周知的热电子发射（T-emission）。低汽化温度金属（铜为 2630K，铁为 2720K）产生的电流密度（如 0.1A/cm^2）较低，这与电弧阴极区域的电流密度（10^4～10^6A/cm^2）相比可以忽略不计，由此推断该机理并不是电弧中阴极电子发射的主要原因，而高汽化温度金属（例如，钨为 5073K）的情况则是例外。

如果在两电极之间施加电压，则其产生的电场会对电子产生影响，即传递能量给电子而引起电子发射，这一机理称为场致发射（F-emission），它需要很强的电场（10^4～10^6V/cm）才能实现。由于阴极压降不会产生如此高的电场强度，场致发射也不是阴极电子发射的主要原因。

对于大多数金属触头来说，电弧中起主导作用的电子发射机理是组合发射，也就是众所周知的场致热电子发射（TF-emission）。

对此机理的一种解释是在外部电场作用下逸出功会降低，即肖特基效应，施加较弱电场就可以使已发射电子脱离金属表面。当外加电场场强达到某一值时逸出功自然会降低。然而，即使考虑这一效应，理论上的电流密度值仍比阴极实际测量值小两个数量级。因此，逸出功降低并不能解释阴极压降区域的电流传导问题。

实际上对这一机理的解释可由量子理论给出，或者更准确地说是由量子统计力学给出。电子作为一个质点，按照固定的轨道围绕原子核运动这一基本观点在量子统计力学已经被改变了，代替它的是处于不同能级下的电子云。这样，即使在较低的温度下，一定数量的电子也可占据较高能级，为其通过势垒创造了条件。

隧道效应这一现象不能与经典物理学理论相对应，却是量子理论中的重要结论，即允许电子通过势垒逸出，即便是在其能量低于势垒高度的情况亦如此。当势

垒宽度很小或电子能量接近于势垒高度时，逸出的概率较大。

在绝对零度这一温度下，所有材料都是固态，其原子中的电子占据了低于费米能量[⊖]的最低能级。当温度在0K以上时，电子可以转移到更高的能级而超过费米能级，并服从由量子力学解释的统计分布规律。图2-1给出了金属表面势垒的示意图，其中：

曲线a为无外电场；

曲线b为弱电场；

曲线c为强电场。

金属表面势垒的宽度由外加电场的电场强度决定。

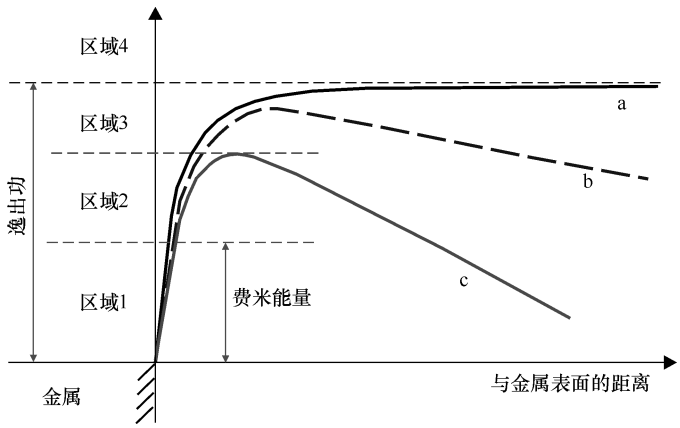


图2-1　金属表面势垒

a—无外电场　b—弱电场　c—强电场

图中可以分为四个不同的区域。区域1对应于 $T=0\text{K}$ 时的单纯场致发射，区域4对应 $E=0$ 时的单纯热电子发射。

在区域1中，电子所占据的能级不超过费米能级，而在区域2-4中，电子则具有更高的能量。

在区域2中，电子通过隧道效应利用势垒宽度的减小从金属中逸出，在外电场的作用下脱离金属。势垒宽度由外电场的电场强度 E 决定。在这种情况下，电子电流也和金属温度有关。在更高的温度下，电子的能级接近势垒的高度，增加了逸出的可能性。因此，区域2中电子的场致热电子发射由金属温度和外电场的电场强度共同决定。

在区域3，由于势垒较低，热电子发射起主导作用。

⊖ 在绝对零度（-273.15℃）下的费米能级的数值称为费米能量，固体的费米能量为一常数。费米能级是指被电子填充的概率为1/2的能级。低于费米能级的较低能量能级倾向于全部被电子填充，而高于费米能级的较高能量能级则倾向于没有电子填充。

阴极区域的高电流密度引起了金属的强烈局部加热，产生了压力高达 100MPa 的金属蒸气云。蒸气云的电导率可以达到金属的电导率，实际上成了阴极的延伸。蒸气云中的电子处于远高于费米能级的高能级，这些热发射电子构成了电弧阴极区域电流的载流子。

2.1.2　电弧中的载流子

电弧可分为三个区域，每个区域所发生的物理过程各不相同。分别是邻近负电极（阴极）的阴极压降区域、弧柱区和与正电极（阳极）相邻的阳极压降区域。这三个区域如图 2-2 所示。阴极和阳极压降区域在空间尺度上远小于弧柱，与电子平均自由行程的长度在一个数量级上。

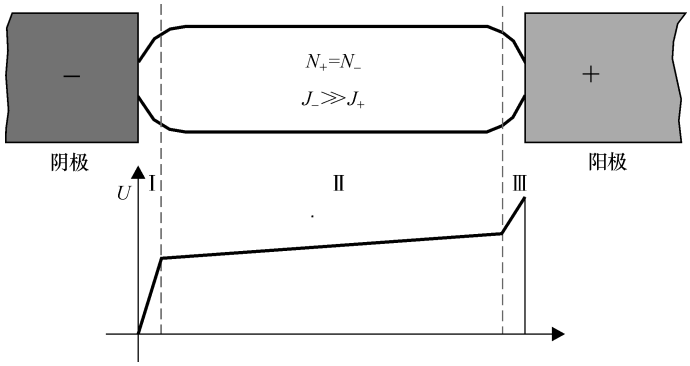


图 2-2　电弧的三个区域

Ⅰ—阴极压降区域　Ⅱ—弧柱　Ⅲ—阳极压降区域

在阴极压降区域，电子自由运动并在外电场作用下加速，与其他粒子不发生碰撞，随后与热电离区域的金属蒸气发生碰撞。正离子从热电离和碰撞区域向阴极运动，而电子向弧柱运动构成了 99% 以上的总电流，因为电子的迁移率高于离子。

在碰撞区域中正离子浓度要高于电子浓度，这不同于紧挨着阴极的区域，那里电子浓度更高。在阴极压降区域电子是主要载流子，但与弧柱中 99% 以上的电流要依靠电子承载的情况不同，在阴极压降区域大致只有 80% 左右（见图 2-3）。

到达阳极区域的电子与周围气体的粒子和阳极材料的金属蒸气碰撞产生正离子。大多数正离子是由热电离产生的，还有一小部分是由阳极表面发射产生的。在阴极和阳极表面电弧通常变窄，电荷载体则产生于这些电弧狭窄部分的中心部位。电弧可以被看作是很多相互平行的电流分支，在电磁力的作用下互相吸引导致电弧收缩和压力上升。上述过程中常有大量金属蒸气以等离子体喷流的形式从电极喷射出。

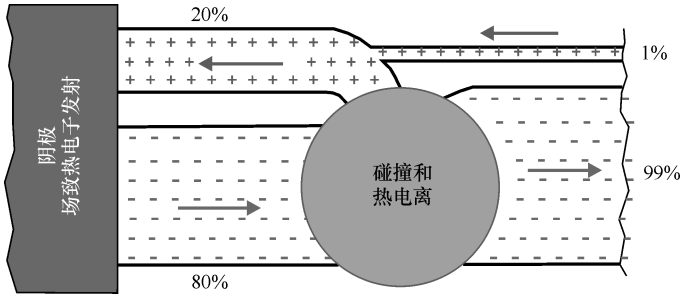


图 2-3　阴极区域载流子的分布情况

2.1.3　触头上的能量平衡

具有一定动能的正离子到达阴极后，在碰撞过程中释放所携带的能量，此动能与离子电流和阴极压降的乘积成正比。另外，离子到达阴极后中和释放其所携带能量（电子逸出功）。部分释放到阴极的能量是由弧柱以热传导和热辐射的形式来传递的。

阴极发射电子携带的能量与电子电流和逸出功的乘积成正比。为穿越势垒，电子需要从外界接受能量。这一能量来自阴极并且由于能量转移而使阴极冷却。相反地，沿阴极存在着热传导方式的热量传递，利用阴极材料的热容量储存能量，最终阴极的熔化和蒸发也可以使表面冷却。虽然热导率和热容量都是众所周知的，然而计算材料的熔化和蒸发却很困难，因为有很多影响这一过程的随机参数，尤为困难的是确定熔化和汽化造成的触头材料损失量。等离子体、高温气体和大量的阴极材料以等离子喷流的形式离开阴极，并从阴极带走部分能量，从而有效地冷却阴极。阴极能量平衡（见图 2-4）。

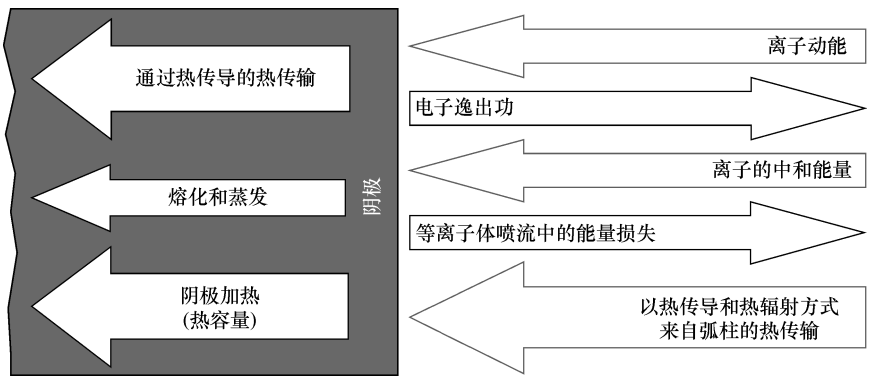


图 2-4　阴极能量平衡

阳极发生类似的过程：阳极接受电子所携带的动能和逸出功，并由弧柱以热传导和热辐射的形式传递能量。相反的，阳极的能量损失受到阳极材料热导率和热容

量、从阳极发射的正离子的逸出功、材料熔化和汽化以及阳极等离子体喷流的影响。

2.1.4　触头侵蚀机理

触头侵蚀的原因如下：

- 在电流负载下触头分开；
- 在电流负载下触头闭合；
- 分合过程中触头弹跳。

触头闭合时会在一定程度上发生弹性碰撞，因此在两个触头均保持在闭合位置前有时发生数次来回跳跃，这一现象称为弹跳。在弹跳过程中，每次触头分开都会伴随着电弧产生，从而引起触头侵蚀，甚至会把触头熔焊到一起。因此必须通过一个合理的设计来阻止触头发生弹跳或尽可能减少触头弹跳时间。

与触头材料磨损不同，触头材料从一个触头向另外一个触头进行转移是不同的物理现象，应该有所区别。

对于低压元件而言，在没有电弧燃烧的条件下分断电流的过程中产生的触头侵蚀称为触头材料从一个电极向另一个电极的桥转移，通常是由阳极转移到阴极。大多数情况下，触头材料的桥转移造成的侵蚀量很小，可以忽略不计。但是，某些直流开关元件桥转移则是不能忽略的。例如直流继电器，可能会发生图 2-5 中所示的情况，损失的材料从一个电极转移到另一个电极。这种情况主要发生在极小电流（小于 1A）分断时，例如通信继电器和电压在 10 ~ 20V 以下，以至不能提供阴极和阳极压降的时候。

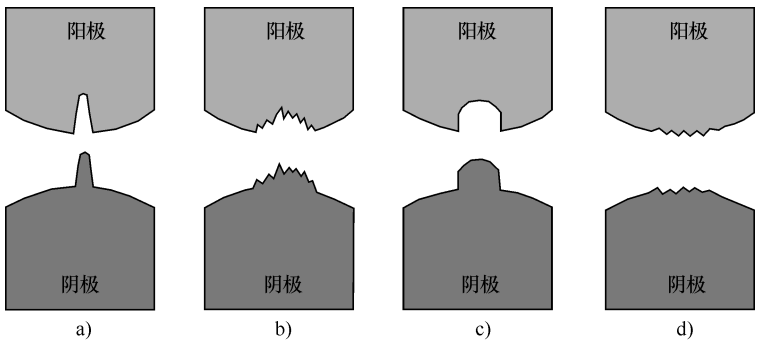


图 2-5　从一个电极向另一个电极的材料转移实例

在大多数交流开关元件中，桥转移现象并不显著（尽管类似现象会出现在依靠金属导体载流而由电子器件承担开断任务的混合型开关元件中）。在交流电路中，触头的极性是随机的。因此，一对电极中的任何一个是阳极或阴极的概率相同，这实际上补偿了电极材料的桥转移。如果开断电流伴随有电弧出现，那么在电

流负载下触头分离的时刻将会发生最严重的过程。电力系统中电感所贮存的磁场能量将通过电弧使电流继续流过。在这一过程的初始阶段，由于触头压力减小，触头表面实际接触面的面积率先减小，与此同时，电流密度增加并且在触头分开前的瞬间达到最大值。此时触头的接触面积非常小，高电流密度将导致触头材料发生熔化和汽化，这实际上加剧了电弧燃烧和触头材料磨损。当触头间隙较小时，电弧为短弧，两触头会互相转移材料。这种转移方式称为大规模转移。随着电弧长度的增加，触头侵蚀仅取决于磨损。

材料侵蚀量由以下条件决定：

- 直接通过弧根和等离子体喷流实现从弧柱到触头转移的电弧功率；
- 弧根停滞时间，即弧根停留在一个位置的时间；
- 触头的形状和尺寸；
- 触头材料，等等。

触头侵蚀的复杂过程至今仍未得到全面研究和探索，关于触头侵蚀机理有许多不同的假说，其先决条件都是假设触头侵蚀是触头上发生的热过程所引起的。

当弧柱中的热量集中转移到触头表面时，热传导形式的热量分布非常不均匀，将引起一小部分触头材料局部急剧升温至汽化温度，呈现出湍流特征并以金属等离子体喷流的形式使材料脱离电极，这一机理被认为是触头侵蚀的主要原因。喷流中粒子速度超过 2000m/s，表明该过程的剧烈程度。

图 2-6 举例说明了包括有吹弧和无吹弧措施的开关元件中一些触头的特征设计。

图 a 所示结构为触头发生正面碰撞，电弧将会在其产生的区域内持续燃烧直到熄灭。

图 b 所示为相应的解决方案，电弧电流感应生成的磁场直接作用于电弧，驱使电弧转移到触头的引弧角或进一步转移至图 c 中的灭弧室以熄灭电弧。

如图 d 所示，通过由永磁体所产生磁场的外部作用来增强磁吹的效果，这一解决方案通常用于接触器。在图 e 所示的实例中，包含主触头和弧触头。主触头在闭合位置传导电流，而在分开过程中不产生电弧。因为弧触头最后分开，电弧将在弧触头上产生，随后在电流感应磁场的驱动下，电弧被吹向引弧角或更远以进入灭弧室，最终使电弧熄灭。这种触头系统大多用于低压断路器。

图 f、g 和 h 分别给出了不同的喷口系统，包括带强制吹弧措施和不带强制吹弧措施的方案，主要用于高压 SF_6 断路器。

图 i 所示的触头系统通常用于带有绝缘喷口的高压压气式 SF_6 断路器的合分单元。主触头安装在喷口外部，而弧触头在喷口内部运动。这样的布置方式使电弧产生于喷嘴喉部，可接受由压气缸和活塞组成的压气装置所产生气流的轴向气吹和冷却作用。压气缸与动触头固定连接在一起，在分闸过程中压缩 SF_6 气体。

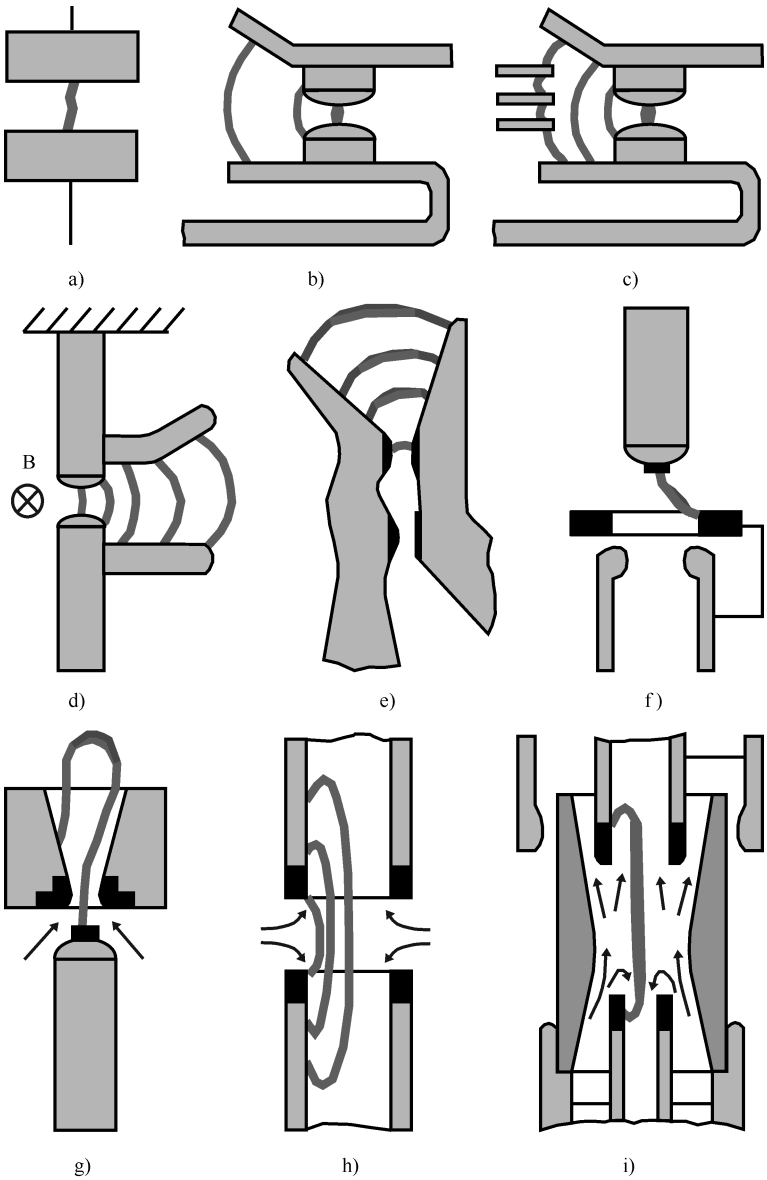


图 2-6　触头典型设计方案

2.1.5　触头侵蚀研究的实验结果

针对触头侵蚀过程已开展了大量的实验研究工作。触头侵蚀的计算相当复杂，因为这是一个非常复杂的现象，缺乏准确的和普遍适用的规律，特别在一些复杂结构的情况下更是如此。

为了计算触头侵蚀，必须要考虑的参数有，与电弧能量或与触头热应力相关的部分，热传导、热容量、气吹造成的熔化和喷溅的材料数量，以及汽化过程中材料的损失量等。这些决定性的要素所代表的特定问题并不容易解决。有几个计算触头侵蚀的经验公式，对于不太复杂的触头系统通常采用的公式为

$$m = aI^{\alpha}t_{a} \tag{2-2}$$

或

$$W = \frac{m}{t_{a}} = aI^{\alpha} \tag{2-3}$$

式中　m——材料侵蚀质量；

W——侵蚀速率；

I——电流；

t_a——电弧持续时间；

a 和 α——经验常数。

这一关系适用于一个较宽的电流范围，对实际断路器应用经验公式（2-2）和式（2-3）时，不同的作者[5-7]都获得了经验常数 a 和 α，可很好地描述其实验结果。图 2-7 连带给出了部分数据。

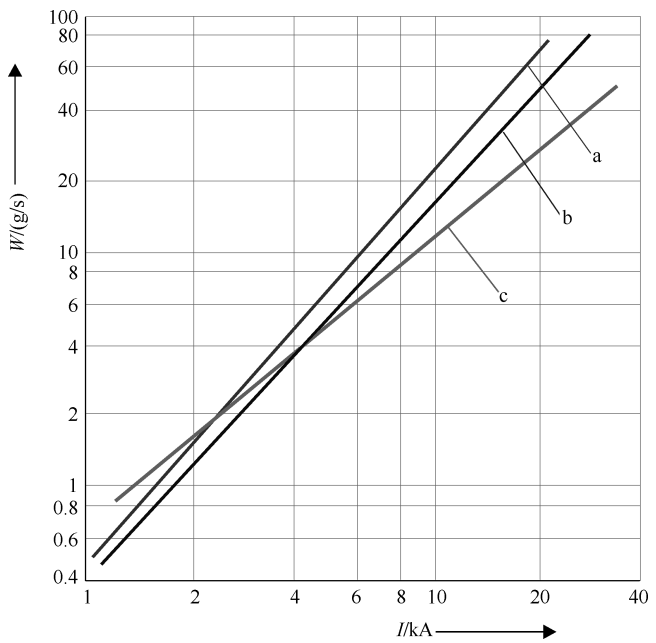


图 2-7　部分作者应用触头侵蚀经验公式时获得的实验结果

a—Pucher（$\alpha = 1.81$）[5]　b—Meljkumov/Slejfman（$\alpha = 1.7$）[6]　c—Brusin/Krajinic（$\alpha = 1.26$）[14]

当电流从几百安到几千安之间变化时，实验中注意到常数 a 和 α 也逐步变化，图 2-8 给出了在空气和油中采用不同直径铜电极进行实验获得的侵蚀体积

与电流的关系。

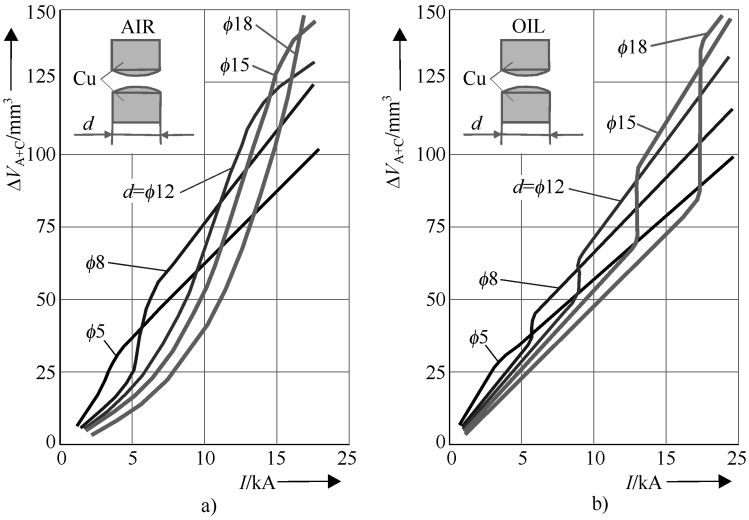


图 2-8　不同直径铜电极的侵蚀材料体积与电流的关系[10, 230]

a）空气中　b）油中

已经确认，较大的触头有较严重的侵蚀，但在一定电流范围内情况会有变化，也就是说较小的触头也会有较高的侵蚀。在特定的电流下，侵蚀会出现急剧的上升，这一现象可以解释为当电弧直径达到电极直径时因触头边缘熔化的材料大幅度增加所致。相似的结果发生在空气中的触头上，尽管其不连续性并非那样急剧。

触头的侵蚀度强烈依赖于触头材料。首先，它取决于材料是均质的（纯金属或合金）还是非均质的（烧结的），当然也取决于材料的电、热和其他特性。也就是非均质材料的侵蚀小于其两种组成成分各自的侵蚀[39]。

在触头表面，电弧形成若干弧根，其数量随电流值增加。在这个区域，触头材料熔化并迅速达到汽化温度。在均质触头材料中（见图 2-9a），弧根周围形成一个熔化的“池”，触头材料从这里蒸发。弧柱靠近触头的部分（具有 10000 ~ 15000K 的温度），由于温度只有几千开［尔文］的金属蒸气的气吹作用而被强烈冷却。弧根倾向于躲避金属蒸气的冷却气吹，导致其在电极熔化表面上非常不稳定的运动。在没有蒸发的情况下，这就引起已经处于液态的触头材料的转移和强烈的侵蚀。弱磁场或介质流都足以将电弧吹离这样的触头。

在组分的汽化温度相差很大的非均质材料中（例如，铜钨合金，见图 2-9b），电弧在汽化温度更高的材料上形成弧根，因为这样需要更少的能量。在钨开始熔化前铜就蒸发了，以这种方式来冷却靠在钨上的弧根，而蒸气像一只管子把局部电弧包围起来，因而使弧根稳定。只有通过强磁场或介质流才会使之运动。这类触头的侵蚀不存在液滴的散失，主要通过蒸发形成，显著小于均质材料。

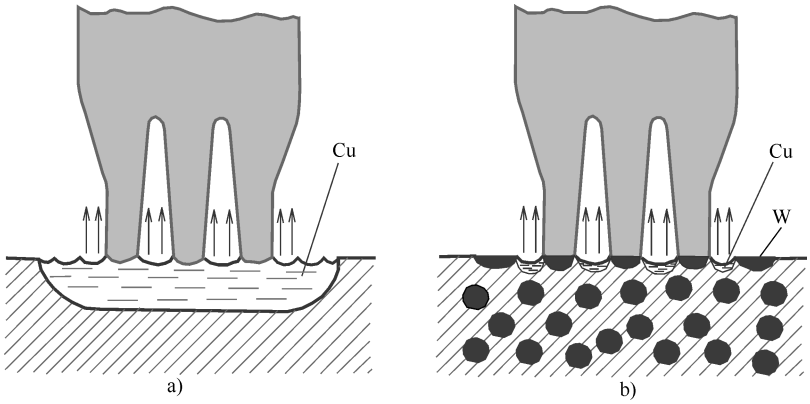


图 2-9 金属蒸气对弧根运动的影响

a）均质材料 b）非均质材料

为了在触头侵蚀方面实现非均质材料的最佳特性，已经进行了大量的细致研究。已经发现，耐侵蚀取决于许多因素，从组分的选择、百分比份额、颗粒大小到技术生产过程中的技巧。世界著名的触头材料生产公司 DODUCO 公布的图表给出了一些相互关系[22]（见图 2-10a、b 和图 2-11a），清晰地证明了以上结论。图 2-11b 所示图表也可用来证明同样的结论[8]。

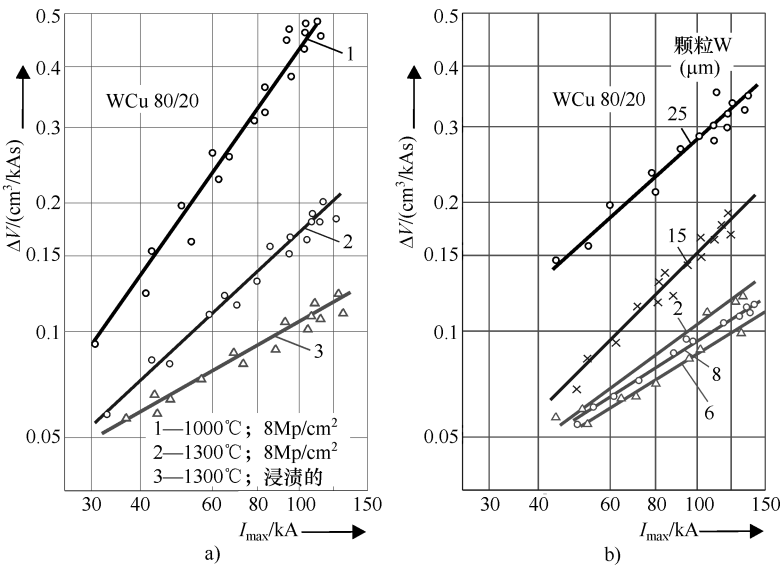


图 2-10 WCu80/20 侵蚀的依赖

a）烧结工艺过程参数 b）在不同颗粒下的电流[22]

电极间隙也是影响侵蚀速度的一个因素。这一相互关系对很小的间隙是特别明

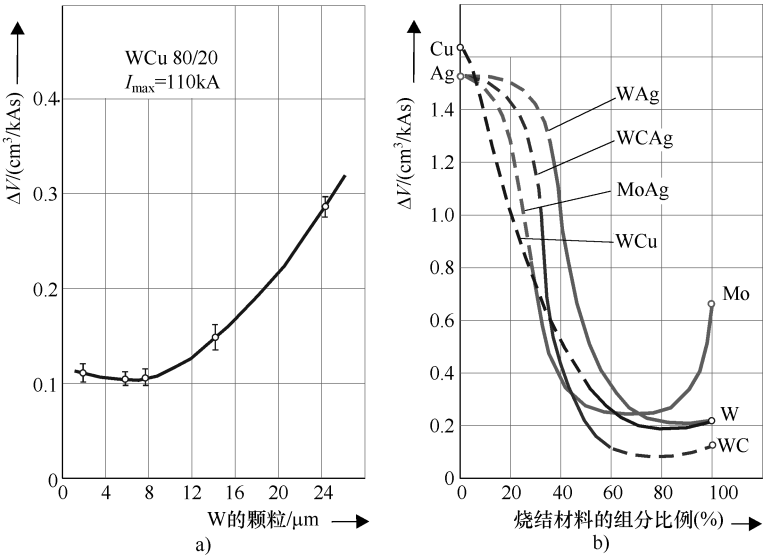


图 2-11　a）WCu80/20 的侵蚀与 W 粉颗粒大小的关系[22]；b）侵蚀与烧结材料组分比例的关系[8]

确的，此时侵蚀随间隙的减小而增大，如图 2-12a[8] 和 b[33] 所示。当间隙更大时情况有所变化，所以从侵蚀最小的立场出发考虑触头之间的最佳间距是有意义的。

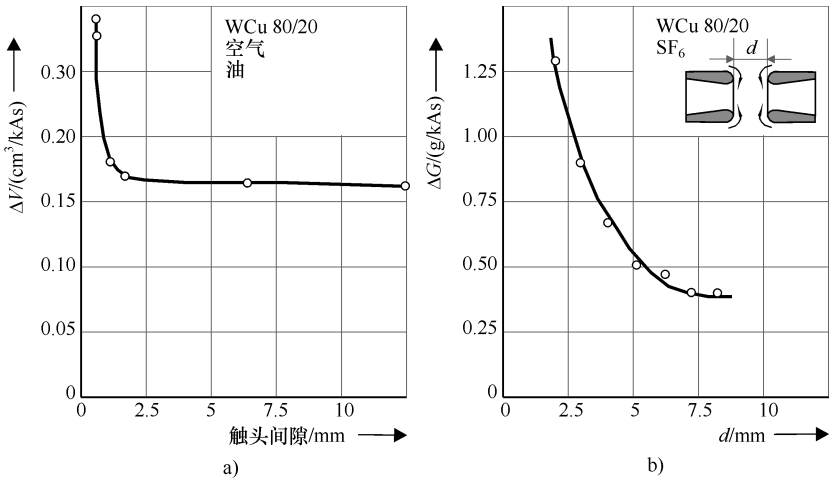


图 2-12　WCu80/20 的侵蚀与触头间隙的关系

a）在空气和油中[8]　b）在 SF_6 气体中

电弧燃烧的介质对开关装置的触头侵蚀具有双重作用：

1）主要作用是直接的，其出现是由于弧柱中的已分解和电离的介质的粒子连同金属蒸气，它们参与了产生和传输能量的过程。该效应在小电流时更加显著，可

以解释为弧柱中存在更少量的金属蒸气。随着电流增加，金属蒸气几乎完全取代了电弧在其中燃烧的介质并且其影响变成主导的，所以不同介质侵蚀率的差异显著减小。根据一些作者的研究成果[8,34]，这一差异甚至完全消失。

2）介质的其他作用是间接的。换句话说，灭弧介质基本上决定了开关装置中的各种熄弧原理，也决定了冷却电弧的条件和弧根停留在一个位置的时间，以及影响磨损的许多其他因素。然而同样的原理并不总是适用于所有的介质，因此直接比较意义不大。

电弧趋向于在触头上所出现的位置停留一定时间，对于大多数开关装置，电弧不应保持静止。电弧应当通过利用例如磁场力（洛伦兹力）等使其运动到触头边缘或引弧角，即磁吹。就触头磨损而言，电弧在其出现于触头上的位置的停留时间对于触头侵蚀来说是极为重要的，要特别予以关注，并应该尽可能的短。可以通过驱动电弧离开触头表面至引弧角来实现触头侵蚀最小化，因为引弧角的侵蚀实际上并不重要。电弧停留时间涉及触头侵蚀，取决于电流、磁场以及触头材料的稳定效应[32,12]。

2.1.6 触头材料的分类

触头材料可以分为三大类：纯金属、合金和烧结材料。触头材料可以进一步分为高电导率金属与合金、抗化学腐蚀的金属与合金、难熔金属等。

2.1.6.1 高电导率金属与合金

1. 金属

属于高电导率金属类的有，铜（Cu）、铝（Al）或银（Ag）。所有电力应用的电触头都含有较高百分比的此类金属。母排通常由铜或铝制成并可以镀银。具有良好电性能和力学性能的铝合金也有应用。

铜由于高电导率而最为普遍地用作触头。铜触头可由挤压棒材经锻造和机加工制作，并且可以用板材冲压而成。这种金属比较柔软，可以通过添加锌（Zn）形成黄铜，或者添加锡（Sn）、铝（Al）、硅（Si）、镍（Ni）、银（Ag）和其他元素而形成各种青铜来变硬。铜触头可以用螺栓连接、焊接或钎接。当没有氧化物时，该材料接触电阻很低。在螺栓连接或插入触头中，接触电阻在很长一段时间内都保持低值。然而，其主要缺点是在触头表面会产生稳定的氧化层，并会渐渐变厚。氧化物可以很容易被清除并且不会在常温下很快形成。电力线路中微振磨损㊀并不是一个严重的问题，然而在低电压小电流电路中应防止发生。在频繁操作的滑动触头中，以机械方式去除氧化物是可以实现的，但是会增加材料磨损。铜并不适用于常闭触头，特别是在低压条件下。铜触头经常采用镀银予以保护，以防止氧化物生成。铜触头是非氧化性环境或油中的性能优良的常开触头。在无氧条件下或在油中

㊀ 微振磨损（或摩擦）指在触头表面粗糙处磨损与侵蚀结合的损害。

性能很好。触头温度一定不能超过 100℃，因为在此温度下氧化会显著加速。铜触头会形成强熔焊，应采用足够的分闸力来断开任何形式的熔焊。铜的电弧侵蚀是严重的，因此该材料并不适合用作具有强电弧的电器中的弧触头。

在所有实用的金属中，银具有最高的电导率。银是一种相对较软、熔点低、易延展的材料。银触头能够以许多方式加工：模压、冲压，锻造等。银触头可以用螺栓连接、焊接或钎接并形成性能优异的弹簧加压的连接。银经常电镀在铜和铝上作为端子或触头支架。银是半贵金属并且会产生很薄的氧化和硫化膜。银的氧化物非常不稳定，当温度达到 200℃时，会再次分解成纯银。因此，银触头具有非常小的接触电阻。添加铜后，银的硬度增加，必须用更大的力来保持低接触电阻值。银氧化物是非常不稳定的，在电弧作用下会分解。银的氧化和硫化膜在适当的触头压力或摩擦作用下很容易破裂。微振磨损在电力线路中并不是一个问题。低沸点材料会在电弧作用（甚至仅有数十安电流的情况下）下严重侵蚀。通常存在于金属中的氧的释放会增强电弧侵蚀。所幸的是，在银触头上电弧运动非常好。银比铜更容易发生触头熔焊。银触头已用于微型低压断路器中，通过触头快速分开和电弧快速运动离开触头来避免严重的电弧侵蚀和触头熔焊。

铝是一种柔软、耐用、轻质、易延展且可塑的金属，它是热和电的良导体。铝可以容易地进行机加工、铸造和冲压。纯铝的机械强度差，但是铝合金可以拥有高机械强度。因此，由铝合金制成的结构部件对于航空航天工业是至关重要的，对其他运输领域也很重要。

由于钝化现象，铝的抗侵蚀能力非常优异。该金属优异的抗腐蚀性能是由于其暴露在空气中时会在表面形成氧化铝薄膜，有效地阻止了进一步的氧化。因为氧化作用，当电触头不得不采用铝来制造时，必须特别小心。氧化膜很薄但很牢固。一旦这种软材料上的氧化膜破裂，可以获得低接触电阻。铝经常镀银以防止氧化膜生成。对于未电镀的铝，微振磨损是一个严重的问题。如果连接处用专门的油脂进行保护，并且采用弹簧加压螺栓，可以使用纯铝。铝不能用于可能产生电弧的地方，铝的低熔点和沸点会产生严重的侵蚀。在氧化性环境中，铝甚至可以燃烧，在无氧化性大气中会形成强熔焊。

2. 合金

主要的代表性高电导率合金[㊀]有，标准纯银（Ag-Cu）、银镍（Ag-Ni）和银镉（Ag-Cd）。

对于制造大型功能对象来说，纯银相对较软。因此，纯银通常与其他金属结合来生产出更耐用的合金。这些合金中最受欢迎的是标准纯银[㊁]，它由 92.5% 的银和

㊀ 合金是两种或多种元素的均质混合物，其中至少一种元素为金属。它通常具有不同于其组成元素的特性。合金可以改善金属的机械和化学特性。合金的电导率和熔点略低于符合混合比率的所有元素的加权平均值。

㊁ 标准纯银这一术语源自古英语词汇“stiere”，意味着“坚强的、牢固的、不改变的”。

7.5% 的铜构成。

银镍合金中镍的含量可以占总重量的 10%～40%。这种材料相当硬，随着镍的含量增加其热导率和电导率会下降。

铜或镍的百分比较小的标准纯银或银镍合金具有略微低于银的电导率。随着铜和镍的增加提高了金属的硬度，软化温度以及抗熔焊性能也得到提高，但是其表面却不再抗氧化。

含有 20% 镉的银镉合金具有优异的抗熔焊性能，这是因为镉在弧后会氧化，使得表面上任何游离的镉都会在银之前生成氧化物。

许多合金以铜作为主要组分，通过添加其他金属来提高抗熔焊性能、机械强度和/或降低截流值。银青铜是一种铜合金，包含 4% 的银和 1.5% 的镉，其硬度显著超过铜，而且耐高温性能也比铜强。由于表面氧化膜的机械强度更大，其接触电阻比铜高。银青铜用于负荷开关和断路器的触头。铜铋（Cu-Bi）二元合金在真空灭弧室中显示出令人满意的低截流值。铜铬（Cu-Cr）触头在中压真空断路器用真空灭弧室中已有广泛应用。

2.1.6.2 抗化学腐蚀的金属与合金

这类金属在正常条件下不会有表面膜覆盖，它们包括：铑（Rh）、钯（Pd）、钌（Ru）、铼（Re）、锇（Os）、铱（Ir）、铂（Pt）、银（Ag）和金（Au）。

所有这些元素都是（半）贵金属[㊀]并且非常昂贵。它们大多用于电子和低压技术。其中最便宜的是钯，有时会用于高压技术中，在腐蚀性气体中作为轻载触头。由于其表面纯净，此类金属并不抗熔焊。除了金以外，这些金属的电导率都相对较低。

抗化学腐蚀合金的一个典型代表是银钯（Ag-Pd）合金。随着钯的百分比增加，其电导率下降，但是硬度、抗熔焊和抗侵蚀性能提高。

2.1.6.3 难熔金属

难熔金属是耐高温和耐磨损性能都很优异的一类金属。它们以极高的熔点为特征，其变化范围远高于铁和镍。这些金属通常很硬，抗熔焊和抗电弧侵蚀性能非常好，这些特性使其可用于高压开关设备中。

难熔金属的抗氧化和抗腐蚀性能差，因此当微振磨损会成为突出问题时一般不使用这类材料。这类材料尽管电导率相对较高，但由于其容易形成氧化膜，并不适合做导电触头。

难熔金属包括 12 种熔点在 2100K 以上的金属。难熔金属的主要代表有，钨（W，熔点 3683K）和钼（Mo，熔点 2896K）。其他难熔金属有：铼（Re）、锇

㊀ 贵金属是稀有且具有高经济价值的金属化学元素。从化学性质上讲，贵金属没有其他元素活泼，具有高光泽，更软或更易延展，熔点高于其他金属。

（Os）、钽（Ta）、钼（Mo）、铱（Ir）、铌（No）、钌（Ru）、铪（Hf）、锆（Zr）、钒（V）和铬（Cr）。

2.1.6.4　烧结材料

因为高熔点的缘故，难熔金属元件从不采用铸造方法进行制造，而是采用粉末冶金工艺。将纯净的金属粉末压紧，用电流加热并通过施加压力使其进一步烧结。将银、铜或其各种合金渗入烧结的难熔基质中是可能的。

烧结材料也称为假合金。即使那些不能通过铸造形成合金的金属也能够烧结。另外，它们可以附着在非金属（例如石墨）或化合物上，如氧化物和碳化物。

烧结材料的技术工艺和制造都非常复杂而且相当昂贵。因此，并不用烧结材料来制造整个触头，而仅用于经常暴露在电弧下的部位，即弧触头尖端。这些部分用焊接，通过扩散熔合或电子束焊接到适当的金属基座上。

这些材料的构成范围很广泛，例如 W/Ag、W/Cu、WC/Ag、WC/Cu、Mo/Ag、Mo/Cu、W/Ni-Cu。含铜的材料具有与含银的材料相似的特性。然而它们只能用在非氧化性环境中，如 SF_6 或油中。高压和中压 SF_6 断路器采用 W/Cu 触头，油和少油断路器也采用 W/Cu 触头，中压磁吹空气断路器则采用 W/Ag 或 WC/Ag 触头。

通过在高压氧气中加热材料，可用银镉合金制造银-氧化镉触头。该过程导致镉的内部氧化从而产生了非常好的氧化镉排列结构。也可以使用银-镉粉末内部氧化然后直接加压并烧结粉末制造这种材料。银-氧化镉在低压领域具有广泛的用途，当触头受到侵蚀时，其接触电阻不会增加，在 3kA 以下电流，其抗电弧侵蚀能力都特别强。银-氧化镉的电弧侵蚀远小于银和银-石墨触头材料，对于低压负荷开关、断路器、电动机接触器而言，它接近于是最好的材料。

下列烧结银-金属氧化物材料曾设计用于替代 Ag/CdO：Ag/SnO_2、Ag/NiO、Ag/ZnO、Ag/BiO、Ag/SnO/WO_2 等，但这些材料的性能次于 Ag/CdO。

2.1.7　触头材料的特性

在所有开关设备的开合性能中，触头材料都扮演了重要的角色。触头材料要满足在本质上差异很大的各种非常严格的要求，其必须满足的一些机械，冶金，电气方面的要求如下：

- 良好的机械强度；
- 良好的导热性；
- 低熔焊力；
- 低电弧侵蚀；
- 良好的导电性；
- 低截流值。

触头材料的主要特性之一是其抗电弧侵蚀能力。影响触头材料侵蚀的因素

如下：

a）触头材料的物理特性

- 电导率；
- 热导率；
- 热容量；
- 软化温度；
- 熔点；
- 沸点；
- 机械强度；
- 硬度；
- 熔化的触头材料的表面张力；
- 非均质材料组分的沸点比。

b）运行条件

- 触头的目的（承载电流、关合、开断、弧触头、主触头…）；
- 负载类型（电流大小、额定电压、运行频率…）；
- 介质（空气、油、真空、SF_6…）；
- 应用类型（断路器、接触器、负荷开关、隔离开关…）。

按照抗电弧侵蚀能力由弱到强的顺序对不同触头材料进行排列，结果如下：

Ag

Cu

Ag-Cu

Ag/C（C 占总重量的 2%～5%）

Ag-Ni

Ag/CdO、Ag/SnO_2、Ag/ZnO

W/Ag、WC/Ag、W/Cu

图 2-13 给出了不同触头材料的电弧侵蚀与电流的相互关系。

该图表明了烧结材料的电弧侵蚀远低于纯金属。银和铜的侵蚀最严重，Cu-Ag-Cd（银青铜）和 Cu-Cr（带有一些用以增加机械强度的铬的铜）也一样。钨和钼的侵蚀明显较低，这是因为其熔点和沸点高。在大多数情况下，烧结材料的侵蚀会随着触头材料组成元素的熔点和沸点之间差异的增加而减小。一般而言，复合材料的侵蚀，尤其是在较大电流下，要明显低于其中任何一种组分材料的侵蚀。

触头材料的另一个非常重要的特性是电弧在其表面的运动，由弧根停滞时间来表征。对不同触头材料根据停滞时间由短至长排列如下：

W/Cu、W/Ag、WC/Ag

Ag/C

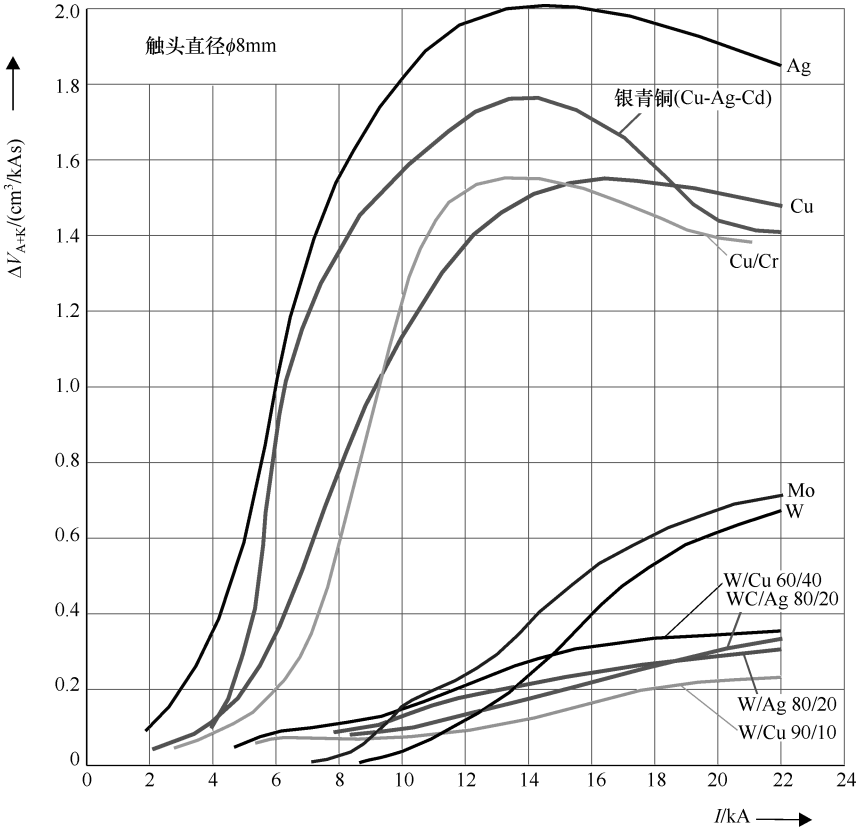


图 2-13　不同触头材料的电弧侵蚀与电流的相互关系

Ag/CdO

Ag-Ni

Ag-Cu、Ag、Cu

所有烧结触头材料都具有稳定弧根的作用，使得停滞时间长，这对于弧根运动是不利的。为了在触头表面上实现优化的电弧运动特性，可以应用不对称触头，即由不同材料制成电极触头。

除了侵蚀要求和停留时间外，对触头材料还有很多其他要求，比如在闭合状态时触头的发热，弧后接触电阻和负载条件下的关合特性。

与针对触头工作过程提出的不同要求有关的一些触头材料特性见表 2-1。考虑到所有不同的要求，触头材料的选择可根据开关设备的类型和用途归结为一个折中的解决方案。在高压负荷开关和断路器中，因为关合与开断容量大，触头材料要使用抗电弧侵蚀的材料。它们在正常负荷电流传导方面的不利特性通常借助在闭合状态承载电流的主触头来弥补。

表 2-1　触头材料概述

触头材料	闭合状态的发热	负载条件下的关合	电弧侵蚀	弧根停滞时间	弧后接触电阻
Cu	+	−	−	+	−
Ag	+	−	−	+	+
Ag-Cu	+	−	−	+	+
Ag-Ni	0	−	0	0	+
Ag/C	+	+	−	−	+
W/Ag	−	+	+	−	−
W/Cu		+	+	−	−

2.2　直流电弧

2.2.1　气体放电的伏安特性

气体放电理论所假定的基本条件可以通过一个直流电流来检验，该电路包括带有两个内部电极的充气管和并联的可变电阻 R，跨接到直流电源 U 上（见图 2-14）。

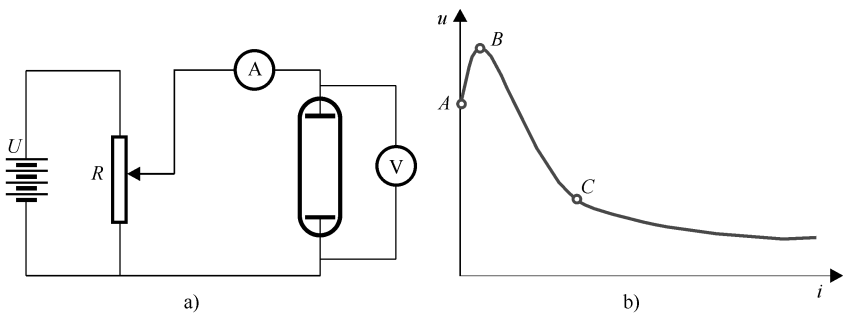


图 2-14　a）气体放电特性的基本检验电路；b）典型的伏安特性

在低电压下，因为管子内部的路径是不导电的，电路中没有流过任何电流。如果电压上升，从某一特定的电压水平开始，电流表会显示管子中流过非常小的电流。这是一种气体放电，取决于电压和气体压力，然而不是电弧。电压表会显示电极之间存在的特定电压。如果我们逐渐升高电压，电流会增加，可以确定描述气体放电的伏安特性或简言之伏安特性的关系式 $u=f(i)$。这一特性也称作电压-电流 UI 特性。

伏安特性可明显分为三个部分：

伏安特性的第一部分（见图 2-14 中的 AB 段），其特征是放电电流增加导致管

子上的压降增加（$\mathrm{d}u/\mathrm{d}i>0$），该比率约为常数。这部分曲线符合于压力较低时出现的气体放电、辉光放电。这种机制下的电流相当小。例如，对于充空气的管中的铜电极而言，在 4mm 的间隙下对应于 B 点的阴极电流密度相对较低（在小于 $10\mathrm{A/cm^2}$ 的范围内）。

曲线的下一部分 BC 中，$\mathrm{d}u/\mathrm{d}i<0$，该比率为负值，即电流增加引起管中电压降的减小。直到电流达到几十安的量值，这一现象都可以测量。

最后，从 C 点开始曲线最末部分，代表电弧放电的伏安特性，通常 $\mathrm{d}u/\mathrm{d}i<0$。在较大电流下，电弧电压实际上变得与电流无关，但是在特大电流下具有轻微的上升趋势。

由一种放电形式向另一种转换是以由电极间突然的电压下降为特征的。非电弧放电和电弧放电之间的区别在于不同的阴极和阳极压降的数值、阴极电流密度、气体的温度。

当放电承载小电流时，电极间的气体温度较低，如在照明应用中。这种情况下气体没有热电离，电流密度仅有数安每平方厘米，压降为 300 ~ 400V。

当发生电弧放电时，阴极电流密度超过 $10000\mathrm{A/cm^2}$ 而压降仅为 10 ~ 30V，其特征为非常高的温度和电极间气体的热电离。

电弧放电对于开关设备是至关重要的，因此后面会更为详细地描述这种形式的放电。

B 点非常靠近纵坐标轴，因此通常将其直接置于坐标轴上以简化电弧特性。这样，随着电流增加，电弧特性如图 2-15 所示（曲线 a）。

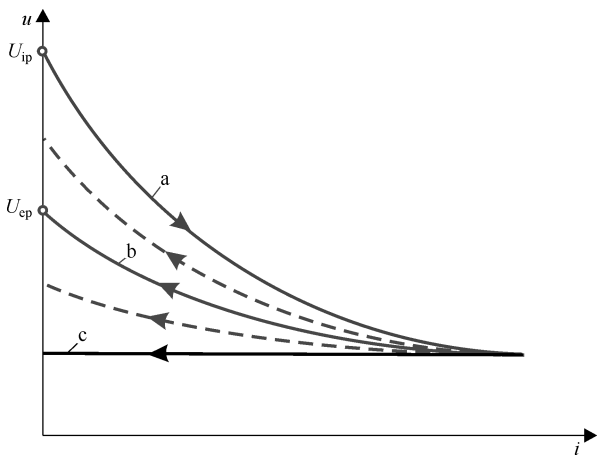


图 2-15　直流电弧的静态和动态特性

$i=0$ 时的电压，即使电弧燃烧所需要的电压，被称为燃弧尖峰 U_{ip}。该曲线被称为静态电弧特性。之所以称为静态是因为该曲线是在电流变化非常缓慢的情况下得到的，这保证了在任何给定的时刻电离粒子数与消电离粒子数相等。当电流快速

下降时，电弧电压与电流的关系会不同，因为消电离需要一定的时间。因此，如果电弧电流快速过零，弧柱不会立刻消电离，会滞后一段时间。电弧等离子体的状态与实际电流值并不对应，却与之前的大电流过程有关。因此，曲线 b 会在曲线 a 的下方。通过快速变化的电流获得的这条曲线称为动态电弧特性。在动态特性下对应于电流 $i=0$ 的电弧电压称为熄弧尖峰 U_{ep}。这一电压值取决于电流变化率（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$）。在 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t\rightarrow-\infty$ 的情况下，动态特性将会变成直线 c，它与横坐标轴平行。

因此，在给定的触头间隙、给定的电极材料和特定的灭弧介质下，只有一条完全确定的静态电弧特性曲线，而由电流变化速度（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$）决定的电弧动态特性曲线是可变的。所有电弧动态特性曲线均位于曲线 a 和 c 之间。

电弧静态特性的表示方法有很多，但是已提出的经验公式仅适用于电弧长度为数几厘米且电流变化范围从数安到数十安的情况。对于很小和很大的电流，这些公式甚至无法给出大致令人满意的结果。以下公式可作为一个实例[30,42]：

$$u_a = a + bl + \frac{c}{i_a} \tag{2-4}$$

式中　a、b、c——经验常数；

l——弧长；

u_a——电弧电压；

i_a——电弧电流。

2.2.2　直流电弧的熄灭

如果因为任何原因弧柱中的消电离过程比电离过程更加强烈，电弧电阻会增加。在电源电压不变和给定电路电阻的情况下，这导致电流减小。如果这样的消电离与电离之间的比值保持下去，一段时间后电流会减小到零并且电弧会熄灭。所以，对于直流电弧的熄灭，需要在弧柱中创造这样的条件，即让电离粒子数不断减小。

这可以按以下方式通过数学和图解表示。对于一个直流电路（见图 2-16a），其中包括一个直流电源 U、电阻 R、电感 L 和电压为 u_a 的电弧，式（2-5）适用：

$$U = iR + L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + u_a \tag{2-5}$$

由上式可得

$$L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = U - iR - u_a \tag{2-6}$$

电弧稳定燃烧时，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t=0$，因此：

$$U - iR - u_a = 0 \tag{2-7}$$

图 2-16b 中的 1 和 2 两个点满足这一条件。只有在这两点电弧才可能稳定燃烧。

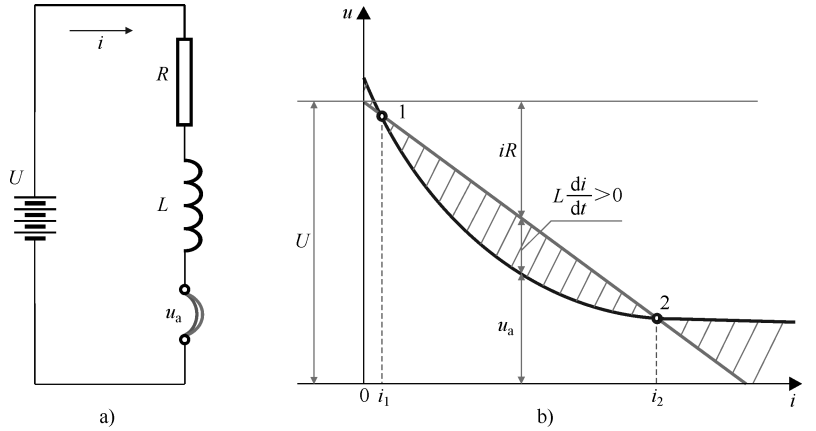


图 2-16　a）检验直流电弧熄灭条件的电路；b）图解式（2-5）

为了使电流随着时间减小，电流变化率必须为负值（$di/dt<0$），即

$$u_a > U - iR \tag{2-8}$$

在给定的电流下，这可以通过两种方法实现：

1）增加电阻 R（见图 2-17a），

2）增加电弧电阻，即加强消电离过程（见图 2-17b）。

对于电弧熄灭来说，要求 $di/dt<0$ 并不够充分。如果观察图 2-16b 中的点 2，假定电流增加到 i_2 之上，则 $di/dt<0$ 而且电流 i_a 会减小，但其值只会减小到 i_2，因为在点 2，$di/dt=0$。

如果假定电流减小到于 i_2 以下，则 $di/dt>0$ 而且电流会增加，但其值只会增加到 i_2。因此，点 2 代表了电弧稳定燃烧的条件。

在图 2-16b 中，要注意另一个 $di/dt=0$ 的点，那是电流值为 i_1 的点 1。然而，与点 2 相反，当因为任何原因电流增加到 i_1 之上时，电流变化率为正值（$di/dt>0$）并且电流增加直至其值达到 i_2，在此处电弧继续稳定燃烧。

另一方面，如果电流下降到 i_1 以下，则 $di/dt<0$ 并且电流会减小到零，这时电弧熄灭。

电弧可能稳定燃烧的如下两个观察点：

1—电弧不稳定燃烧点；

2—电弧稳定燃烧点。

根据这一分析可以得到结论：直流电弧熄灭的基本准则归纳为在给定的电流范围内，电弧的伏安特性曲线都在直线 $u=U-iR$ 之上。这样，在全部范围内 $di/dt<0$，电流会持续下降，这必然会到导致电弧熄灭。这要求在某个时刻电弧电压超过直流电源电压 U。这是可以发生的，因为电弧电压不是电源电压的函数，而是由电弧特性决定的。

图 2-17b 中的曲线 a 满足直流电弧熄灭的这一准则。对于曲线 b，电弧熄灭的条件并不存在，因为在 A 点，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t=0$，电弧可以无限期地燃烧。

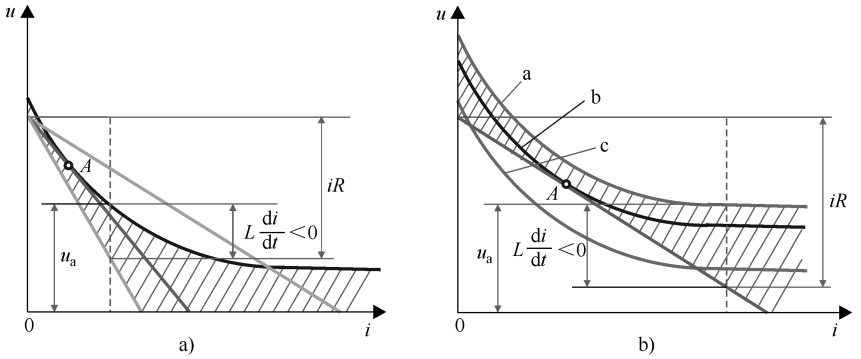


图 2-17　产生电弧熄灭条件的两种方法

a）增加电阻 R　b）加强消电离过程

在只有电感的电路中（见图 2-16a 中 $R=0$），电路中电源电压与电弧电压之间的关系式（2-5）如下：

$$U=L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}+u_a \tag{2-5a}$$

或

$$\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}=\frac{1}{L}(U-u_a) \tag{2-5b}$$

由此，可以清楚地认识到当电弧电压 u_a 超过电源电压的数值 U 时，电路电流减小（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t<0$）：

$$u_a>U \tag{2-8a}$$

在电弧电压能够保持足够高水平的情况下，电流会持续减小，当电流达到零点时电弧熄灭。

这里应该要指出的是在该分析中，电流随时间的变化意味着电弧明显处于动态。所以，在分析过程中采用动态特性来取代静态特性是正确的。在定性研究中，完全类似的分析也可以在动态电弧特性的情况下应用。

在电弧熄灭的时刻，此时 $i=0$，触头间的电压等于熄弧尖峰 U_{ep}，取决于消电离程度。更加强烈的消电离会引起电弧电阻和电流变化率（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$）更加快速的增加。

在电弧熄灭的时刻（$i=0$），$u_a=U_{ep}$，式（2-5）变成：

$$U=L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}+U_{ep} \tag{2-9}$$

过电压的数值等于：

$$\Delta U = U_{ep} - U = L\frac{di}{dt} \tag{2-10}$$

因此，感应过电压的数值不仅取决于受消电离强度影响的电流变化率，还取决于电路（电网）电感 L。

在直流断路器中，熄弧电压可以几倍于电源电压的数值。该过电压对电网来说是危险的。这就是为什么熄弧电压特别高的灭弧介质不用于直流开断的原因。

2.3　交流电弧

交流电弧与直流电弧的主要区别在于无论消电离程度如何，交流电流在每个半波后会自然过零。除此之外，交流电弧电压在半波内是变化的。在下一个半波，伴随着电流极性的改变，电弧电压改变极性。

2.3.1　交流电弧的伏安特性

一个工频周期内的交流电弧伏安特性如图 2-18a 所示。箭头给出了电流变化的方向，伏安特性即按此方向记录。点 A 和点 B 非常靠近纵坐标轴，因此简化的交流电弧伏安特性如图 2-18b 所示。

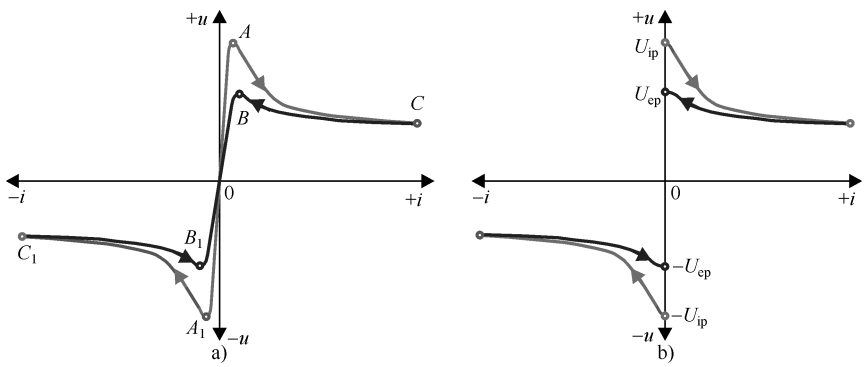


图 2-18　a）交流电弧伏安特性；b）简化的交流电弧伏安特性

与直流电弧类似，电流出现时刻的电压称为燃弧尖峰 U_{ip}，电流消失时刻的电压称为熄弧尖峰 U_{ep}。

图 2-19 所示为一个工频周期内电弧电流和电弧电压随时间变化的关系。

交流电弧电压大致与其长度成正比，这一点与直流电弧相同。熄弧条件总体上与直流电弧保持相同，即消电离强度超过电离强度直至电流开断这一条件得到满足时电弧熄灭。另外，应该指出的是交流电弧电流可以在两个本质上不同的时刻开断：

a）电流半波结束，此时电流通过自然过零点；

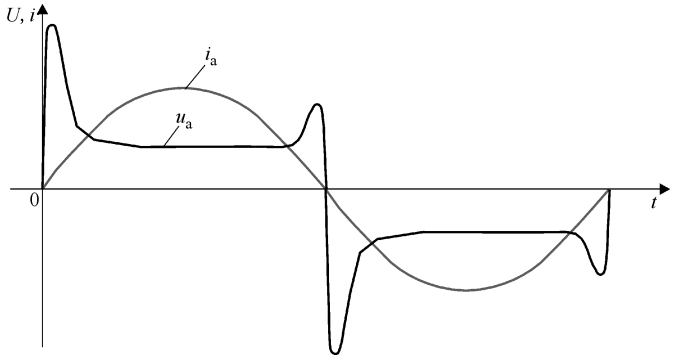


图 2-19　一个工频周期内电弧电压恶化电弧电流的典型变化

b）电流半波中间。

对于电流未在过零点开断的情况，交流电弧熄灭过程与直流电弧熄灭没有差别。在这样的情况下出现高过电压，比系统电压高数倍。

其原因是在电流零点以外，大量的磁场能量，$1/2Li^2$，仍然储存在电路电感中，该能量以过电压的形式通过杂散电容释放。这就解释了在高电感电路中电流值不为零时发生截流使得电弧熄灭是有害的，在大多数实际断路器中，这种情况很少发生。

在电流自然过零点时刻开断电流，电路中无磁场能量并且足够防止电弧重燃。由于这个原因，电流零点附近弧柱的消电离作用是极为重要的。

2.3.2　热击穿和电击穿区域

实际断路器中的交流电弧通常在其自然过零点熄灭。

原则上，每次电流过零意味着电弧熄灭。在电流零点附近很短的时间间隔内，决定是否开断成功或是否发生电弧重燃。

在电弧电流到达零点的时刻，弧柱电导率仍是一个有限值。

这就是瞬态恢复电压，即电流过零后立即出现在断路器触头之间的电压，产生并保持某一非常小的电流来流过消失的等离子体的原因。该电流称为剩余电流或弧后电流[㊀]。流过剩余弧柱的弧后电流给原来的电弧等离子体提供了确定的功率输入（i^2/g）。随着时间推移而累积，该热能会使温度升高并使电弧电导率增加。另一方面，电弧通过冷却散发能量来降低电导率。

加热所提供的能量和冷却所散失能量达到平衡，在下一个半波会导致等离子体完全消失和电流开断，或者导致高温气体额外加热而演变为热等离子体和电弧重

㊀ IEC 关于弧后电流的定义：电流和电弧电压已降到零且瞬态恢复电压已开始上升时流过断路器弧隙的电流。

燃。电流过零后紧接着的时间间隔称为热击穿区域或简称热阶段（见图 2-20a），在这一阶段开断取决于电弧和电路之间的能量平衡。

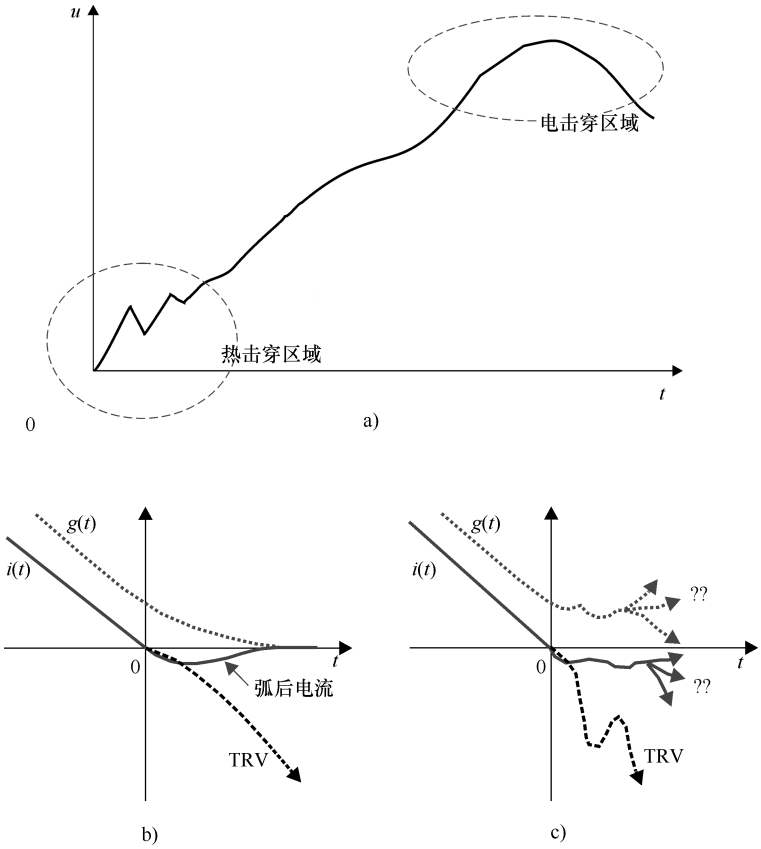


图 2-20　a）热击穿和电击穿区域；b）TRV 对弧后电流的影响；c）电导率变化情况

如果在此时间间隔内，受瞬态恢复电压和弧后电流影响的弧柱加热作用占优势，会导致熄弧不成功，称为热击穿或热重燃（见图 2-21a、c）。

然而，能量平衡对熄弧有利且未发生热击穿，仍不意味着电流能够成功开断，随后导电弧柱的触头间隙必须承受瞬态恢复电压峰值，这会在几十或几百微秒后产生介质应力。如果瞬态恢复电压过高，就会发生介质击穿。所以，这一时间间隔称为电介质击穿区域或简称为电击穿区域。在此时间间隔内不成功的开断则称为电击穿或电重燃（见图 2-21b、d）。

为了从理论上分析这些现象，建立能够仿真电弧动态特性的电弧数学模型是十分必要的。为了研究电弧与电网之间的相互作用，对热击穿区域建模也是非常重要的。

因为电击穿过程由微观物理过程描述，对其进行建模是不可能的。

为了计算暂态电现象，除了电弧模型外，还需采用方程组来描述电网的特性。

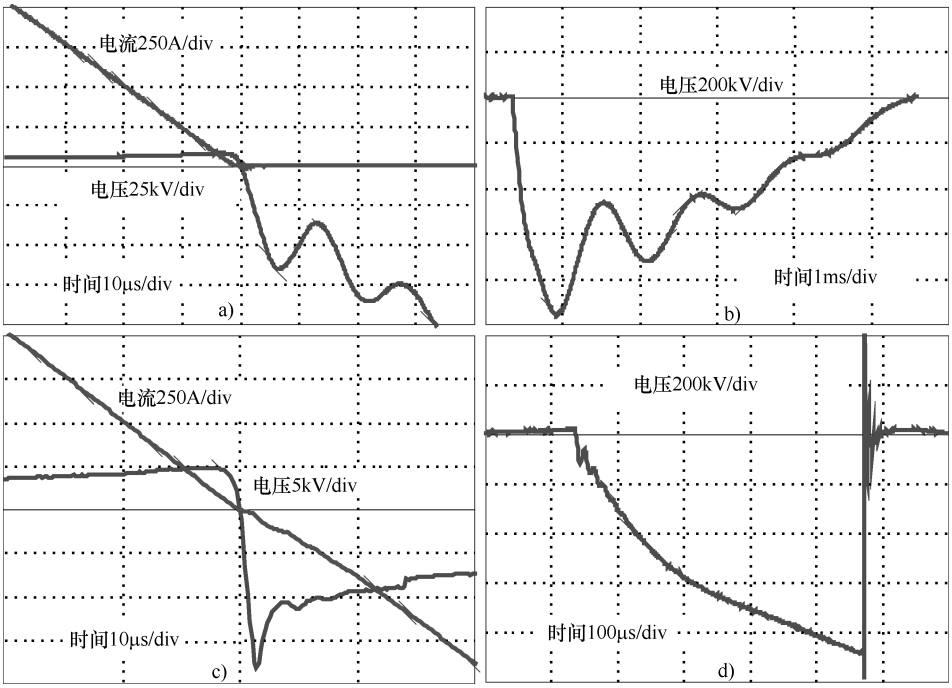


图 2-21 a）热击穿区域的成功开断；b）电击穿区域的成功开断；c）热击穿；d）电击穿

2.3.3 电弧电导率、功率与弧柱中的能量消耗

电弧内部电阻具有欧姆特性，电弧电压与电弧电流一起改变其极性。

迄今为止，对特定设备而言还无法计算电弧电导率，只能通过实验获得

$$g_a = \frac{i_a}{u_a} \tag{2-11}$$

提供给弧柱的功率：

$$P_a = u_a i_a = \frac{i_a^2}{g_a} \tag{2-12}$$

燃弧时间 t_a 内，弧柱中释放的能量：

$$W_a = \int_0^{t_a} P_a \mathrm{d}t = \int_0^{t_a} u_a i_a \mathrm{d}t \tag{2-13}$$

第 3 章　电 弧 建 模



在输配电系统开断电流的过程中，电弧是其中的基本元素。虽然迄今为止已经公布了很多关于电弧的计算方法和数学模型，而且这些方法在断路器的开发、试验和运行中已得到部分成功应用，但仍然没有受到广泛认可的断路器中开关电弧的标准计算方法。

仅用一个模型或一组方程来综合描述不同类型的开关电弧实际上是不可能的。因此，需要有一系列不同的工具来作为电弧建模的基础。这些工具的适用性通常是很有限的，所以重要的是在应用时总要提供关于限定条件的附加详细信息。否则，特定模型或方程的应用可能会导致意想不到的错误。

开关电弧建模中的特殊问题大多与断路器的随机特性相联系。

与电弧物理特性相关的不同工具可分为以下三大类：

a）*P-T*（黑盒）电弧模型；

b）物理电弧模型；

c）电弧建模的其他解析和图解工具。

3.1 *P-T*（黑盒）电弧模型

P-T 电弧模型把开关电弧看作一个两端元件，其电导作为电路参数和电弧参数的函数随时间变化。利用选定的数学形式，通常是微分方程，确定传递函数，使剩余的自由参数与测量所得 $u(t)$、$i(t)$ 波形吻合。

这样的电弧模型的方程中所用的电弧参数是电弧的散发功率 P 和时间常数 T，因而此类电弧模型被称为 *P-T* 电弧模型，也叫作黑盒模型或 Black Box 模型，简称 BB 模型。

参数 P 和 T 并不直接涉及开关或断路器的设计参数。电弧参数是在特定条件下由实验确定的，所以在该条件下可以得到很好的应用。

P-T 模型涉及电弧的热过程，而与介质过程无关。因此，其应用范围仅限于电流零区中电弧与电路的相互作用，即热击穿区域。

需要注意的是，*P-T* 电弧模型的目标是描述开断过程中开关电弧与其所在电路的相互作用，为此，用一整体电弧表示即可，也就是只需知道电弧总的电特性，而不需弧柱中具体物理过程。需要指出的是，电力系统中的电压、电流主要由电网参数决定，而不是电弧参数。例如，在确定瞬态恢复电压（TRV）或瞬态关合电流时，只需用理想断路器[㊀]替代实际断路器就能得到良好结果。仅当电弧电压约达到电路中电源电压的 10% 时，电弧对电流的影响才是明显的。在热开断过程中，仅当电弧电导率降至 TRV 电路的波阻抗时，在电流零区中电弧的影响才是明显的。由此可以预知为什么确定电弧参数是一项具有挑战性的任务。

㊀ 理想断路器是在电流过零前为理想导体，而在电流过零后为理想绝缘体的断路器。

P-T 电弧模型的基本目标是利用断路器试验获得的电压、电流波形，连同选定的数学微分方程来得出该试验中特定电弧的数学模型。该模型随后可用于预测其他电路条件下断路器的开断特性。但是，经验和物理上的分析表明，这种预测仅在电流零点附近非常小的范围内才有效，例如，开断电流相同但起始瞬态恢复电压不同的条件下预测断路器的特性。

通常，在气体断路器中，即空气和 SF_6 断路器，可应用 *P-T* 电弧模型来描述热电弧-电路相互作用下的电弧开断过程。

3.1.1　Mayr 与 Cassie 方程

电流成功开断要求触头间隙从高电导率的等离子体变成绝缘气体。这种发生在电流零点附近的转换是由与电路和灭弧气体相互作用的电弧动态特性决定的。

如果仅考虑电弧中发生的热过程，弧柱的动态特性可以用能量平衡方程来描述：

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t} = u_{\mathrm{a}} i_{\mathrm{a}} - P \tag{3-1}$$

式中　Q——弧柱中累积能量；

$u_{\mathrm{a}} i_{\mathrm{a}}$——输入功率；

P——电弧散发功率（通过传导、对流、辐射散发的功率）。

输入功率 $u_{\mathrm{a}} i_{\mathrm{a}}$ 和电弧散发功率 P 之间的差值决定了弧柱中累积能量的变化（$\mathrm{d}Q/\mathrm{d}t$）。输入和散发功率由外界影响因素决定，如电流、冷却强度等。

电弧电导率 g 与弧柱中累积能量有关，可以看作是它的函数：

$$g = g(Q) \tag{3-2}$$

有

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}Q}\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t} \tag{3-3}$$

代入式（3-1）可得

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}Q}(u_{\mathrm{a}} i_{\mathrm{a}} - P) \tag{3-4}$$

假定函数 $g(Q)$、$P(Q)$ 已知，该方程可以看作动态电弧方程的普遍形式，联合外电路方程，可用来计算电流和电压。然而，适当确定这些函数是一个主要问题。许多作者通过引入不同的假设条件来解决这个问题并得到电弧数学模型，不幸的是，这些模型仅能在有限的应用范围内给出令人满意的结果。

Mayr 对等离子体电导率与弧柱能量，即累积热能之间的关系做出了假设。他认为散发功率 P 是常数并且证明对于器壁稳定电弧，弧柱电导率是累积能量的指数函数，贯穿几个数量级：

$$g = G_0 \mathrm{e}^{\frac{Q}{Q_0}} \tag{3-5}$$

这里 G_0 和 Q_0 是相关的电弧常数。

器壁稳定电弧相当于弧柱外形和尺寸不变，而电弧温度是变化的。Mayr 认为热传导在弧柱能量散失中占主导。Mayr 的假设对电弧零区，即电弧—电路相互作用阶段更有代表性，而非大电流阶段。

对式（3-5）求导，可得

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}Q}=G_0\mathrm{e}^{\frac{Q}{Q_0}}\frac{1}{Q_0} \tag{3-6}$$

即

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}Q}=\frac{g}{Q_0} \tag{3-7}$$

代入式（3-4），可得

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}Q}=\frac{gP}{Q_0}\left(\frac{u_\mathrm{a}i_\mathrm{a}}{P}-1\right) \tag{3-8}$$

这里引入由 Mayr 提出的时间常数（电弧的热时间常数）T：

$$T=\frac{Q_0}{P} \tag{3-9}$$

式（3-8）简化为

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T}\left(\frac{u_\mathrm{a}i_\mathrm{a}}{P}-1\right) \tag{3-10}$$

该非线性微分方程被称作动态电弧的 Mayr 模型㊀，其中 T 和 P 均为常数。Mayr 对微分方程（3-10）的应用范围做了限制。

与 Mayr 不同，Cassie[47] 提出了在大电流阶段更有代表性的假设，与电流零点附近的情况不同，电弧电压设为常数。

Cassie 假定弧柱中的温度、电流密度以及电场强度均为常数。进一步假定电弧电导率的变化是电弧横截面积变化的结果，而对流是弧柱能量散失的主要因素。Cassie 得到了以下模型：

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left[\left(\frac{u_\mathrm{a}}{U_0}\right)^2-1\right] \tag{3-11}$$

时间参数 T_0 代表电弧电导变化的时间常数，而参数 U_0 为则描述了电弧能量散失率，可由电弧静态伏安特性表达。

Cassie 和 Mayr 方程均能定性地描述电弧特性。然而通过与测量结果比较，发现这两个方程均不能用于定量分析。因此，为了获得与实验更加吻合的结果，人们对这两个方程提出了许多修正方法。

最初的修正方法是采用 Cassie 和 Mayr 方程的原始形式，然而只能在开断过程

㊀ 电弧参数为常数的电弧动态模型最早由 Mayr 在 1943 年发表。

的有限时间段内应用。考虑到这两个方程仅在不同的时间段内有效，布朗(Browne)[71]提出了将两个方程相结合的模型，即在电流过零前使用 Cassie 方程，在电流过零后使用 Mayr 方程。

3.1.2　动态电弧方程的普遍形式

不考虑式（3-10）表示的动态电弧 Mayr 方程中的假设，即时间常数 T 和散发功率 P 均为常数，可得到广义 Mayr 方程或 Mayr-Schwarz 电弧方程，它具有较少的限制条件：

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(g)}\left(\frac{ui}{P(g)}-1\right) \tag{3-12}$$

式中，$T(g)$、$P(g)$ 为电弧电导率的函数。

电弧参数也可以假定为瞬时电流绝对值的函数：

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(|i|)}\left(\frac{ui}{P(|i|)}-1\right) \tag{3-13}$$

因此，大多数已发表的模型都是基于一阶微分方程的，其普遍形式如下：

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(|i|,g)}\left(\frac{ui}{P(|i|,g)}-1\right) \tag{3-14}$$

式中　g——电弧电导率；

u——电弧电压；

i——电弧电流；

P、T——电弧参数。

各种 P-T 电弧模型的主要区别在于电弧参数的依赖类型。

历史上，动态电弧数学模型的普遍形式（3-14）是由具有电弧参数为常数的 Mayr 模型导出的。这也是为什么式（3-14）常被称作二次修正 Mayr 方程的原因。

尽管与传统的 Mayr 方程相比，二次修正 Mayr 方程具有更少的限制条件，但是它仍然不能对电流开断过程中电弧特性做定量描述。一些作者试图通过引入两个以上的电弧参数来解决这一问题。

3.1.3　电弧模型和相关参数概况

这里主要介绍基于国际大电网会议（CIGRE）13.01 工作组在电弧建模方面所做的工作。

P-T 电弧模型通常写作这样一个方程，电弧电导 g 随时间变化，并作为电弧电流 i、电弧电压 u 和若干电弧参数（常数或可变）的函数，如时间常数 T、稳态电弧电压 U_0、散发功率 P 和稳态电弧电导 G 等。大多数发表的模型可以写成方程的形式，其中电弧电导率的导数 $\mathrm{d}g/\mathrm{d}t$ 在方程的左边。其各种形式见表 3-1。每个模型都能成功地用来描述特定条件下的断路器电弧特性。所有这些提出的模型都保留

了用具有明确物理意义的参数 P、T 来描述电弧特性的基本思想。原始方程的各种修正包括对这些参数的一系列假定和附加参数的引入。对于表 3-1 中的每个模型，相应的方程中所用的参数在某种程度上决定了模型的特性。

表 3-1　电弧模型和相关参数概况

公式号	电 弧 模 型	电弧参数	参考文献
3-15	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left[\left(\frac{u}{U_0}\right)^2-1\right]$	T_0，U_0	[47]
3-16	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left(\frac{ui}{P_0}-1\right)$	T_0，P_0	[48]
3-17	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left(\frac{ui}{P_0}-1\right)+\beta\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}t}$	T_0，P_0，β	[73]
3-18	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left(\frac{ui-P_0}{\mathrm{e}^2g}-1\right)\left[1-\left(\frac{u}{U_\mathrm{d}}\right)^2-\frac{T_0}{U_\mathrm{d}^2}\left(\frac{\mathrm{d}u^2}{\mathrm{d}t}\right)\right]$	T_0，P_0，e，U_d	[74]
3-19	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left(\frac{ui}{P_0+U_0\lvert i\rvert}-1\right)$；$T=T_0+\frac{T_1}{1+(g/G_0)^2}$	T_0，P_0，U_0，G_0，T_1	[75] [76]
3-20	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T_0}\left(\frac{1}{a+b\lvert i\rvert+c\sqrt{\lvert i\rvert}}-1\right)$	T_0，a，b，c	[77]
3-21	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(g)}\left(\frac{ui}{P(g)}-1\right)$	$T(g)$，$P(g)$	[80] [99]
3-22	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{1}{T(g)}\left[G_\mathrm{s}(\lvert i\rvert)-g\right]$	$T(\lvert i\rvert)$，$G_\mathrm{s}(\lvert i\rvert)$	[49] [78]
3-23	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{1}{T(\lvert i\rvert)}\left[G_\mathrm{s}(\lvert i\rvert)-g\right]$	$T(g)$，$G_\mathrm{s}(\lvert i\rvert)$	[50]
3-24	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(g)}\left(\frac{ui}{P(g)}-\gamma(t,g)\right)$	$T(g)$，$P(g)$ $\gamma(t,g)$	[88]
3-25	$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{g}{T(g,t)}\left(\frac{ui}{P(g,t)}-1\right)$ $T(g,t)=\overline{T}(1+\xi_\mathrm{T}(g,t))$ $P(g,t)=\overline{P}(1+\xi_\mathrm{P}(g,t))$	$T(g,t)$ $P(g,t)$ $\xi(g,t)$	[89]
3-26a 3-26b 3-26c	$\frac{\mathrm{d}g_\mathrm{C}}{\mathrm{d}t}=\frac{g_\mathrm{C}}{T_\mathrm{C}}\left[\left(\frac{1}{U_\mathrm{C}g_\mathrm{C}}\right)^2-1\right]$ $\frac{\mathrm{d}g_\mathrm{M}}{\mathrm{d}t}=\frac{g_\mathrm{M}}{T_\mathrm{M}}\left[\left(\frac{i^2}{P_\mathrm{M}g_\mathrm{M}}\right)^2-1\right]$ $\frac{1}{g}=\frac{1}{g_\mathrm{C}}+\frac{1}{g_\mathrm{M}}$	T_C，U_C T_M，P_M	[219] [220]

（续）

公式号	电 弧 模 型	电弧参数	参考文献
3-27a 3-27b 3-27c 3-27d 3-27e	$\frac{\mathrm{d}g_1}{\mathrm{d}t}=\frac{g_1^{1.4}u_1^2}{P_1T_1}-\frac{g_1}{T_1}$ $\frac{\mathrm{d}g_2}{\mathrm{d}t}=\frac{g_2^{1.9}u_2^2}{P_2T_2}-\frac{g_2}{T_2}$ $\frac{\mathrm{d}g_3}{\mathrm{d}t}=\frac{g_3^2u_3^{\frac{2}{3}}}{P_3T_3}-\frac{g_3}{T_3}$ $\frac{1}{g}=\frac{1}{g_1}+\frac{1}{g_2}+\frac{1}{g_3}$ $T_2=\frac{T_1}{k_1};\ T_3=\frac{T_2}{k_2};\ P_2=k_3P_3$	T_1，P_1 T_2，P_2 T_3，P_3 k_1，k_2，k_3	［221］

这里给出的电弧模型概况并不全面，在文献中可以找到针对一些方程所进行的很多修正。另外，关于弧柱中发生的物理过程的知识不断演化和发展，使某些电弧模型得到新的改进。

表中的前两个模型是具有电弧参数为常数的 Cassie 和 Mayr 电弧模型，在 3.1.1 节有更为详细的阐述。

Rieder 和 Urbanek[73]考虑了电流过零以后弧柱区的高电场引起的电弧等离子体非平衡效应。该效应通过式（3-17）中的第三参数 β 来表示。

式（3-18）是最早在动态电弧方程中涉及电击穿的 P-T 电弧模型[74]。方程中包括一个描述触头间隙击穿电压的参数 U_d。在热击穿区域，电弧电压 $U \ll U_\mathrm{d}$，式（3-18）可被重写为式（3-22）的形式，其中 $T(g)$、$P(g)$ 为以下电弧电导的函数：

$$T(g)=T_0\frac{\mathrm{e}^2g}{P_0+\mathrm{e}^2g} \tag{3-28}$$

$$P(g)=P_0+\mathrm{e}^2g \tag{3-29}$$

Kopplin 等[75]用五个常数作为电弧参数：P_0、U_0、T_0、T_1 和 G_0，得到了式（3-19）形式的电弧模型。该方程也利用常数 T 进行了修正，进一步的修正则导出了式（3-20）[77]。

另外很多作者在采用解析函数 $P(g)$ 和 $T(g)$ 定义特定的形式时也使用了式（3-22）的模型。与式（3-15）和式（3-16）的传统模型相比，所有这些模型具有更普遍的形式。因此，这些模型可以更好地与测量曲线吻合。然而，因为对参数 P、T 严格定义了与电导率 g 或电流 i 相关联的解析式，它们实际上只是采用几个电弧参数为常数的模型。

电弧参数为常数的模型用严格定义的函数描述电弧，但不可能在任何情况下都与电流、电压的测量曲线吻合。因此，在普遍形式的传统模型中进行了进一步的修

正，形式上仍采用相同的电弧方程，但是把电弧参数看作是某些电量，如电导或电流的自由函数。这样，对于每一种单独的情况，参数函数一定要使理论模型与测量结果吻合。这一观点是由 Schwarz[80,99] 借助式（3-21）明确提出的。Schwarz 假定参数 P 和 T 是电弧电导 g 的自由函数，在实际应用中被广泛采用。

Hochrainer 和 Grutz[49,78] 从电弧电导的变化率入手得出了相同的观点。但是，根据他们的观点，电弧电导的变化率与静态和实际电弧电导之间的差值 G_s-g 成正比。如果电流适时保持常数，则可以求得静态电导 G_s。

$$\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{1}{T}(G_s-g) \tag{3-30}$$

比例关系由时间常数 T 决定，它描述了电弧的实际电导向静态值变化的速度特性。作者认为参数 T 和 G 是电流的自由函数，以式（3-22）的形式表示了电弧模型。该方程可以用 $T=T(|i|)$ 重新写成普遍形式的 Mayr 方程并且有

$$P(|i|)=\frac{i^2}{G_s(|i|)} \tag{3-31}$$

Stokes[50] 对式（3-22）进行了修正，假定只有电弧静态电导 G_s 是电流的函数，而时间常数 T 是电弧电导的函数，得到了公式（3-23）。

式（3-22）的另一种修正是模型式（3-24）[88]。该模型引入了一个新的电弧参数 $\gamma(t, g)$ 来描述大电流阶段对电流过零时电弧特性的影响。参数 $\gamma(t, g)$ 的值是通过大电流阶段电弧电压的测量结果求得的。

通过将电弧分割多个串联部分可实现 P-T 模型的进一步改进[87,91]。在此模型中，电弧电阻是沿弧柱方向求和所得到的积分值。电弧通常在轴向是不均匀的，特别是断路器喷口中的电弧。因此可以方便地把电弧分成多个独立的轴向部分，每一部分采用特定参数或参数函数的方程来描述电弧特性。自然地，这种方法会增加需要求解的系统中方程和参数的数目。

从电弧特性在一定程度上具有随机性的概念入手，已经提出了多个在方程中直接包含随机变量的模型。可以用不同实验中获得的输入数据进行反复计算来推导出电弧的随机特性。在（3-25）式中，Sporckmann[89] 把电弧参数 P 和 T 看作随机函数 $P(g, t)$ 和 $T(g, t)$。电弧的随机特性用主值为零的两个系数 $\xi_P(t)$ 和 $\xi_T(t)$ 来表示。

最常用的模型有式（3-21）、式（3-22）和式（3-23）。最常用并且因此得到最好修正的模型是式（3-22），它将 P 和 T 看作电导 g 的函数。许多作者成功地将函数 $P(g)$ 和 $T(g)$ 近似定义为幂函数：

$$T(g)=Ag^{\alpha} \tag{3-32}$$

$$P(g)=Bg^{\beta} \tag{3-33}$$

一些作者，如 Habedank[219]，把电弧看作串联的两部分，其中一部分用式（3-26a）的 Cassie 方程描述，而另一部分用式（3-26b）的 Mayr 方程描述。变量

g_M 和 g_C 代表 Mayr 和 Cassie 方程所表示部分的电导。这两个方程都含有两个常数系数：第一个方程中是 u_C（电弧电压中的常数部分）和 T_C（Cassie 时间常数），第二个方程中是 P_0（稳态散发功率）和 T_M（Mayr 时间常数）。在大电流下，几乎全部电弧电压发生在 Cassie 方程部分。在电流过零前的很短时间内，Mayr 方程的作用增加。在瞬态恢复电压（TRV）的起始部分，Cassie 方程部分降为零，几乎全部瞬态恢复电压（TRV）都发生在 Mayr 方程部分（图 3-1）。由 Cassie 方程向 Mayr 方程的转换会自动发生。

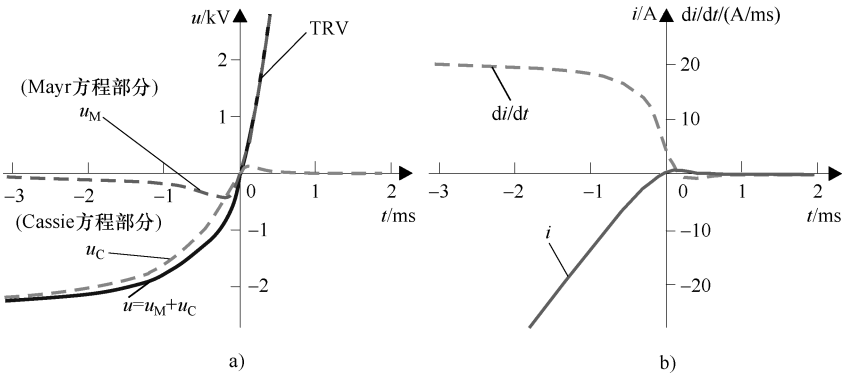


图 3-1　用 Cassie 和 Mayr 方程将电弧描述为串联的两部分

另一个串联子模型的实例是由 Kertesz[221] 提出的，称为复合黑盒电弧模型。该模型已经被 KEMA 大容量实验室发展并建立在对商用高压断路器试验中超过 1000 次的高分辨率测量数据的基础上，其目的是模拟 SF_6 气体中的开断现象并评估高压 SF_6 断路器在试验中的性能。

该模型是由三个串联子模型构成，分别表示电弧中的一部分。每个子模型都是将电流和电压联系在一起的一阶微分方程。电弧慢速过程用一个与传统 Cassie 模型相近并由式（3-27a）给出的模型来描述，快速过程用式（3-27c）给出的纯粹 Mayr 模型来描述，中间过程用式（3-27b）给出的混合模型表示。式（3-27d）描述了电弧电导率 g。

该模型原则上有 6 个电弧参数：三个时间常数（T_1、T_2、T_3）和三个散发功率常数（P_1、P_2、P_3）。经验表明，对于给定的断路器，一些参数之间存在着固定关系，如式（3-27e）所示。参数 k_1、k_2 和 k_3 为常数，代表实际断路器的设计，而 T_1、P_1 和 P_2 则表示特定试验中开断性能的自由参数。表 3-2 给出了测量值的范围。自由参数随试验变化，反映了灭弧室的实际状态。专用软件在一系列试验后自动提取电弧参数。

KEMA 的复合黑盒电弧模型已经成功应用于很多不同额定值（72.5～550kV、16～80kA）和不同设计的断路器。采用数字高准确度和高分辨率电流零区测量和控制与分析专用软件，每次实验的电弧参数都可以自动提取。KEMA 大容量实验室

开发的电流零区测量系统的工作原理在3.1.8节中有更为详尽的说明。

表3-2　式（3-27）中参数 k_1、k_2 和 k_3 的测量值变化范围

符　号	含　义	平 均 值	标 准 差
k_1	T_1/T_2	5.3	1.4
k_2	T_2/T_3	5.8	1.8
k_3	P_2/P_3	113	3.7

表3-1给出了许多不同形式的电弧方程，它们已成功应用于描述特定条件下断路器中的电弧特性。已有的所有形式的模型都只能在特定的实验条件下成功应用，因为模型是为此开发的。然而，找到其他作者已开发模型的应用实例是困难的，这也意味着对于特定应用仍没有正确选择模型方程的普遍规则。可以说所选模型应用的唯一准则是其有效性的实验验证。

3.1.4　*P-T* 电弧模型的实际应用

根据图3-2所示的流程图可以看出，电弧模型的实际应用包含以下几个步骤：

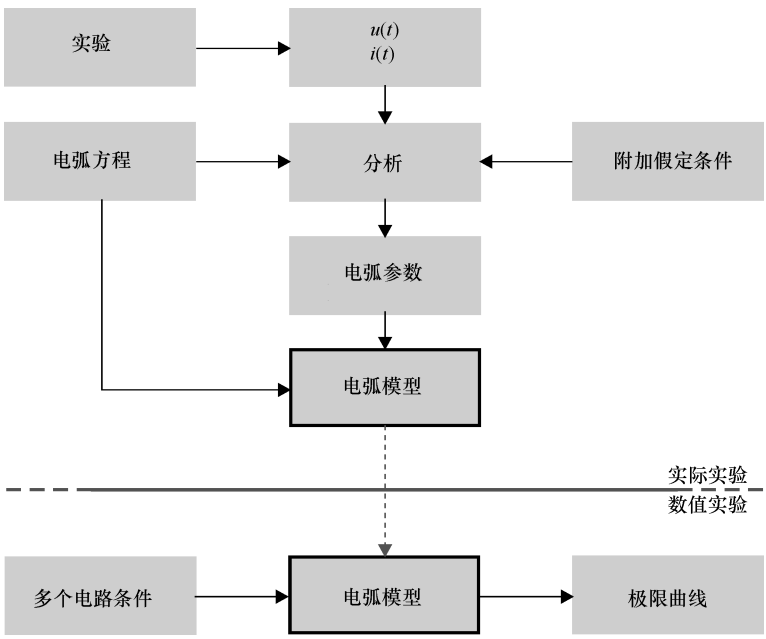


图3-2　*P-T* 电弧模型的建立与应用

a）电弧模型方程的选择

b）实验

实际实验提供了热击穿阶段，即强烈的电弧-电路相互作用阶段的电弧电压

$u(t)$ 和电流 $i(t)$ 波形。

c）参数确定

实验结果的分析是基于所选方程和关于特定参数函数的附加假定条件。分析的主要内容是电弧参数的求值过程。

电弧方程和电弧参数定义了在实验基础上建立的动态电弧模型。

d）数值实验

将动态电弧模型植入描述给定电路的方程组中。对于不同的电路条件，用数值仿真技术计算开关电弧与电路的相互作用过程。实用的工具有 EMTP/ATP 或 MATLAB SimPowerSystems，其中包含了基本电弧模型。此类计算的重要作用在于描述特定条件下断路器性能的极限曲线或获得临界电路条件的相关信息。

P-T 电弧模型的最重要应用是开断近区故障（SLF）和小电感电流。

P-T 电弧模型涵盖了开断过程中强烈的电弧-电路相互作用阶段。相互作用时间 t_i 取决于开断过程本身和灭弧介质。开断近区故障时（见图 3-3a）的相互作用时间比开断小电感电流时（见图 3-3b）长很多。

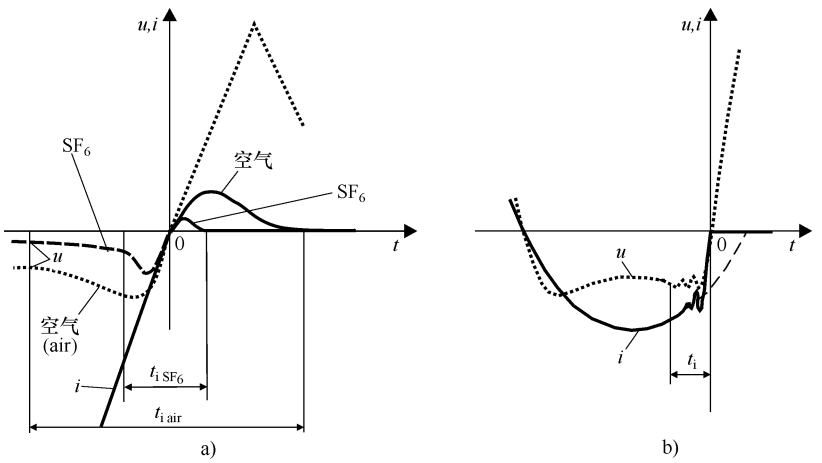


图 3-3　强烈的电弧-电路相互作用阶段的持续时间：a）开断近区故障（SLF）时；b）开断小电感电流时

描述近区故障和小电感电流开断时强烈的电弧-电路相互作用阶段特性的物理量的典型值见表 3-3。

通常，电弧参数的数值必须根据电压和电流波形求取，因此，模型的精度很大程度上取决于电压和电流测量的分辨率和准确度。除此之外，电弧方程的类型和电弧参数求取的特别程序也是至关重要的，尤其是用到电压和电流的比值甚至电弧电导的时间导数时更是如此。

表 3-3 描述压缩空气和六氟化硫断路器在开断近区故障和小电感电流时强烈的电弧-电路相互作用阶段特性的物理量的典型值

	近区故障		小电感电流	
	空气	SF_6	空气	SF_6
强烈的电弧-电路相互作用阶段的持续时间/μs	25	5	2	1
电流过零前的电流范围/A	500	100	100	50
电流过零后的电压范围/V	40	20	10	7
弧后电流峰值/A	20	0.1	—	—

3.1.5 电弧参数的求取

电弧方程的选取是与电弧参数的确定或求取过程密切相关的。如果根据 IEC 标准进行标准实验的过程中对测量结果有严格的限制，对于电弧参数的求取来说就会产生更加严格的约束。如果采用专门的实验和测量电路，约束就会宽松得多。

在分析标准断路器实验所得电流和电压测量结果的基础上，需要用数学上唯一的方法来求解参数函数。方程最多只能有两个自由参数函数，更多的自由参数需要附加假定条件，其有效性需要单独证明。其他所有的可能在理论上会导致非唯一解。

电弧参数的求取可以按照以下几种方法进行：

a）根据测量所得电流和电压波形用特定电弧方程逐步地直接计算

当参数为同一个电弧物理量的函数时，这种方法适用，如式（3-21）中的电导率或式（3-22）中的电流。

只要一个参数是常数，剩下的参数就可以通过电弧方程直接计算。

否则，两个参数的值可以作为两个模型构成的方程组的解来计算，在相同的电弧物理量但不同的输入功率值和电弧电导的时间导数下求解。

这样成对的点在电弧重燃的情况下有规律地出现（见图 3-4a）。至于分析成功开断时，有必要进行两次不同电流变化率的测量。

b）应用专门的实验电路在电弧电流或电弧电导率中产生多个奇点

在奇点上可以分离参数函数。以式（3-21）为例，在满足 $dg/dt=0$ 这一条件的点上，可以直接计算参数 $P(g)$，而 $i=0$ 和 $u=0$ 时则可以导出参数 $T(g)$ 的表达式。

在标准实验中，满足上述条件之一的点的数目是相当有限的。因此，可以采用专门的电路以在电弧电流或电弧电导中人工产生多个奇点。

c）定义电弧参数函数的一般形式，其中的自由参数用曲线拟合技术来确定

最常用的电弧参数函数解析式是指数函数：

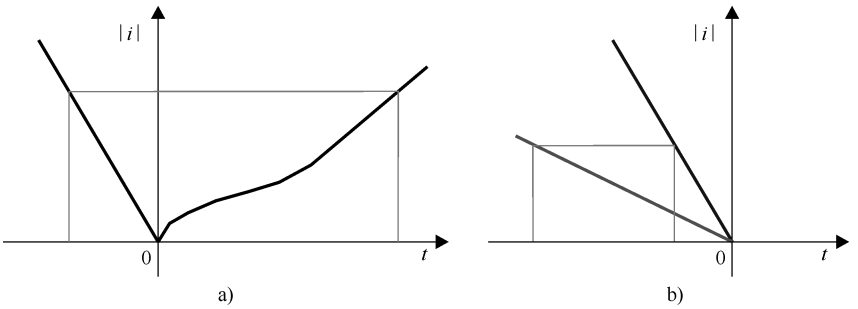


图 3-4　电弧参数函数的确定

a）电弧重燃　b）两次成功开断

$$P(g)=Ag^{\alpha} \tag{3-34}$$

$$T(g)=Bg^{\beta} \tag{3-35}$$

式中，A、α、B 和 β 均为任意选取的常数。

这种形式的电弧参数函数假定电弧长度为常数，但是这与大多数高压断路器的真实情况并不相符，特别是采用绝缘喷口的压气式 SF_6 断路器。因此，把散发功率 P 看作电弧长度或触头开距 L 的函数是合理的。

$$P(g,L)=Ag^{\alpha}L^{\beta} \tag{3-36}$$

该表达式更具普遍性，并且在电弧长度不变时可归化为式（3-34）的形式。

基于高压断路器短路试验中专门准备的非常精确的测量，利用电弧电压和电弧电流的数字记录数据，可以间接确定在某些奇点的电弧散发功率。

断路器中电弧动态特性可以用式（3-1）所示的能量平衡方程来描述，表明输入电功率和电弧散发功率之间的差值决定了弧柱中累积能量的变化 $\mathrm{d}Q/\mathrm{d}t$。当满足 $\mathrm{d}Q/\mathrm{d}t=0$ 的条件时，输入电功率等于电弧散发功率。这一思想是找到 $\mathrm{d}Q/\mathrm{d}t=0$ 处的奇点 t_i，并直接计算这些奇点处的电弧散发功率 $P_i=u(t_i)i(t_i)$。考虑到电弧电导率对弧柱中累积能量的依赖，可以假定条件 $\mathrm{d}Q/\mathrm{d}t=0$ 和 $\mathrm{d}g/\mathrm{d}t=0$ 是等效的。

在电弧电压和电弧电流数字化波形的基础上，电弧电导率可以按照 $g(t)=i(t)/u(t)$ 来计算。由于弧柱中的随机过程会导致电弧不稳定，电弧电导率会变化。通过及时对电导率 $g(t)$ 的变化进行计算机分析，最小时间间隔可以在 3.5μs 以内，$g=$常数带来的偏差小于 0.5%。分析文献中的 SF_6 气体电弧的热时间常数（时间常数 $<1\mu s$），可以很准确地断定在此时间间隔内 $\mathrm{d}g/\mathrm{d}t=0$。通过这样的方式可以得到一系列点，其中电弧散发功率可以按照 $P_i=u(t_i)i(t_i)$ 计算，并且对应不同数值的电弧电导率。对不同的燃弧时间（对应不同的电弧长度 L）重复同样的步骤，表明电弧散发功率对于电弧长度的依赖性。

对于实际的高压 SF_6 断路器，在实验确定的一系列点的基础上，根据式（3-36）可导出关于散发功率的近似表达式。参数 A、α 和 β 都是利用最小二乘拟

合方法确定的：

$$\frac{\partial}{\partial A}\sum_i (Ag_i^{\alpha}L_i^{\beta} - P_i)^2 = 0 \tag{3-37a}$$

$$\frac{\partial}{\partial \alpha}\sum_i (Ag_i^{\alpha}L_i^{\beta} - P_i)^2 = 0 \tag{3-37b}$$

$$\frac{\partial}{\partial \beta}\sum_i (Ag_i^{\alpha}L_i^{\beta} - P_i)^2 = 0 \tag{3-37c}$$

因此，对于观测的实际 SF_6 断路器，建立了以下经验公式，描述了散发功率 P(MW) 对电导率和电弧长度的依赖关系。

$$P(g,L) = 43.8g^{0.7}L^{1.78} \tag{3-38}$$

用该方程计算所得的一组曲线，连同作为建立方程的基础的点，如图 3-5 所示。

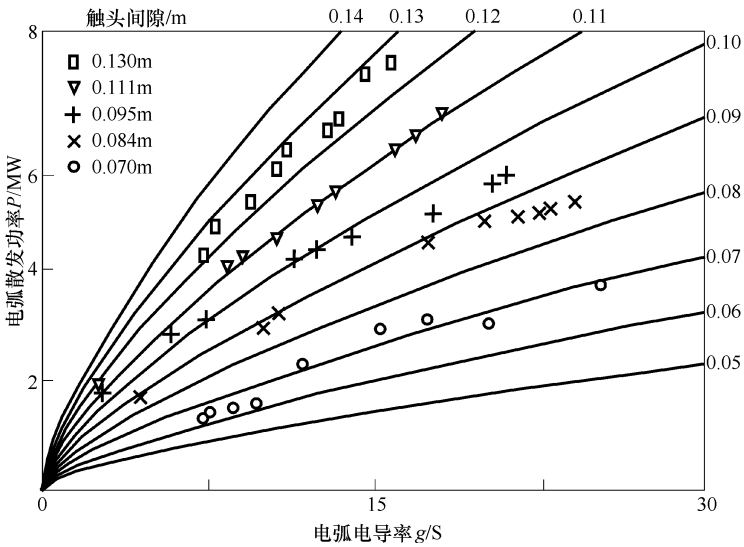


图 3-5　根据经验公式（3-38）计算出的不同电弧长度时电弧散发功率与电弧电导率之间的关系

参数 P 和 T 对相关电弧物理量的依赖关系也能以图形化的形式来表示。Schwarz[99] 针对少油断路器的论文就是一个实例（见图 3-6）。

3.1.6　数值处理

对于 P-T 电弧模型的非线性微分方程，开断过程的数值计算是可能的。从数学的角度看，该计算能够简化到代表电路和电弧的一组一阶常微分方程的解。

电弧方程的数值求解并不存在特别的问题，可以很容易地采用如龙格-库塔（Runge-Kutta）法这样的传统方法。时间步长必须调整好，以避免出现数值不稳定。

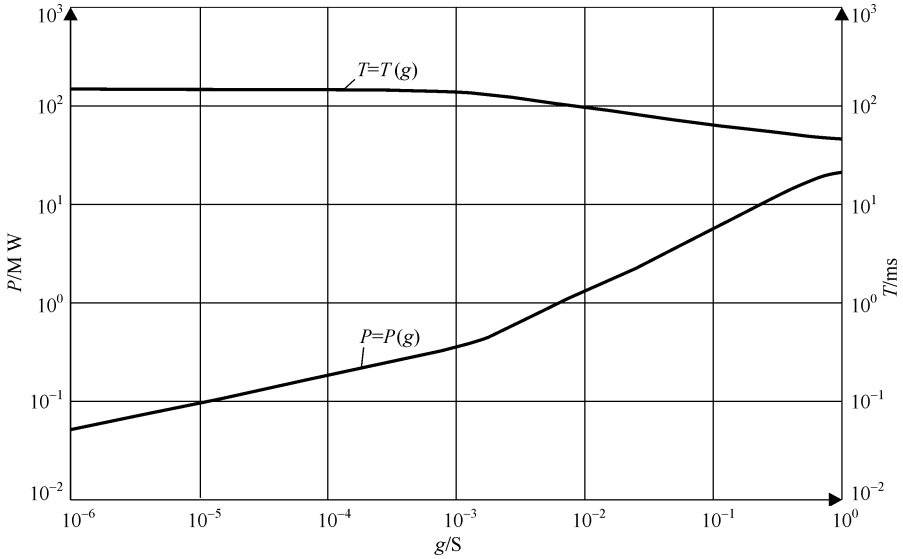


图 3-6　电弧参数图形化表示的实例

考虑到在实际电路中杂散元件，即杂散电感和杂散电容的数值非常小，可能会导致非常小的时间步长和很长的计算时间。在这种情况下，使用隐式龙格-库塔法是很方便的，而自适应变步长法是更好的。现代电路分析方法也利用自适应步长法，而 EMPT/ATP 则没有采用。

为了获得上述常微分方程组对应的特解，计算的起点和初始条件必须仔细地选择和构想。

数值计算通常恰好在确定的电流零点之前开始。起始时刻是任意选取的，但在某种程度上要距离电流零点足够近，电源电压瞬时值约等于其最大值[⊖]。但是，考虑到电流过零前电弧电阻增加会引起电压从理想正弦波发生畸变，还要求以下的初始值：

i_0——通过断路器的实际电流的初始值；

g_0——电弧电导率的初始值；

$\mathrm{d}i_0/\mathrm{d}t$——电流变化率的初始值。

由于电弧电导 g_0 的初始值通常是未知的，所以大多假定在 $\mathrm{d}g/\mathrm{d}t=0$ 的条件下基于电弧方程来确定。虽然这种近似会在初始值的确定过程中导致一定误差，但经验表明，对于压缩空气断路器计算起始于实际电流过零前 100μs 以内，对于 SF_6 断路器计算起始于实际电流过零前约 20μs，该误差可以忽略不计。

⊖　这意味着电路是电感性或电容性的，其中电压超前或滞后于电流 90°。

3.1.7　有效性检验

P-T 模型经过长期的发展和应用，各种检查其有效性的方法已经实现。这些检查都是通过实验结果与数值计算结果相比较而完成的。

由于电弧参数通常是在电弧电压和电弧电流测量的基础上确定的，所以第一步要验证的是电弧模型的数学形式与电流和电压测量曲线是否对应。这有助于证明该程序在数学上的正确性。然而，仅仅是测量与计算值相等并不足以证明模型的有效性。

同样的程序可以用于分析电弧模型对测量准确度和电弧参数求值的灵敏度。

如果参数求值、实验与数值结果的对比是在不同电路中进行的，电弧模型自身真正的检验是可能的。对比的内容可以是电流和电压波形，也可以是关于近区故障开断极限或开断小电感电流时的截流水平的性能预测。

一些方程的解析式使得进行有效性检验成为可能而不需要对测量曲线重新计算。采用式（3-34）和式（3-35）所定义的电弧参数函数，式（3-21）的实例对该方法做出了说明。在这种情况下，该式可改写为

$$\frac{1}{g^{1-\beta}}\frac{\mathrm{d}g}{\mathrm{d}t}=\frac{ui}{ABg^{\alpha}}-\frac{1}{B} \tag{3-39}$$

如果 $1/g^{1-\beta}\mathrm{d}g/\mathrm{d}t$ 与 ui/g^{α} 的关系绘制成图，由上式可得到一条直线，如图 3-7 所示。在开断过程的不同阶段，有关电弧方程有效性的信息可以通过测量点与直线的偏差来推断。

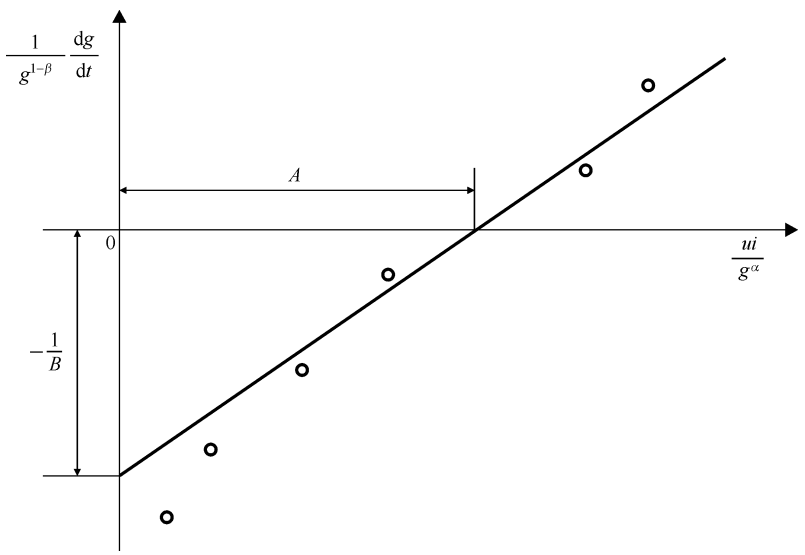


图 3-7　方程（3-21）在 $P=Ag^{\alpha}$、$T=Bg^{\beta}$ 时的有效性检验

参数 A 和 B 的值可由直线与各坐标轴的交点求出。在 $\alpha=0$、$\beta=0$ 的特殊情况下，即 Mayr 方程，$1/g(\mathrm{d}g/\mathrm{d}t)$ 与 ui 对应关系图为一直线，其与各坐标轴的交点分别为 $-1/T_0$ 和 P_0，其中 P_0 和 T_0 是常数 Mayr 电弧参数。

然而，主要目标是实现不同电路条件下的性能预测。在这方面，必须注意的一点是 P-T 电弧模型是一个确定性的模型，会再比如说断路器的成功开断和重燃之间产生一个清晰的边界，然而每一台实际的断路器在运行中又表现出随机特性，因此，预测性能必须与例如实验值的 50% 相关联。

虽然 P-T 模型在很大程度上用于断路器开发、试验和运行，但是必须认识到这些模型的有效性范围是受限制的。P-T 电弧模型的应用仅限于被证明是毋庸置疑的有效性检验所确定的范围内。

3.1.8　电流零区测量

在上升率非常高的瞬态恢复电压的情况下，例如开断近区故障后，电流零区的电弧现象是很关键的，因此研究人员和开发人员往往用各种方法付出极大的努力来测量电流过零阶段的相关现象。

在商用断路器的原型中，通过测量可以得到的参数仅有电流和电压。

与开断前的电流（数十千安）和开断后的电压（数百千伏）相比，电流零区的电流和电压（数安，数千伏）都很小，从而产生了动态范围的问题，不得不采用专门的测量方法。另外，在亚微秒等级上相关处理方法是有效的，并且在时间上的测量分辨率也应足够高。

电弧电流具有最宽的动态范围（从电流尖峰的 100kA 到接近电流零点的 1A），并且在过去已经做出多次努力来解决这一动态带宽问题。

一套测量系统主要由传感器和数据采集系统组成，接下来将讨论这两方面的内容。

3.1.8.1　电流测量

1. 分流器

最早的尝试是利用分流器来完成的，它是一个意义明确的电阻性元件，置于主电流路径或者合成试验的引入电流路径（该位置可以避免全部电流通过分流器）中[95,256-260]。使用分流器的缺点是在峰值电流时输出电压非常高，已经做了许多尝试来克服这一缺点，比如通过在大电流阶段短接分流器，或是采用诸如肖特基二极管的快速电子装置将输出电压钳制到一定水平。分流器的优点是具有意义明确的零电平，使其适合测量幅值很小且持续时间长的弧后电流[261]。

使用分流器的另一个缺点是测量电路与主电路连接在一起，很难将电磁干扰降低到可接受水平之下。

2. Rogowski 线圈

Rogowski 线圈与为断路器提供一次电流 i 的导体形成互感关系，因此，

Rogowski 线圈的最高输出电压处于测量所关心的区域，而在最大电流时又输出低电压，是一种理想的测量解决方案。

Rogowski 线圈的缺点如下：

1）必须进行电流再现，因为它与分流器不同，输出电压与一次电流不成正比，这一点后面还需专门讨论。

2）与分流器不同，没有意义明确的零电平。当假定电弧电压和电弧电流在同一时刻过零时，这一缺点即可克服，因为定义电流零点电平的积分常数可以从电压信号中导出。

3. 电流的再现

Rogowski 线圈的测量电路可以图 3-8 来表示。由此可得

$$M\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}=L_{\mathrm{c}}\frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{s}}}{\mathrm{d}t}+Ri_{\mathrm{s}} \tag{3-40}$$

当 $i_{\mathrm{s}}=E/R$，$\tau=L_{\mathrm{c}}/R$ 时，可得

$$i(t)=\frac{1}{M}\int_0^t E(t')\,\mathrm{d}t'+\frac{\tau}{M}E(t) \tag{3-41}$$

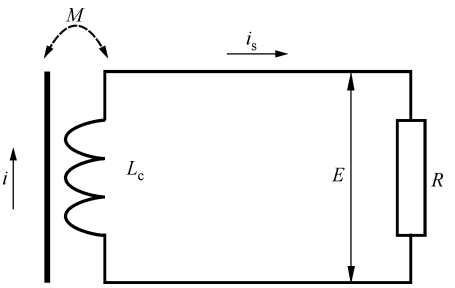


图 3-8　Rogowski 线圈的测量电路

在电流零点开断的理想情况下，线圈两端的电压将以时间常数 L_{c}/R 的速率衰减至零，L_{c} 为线圈电感，R 为全部电阻。时间常数是由线圈电感 L_{c} 和测量装置的输入阻抗 R（通常 $R=50\Omega$）形成的。

对 Rogowski 线圈的输出 $E(t)$ 简单地积分还不够，必须加入一个高频修正项。

对于电流零点测量，不能像低频情况下那样自然假定 Rogowski 线圈的输出与电流的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 成正比，其原因在于高频情况下固有时间常数 τ 起主导作用，并且为了消除这一影响必须加以补偿。

Rogowski 线圈的临界频率接近 1MHz，在更高频率下，其输出电压与一次电流的导数成正比的特性将变得类似于电流互感器或分流器，即输出电压与一次电流成正比。

4. 时间常数的相关性

在电流零点附近，电流变化率很大，因此 Rogowski 线圈的时间常数必须足够小，以能够“跟随”输入信号的快速变化。

由图 3-9 可以看到，当不对时间常数进行适当修正时会产生很大的误差。在该图中，绘出了电流波形（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t=16\mathrm{A}/\mu\mathrm{s}$），并假定 Rogowski 线圈的互感为 1μH，给出三个时间常数下 Rogowski 线圈的输出信号。这三个时间常数分别是，理想情况下（$\tau=0$），提供正确的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$；小（寄生的）时间常数（$\tau=100\mathrm{ns}$）；大（有意引入的）时间常数（$\tau=440\mathrm{ns}$）。

可以很容易地验证，在 $\tau=100\mathrm{ns}$ 的情况下，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 的测量值比实际值高 2.3

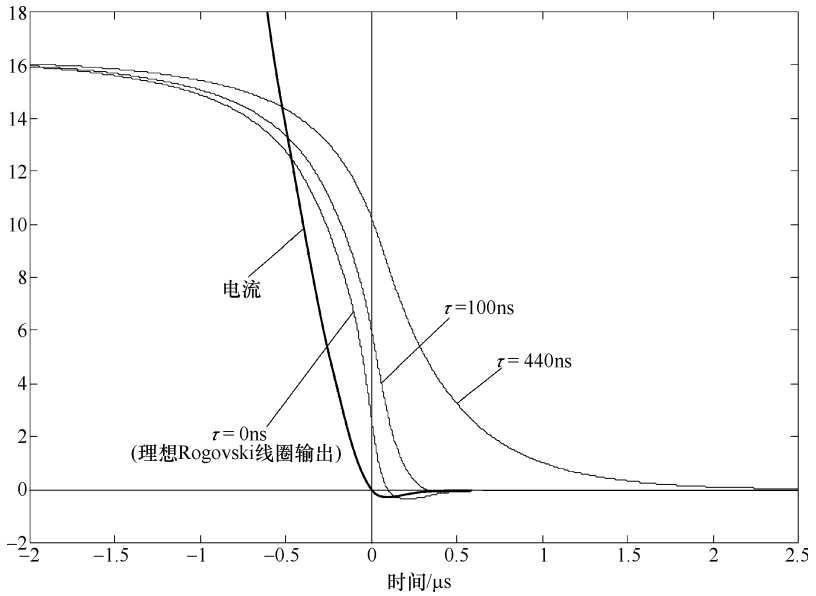


图 3-9　Rogowski 线圈时间常数对其输出影响的计算实例

纵坐标：互感为 1V/A/μs（电流为任意单位）时 Rogowski 线圈输出电压的标准刻度（V）

倍，而在 $\tau = 440\text{ns}$ 情况下，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 的测量值比真实值高 3.8 倍。

一般来说，当没有采用高频特性修正时，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 下降到零越快，测量误差就越大。

5. 构造

标准 Rogowski 线圈具有横截面小、匝数很多且直径大的特点，能够测量远离施感一次导体的磁通变化。

为了满足于电流零区测量应用的特殊需要，还有以下设计方案可供考虑：

1）电流零区 Rogowski 线圈有较大的矩形横截面，以减小线圈之间的电容。这使线圈的谐振频率变得更高，可达 10MHz 的数量级。

2）采用较小的直径，当线圈安装在间距较小的三相母线系统中时，使其对自然产生的非均匀磁场尽可能地不敏感。

3）相对较少的二次绕组匝数，以保持较小的匝间电容[262]。

将线圈置于屏蔽盒内，可以消除电容耦合所产生的干扰。由于线圈杂散电容的原因，这种结构通常具有若干 10MHz 以上的谐振频率。可以采用若干阻尼电阻与线圈截面并联来加以避免。在此情况下，Rogowski 线圈的频率响应在最高频率下会表现出更稳定的特性。

大电流开断试验表明，大电流开断后线圈外壳流过的持续数十微秒的涡流，会在线圈中产生微弱的感应电压。由于在毫伏级的低电压范围内需要准确的信息以重

现较小的弧后电流，涡流感应的电压应降至最小。这可以通过在线圈外壳适当布置狭缝来实现。

该测量方法的进一步细节可以参见文献[221,263,264]。

3.1.8.2 电压测量

电流过零阶段的电压测量通常恰好得到电流过零前的电弧电压的相关信息，即熄弧尖峰的信息。同电流测量一样，电弧电压测量也需要较大的动态范围和高线性度的传感器：电弧电压在数千伏以内，然而当电弧消失后电压立即达到数百千伏。在实践中[221,263]，电压测量系统采用包括带宽达 5MHz 的商用分压器和采样率 > 25MS/s、垂直分辨率不小于 12bit 的数字信号采集系统，取得了令人满意的结果。

3.1.8.3 处理原始测量数据以转换为电弧电流和电弧电压

传感器，即 Rogowski 线圈和分压器，仅提供了原始数据，需要进行处理并转换为实际的电流和电压信号。分压器提供原始电压数据 U_m，而 Rogowski 线圈提供信号 E，可利用如下方程对 E 进行积分来获得（K 是积分常数）灭弧室外部所测电流 i_m：

$$i(t) = \frac{1}{M}\int_0^t E(t')\,\mathrm{d}t' + \frac{\tau}{M}E(t) + K \tag{3-42}$$

该电流是通过寄生电容 C 的电流与电弧电流之和，与电弧电压有关，并遵循以下方程组：

$$i_m = i_a + i_c \tag{3-43}$$

$$u_m = u_a + L\frac{\mathrm{d}i_m}{\mathrm{d}t} \tag{3-44}$$

$$i_c = C\frac{\mathrm{d}u_a}{\mathrm{d}t} \tag{3-45}$$

式中，L 为电压测量回路载流部分的电感。

在原始信号 u_m 和 E 已知的情况下，该方程组有 4 个方程并具有 4 个未知量：u_a、i_a、i_c、i_m。

通过适当的数字处理，这些方程可以在试验过程中实时求解或在试验后立即求解。

3.1.8.4 电流测量系统的性能

在 10 年的时间里，KEMA 开发并应用了一套电流零区系统[262]。

该系统的主要特点如下：

1）采用 Rogowski 线圈进行电流测量，如 3.1.8.1 节所述；

2）采用商用分压器进行电压测量，如 3.1.8.2 节所述；

3）采用模-数转换器使数据数字化，模-数转换器安装在非常接近传感器（1～2m）的位置；

4）通过光纤实现从电池供电的数字转换器到中央控制单元的数字化信号（起

初为离线，稍后阶段为实时）传输；这使得电流和电压测量在一定电位下进行，并且消除了数据传输链中的电磁干扰；

5）采样率 40MS/s，垂直分辨率 12bit，后来被 100MS/s 采样率和 14bit 分辨率的商用数字化系统所替代；

6）远程控制数字化单元，并且在试验后立即处理原始数据而得到电流和电压信号的专用软件工具，如图 3-10 所示。

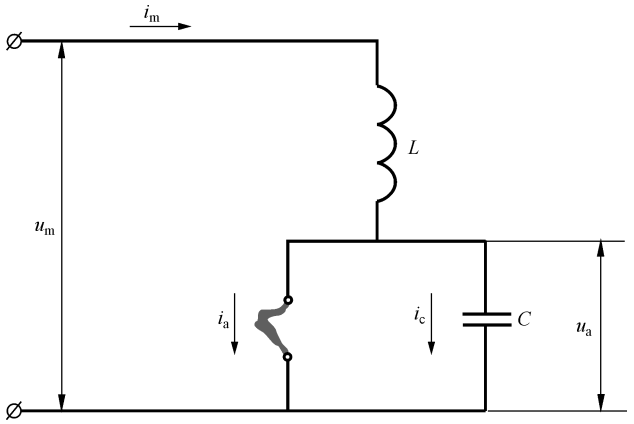


图 3-10　数据处理电路

测量结果

某 63kA、145kV GIS 用 SF_6 断路器进行 90% 近区故障（SLF）开断时的典型电流零区测量结果如图 3-11 中 A ~ D 所示：

A：成功开断时的电流和电压，弧后电流在测量阈值以下；

B：成功开断，但具有 200mA 的弧后电流；

C：大约 1.5μs 后电弧重燃（弧后电流发展成为重燃）；

D：立即重燃。

在图 3-11 的下面部分绘出了在试验 A ~ D 中与之相对应的电导率。

由此和其他明显的测量结果可以看出：在电流恰好过零前（已确定最优值为 200ns）的电弧电导 $G_{(-200ns)}$ 是各次试验中极好的性能标志。

而且可以规律性地定义电导率的极限值 G_{lim}：在试验中 $G_{(-200ns)} > G_{lim}$ 一般会导致重燃，而 $G_{(-200ns)} < G_{lim}$ 通常会开断。在图 3-11 中，$G_{lim} = 2.0ms$。

在图 3-12 中绘出了许多试验 $G_{(-200ns)}$ 值：对每台试验断路器，横坐标表示额定电压，用红色○符号标识的 $G_{(-200ns)}$ 值代表重燃，而用蓝色□符号标识的 $G_{(-200ns)}$ 值代表开断。蓝色直线则表示 G_{lim} 值。

式（3-27）模型[221]的电弧参数可以根据测量数据提取出来。通过数据库收集的一些电弧参数和统计上的变化发表在文献［265］中。

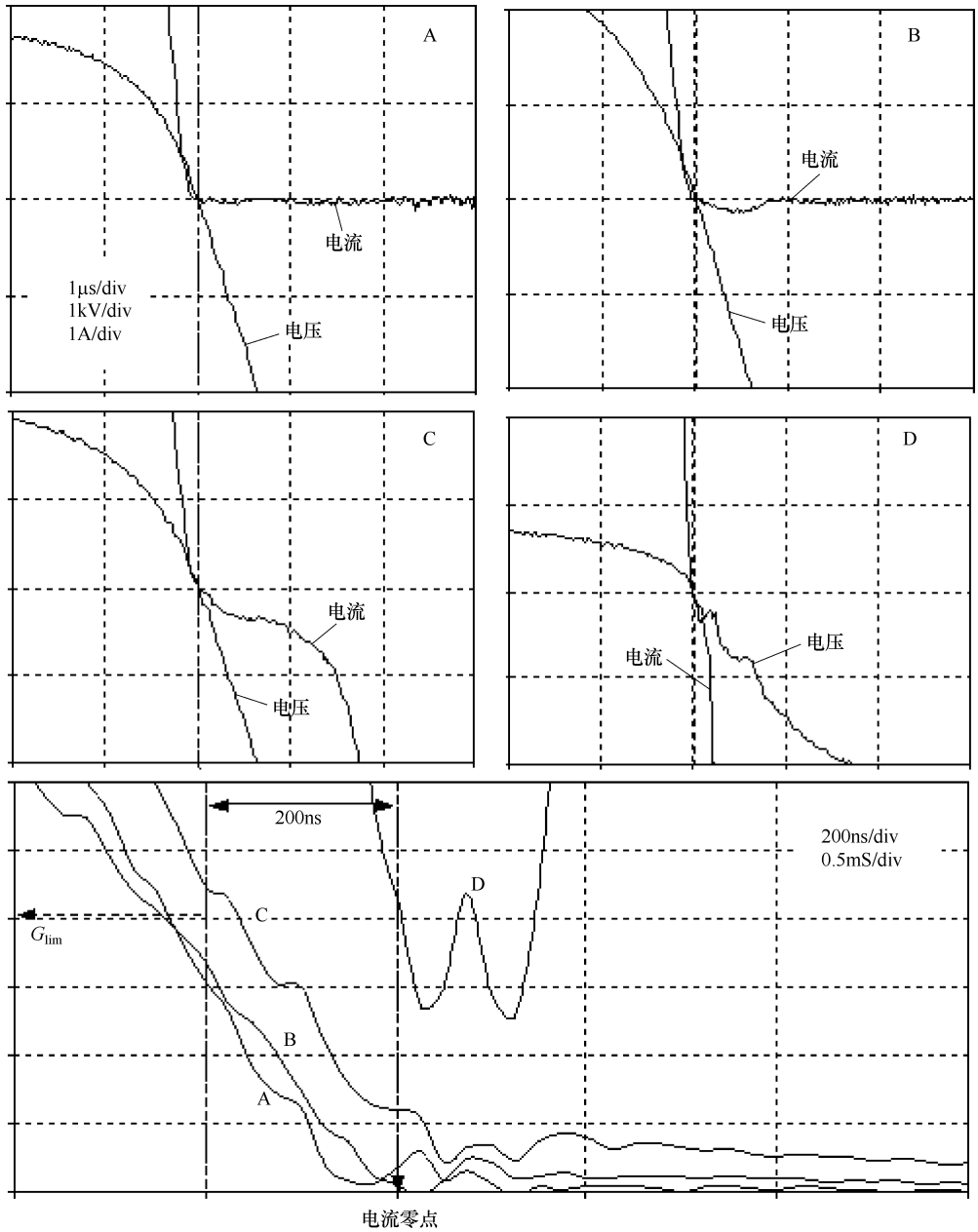


图 3-11　63kA 的 90% 近区故障开断时典型电流零区测量结果（145kV GIS 用 SF_6 断路器）

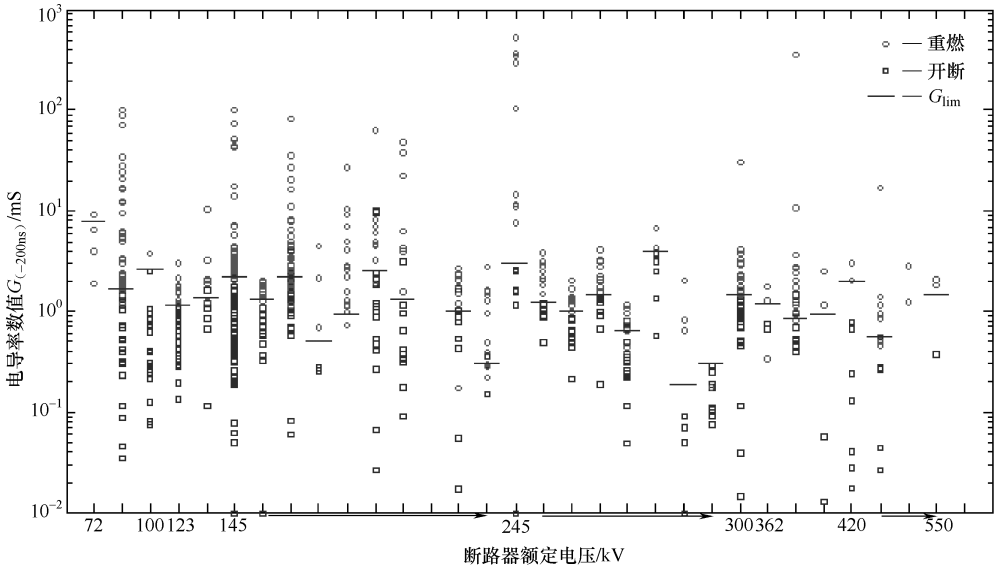


图 3-12　结合不同试验断路器的大量电流过零前 200ns 时电导率数值 $G_{(-200ns)}$

（彩图见封二）

3.2　电弧物理模型

断路器电弧数学模型总是基于弧柱中物理过程的概念。Cassie 和 Mayr 都采用了这种方法建立了用公式表达的 P-T 电弧模型。通过对物理过程的宏观观测可以导出具有两个或多个电弧参数的简单微分方程，但这在实质上并不足以描述发生在弧柱内的复杂过程。

显而易见，为了更好地描述电弧，需要从电弧等离子体自身的基本物理过程入手。这类电弧模型称为电弧物理模型。这些模型是基于流体力学方程并遵循热力学定律：包括与气体方程相结合的质量、动量和能量守恒定律、广义欧姆定律和 Maxwell 方程。

电弧物理模型更快发展的主要障碍是缺少对等离子体中一些重要的基本物理过程的认识和理解，如能量的辐射和紊流交换、质量和动量，以及由触头的电弧侵蚀或喷口和灭弧室其他部分的烧蚀引起的等离子体污染的影响。

作为输入数据，电弧物理模型还需要很宽温度范围（300 ~ 25000K）内灭弧介质的物理特性，通常气体混合物的物理特性并不容易获得，特别是受污染的气体。在不满足局部热平衡的条件下，即当不同类型的粒子具有不同温度时，这一任务变得极为困难，但并不是说无法解决。

限制物理模型更快发展的另一个主要因素是描述弧柱基本过程的复杂方程组的数值处理。随着更强大和快速的计算机的应用，该限制已逐渐不存在了。

由于以上提及的困难，在发展至今的几乎所有电弧物理模型中，都假定了局部热平衡。所有的模型还必须遵循关于电弧几何形状和电弧等离子体物理性能的简化假设。

最简单的模型是假定在径向和轴向上具有不变的等离子体物性参数的圆柱形电弧。将电弧分成 2 个或 3 个径向和（或）轴向的区域，每个区域采用不同的等离子体物性参数[54,57]，则可以实现更高的精度。提高精度的下一步是在空间坐标中的完全离散化。如果在径向和轴向进行完全离散化，可以预料到最好的结果[62]。

电弧物理模型的应用范围比 *P*-*T* 模型要广泛得多。与 *P*-*T* 电弧模型不同，电弧物理模型以及压力和绝缘强度的计算，还有非常重要的是电弧物理模型包含了断路器设计参数，如气体类型和灭弧室的几何结构。这意味着可以根据电弧-电路相互作用和开关电弧与断路器操动机构之间的相互作用来分析电弧对断路器特性的影响。为此，电弧物理模型主要用于断路器的研究与开发。

电弧物理模型的应用可以分为以下几个方面：

a）热恢复计算

对于近区故障计算，采用具有中等分辨率的电弧物理模型，根据温度分布通过积分的方法确定电弧电导率，对于热击穿阶段的电弧模型可以获得非常理想的结果，对于断路器的近区故障开断极限具有重要意义。

b）介质恢复计算

对于介质恢复计算，也可以采用具有中等分辨率的电弧物理模型。一方面，由于在电击穿阶段没有与电路之间的相互作用，问题得以简化。另一方面，因为在很小的空间内气体密度的降低会引起绝缘击穿，所以出现了困难。在这种情况下，计算时应采用可能的最高空间分辨率。

c）压力形成计算

对于压力形成计算，可以用更为简化的电弧物理模型。由于仅考虑大电流阶段，可以进行较大简化，3.2.2 节给出了这种模型的实例。这类模型的应用非常广泛并且对研究断路器整个机械系统的特性是非常有价值的。计算电流零点时灭弧室内部气体压力能够预测热开断是否成功，还可以计算操动机构与断流器之间的相互作用，也能够顾及声波瞬变和冲击波影响。

3.2.1 电弧物理模型的通用方程组

电弧物理模型的通用方程组在没有特定的假设和限制条件下甚至不能求解。

第一个假定是关于电弧中粒子的温度。本节中的方程都是在假定电弧为电中性且处于局部热平衡的条件下给出的㊀，此时弧柱中的电子和其他基本粒子的温度非

㊀ 如果弧柱中的电场强度不超过数千伏每米，这样的假定对于高气压电弧（压力在 10^5 Pa 以上）是具有现实意义的。

常接近，所有粒子都可以归于同一温度。等离子体的这一共同温度决定了高气压电弧的所有基本过程。

第二个假定是连续介质力学定律[㊀]对于弧柱中等离子体的适用。只有在采用气体灭弧介质[㊁]的实际气体断路器条件下研究电弧才允许应用连续介质力学定律，并相应地应用流体力学的基本原理，包括的守恒定律如下：

a）质量守恒定律

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \boldsymbol{v}) = 0 \tag{3-46}$$

式中　ρ——密度；

$\boldsymbol{v}$——速度矢量。

质量守恒定律表明，无论发生在系统内的过程如何，封闭系统的质量保持不变。等价的表述是，物质虽然会重新排列，但既不能产生，也不能消灭。

b）动量守恒定律

$$\rho \frac{\partial \boldsymbol{v}}{\partial t} = \operatorname{grad}(p) + \sum \boldsymbol{f}_{\mathrm{i}} \tag{3-47}$$

式中　p——压力；

$\boldsymbol{f}_{\mathrm{i}}$——力的矢量。

该方程是将牛顿第二定律用于流体力学而得到的。它是 Navier-Stokes 方程的简化形式，描述了黏性流体物质的运动，例如液体和气体。它表明速度矢量的变化率，即加速度，与压力梯度和所有内力、外力的总和成正比。

所有内力的合力等于零，但是弧柱在其影响下会变形。外力使弧柱运动。

c）能量守恒定律

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} = \operatorname{div}\left(\frac{\boldsymbol{q}}{A}\right) - w_{\mathrm{r}} + w_{\mathrm{i}} + w_{\mathrm{t}} \tag{3-48}$$

式中　w_{r}——辐射能量密度；

w_{i}——内部摩擦力做功所消耗的能量密度；

w_{t}——弧柱中热源所产生的热能密度；

h——比焓；

$\boldsymbol{q}$——热通量矢量；

A——弧柱横截面积。

能量守恒的普遍定律表明孤立系统中的总能量保持不变。简言之，该定律表明

㊀ 连续介质力学是连续介质的力学，处理占据空间连续区域内每一点的材料。连续介质可以不断细分为具有宏观材料特性的无限小单元。连续介质概念忽略了这样的事实：真实材料（固体、液体和气体）是由原子和分子构成的，因而大多是真空区。

㊁ 压力超过 10^4 Pa 的气体可以看作连续介质。

能量既不能产生也不能消灭；只能从一种形式转变为另一种形式或从一个物体转移到另一个物体。

热力学第一定律是用于热力学系统的能量守恒定律的表述。它表明系统内能的增量 $\mathrm{d}U$ 等于系统受热所获得的能量 ∂Q 减去系统以做功的形式损失的能量 ∂W，并写作：$\mathrm{d}U=\partial Q-\partial W$。在恒压过程的特定情况下，气体做功可以由恒定压力 p 与体积增量 $\mathrm{d}V$ 的乘积给出。代入第一个方程，可得 $\partial Q=\mathrm{d}U+p\mathrm{d}V$。在 P 为常数的情况下积分后得 $Q_2-Q_1=(U_2+pV_2)-(U_1+pV_1)$。在热力学中，状态变量 $U+pV$ 称为焓。

d）状态方程

$$p=\frac{\rho}{M}RT \tag{3-49}$$

式中 T——气体温度；

R——普适气体常数（$R=8.314\mathrm{J/mol\cdot K}$）；

M——摩尔质量（对于 SF_6 气体，$M=0.1460544\mathrm{kg/mol}$）。

这是最简单的状态方程，即理想气体定律。对于实际气体，其应用会导致明显的错误，因此要采用非理想气体方程。

在物理学和热力学中，状态方程确定了状态变量之间的关系，如温度、压力、体积或者内能。

与这些方程有关的是：

e）广义欧姆定律

$$\boldsymbol{J}=\sigma(\boldsymbol{E}+\boldsymbol{v}\times\boldsymbol{B}) \tag{3-50}$$

式中 $\boldsymbol{J}$——电流密度矢量；

σ——电导率；

$\boldsymbol{B}$——磁感应强度矢量；

$\boldsymbol{E}$——电场强度矢量。

当微分形式的 Maxwell 方程[151]加入到此前提及的方程，可以得到电弧物理模型的通用方程组。

f）Maxwell 方程组

$$\nabla\cdot\boldsymbol{E}=\frac{1}{\varepsilon_0}\rho_{\mathrm{el}} \tag{3-51}$$

$$\nabla\cdot\boldsymbol{B}=0 \tag{3-52}$$

$$\nabla\times\boldsymbol{E}=-\frac{\partial\boldsymbol{B}}{\partial t} \tag{3-53}$$

$$\nabla\times\boldsymbol{B}=\mu_0\left(\boldsymbol{J}+\varepsilon_0\frac{\partial\boldsymbol{E}}{\partial t}\right) \tag{3-54}$$

式中 ε_0——电常数（真空中的介电常数：$\varepsilon_0=8.85418788\times10^{12}\mathrm{F/m}$）；

μ_0——磁常数（真空中的磁导率：$\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}\text{H/m}$）；

ρ_{el}——电荷密度。

Maxwell 方程组由四个偏微分方程组成，由 James Clerk Maxwell 导出，描述了电场和磁场的特性。它们是电磁学的基本定律并且代表经典宏观电磁理论。

3.2.2　具有焓流的简化电弧物理模型

3.2.2.1　附加假定条件

对于轴向气流中的电弧，仅需在大电流阶段建模时，如压力形成的计算中要引入附加的起始假定条件：

1）弧柱具有轴向对称形状。

2）遍及弧柱的全部体积内，电弧温度在径向和轴向的方向上均为常数。

3）压力与电弧半径无关并且等于弧柱边缘的冷态气体压力。

4）所有电弧功率进入轴向气流中。

上述假定由 Frost 和 Liebermann[115] 于 1971 年提出，是具有焓流的简化电弧物理模型的基础，在关于 SF_6 断路器的科学文献中被广泛接受，该模型有时也被称为 Frost-Liebermann 电弧模型。

除了以上提及的假定条件外，Frost-Liebermann 电弧模型还包括以下附加的假定条件：

5）喷口中的气流在电弧长度上具有恒定的轴向压力梯度。

6）出口气流速度等于音速。

通过将电弧分为几个串联的电弧段，该模型可以得到进一步的完善。为了提高精度，假定在每一段电弧的长度上具有恒定的轴向压力梯度，而不是全部电弧长度。对出口气流速度等于音速的假定条件进行修改也是可能的，即允许喷口处气流为亚音速；Gajić在其学位论文中[147]论证了出口气流速度不可能超过音速的假设。

3.2.2.2　方程组

在上述规定的假定条件下，具有焓流的简化电弧物理模型方程本质上减少至以下三个方程：

1. 描述所观测电弧段的功率平衡方程

$$ui = \left[\Delta h + \frac{v^2}{2}\right]\rho v A \tag{3-55}$$

式中　u——电弧电压（V）；

i——电弧电流（A）；

v——气流速度（m/s），$v = \mathrm{d}x/\mathrm{d}t$，$x$ 为弧柱轴向坐标（m）；

A——观测段中弧柱的横截面积（m^2）；

Δh——比焓变化（J/kg）；

ρ——气体密度（kg/m^3）。

该方程是由以下方法导出的。当比热能 q 引入到长度为 Δx、截面积为 A、密度为 ρ 的电弧段时，根据热力学第一定律，该段电弧的热平衡方程可表示为

$$dq = dh - \frac{1}{\rho}dp \tag{3-56}$$

式中，h 为比焓。

将式（3-61）代入式（3-56），积分后可得

$$q = \Delta h + \frac{1}{2}(v^2 - v_0^2) \tag{3-57}$$

式中 Δh——与热传递前的状态相比之下比焓的增量；

v_0——热传递前的状态下的气流速度。

应用于弧柱的有限单元时，有

$$q = \frac{ui\Delta t}{\Delta m} \tag{3-58}$$

式中 u——沿气流方向从上流电极到观测段的电弧电压（V）；

i——电弧电流（A）。

得到以下表达式，即

$$ui = \left[\Delta h + \frac{1}{2}(v^2 - v_0^2)\right]\frac{\Delta m}{\Delta t} \tag{3-59}$$

如果速度 v_0 与 v 相比可忽略不计，假设 $v = \Delta x/\Delta t$，并考虑到

$$\Delta m = \rho dv = \rho A \Delta x \tag{3-60}$$

可以得到最初由 Frost 和 Liebermann[115] 提出的关系式（3-55）。

2. 由动量守恒定律导出的方程

$$v dv = -\frac{1}{\rho}dp \tag{3-61}$$

式中 p——压力（Pa）。

如果除了压力之外的所有力 $\sum f_i$ 可忽略不计并且假定气体只沿电弧轴线方向流动，该方程可直接从式（3-47）导出。

3. 代表欧姆定律形式之一的方程

$$i = \sigma A \frac{du}{dx} \tag{3-62}$$

式中 σ——电导率（Sm/m^2）。

通过由式（3-55）、式（3-61）和式（3-62）组成的方程组，如果下列条件已知，可以计算出作为 x 坐标和时间 t 的函数的每一段的电弧截面积 A、电弧压力 p 和气流速度 v。

a）入口平面气体状态的变化规律（在上游电极弧根处，图 3-13）；

b）出口平面气体状态的变化规律；

c）SF_6 等离子体的热力学特性：气体密度 $\rho=\rho(p, T)$，电弧电导率 $\sigma=\sigma(p, T)$，比焓 $\Delta h=\Delta h(p, T)$ 和音速 $c_A=c_A(p, T)$；

d）电流随时间的变化关系 $i=i(t)$；

e）电弧在其中燃烧的喷口的几何形状。

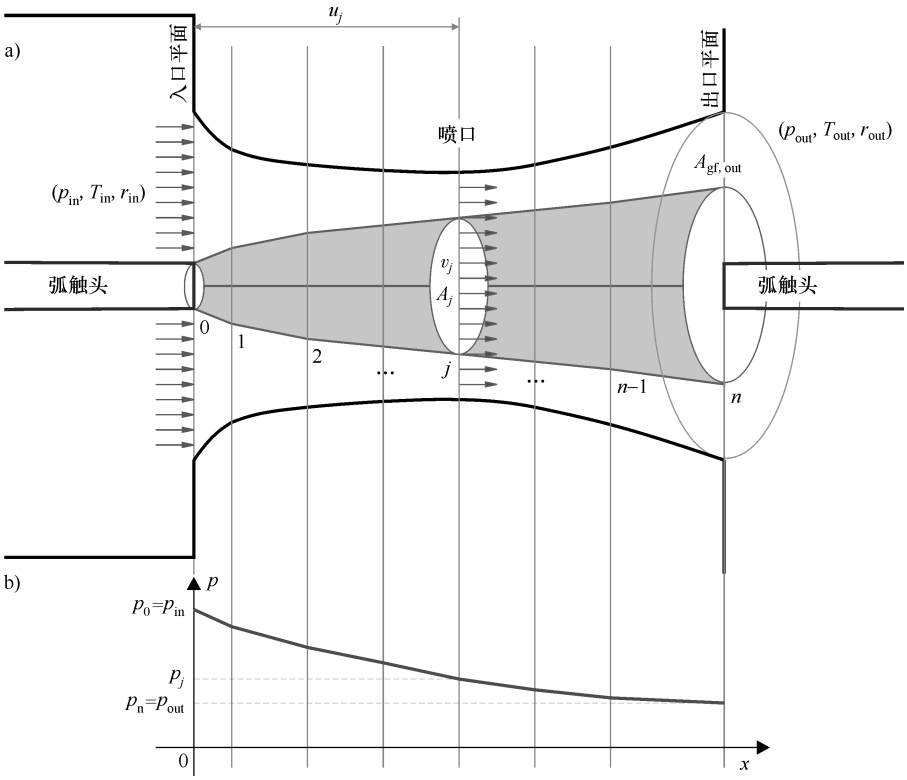


图 3-13　a）轴向吹弧的喷口原理图；b）沿电弧段线性下降的压力

通常，确定入口平面处的气体状态需要对连同操动机构的整个断路器进行建模。根据灭弧室的设计，在特定情况下，即喷口堵塞、封闭电弧、喷口烧蚀等，弧柱中释放的能量都会影响压气室内部的气体状态，因而影响入口平面处的气体状态。因此，电弧模型不能单独考虑，而是必须要考虑电弧与操动机构的相互作用。为了对简化电弧物理模型方程组求解方法进行简化，不分析电弧是否和如何影响入口平面处的气体状态，这里假定以下函数关系是已知的：$p_{in}=p(t)$，$T_{in}=T(t)$。作为第三个状态量，气体密度 $\rho_{in}=\rho(t)$ 由实际 SF_6 气体的状态方程（3-94）确定。

通常假定喷口的出口平面处的压力是不变的（$p_{out}=$常数），而温度和密度可根据绝热假定条件[⊖]很容易确定。

⊖　绝热过程是系统不与环境进行热量交换的热力学过程。

确定气流的横截面积必须知道电弧燃烧的喷口的几何结构。由于与轴向气流中电弧周围的冷态气体的密度相比，弧柱中等离子体的密度非常低，可以假定全部气流仅通过弧柱和喷口壁之间的横截面（图 3-13 中的白色区域）。因此，气流的实际横截面小于沿喷口的任何位置的自由横截面（无电弧时的横截面）。

3.2.2.3 SF_6 等离子体的热力学特性

SF_6 等离子体的热力学特性可由 Frost 和 Liebermann[115] 提供的列表数据的近似解析式确定。假定整个弧柱为具有 20000K 恒定温度的电弧等离子体，所以 SF_6 等离子体的热力学特性仅是压力的函数。所采用的数据对应于压力范围在 0.2 ~ 1.6MPa 的区域：

1）密度 ρ（kg/m^3）

$$\rho = 21.4301 \times 10^{-9} p^{1.1} \tag{3-63}$$

2）比焓变化 Δh（J/kgK）

$$\Delta h = [315.7553 - 16.74354 \cdot \ln(p)] \times 10^6 \tag{3-64}$$

3）等离子体电导系数 σ（Sm/m^2）

$$\sigma = -23397.1 - 0.97765\sqrt{\ln(p)} + 1005.411 \cdot \ln(p) \tag{3-65}$$

4）音速 c_A（m/s）

$$c_A = [6.7803 - 0.2151 \cdot \ln(p)] \times 10^3 \tag{3-66}$$

3.2.2.4 电弧电流的时间关系式

假定电弧对电流没有影响，电弧电流（A）可以表示为

$$i = I\sqrt{2}[\sin(\psi)e^{-\frac{t}{\tau}} - \sin(\omega t + \psi)] \tag{3-67}$$

式中 I——电流有效值（A）；

ω——角频率（1/s）；

ψ——短路发生时刻的电压相位角（rad）；

τ——电路时间常数（s）。

3.2.2.5 横截面和电弧电压的确定

弧柱被分为 n 段，标识为 $j=0$，1，2，…，n。在第 j 段位置的电弧横截面可在式（3-55）的基础上进行计算：

$$A_j = \frac{iu_j}{\rho_j v_j \left(\Delta h_j + \dfrac{v_j^2}{2}\right)} \tag{3-68}$$

可认为沿电弧的任何位置上电弧截面 A_j 的计算值都不会与相应的喷口喉部的横截面相等。

这里，u_j 代表沿气流方向从上游电极到被观测段的电弧电压降，它符合欧姆定律式（3-62），由此得

$$\mathrm{d}u = \frac{i}{\sigma A}\mathrm{d}x \tag{3-69}$$

转换为有限差值后，将一个电弧段的长度标识为 $\Delta x_j = x_j - x_{j-1}$，（$j = 1, 2, \cdots, n$），其中 n 表示电弧段的数目，得

$$u_j = u_{j-1} + \frac{i}{\sigma_j A_j}\Delta x \tag{3-70}$$

将式（3-68）代入式（3-70）后，可得

$$u_j^2 - u_{j-1}u_j - \frac{\Delta x_j \rho_j v_j}{\sigma_j}\left(\Delta h_j + \frac{v_j^2}{2}\right) = 0 \tag{3-71}$$

因为只有在该二次方程的解为正值时才有物理意义，由此得

$$u_j = \frac{1}{2}\left[u_{j-1} + \sqrt{u_{j-1}^2 + \frac{4Dx_j r_j v_j}{s_j}\left(Dh_j + \frac{v_j^2}{2}\right)}\right] \tag{3-72}$$

这是用来计算电弧电压降的递归表达式。起始值 u_0 认为等于电极电压降的总和 u_E[㊀]，它可通过实验来确定。

在封闭电弧的情况下，暂不考虑通过对流的电弧能量输出，所得到的结果表明电弧电压 u（V）与电弧长度 L 成正比并且不过多依赖于电流[147,154]。采用以下经验公式[㊁]：

$$u = 23.5 + 4600L \tag{3-73}$$

对每一电弧段，弧柱电导率 σ_j 作为压力的函数在式（3-65）的基础上进行计算，对于所观测的电弧段则是预先确定的。

联合式（3-61）和式（3-63）计算沿弧柱的等离子体速度：

$$v\mathrm{d}v = -46.6634 \times 10^6 p^{-1.1}\mathrm{d}p \tag{3-74}$$

对一电弧段进行积分，从 p_{j-1} 到 p_j，其中轴向压力梯度为常数，在该电弧段末端的等离子体速度 v_j（m/s）的表达式为

$$v_j = \sqrt{v_{j-1}^2 - 9.33268 \times 10^8 \left(p_{j-1}^{-0.1} - p_j^{-0.1}\right)} \tag{3-75}$$

假定弧柱中等离子体的速度不可能超过式（3-66）所表示的音速。

这里，余下的问题是确定沿电弧轴线的压力分布（p_1，p_2，…，p_n）。在一阶近似中，可以假定从入口平面的值 p_{in} 到出口平面的值 p_{out} 值是线性下降的。沿电弧轴线实际压力分布的确定在下文阐述。

3.2.2.6　沿电弧轴线压力分布的确定

沿电弧轴线压力分布（p_1，p_2，…，p_n）的确定实质上是计算沿电弧轴线的特定电弧段中的气体状态，这与通过喷口气流的流态相关。流态是由气流最小横截面

㊀ 见第 3.4.2 节。

㊁ 经验公式（3-73）是在 11.1～24.5kA 电流范围内对断路器进行试验的条件下得到的。

处气体的最大速度决定的。要区分以下三种流态：气流的亚音速流态、音速流态和超音速流态。

气流的亚音速流态意味着在这样的气体状态下沿着喷口的气流在最小横截面处所建立的气体速度低于音速。在最小横截面处满足该条件意味着沿喷口的任何横截面都适用。

气流的音速流态意味着在这样的气体状态下沿着喷口的气流在最小横截面处所建立的气体速度等于音速。

气流的超音速流态则意味着在这样的气体状态下沿着喷口的气流在最小横截面处所建立的气体速度会大于音速。然而，通常假定喷口中的气体速度不会超过音速。该假定的引入是因为超音速流体计算的复杂性，而且在此假定下所获得的模型结果能够令人满意。

用相对于音速的倍数来表示气流的速度，该比率被称为马赫数：

$$M_a = \frac{v}{c_A} \tag{3-76}$$

$M_a < 1$ 表示气流的流态为亚音速；$M_a = 1$ 表示气流的流态为音速；$M_a > 1$ 表示气流的流态为超音速。

由于不可能预先确定气流的流态，针对两种假设进行了一项气流试验：即流态为亚音速，随即流态为音速。考虑到亚音速流态的气流速度不可能超过音速流态，流态由速度较低的气流决定。

a）气流的亚音速流态的假定条件

计算起始于所观测时刻，已知气体状态的喷口入口平面处和已知[㊀]喷口出口平面处的气体压力 P_{out}。

入口平面处的气体状态由状态变量 P_{in}、T_{in}和 ρ_{in}定义，这与比焓变化 Δh_{in}和熵变 Δs_{in}是一致的。出口平面处的气体状态由状态变量 P_{out}、T_{out}和 ρ_{out}定义。

剩余两个未知变量，即温度 T_{out}和密度 ρ_{out}的计算是在假定整个过程为等熵过程 $\Delta s_{in} = \Delta s_{out}$的基础上进行的。采用二重迭代法来确定这些状态变量。

在第一个迭代循环中，确定密度 ρ_{out}。

用 $\rho_{out,j}$和 $p_{out,j}$来表示 ρ_{out}和 p_{out}的第 j 次迭代值。在第一次近似中，假定出口平面处的气体状态与周围环境气体相同。求解实际 SF_6 气体状态方程的牛顿-拉夫逊（Newton-Raphson）方法[㊁]采用以下迭代算法：

$$\rho_{out,j+1} = \rho_{out,j} - \frac{\rho_{out,j}}{\left(\frac{\partial P}{\partial \rho}\right)_{out,j}} \tag{3-77}$$

㊀ 假定喷口的出口平面处的气体压力等于周围环境中的气体压力。

㊁ 牛顿-拉夫逊方法是众所周知的，用在先前近似值上的切线斜率接连找到更接近的函数零点近似值。

在恒温下压力对密度的偏导数由关系式（3-95）导出。

直到满足以下条件时迭代结束：

$$|P_{\text{out},0} - P_{\text{out},m}| < \varepsilon_1 \tag{3-78}$$

式中　ε_1——任意小的数；

m——达到设定条件的迭代次数。

第二个迭代循环是围绕第一个迭代循环建立的，用来计算喷口的出口平面处的温度 T_{out}。

用 $T_{\text{out},k}$ 和 $\Delta s_{\text{out},k}$ 来表示 T_{out} 和 Δs_{out} 的第 k 次迭代值。在第一次近似中假定出口平面处的温度等于周围环境气体的温度。相应的熵增量 Δs_{out} 的计算要根据第一个迭代循环确定的密度 $P_{\text{out},m}$。

第二个迭代循环是在式（3-79）的基础上进行的，是用牛顿-拉夫逊方法求解定义熵增量与温度之间关系的方程而得到的。

$$T_{\text{out},k+1} = T_{\text{out},k} - \frac{\Delta s_{\text{out},k}}{\left(\dfrac{\partial s}{\partial T}\right)_{\text{out},k}} \tag{3-79}$$

等式 $\partial(\Delta s) = \partial s$ 成立。

直接由比定容热容[㊀]定义得到的关系式来确定分母中的偏导数。

$$c_V = \frac{\partial q}{\partial T}\bigg|_{V=\text{const}} = T\frac{\partial s}{\partial T}\bigg|_{V=\text{const}} \tag{3-80}$$

将该表达式带入式（3-79），可得

$$T_{\text{out},k+1} = T_{\text{out},k} - \frac{\Delta s_{\text{out},k} T_{\text{out},k}}{c_{V,k}} \tag{3-81}$$

比热 $c_{V,k}$，与熵增量 Δs_{out} 一样，计算要根据第一个迭代循环确定的 $\rho_{\text{out},m}$ 和温度 $T_{\text{out},k}$。3.2.2.8 节给出的关系式可以用来计算比热和熵增量。

如果不满足以下条件：

$$|\Delta s_{\text{in}} - \Delta s_{\text{out},k}| < \varepsilon_2 \tag{3-82}$$

式中，ε_2 是任意小的数，采用修正的温度值，重复第一个迭代循环。

此过程会持续到式（3-78）和式（3-82）的条件同时满足为止，所描述的二重迭代循环中最后一次迭代的计算值作为温度 T_{out} 和密度 ρ_{out} 的值。

喷口的出口平面处的气体状态确定后，基于 3.2.2.8 节中指定的的关系式，就可以计算比焓变化 Δh_{in} 的相应值。

通过喷口的出口平面处的气流实际横截面的气流速度 V_{out} 可根据以下关系式确定：

$$v_{\text{out}} = \sqrt{v_{\text{in}}^2 - 2(\Delta h_{\text{out}} - \Delta h_{\text{in}})} \tag{3-83}$$

㊀ 比定容热容（或简称比热）是单位数量的物质在压力不变的条件下温度升高 1K 所需要吸收的热能。

对于通过任意形状管道的气流，通过假定绝热条件 $dQ=0$ 即可得到上式。在满足以下条件时：①所观测系统（通过气流管道是水平的）中的势能不发生变化；②系统不做机械功；③摩擦引起的发热（内部摩擦力的功）可忽略不计，整个系统的全部功 dW 等于可逆的压力-容积功 $d(pV)$ 与系统动能 $mvdv$ 之和。将此关系带入第一热力学定律 $dQ=dU+dW$，可得到以下结果：

$$0=dU+d(pV)+mvdv \tag{3-84}$$

焓的定义为

$$dH=dU+d(pV) \tag{3-85}$$

同时，$dH=mdh$。将此关系带入式（3-84），得到比焓的方程：

$$dh=-vdv \tag{3-86}$$

对该方程进行积分后，可得到式（3-84）。

气体质量流 G 与横截面的面积 A、密度 ρ 和气体流速度 v 直接成正比。

$$G=v\rho A \tag{3-87}$$

考虑式（3-83），推导出通过喷口的出口平面处实际气流横截面的气体质量流 G_{out} 的表达式：

$$G_{out}=\rho_{out}A_{gf,out}\sqrt{v_{in}^2-2(\Delta h_{out}-\Delta h_{in})} \tag{3-88}$$

b）气流的音速流态的假定条件

用类似的方法，如同对亚音速流态的假定条件所描述的过程，计算起始于给定时刻入口平面处已知的气体状态。状态变量 P_{in}、T_{in} 和 ρ_{in} 定义了气体状态。在第一次近似中，假定在喷口最小横截面 A_{min} 处的压力 P_{min} 等于周围环境的气体压力。决定喷口最小横截面处气体状态的剩余两个未知状态变量，即温度 T_{min} 和密度 ρ_{min} 的计算是在假定为等熵过程 $\Delta s_{out}=\Delta s_{in}$ 基础上进行的。

然后，用下式计算喷口最小横截面处的气流速度：

$$v_{min}=\sqrt{v_{ul}^2-2(\Delta h_{min}-\Delta h_{ul})} \tag{3-89}$$

用由式（3-76）计算出马赫数，计算值 v_{min} 与第一次迭代获得的气体状态（P_{min}、T_{min}、ρ_{min}）下的音速 c_A 进行比较。马赫数被用作最大气流速度假定的标准。如果不满足如下条件：

$$|M_b-1|<\varepsilon_3 \tag{3-90}$$

ε_3 是任意小的数，压力的假定值要进行修正并且重复迭代过程直到条件式（3-90）得到满足。

这样，用式（3-87）所描述的关系式，得到通过最小横截面 A_{min} 的气体质量流 G_{min}：

$$G_{min}=\rho_{min}A_{min}C_A \tag{3-91}$$

现在，通过比较气体质量流 G_{out} 和 G_{min} 的计算值就可以确定通过喷口的气流的流态。如果 $G_{min}\leqslant G_{out}$，流态为音速，因此实际质量流 $G_r=G_{min}$。如果 $G_{min}\geqslant G_{out}$，

流态为亚音速，因此 $G_r = G_{out}$。

c）确定沿电弧轴线的压力分布

最终，喷口内部沿电弧轴线的任意给定横截面处的气体状态的计算可以完成。迭代过程必须在以下假设条件下应用：

- 系统的熵为常数（$\Delta s = \Delta s_{in}$ = 常数）；
- 沿着喷口的气体质量流是连续的（$G_1 = G_2 = \cdots = G_n = G_r$ = 常数）。

迭代过程是在对要计算的第 j 个横截面中密度修正的基础上进行的。在第一次迭代中，可以假定：

- 对于最小值以前的横截面，密度等于入口平面处的气体密度；
- 对于最小值以后的横截面，密度等于周围环境气体的密度。

压力由气体状态方程导出，根据条件 $\Delta s = \Delta s_{in}$ = 常数以迭代方式确定温度。基于第 i 次迭代（$p_{j,i}$，$T_{j,i}$，$\rho_{j,i}$）计算得到状态变量，可以确定所观测横截面 A_j 中相应的比焓变化 $\Delta h_{j,i}$ 以及用 $G_{j,i}$ 表示的通过该截面的相应的气体质量流。

$$G_{j,i} = \rho_{j,i} A_j \sqrt{v_{in}^2 - 2(\Delta h_{j,i} - \Delta h_{in})} \tag{3-92}$$

为了满足气流连续性的假定，给定以下条件：

$$| G_{j,i} - G_r | < \varepsilon_4 \tag{3-93}$$

式中，ε_4 是任意小的数。

如果该条件没有满足，对密度值进行修正，重复迭代过程直到满足条件式（3-83）。最后一次迭代的计算值归于所观测横截面的状态变量（p_j、T_j、ρ_j）。

用这种方法，可以计算沿电弧轴线的特定横截面中的气体状态，包括压力（P_1，P_2，…，P_n）。通过线性插值可以计算得到在任意给定的气流横截面上符合要求精度的压力值。因而，沿电弧轴线的压力分布可以完全确定。

3.2.2.7　静止和稳定气流条件下的 SF_6 气体状态方程

两个实际 SF_6 气体状态方程被采用。第一个源于实验数据[152,153]，在直至 1200K 的宽温度范围内非常精确地描述了气体状态。

$$p = \frac{\rho RT}{M(1 - \rho b)} + \sum_{i=1}^{4} \left(\frac{\rho}{1 - \rho b} \right)^{i+1} (A_i + B_i T + C_i e^{-\frac{K \cdot T}{T_c}}) \tag{3-94}$$

式中　p——气体压力（Pa）；

ρ——气体密度（kg/m^3）；

T——气体温度（K）。

式中的常数如下：

$R = 8.314 J/mol \cdot K$（通用气体常数）；

$M = 0.1460544 kg/mol$（SF_6 气体的摩尔质量）；

$b = 3.273673 \times 10^{-4} m^3/kg$；

$T_c = 318.8 K$；

$K=6.883022$；

A_i	B_i	C_i
$A_1=-49.922191$	$B_1=5.487369\times10^{-2}$	$C_1=-4.278125\times10^{3}$
$A_2=4.126045\times10^{-2}$	$B_2=-3.341229\times10^{-5}$	$C_2=2.820558997$
$A_3=-1.61350\times10^{-5}$	$B_3=0$	$C_3=0$
$A_4=-4.90145\times10^{-11}$	$B_4=1.094569\times10^{-11}$	$C_4=-3.083785\times10^{-7}$

如果压力值和密度值已知，通过在迭代过程中求解方程（3-94）可以计算出气体温度，例如使用牛顿-拉夫逊方法。当压力和温度已知时，可以使用类似的方法计算密度。

用于 SF_6 的第二个状态方程被称为 SF_6 的实际气体状态方程，包含取决于温度的维里系数[147,154]：

$$B=\sum_{i=1}^{8}b_i\left(\frac{kT}{\varepsilon}\right)^{\frac{1-i}{2}}\qquad C=\sum_{i=1}^{8}c_i\left(\frac{KT}{\varepsilon}\right)^{\frac{1-i}{2}} \tag{3-95}$$

维里系数 B 和 C 可由以下表达式近似：

$$p=\frac{\rho RT}{M}\left[1+\frac{\rho b_0}{M}B+\left(\frac{\rho b_0}{M}\right)^2C\right] \tag{3-96}$$

式中常数如下：

$k=1.38\times10^{-23}\text{J/K}$（玻尔兹曼常数）；

$\frac{\varepsilon}{k}=277.9\text{K}$；

$b_0=(2/3)\pi N_A\sigma^3$；

$N_A=6.022169\times10^{23}\text{mol}^{-1}$（阿伏伽德罗常数）；

$\sigma=5.51\times10^{-10}\text{m}$；

B_i	C_i
$b_1=0.31590287$	$c_1=2.18433751$
$b_2=2.41500738$	$c_2=-24.68511028$
$b_3=-7.96758844$	$c_3=132.30253687$
$b_4=7.76963712$	$c_4=-381.37810260$
$b_5=-7.69623866$	$c_5=646.30468202$
$b_6=3.93402933$	$c_6=-650.77580378$
$b_7=-1.03136975$	$c_7=366.62062708$
$b_8=-0.07746241$	$c_8=-90.14370229$

第一个方程式（3-94）主要用来计算 SF_6 气体的状态变量（p、T、ρ），因为

其误差要小于式（3-95）。然而，第一个方程在通过温度和密度计算压力的偏导数时的精度不是很高，该结果用于确定 SF_6 的热力学特性：比热、熵变、焓变和音速，而在这方面使用第二个方程则可获得相当高的精度。在以下章节中的表达式就是以类似的方法导出。

3.2.2.8　SF_6 气体热力学特性的计算表达式

在恒定容积下的比定容热容 c_V 状态变量包含两个分量：第一个分量 c_{Vi}，假定 SF_6 气体表现出理想气体的特性，对应于使用量子统计方法计算得到的高精度值；第二个分量，用 $\delta(c_V)$ 表示，代表考虑非理想气体状态时的修正：

$$c_V = c_{Vi} + \delta(c_V) \tag{3-97}$$

以类似的方法给出恒定压力下的比定压热容 c_p、熵变 Δs 和焓变 Δh 的表达式：

$$c_p = c_{pi} + \delta(c_p) \tag{3-98}$$

$$\Delta s = \Delta s_i + \delta(\Delta s) \tag{3-99}$$

$$\Delta h = \Delta h_i + \delta(\Delta h) \tag{3-100}$$

计算这些参量的最终表达式具有如下形式：

$$c_{Vi} = c_{pi} - \frac{R}{M} \tag{3-101}$$

$$\delta(c_V) = -\frac{RT}{M}\left[\frac{\rho b_0}{M}(2B' + TB'') + \frac{(\rho b_0)^2}{M^2}\left(C' + \frac{T}{2}C''\right)\right] \tag{3-102}$$

$$c_{pi} = \frac{1}{M}\sum_{k=-2}^{3} k(1+k)\varphi_k\left(\frac{T}{T_*}\right)^k \tag{3-103}$$

$$\delta(c_p) = \delta(c_V) - \frac{R}{M} + \frac{R\left[1 + \frac{\rho b_0}{M}(B + B'T) + \frac{(\rho b_0)^2}{M^2}(C + C'T)\right]^2}{M\left(1 + \frac{2\rho b_0}{M}B + 3\frac{(\rho b_0)^2}{M^2}C\right)} \tag{3-104}$$

$$\Delta s_i = \frac{1}{M}\left\{\varphi \ln\frac{T}{T_0} - R\ln\frac{p}{p_0} + \sum_{k=-2}^{3}(1+k)\varphi_k\left[\left(\frac{T}{T_*}\right)^{k+1} - \left(\frac{T_0}{T_*}\right)^{k+1}\right]\right\} \tag{3-105}$$

$$\delta(\Delta s) = -\frac{R}{M}\left(\ln\frac{\rho RT}{Mp} + \rho b_0\frac{B + B'T}{M} + (\rho b_0)^2\frac{(C + C'T)}{M^2}\right) \tag{3-106}$$

$$\Delta h_i = \frac{1}{M}\left[\varphi(T - T_0) + \sum_{k=-2}^{3}\frac{k\varphi_k(T^{k+1} - T_0^{k+1})}{T_*^k}\right] \tag{3-107}$$

$$\delta(\Delta h) = \frac{RT}{M}\left(\frac{\rho b_0}{M}(B - B'T) + \frac{(\rho b_0)^2}{M^2}\left(C - C'\frac{T}{2}\right)\right) \tag{3-108}$$

式中　B'和 B''——维里系数 B 关于温度的一阶和二阶导数；

C'和 C''——维里系数 C 关于温度的一阶和二阶导数；

p_0、T_0——压力和温度的初始值；

p、T、ρ——实际气体状态的状态参量；

$T_* = 10000\text{K}$；　　$\varphi = 86.22972$；

$\varphi_{-2} = -0.012134$；　　$\varphi_1 = 818.0711$；

$\varphi_{-1} = 2.301421$；　　$\varphi_2 = -2365.096$；

$\varphi_0 = 451.708$；　　$\varphi_3 = 3650.303$。

音速是压力变化从一个地方传递到另一个地方的最短时间的衡量标准。在可压缩介质中，小扰动传递声能。气体中的音速由下式给出：

$$c_A = \sqrt{\chi \frac{p}{\rho}} \tag{3-109}$$

这里，χ 是绝热指数，也称作等熵膨胀系数。它是气体在恒定压力下的比定压热容与在恒定体积下的比定容热容的比值 c_p/c_V，因为声波引起绝热压缩且压缩热量没有足够时间脱离压力脉冲，因此对压缩引起的压力起作用而导致其值上升。

假设此过程在实质上是绝热的，导出气体中音速的表达式如下：

$$c_A = \sqrt{\chi \frac{\partial p}{\partial \rho}\Big|_{T=\text{const}}} \tag{3-110}$$

3.3　高压 SF_6 断路器操作的计算机仿真

简化电弧物理模型为计算高压 SF_6 断路器开断单元中的电弧对通过喷口的气流、压气室中压力的产生以及触头运动的影响提供了可能。基于这样的电弧模型可以开发出计算机程序，并成功地用于观察和分析灭弧室与操动机构之间的相互作用，即开断过程中断路器操作的仿真。因此，简化电弧物理模型可用来预测断路器特性和效能对电路参数和断路器设计的依赖关系。

3.3.1　计算机仿真程序

图 3-14 给出了表示用来仿真高压 SF_6 断路器操作的计算机程序的基本过程之间相互关系的流程图[154,155]。该程序描述了基于传统压气式或辅助压气自能式开断原理的断路器操作，自能式开断原理就是在开断过程中利用电弧自身能量的原理。

计算机程序包含输入数据的定义、计算和大量输出数据的产生，输出数据被存储起来并可在以后用作进一步的分析。

主要的输入数据有电流和燃弧时间、SF_6 气体和电弧等离子体的热力学特性、开断单元的几何形状和操动机构的参数。

在实际短路开断试验中进行记录时，实验得到的数据可以作为输入数据或是用来与计算所得到的值进行比较。例如，由实验得到的电弧电压和电流数据可用作输入数据，而触头行程和压气缸压力记录数据可用于校验附加计算。

关于电流的输入数据包括：每一相短路电流对称分量的有效值、电网频率、短路起始时刻参考相的电压相位角、电流与电压之间的相位角、电路的时间常数和燃

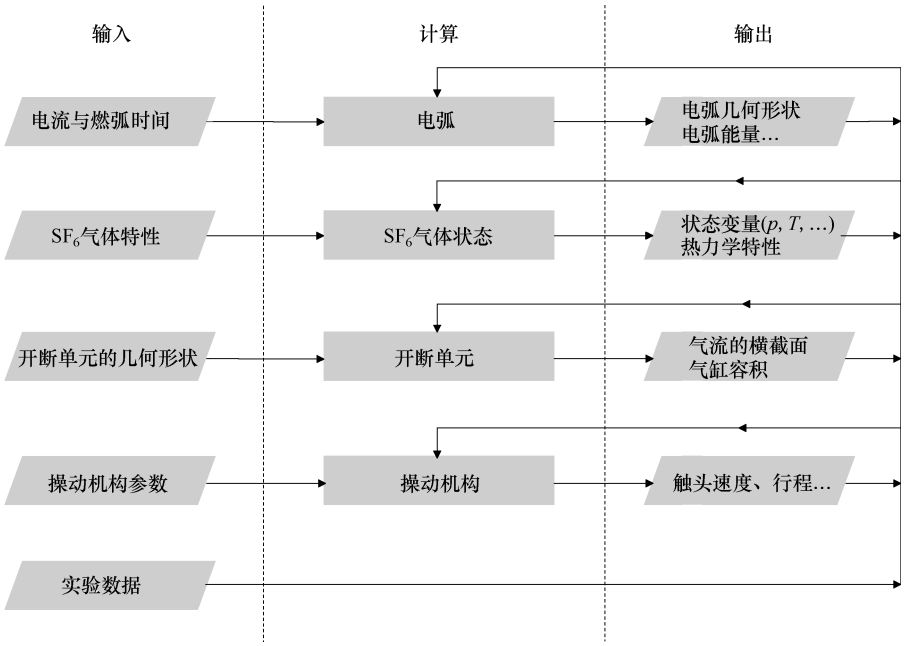


图 3-14　计算程序流程图

弧时间。也可使用合成试验情况下的电流模型，在此情况下，引入电流的参数还包括：引入电流的频率或幅值，与主电流自然过零点相关的引入时刻，基于该数据，在参考相的一个电流零点上选择电弧最终熄灭的时刻。

同样，SF_6 实际气体状态方程也用作输入值，其热力学特性有，在比定压热容 c_p、比定容热容 c_V和音速 c_A条件下的焓变 Δh、熵变 Δs 和比热容，以及 SF_6 等离子体参数，即电导率、气流速度和焓变的近似解析表达式[⊖]。

开断单元的输入数据有动、静弧触头的几何形状，喷口和压气缸的几何形状。

断路器操动机构的基本输入数据定义了运动系统元件的几何形状，所有运动部件的质量和惯性动量，分闸弹簧的特性。

许多输出变量确定了电弧的几何形状、电弧中释放的能量、压气缸内和沿喷口的特定横截面的气体压力、温度和密度，以及通过喷口的气体质量流。

尽管如此，由于电弧物理模型的简化，用于高压 SF_6 断路器操作仿真的计算机程序仍不足以预测开断能力。然而，利用在大容量实验室的特定条件下，实际断路器开断试验中记录的实验数据，有可能在相同或类似条件下，对任意燃弧时间下的开断能力进行预测，这使得在初始概念设计时将操动机构、开断单元和断路器作为一个整体进行设计改进和优化成为可能。

⊖　见 3.2.2 节。

3.3.2　特征量

在特定的开断条件下，通过比较开断过程中的某些特征量，可对断路器的开断能力进行评估。在近区故障条件下⊖，以下各量在电弧熄灭时刻可作为特征量：压气缸内的压力 p，通过喷口喉部的气体质量流 G 和弧触头距离 L。

对于所观测的断路器，进行近区故障试验中确定的最短燃弧时间下开断过程的计算机仿真，确定上述提及的特征量在电弧熄灭时刻的值（见图 3-15）。对于最短燃弧时间，通常可以得到特征量的临界值，表示为 p_C，G_C 和 L_C。

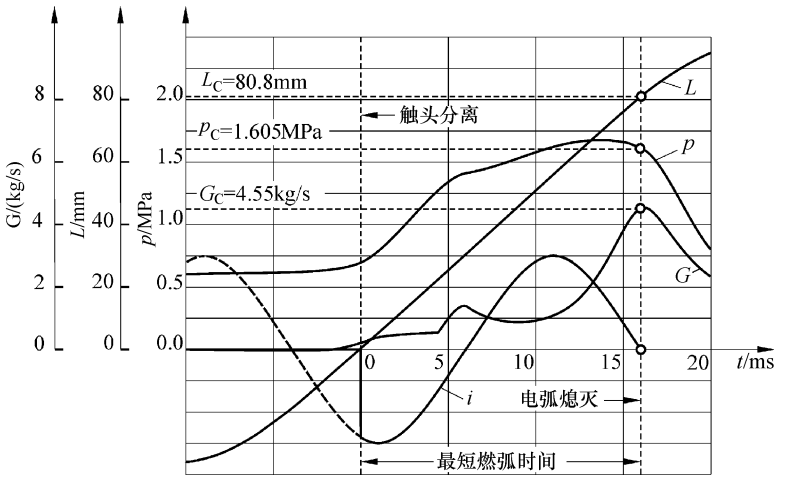


图 3-15　确定电弧熄灭时刻特征量的临界值

在一定条件下成功开断的基本条件是全部三个特征值的观测量等于或大于临界值。这意味着断路器仅当压力、气体质量流和弧触头距离在电流零点时等于或大于其指定临界值的情况下才能开断电路。

3.3.3　熄弧窗口

为了保证断路器能有效开断短路电流，它必须在足够长的时间间隔内（足以使电流零点出现）保持充分的开断能力。无论触头分离处于工频电流的什么时刻，断路器都必须能够开断短路电流。断路器的燃弧时间会因触头分离时刻和特定的电流值而在最小值与最大值之间变化，两者之间的差值被称为熄弧窗口或燃弧窗口，也有被称为开断窗口的。熄弧窗口至少要达到可能的最长电流半波时间。

通过简化电弧物理模型仿真 SF_6 断路器开断，所述计算机程序能够计算熄弧

⊖　对于大多数 SF_6 断路器来说，该开合条件是最困难的。

窗口。

如图 3-16 所示，通过对不同电弧持续时间的重复计算获得了特征量与燃弧时间的关系。对于被观测断路器来说，全部三个特征值大于其指定临界值的时间间隔确定了熄弧窗口。

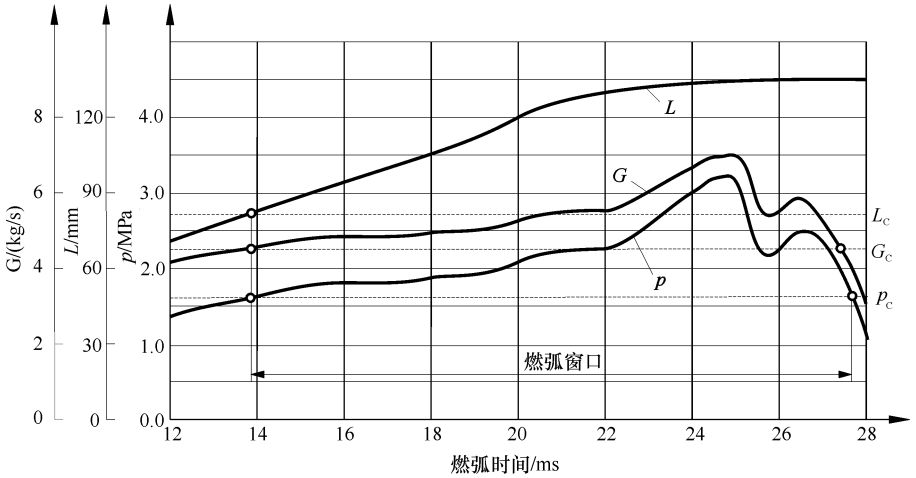


图 3-16　确定电弧熄灭时刻特征量的临界值

在近区故障条件下特征量的临界值通常要大于出线端故障条件下的值。因而，与出线端故障相比，近区故障下的熄弧窗口要更窄并且起始更晚。

3.4　电弧建模的其他工具

除了 *P*-*T* 模型和电弧物理模型以外，已经出现了许多其他更简单的用于电弧建模的工具。这些工具是多种多样的，通常针对简单和特定的应用。

这些工具在表征高压断路器重要特性方面被证明是有价值的，对于合理解释断路器在运行和试验中的操作性能也是必要的。

这些工具产生于对断路器的一般经验和物理应用。它们要么提供断路器开断性能与电路或断路器参数之间的关系，要么作为如电流、压力和电弧长度等系数的函数来定义电弧特性（电压、直径等）。

这种工具可以用最简单的形式，即试验获得的图表来表示，例如介质恢复与触头行程，气体压力等的关系。也可以应用 *P*-*T* 电弧模型对气流进行计算和分析来导出图表。例如，在单独断路器设计中将近区故障开断的极限曲线表示为 d*i*/d*t* 对 d*u*/d*t* 的关系。

断路器的一些特性或者参数可以表示为简单的解析表达式，如电弧直径或电弧电压与电流的关系。另一个例子是截流系数表达式[70]。

一些特性，如电弧电压，可以直接通过标准实验的测量结果确定。其他特性，如电弧直径，需要在特殊的实验室，利用特别设计的开关电器通过可能的光学诊断方法进行特定的试验。

3.4.1 电弧直径和电弧温度

源于弧柱是圆柱体的假定，经常用电弧直径这一术语来描述电弧。弧柱的边界层是特定温度的等温线（约3000K），低于此温度时电离水平非常低，其电导率与电弧中心电导率相比可忽略不计（低于1%）。

空气中自由燃烧电弧的直径 D 与电弧电流 I 的二次方根成正比，可以用以下经验公式粗略地表示：

$$D = k\sqrt{I} \tag{3-111}$$

空气中电弧的横吹或冷却会使其中心的温度和电流密度升高，而电弧直径减小。因此，磁吹旋转电弧的直径与其速度 v 的二次方根成反比。

$$D = k\sqrt{\frac{I}{v}} \tag{3-112}$$

对于空气、N_2 和 SF_6 来说，已经发展了计算喷口喉部纵吹电弧直径的各种模型。这些公式通常具有如下类似的结构：

$$D = k\left(\frac{L}{pM}\right)^m I^n \tag{3-113}$$

式中 L——电弧长度；

p——气体压力；

M——马赫数；

m——常数，0.22～0.27；

n——常数，0.5～0.7。

比例系数 k 决定于沿电弧的压力梯度和作为熄灭介质使用的气体类型。

从基于焓流的简化电弧物理模型入手，通过理论分析可以得到类似的等式：

$$D = k\left(\frac{L}{p}\right)^{0.25} I^{0.5} \tag{3-114}$$

考虑到简化电弧模型的假定，该方程仅在大电流范围内是有效的。图3-17给出了通过理论和实验得到的空气、N_2 和 SF_6 中喷口喉部电弧直径的对比。测量所得直径与理论值具有非常好的一致性。

在大电流情况下，SF_6 中的电弧直径要比空气和氮气中大10%左右。然而，对于较小电流的情况，SF_6 中的电弧直径明显较小，这可以解释为 SF_6 的分解温度比 N_2 低。

3.4.2 气体和真空中的电弧电压

气体中自由燃烧电弧的电弧电压远非常数，这是由周围介质的不稳定热流造成

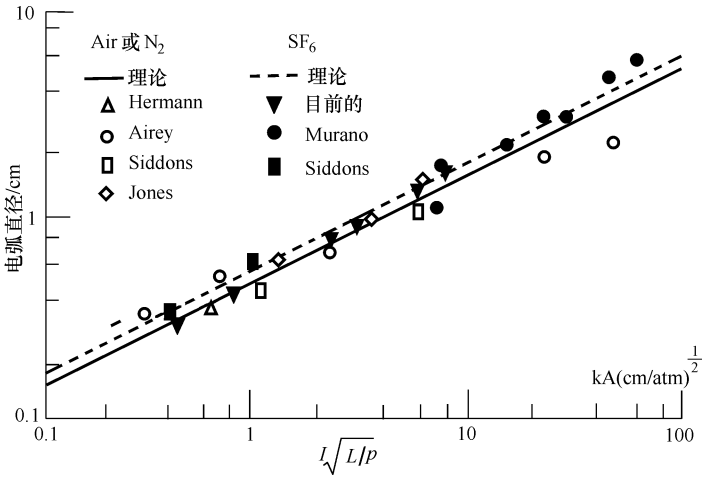


图 3-17　在空气、N_2 和 SF_6 中喷口喉部纵吹电弧直径的多个作者的测量结果与采用式（3-114）的计算值对比[53]

的。因此，给出一个表达式来描述自由燃烧电弧的特性几乎是不可能的，尤其是在较长电弧情况下电极的稳定作用已失去。为此，通常给出的大多是在开关电器中遇到的气流稳定电弧的表达式。然而，在应用这些表达式时必须谨慎，因为它们高度依赖于电弧稳定的方式。因此，其应用领域是非常窄的。

对于人工稳定电弧的电弧电压，由 Ayrton[42] 提出的目前仍然使用的最古老的经验公式之一的形式如下：

$$u_a = a + bL + \frac{c + dL}{I} \tag{3-115}$$

式中，a、b、c 和 d 是没有物理意义的常数，而 L 代表电弧长度。一些作者试图通过给电弧电流引入一个幂系数 n 来扩展该方程的应用范围：

$$u_a = a + bL + \frac{c + dL}{I^n} \tag{3-116}$$

电弧电压可以用通用关系式来表示：

$$u_a = u_E + u_C \tag{3-117}$$

式中　u_E——阴极和阳极压降之和；

u_C——弧柱上的压降。

它使这些公式中的常数具有物理意义。

通过在以纵向形式吹弧的实际 SF_6 断路器中观察电弧电压，发现 u_E 的值是 23.5V。u_C 的值很大程度上取决于气体压力和电弧长度。

由于弧柱电压依赖于电弧的长度，使用电弧电压梯度，即弧柱中的轴向电场强度 E 通常更加实用。将式（3-116）对 L 进行求导后，可得

$$E = \frac{\mathrm{d}u_a}{\mathrm{d}L} = b + \frac{d}{I^n} \tag{3-118}$$

因为电弧的电场强度也取决于气体压力，一些作者使用以下表达式：

$$E = kp^m I^{-n} \tag{3-119}$$

系数 n 的值通常在 0.33 ~ 0.5 的范围内变化，而 m 的取值则在 0.5 左右。在使用该公式时，必须一直记住电流和压力的范围，常数 m、n 和 k 是以此确定的。

实验和理论研究[150]表明，气吹电弧的电弧电压梯度从靠近上游电极的 200V/cm 沿电弧轴线至下游的 10V/cm 而变化（见图 3-18）。

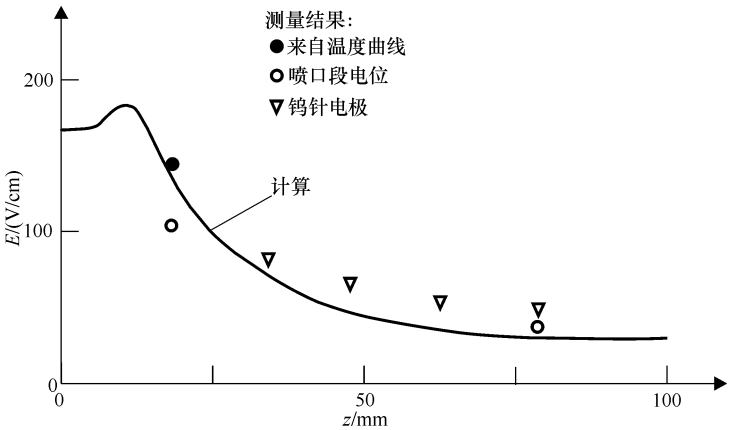


图 3-18　气吹电弧的电弧电压梯度[150]

因为电流是由阴极表面产生的金属蒸气等离子体承载，真空电弧的特性和相应的电弧电压完全不同于高气压气吹电弧。真空电弧可以根据电流幅值确定为三种主要模式：

- 扩散型电弧（电流不超过数千安）；
- 阳极斑点形成（通常在 10kA 左右）；
- 集聚型电弧（阳极斑点形成后）。

这些电弧模式之间的实际转换取决于触头几何形状、触头材料和纵向磁场的存在。

如果没有纵向磁场存在，电弧的伏安特性有三个特定部分：

1）电流大约不超过 1kA 时，电弧电压几乎为常数并且等于阴极压降。对于铜阴极，该电弧电压的值约为 $U_0 = 20\mathrm{V}$。

2）电流从 1kA 到 10kA 时，由于金属蒸气密度增加，电子需要更多的能量。因此，电弧电压随电弧电流增加。

$$u_a = U_0 + cI_a \tag{3-120}$$

式中，系数 c 几乎与电流无关。在阳极斑点形成之前 cI_a 乘积的值可达到 20V 到 50V（极端情况下）。

c）电流在 10kA 以上时，阳极斑点形成，电弧电压达数百伏，并与不稳定高频振荡有关。

真空断路器中的一个解决方案是采用纵向磁场使得形成阳极斑点的电流值更大。

纵向磁场的存在对电弧电压产生双重影响：阳极压降减小而弧柱上的压降增加，其结果是电弧电压的最小值取决于电流和磁通密度 B（见图 3-19）。

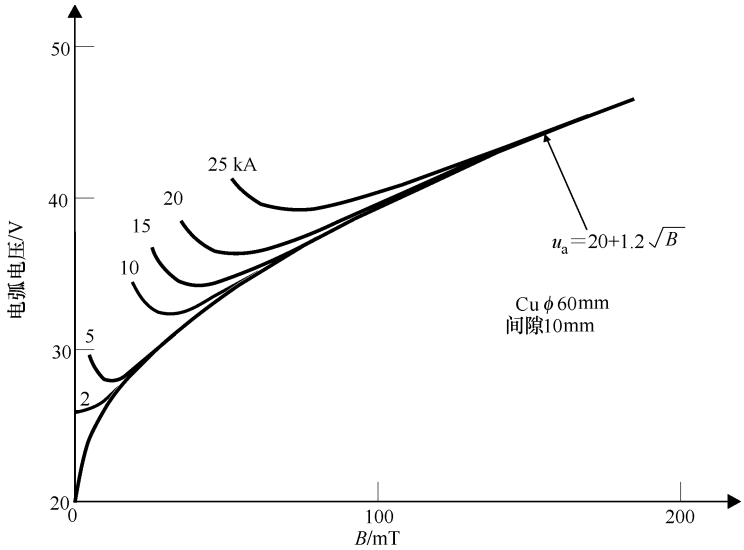


图 3-19　气吹电弧的电弧电压梯度[150]

在真空中，阳极直径和阴极压降对电弧电压值起主要影响作用，电弧长度的影响有限。

触头直径主要影响阳极斑点的形成。直径较大的阳极由于压降较小，使得形成阳极斑点的电流值更大（见图 3-20）。

3.4.3　冷态电压特性

断路器的冷态电压特性，或简称冷态特性，描述了在没有电弧或在小电流电弧情况下触头分离后间隙的介质恢复特性。这样的操作条件一般是开断空载地下电缆或架空线路的电容电流，空载变压器、并联电抗器和高压电动机的小电感电流等情况。对于采用强动态气流的灭弧室的触头间隙而言，这种开断条件提出了很高的绝缘要求，但又不能得到由电弧能量建立的压力的帮助。SF_6 断路器灭弧室中的气流明显改变了各种设计的介质恢复速度，耐受电压值由触头分离后的电场、压力建立、动态气流和作为触头行程函数的触头速度来决定。

冷态特性是一个强有力、易于使用且成本相对较低的工具，并已被制造商广泛

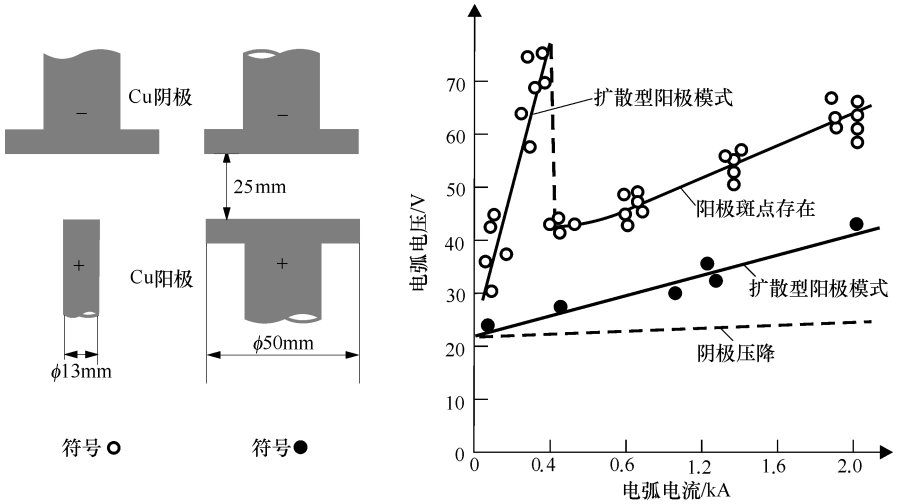


图 3-20　真空中阳极直径对电弧电压的影响[244]

应用。

可以在几次分闸操作后给断路器两端施加一系列延长的脉冲电压，实现冷态电压特性的实验测定。电压回路的触发与断路器的分闸操作同步，通常通过适时提前操作，在不同的触头位置将脉冲电压施加到触头间隙上。因此，通过加载一系列脉冲电压，可以从触头分离到完全打开位置的全部行程范围进行测试。试验过程通常在锁定条件下进行，即最小触头速度和最小充气压力，以作为空载介质恢复强度极限的信息，这对型式试验中评估断路器开断电容电流和小电感电流的性能是非常有用的。

由于试验电路的限制，在行程的末尾仅可得到耐压值，这是因为由额定绝缘水平定义的断路器的断口耐压能力超出了冷态特性开断负荷的范围。对于更长行程击穿值的测量是不可能的，也是由于与内部绝缘相比，灭弧室外部绝缘耐受电压（相对于内绝缘）较低。耐压值证明在分闸过程中灭弧室的绝缘完好，包括气流对绝缘耐受能力的影响。

如果能够承受冲击，就记录击穿电压和施加电压的峰值，记录的电压是作为冲击的函数而不是时间的函数，由此就避免了在冷态特性确定过程中由于冷态特性的变化率很大，除了击穿统计特性固有的分散性[141]之外引入额外的干扰，这也简化了从锁定到运行状态的推断。

通常，主要采用两种类型的冷态特性试验程序：单脉冲和多脉冲方法。单脉冲方法在每次试验中仅能提供一次重击穿或击穿，而多脉冲方法在一次试验中可以提供数次连续的重击穿。单脉冲方法的优点是避免了先前击穿对下次试验的潜在影响[142]，而多脉冲方法则缩短了试验时间。

典型的冷态特性试验结果如图 3-21 所示。对于较小的触头间隙，通常施加足够高的峰值电压引起断路器触头间的击穿，这样就确定了冷态特性的上升率。

最终结果的应用范围以及断路器性能都应仔细分析，并且先于冷态特性进行。

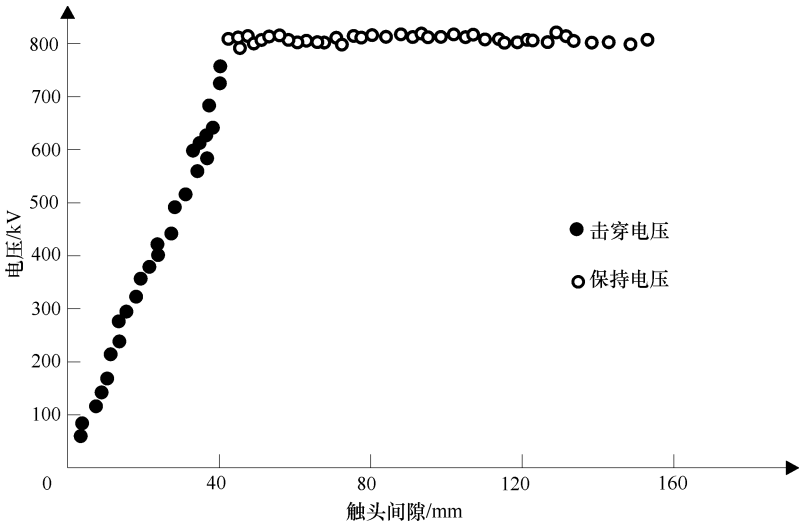


图 3-21　典型冷态电压特性

如果断路器属于触头间电弧不影响间隙耐受电压类型的，冷态电压特性才是适合的研究工具，开断电容电流和小电感电流即属于这种情况。

在确定冷态特性的过程中所加电压的变化率需要尽可能地与供电回路中瞬态恢复电压的上升率接近。

当冷态特性用于分析开断小电感电流时产生的重燃现象时，施加电压的上升速度和频率应最好与所考虑的感性负载产生的电压在同一数量级上。如果用户仅需分析第一次重燃，可以使用单脉冲试验电路。如果需要分析断路器多次重燃，则推荐使用多脉冲电路。

对于容性开断情况，推荐使用偏压㊀电路，因为这种情况下电路的振荡频率接近于工频。从实用出发，应使用稍高的频率，大约是工频的两倍，或者提高电压，否则或许无法确定冷态电压特性。比如被试断路器成功开断电容电流而没有重击穿时，就会发生这种情况。电源和负载侧端子上的电压负荷分布应该与容性开断的负荷一致。

施加在触头间隙上的脉冲极性也对击穿电压有显著影响。正极性和负极性标准雷电冲击波（1.2/50μs）试验结果的实例如图 3-22 所示。

㊀ 在 $U_n \geqslant 300$kV 的断路器绝缘型式试验中采用这一电路，其中被试断路器的一个端子施加雷电（或操作）冲击电压，另一个端子施加工频电压（见 IEC-62271-1，2007 中的表 2a）。

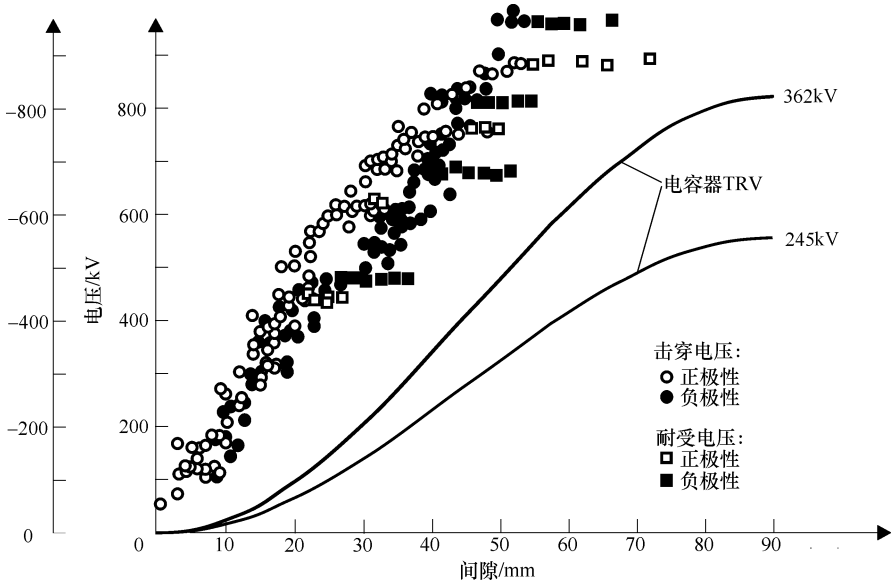


图 3-22　脉冲极性对触头间隙击穿和耐受电压的影响——试验结果的实例

图 3-23 所示的实例展示了冷态电压特性的应用，图解了不同燃弧时间下断路器行程、电容器恢复电压和触头间隙的冷态电压特性。这清晰地表明该断路器的绝缘性能足以使其成功开断电容电流。

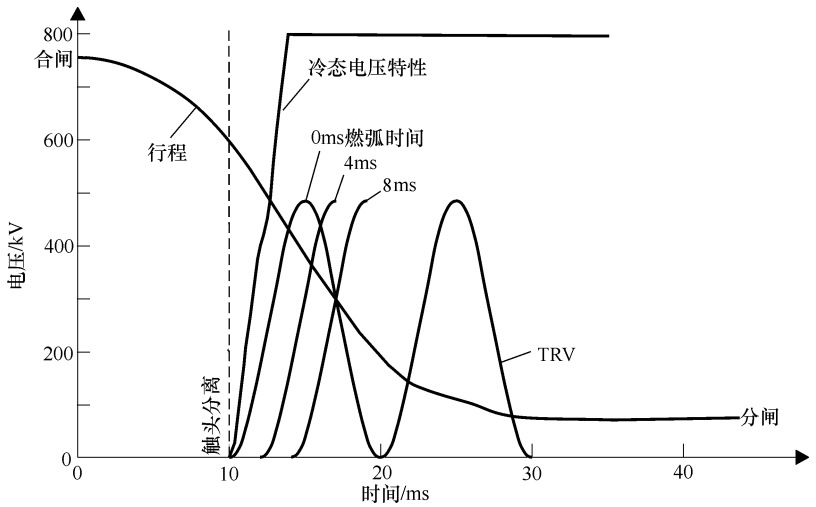


图 3-23　脉冲极性对触头间隙击穿和耐受电压的影响——试验结果的实例

3.4.4　极限曲线

极限曲线描述了断路器的整体性能。依据测量的确定参数，可以由 *P*-*T* 电弧

模型获得表征断路器整体性能的极限曲线。应用极性曲线能够减少非常昂贵的断路器实验室开断试验。

断路器开断近区故障时的主要负荷参数是电流变化率 di/dt 和瞬态恢复电压的上升率 du/dt，这些参数通过线路的波阻抗 Z_0 联系在一起。

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}t}=Z_0\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} \tag{3-121}$$

Z_0 和 di/dt 是独立的参数。作为波阻抗的函数，断路器所能开断的最大 di/dt 可以表示断路器的开断能力。对于特定的断路器，基于对开断过程中电弧电压和电弧电流所精确测量确定的电弧参数，该相互关系可以利用 P-T 电弧模型进行计算。结果可以用相对值来表示，如图 3-24 所示。对于不同线路长度的近区故障，可以获得类似的曲线。平均曲线可用来描述断路器的整体性能并且可以将试验结果外推至其他波阻抗数值时的情况。

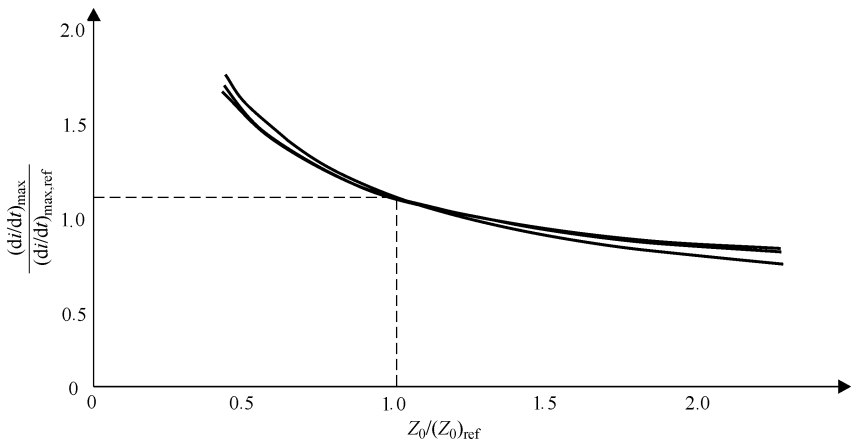


图3-24　用所能开断的最大 di/dt 相对值表示的对应于波阻抗相对值的断路器开断能力

每极断口数的加倍等价于每个灭弧室的波阻抗以系数 2 减小。这种情况也可用同样的极限曲线来处理[143,29]。

断路器的近区故障开断性能可以通过在灭弧室的两端或线路端子与地之间并联附加电容来提高。对于通过实验确定的 di/dt 最大值，即在没有附加电容 $C_z=0$ 时断路器所能开断的值，在不同电弧参数或不同近区故障系数下利用 P-T 电弧模型计算出的曲线是类似的（见图 3-25）。平均曲线可以用于粗略评估并联电容值对于提高开断能力的作用。

对开断能力有重要影响的另一个参数是近区故障系数㊀p，它表示因线路阻抗

㊀ 近区故障系数 p 定义为近区故障中电源侧阻抗与全部阻抗的比值。该系数的特定值对应于额定短路开断电流的交流分量的减小。

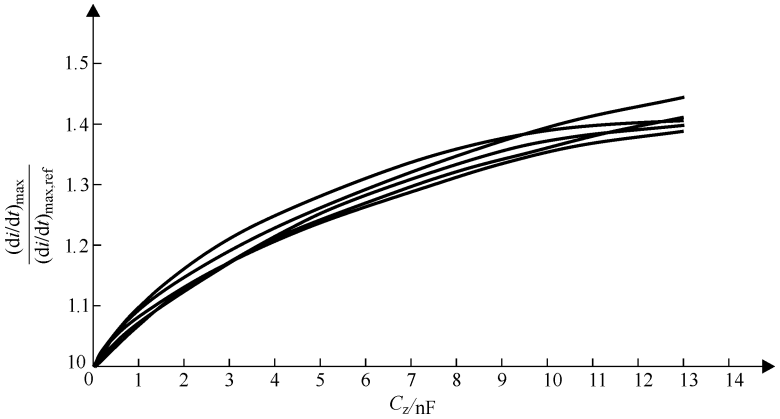


图 3-25　利用附近并联电容 C_z 提高开断能力

注：$(di/dt)_{max,ref}$是通过试验确定的无并联电容 $C_z=0$ 时断路器所能开断的 di/dt 最大值

而导致的短路电流减小。当 p 的值较小时，开断电流和相应的 di/dt 也相对较小。因此，断路器上的负载也较低。另一方面，当 p 的值较大时（$p>0.9$），由于线路上的电压波反射后行进的距离短，瞬态恢复电压的第一个峰值出现得很早。因此，存在一个特定数值的 p，使得断路器承受最严重的负载。这一数值主要取决于电弧的时间常数（见图 3-26）。

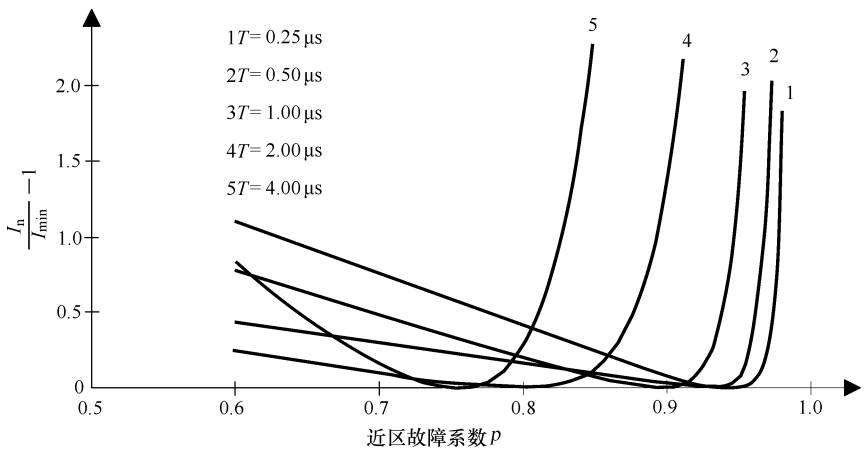


图 3-26　对于不同数值的时间常数 T，开断能力与近区故障系数的关系

I_n—额定短路开断电流　I_{min}—临界近区故障电流的计算值

对于 SF_6 断路器来说，时间常数的典型值在 0.2～0.5μs 之间，p 的临界值在 0.9～0.95 的范围内。压缩空气断路器的时间常数在 2～5μs 的范围内，所以 p 的临界值在 0.75～0.85 之间[144]。

3.4.5　截流系数

另一个表示断路器性能的简单方程的很好例子是截流系数方程。

在开断小电感电流时，断路器会产生过电压。如果触头之间的耐受电压低于恢复电压，会发生重燃而产生过电压。或者由于截流而产生过电压，即由于电弧的不稳定性使电流强迫过零。因此，制造商在开发新型断路器以及运行人员在构建电网时，了解特定断路器在小电感电流开断过程中产生的过电压水平是非常重要的。

通过截流系数描述断路器特性的方法就是将截流电流 I_0、串联断口数 N、断路器端看进去的电容值 C 和称为截流系数 K 的断路器特定常数之间用一个简单关系式描述。

$$I_0 = KC^a N^b \tag{3-122}$$

对于气吹断路器，其中 a 和 b 一般为 0.5，常用以下关系式：

$$I_0 = K\sqrt{CN} \tag{3-123}$$

截流系数取决于气吹强度，这就是它在气吹断路器中随电弧持续时间变化的原因。最大截流系数通常是在最长燃弧时间下获得，因为该状态对应于最大的气吹强度和最大的电弧长度。

对于真空断路器，截流主要取决于触头材料，仅与并联电容有较小的关系（$a<0.2$）。因此，对气吹断路器和真空断路器的截流系数直接进行比较是不可行的。

对于确定类型的断路器和特定的电路条件，通过实验可以确定截流系数的值。

利用式（3-122）和式（3-123）可以推断同样的断路器在不同电路条件下、甚至是在每极断口数不同的情况下的截流系数。

基本公式（3-122）会产生一定的误差，这与网络结构有关，特别是从断路器两端看进去的电路不能简化为单一并联电容时。当断路器的一侧或两侧存在分布元件时，如何确定并联电容也会比较困难[146]。

电弧特性及其与电路的相互作用有一定的随机性，因此对于相同的燃弧时间和试验电路，会得到不同的截流水平。这意味着最好将截流系数用平均值和标准差定义为燃弧时间的函数。通过这种方法，在试验中得到的最长燃弧时间 10ms 下进行计算，可以推断出最大的统计截流系数（见图 3-27）。

图 3-28 给出了不同开断技术的截流系数最大值和最小值的对比。

截流系数方法可用于确定在开断小电感电流过程中由于截流而产生的过电压。图 3-27 所示的例子说明了该方法在带有电抗器负载的变压器开断中的应用。该图表给出了在两种试验条件下所得到的作为燃弧时间函数的截流系数。

对该结果应用二阶多项式回归，给出了作为燃弧时间函数的截流系数平均值（$AF^{-0.5}$）的变化关系：

$$K_{mean} = (0.259t_a^2 + 4.767)10^3 \tag{3-124}$$

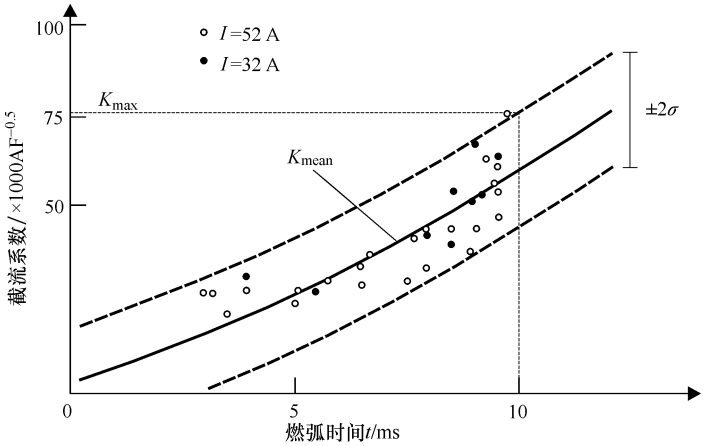


图 3-27 截流系数与燃弧时间的关系

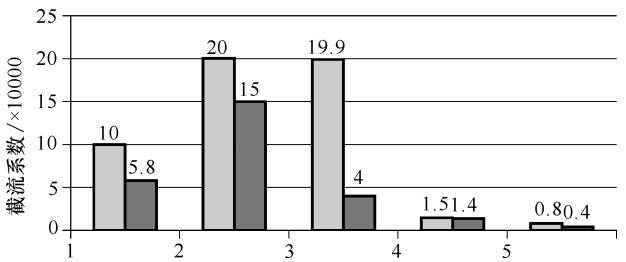


图 3-28 截流系数的最大和最小值

1—少油 2—压缩空气 3—SF_6 压气式 4—SF_6 自能式 5—SF_6 旋弧式

由该关系式对误差进行统计分析而得到标准差（$AF^{-0.5}$）：

$$\sigma = 7.95 \times 10^3 \tag{3-125}$$

在试验中得到的最长燃弧时间 10ms 下进行计算，可以得到最大截流系数（$AF^{-0.5}$）：

$$K_{max} = K_{mean} + 2\sigma = 75.4 \times 10^3 \tag{3-126}$$

用 EMTP 程序[㊀]对所进行的试验进行仿真，试验中采用 SF_6 断路器和接在变压器上的空心电抗器负载电路且恢复频率为 683Hz。在电源电压为 58kV、电流为 52A 的电路中对大范围的燃弧时间进行了研究。用这种方法得到的过电压系数为 1.87，接近于实验记录到的最大值（燃弧时间为 9.5ms 时为 1.82）。图 3-29 给出了开断时刻附近的负载侧电压。利用截流系数 K_{max} 和 EMTP、Matlab SimPowerSystems 或类似软件推断其他电路条件下的情况是可能的。

㊀ 电磁暂态程序。

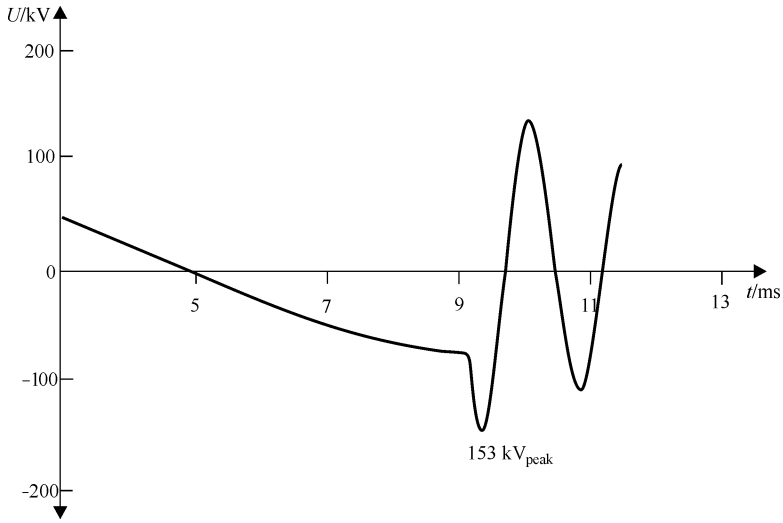


图 3-29　利用电抗器电流开断的 EMTP 仿真获得的截流引起的负载侧电压变化

通过比较截流引发的过电压和冷态电压特性可以得到可能发生第一次重燃的电压。一次或多次重燃后电压变化的计算还需要 EMTP 仿真。

3.4.6　断路器的电寿命

在不超过额定值的范围内断路器能够成功开断某个特定电流的次数是多少呢？这是一个用户经常提出的问题。该问题的答案定义了断路器的电寿命。

在采购过程中，许多制造商提供关于断路器电寿命的信息。有许多不同的方法将该信息提供给用户：

1）它可以仅是累积电流值。当达到累积电流的特定有效值时，就需要更换弧触头。

2）它可以是一个图表，给出了在触头烧尽以至于需要更换之前，断路器弧触头能够处理的开断电流与允许开断次数之间的关系（见图 3-30a）。

3）它可以表示作为一个简单的方程，可以将较小电流下的电磨损转换为较大电流下的一定开断次数（见图 3-30b）。

电流与磨损之间的关系并没有表面上那样简单，尤其是将电磨损从较小电流转换至较大电流时需要特别注意。在这方面，以下公式是根据大容量实验室的试验导出的[224]，可作为等效准则。

1）对于 $0 < I < 35\% I_{SC}$，有

$$N_I = N_{35}\left(\frac{I_{35}}{I}\right)^3 \tag{3-127}$$

2）对于 $35\% < I < 100\% I_{SC}$，有

$$N_I = N_{35}\left(\frac{I_{35}}{I}\right)^{1.7} \tag{3-128}$$

式中　I_{SC}——额定短路开断电流；

I_{35}——I_{SC}的35%；

N_I——在电流为I时的开断次数；

N_{35}——在电流为35%I_{SC}时的开断次数。

结果也与运行经验有关[225]。

通常，式（3-127）和式（3-128）简化为与短路电流二次方成正比的磨损。

从电寿命考虑，传统断路器并不满足少维护的要求。它们备有可维修的内部元件，要在预期使用寿命内进行维护。

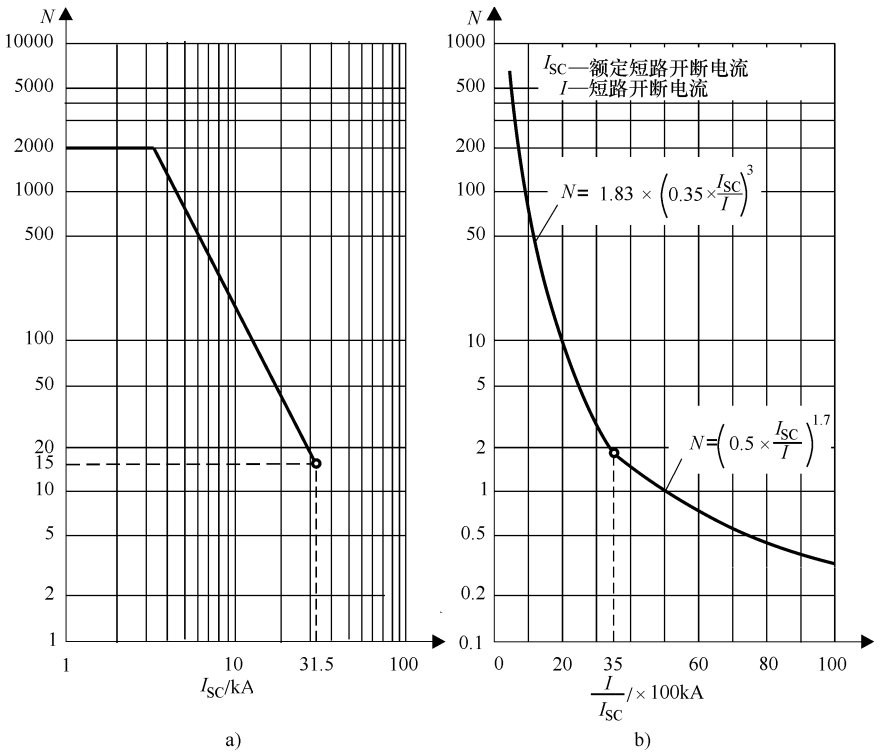


图3-30　电寿命详细说明的实例

a）开断操作允许次数与开断电流的关系　b）对于压气式SF_6断路器作为开断电流函数的开断操作等效次数[224]

目前生产的大多数断路器，例如单压力式SF_6断路器，与先前的产品相比具有更强的电气负载承受能力。在IEC/TR 62271-310，2.0版2008[223]中，定义了称为“E2级”的延长电寿命检验的试验程序。E2级断路器以这样的方式进行设计，即

在运行的前 25 年内，灭弧室的内部元件，特别是弧触头都不需要维护。灭弧室两次维护之间的时间间隔达到断路器的预期使用寿命。

即使如此，电寿命的内容仍需要进一步考虑。现有的关于断路器弧触头磨损过程的知识仍不完备。电弧作用下的运行条件是非常严酷的，它包括故障发生的高概率和高故障电流等级。磨损过程被视为状态维修和以可靠性为中心的维修计划的关键组成部分之一。从基于时间和故障的维修向状态维修和以可靠性为中心的维修的转变趋势而言，用户要提出如质量和运行成本等基本要求，制造商也必须对此加以注意，否则品牌形象将明显面临风险。由此，双方都认为断路器磨损必须详细研究、分析和监测。

从电寿命角度而言，限制断路器运行寿命的灭弧室部件有弧触头、喷口和气体。不同的分析都表明弧触头侵蚀是灭弧室磨损的主要因素。弧触头尽管采用烧结材料制造，也还是会被电弧侵蚀。该侵蚀取决于很多因素，如触头材料、吹弧条件，尤其是开断电流的幅值和非对称性。对于现代断路器，一次 30% I_{SC} 开断中的电磨损约是 100% I_{SC} 的 1/10；而一次 10% I_{SC} 开断中的电磨损甚至降至 100% I_{SC} 的 1% 以下。一些专家认为数次非对称短路电流开断的磨损远比相对更多次数的对称电流开断严重得多。

在开断过程中，触头间不可避免地会出现开关电弧。在电弧存在期间，一部分触头材料会蒸发。该过程会导致在一定次数的开断后断路器失效。因此，如 2.1.5 节所述，触头材料被侵蚀的数量可以作为确定断路器电寿命的量。然而，运行中出现的实际问题是在不打开灭弧室的情况如何进行测量。

作为替代方法，材料侵蚀量可以通过弧柱中的能量平衡用以下量来进行估算：即触头的热应力和热阻。这些量可以在断路器试验中通过实验确定，从而建立断路器电气寿命终止前开断电流、燃弧时间和成功开断次数之间的关系。

燃弧过程中弧柱释放能量的总量 W 为

$$W = \int_0^{t_a} R_a(I_a, t) i_a^2 \mathrm{d}t \tag{3-129}$$

式中　i_a——电弧电流；

R_a（I_a，t）——作为电弧电流和时间的函数的电弧电阻；

t_a——燃弧时间。

电弧电阻并不是常数，当电弧电流增加时它会减小，这一变化可以通过引入一个电弧电流的幂函数来近似表达：

$$R_a(i_a, t) i^2 = R_0 \mid i_a \mid^{\alpha} \tag{3-130}$$

式中，R_0 为常数，且 $\alpha < 2$。

式（3-129）则变为

$$W = R_0 \int_0^{t_a} \mid i_a \mid^{\alpha} \mathrm{d}t \tag{3-131}$$

在燃弧时间的每个时刻，该能量的一部分 $\mathrm{d}W_{\mathrm{mac}}$ 以热的形式施加到动弧触头上，而另一部分则施加到静弧触头上 $\mathrm{d}W_{\mathrm{sac}}$。剩余能量 $\mathrm{d}W_{\mathrm{rest}}$ 则作为喷口和灭弧室其他部件的热应力来释放，以及灭弧介质的加热、分解和电离，还有向附近环境的散失。可以用以下公式表示：

$$\mathrm{d}W = \mathrm{d}W_{\mathrm{mac}} + \mathrm{d}W_{\mathrm{sac}} + \mathrm{d}W_{\mathrm{rest}} \tag{3-132}$$

其中，

$$\mathrm{d}W_{\mathrm{mac}} = k_1 \mathrm{d}W \tag{3-133}$$

$$\mathrm{d}W_{\mathrm{sac}} = k_2 \mathrm{d}W \tag{3-134}$$

$$k_1 + k_2 < 1 \tag{3-135}$$

因此，分配系数 k_1 和 k_2 决定了弧柱中释放的总能量中作为弧触头热应力所释放的那部分能量。分配系数取决于不同因素：

1）取决于灭弧室、灭弧介质、触头材料和几何形状。然而，对于给定类型的断路器，除了材料质量的变化和制造公差，这些属性对触头磨损的差异没有影响。

2）触头极性。在进行比较时，阳极的侵蚀总是比阴极高约 30%[228]。对于交流断路器来说，可以假定触头在其寿命周期内作为阳极和阴极的时间是相同的，意味着：

$$k_2 = ck_1 \tag{3-136}$$

3）对弧根中的过程进行分析[35]，表明分配系数和电弧电流之间存在关联，在第一次近似中可以写成：

$$k_1 = a + b\,|\,i_{\mathrm{a}}\,| \tag{3-137}$$

式中，a 和 b 是常数。

在式（3-133）和式（3-134）中进行替换并积分后，可以得到以下表达式：

$$W_{\mathrm{mac}} = aR_0 \int_0^{t_{\mathrm{a}}} \left(|\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha} + \frac{a}{b} |\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha+1} \right) \mathrm{d}t \tag{3-138}$$

$$W_{\mathrm{sac}} = caR_0 \int_0^{t_{\mathrm{a}}} \left(|\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha} + \frac{a}{b} |\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha+1} \right) \mathrm{d}t \tag{3-139}$$

在参数 a、b、c 和 R_0 未知的情况下确定 W_{mac} 和 W_{sac} 是不可能的。因此，引入衡量弧触头热应力的量 X 取代导致热应力的能量是方便的，其通过以下方式定义：

$$X = \frac{W_{\mathrm{mac}}}{aR_0} = \frac{W_{\mathrm{sac}}}{caR_0} \tag{3-140}$$

即

$$X = \int_0^{t_{\mathrm{a}}} \left(|\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha} + q\,|\,i_{\mathrm{a}}\,|^{\alpha+1} \right) \mathrm{d}t \tag{3-141}$$

式中，$q = b/a$。

短路期间的电弧电流为

$$i_{\mathrm{a}} = I_{\mathrm{m}} \left[\sin(\psi)\, \mathrm{e}^{-\frac{t}{\tau}} - \sin(\omega t + \psi) \right] \tag{3-142}$$

假定燃弧期间短路电流的直流分量为常数[⊖]，电弧电流可用以下关系式描述：

$$i_a = I_{DC} - I_m \sin(\omega t + \psi) \tag{3-143}$$

其中 ψ 如下：

1）小半波后电流开断的情况（见图 3-31a）：

$$\psi = \pi - \arcsin\left(\frac{p}{100}\right) \tag{3-144}$$

2）大半波后电流开断的情况（见图 3-31b）：

$$\psi = \arcsin\left(\frac{p}{100}\right) \tag{3-145}$$

其中，p 是触头分离时刻短路电流的直流分量百分数：

$$p = \frac{I_{DC}}{I_m} \times 100\% \tag{3-146}$$

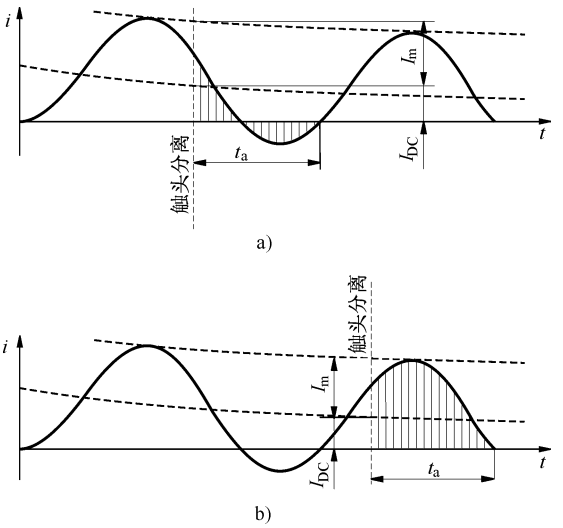


图 3-31　电流开断

a）小半波后　b）大半波后

这样，在一次开断操作中（以 $kA^{\alpha}s$ 表示）弧触头的热应力 X 可以表示为

$$X = I_m^{\alpha} J_{\alpha}(t_a, p) + q I_m^{\alpha+1} J_{\alpha+1}(t_a, p) \tag{3-147}$$

这里引入以下指定条件：

$$J_{\alpha}(t_a, p) = \int_0^{t_a} \left| \frac{p}{100} - \sin(\omega t + \psi) \right|^{\alpha} \mathrm{d}t \tag{3-148}$$

直至断路器电寿命终止的弧触头热应力总和决定其弧触头的热耐受能力。

$$\sum X = \sum_{i=1}^{n} X_i \tag{3-149}$$

式中　n——电寿命终止前成功开断的次数；

X_i——每次单独开断的热应力。

设定每次开断的平均热应力，满足：

$$\sum X = n\left[I_m^{\alpha} J_{\alpha}(t_a, p) + q I_m^{\alpha+1} J_{\alpha+1}(t_a, p) \right] \tag{3-150}$$

通过这种方式，建立了断路器四个特征值之间的关系，即弧触头热耐受能力的衡量标准、开断电流，燃弧时间和电寿命终止前的成功开断次数。因此，式（3-150）可以看作是对其触头寿命的估计。

⊖ 考虑到燃弧时间远小于实际电网中的电路时间常数，这一假定是合理的。

对压气式 SF_6 断路器两个系列的电寿命试验中所获得的试验结果应用上述方法[41,226]，可以得到以下参数值：$\alpha = 1.7$ 和 $q = 0.01$，以及 $\sum X = 189.96\text{kA}^{1.7}\text{s}$。

图 3-32 给出了在 a）小半波和 b）大半波后电流开断的情况下，对于不同直流分量百分数在燃弧时间内积分得到的 $J_{1.7}(t_a,p)$ 计算值。图 3-33a 和 b 给出了在燃弧时间内积分所得 $J_{2.7}(t_a,p)$ 的相应值。这些图清晰地表明了燃弧时间和电流不对称性对弧触头热应力的显著影响。

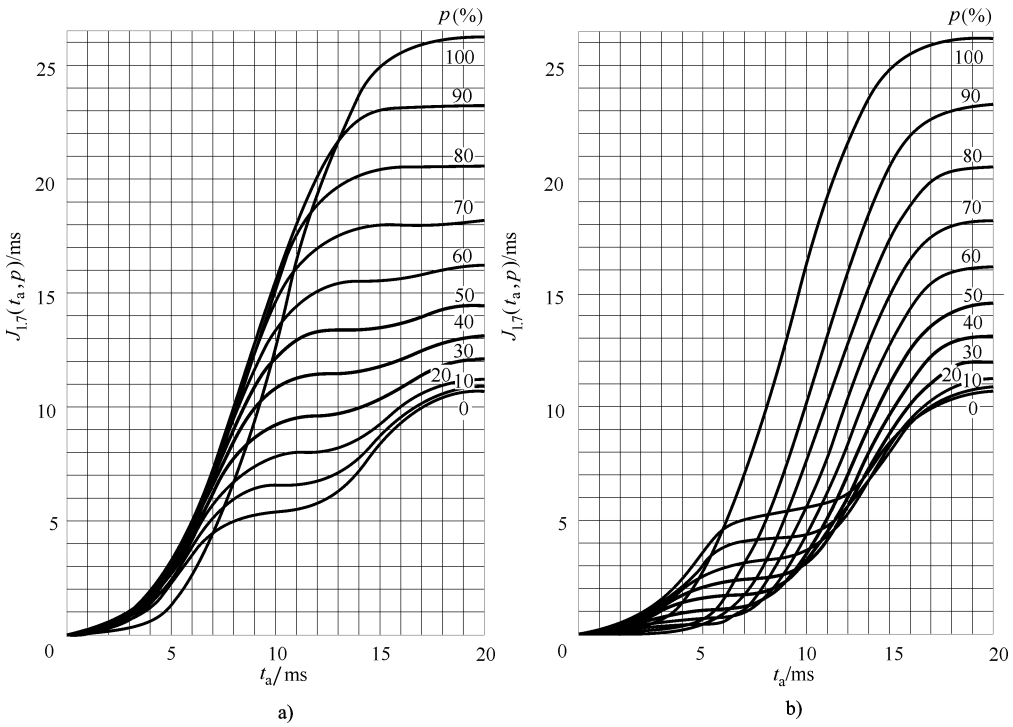


图 3-32　在 a）小半波和 b）大半波后电流开断的情况下，对于不同的 p 值积分所得 $J_{1.7}(t_a,p)$ 与燃弧时间的关系

使用触头寿命公式（3-150），可预测不同条件下断路器的电寿命极限，并可对不超过短路开断电流额定值的开断次数进行分析预测。由于燃弧时间的随机性，采用积分得到 $J_{1.7}(t_a,0)$ 和 $J_{2.7}(t_a,0)$ 的平均值。

对于最长燃弧时间 16ms 和最短燃弧时间 7ms，计算所得贯穿全部燃弧窗口的对称电流积分平均值为

$$\frac{1}{10}\sum_{t_a=7}^{16} J_{1.7}(t_a,0) = 6.19\text{ms} \approx J_{1.7}(13,0) \tag{3-151}$$

$$\frac{1}{10}\sum_{t_a=7}^{16} J_{2.7}(t_a,0) = 4.96\text{ms} \approx J_{2.7}(13,0) \tag{3-152}$$

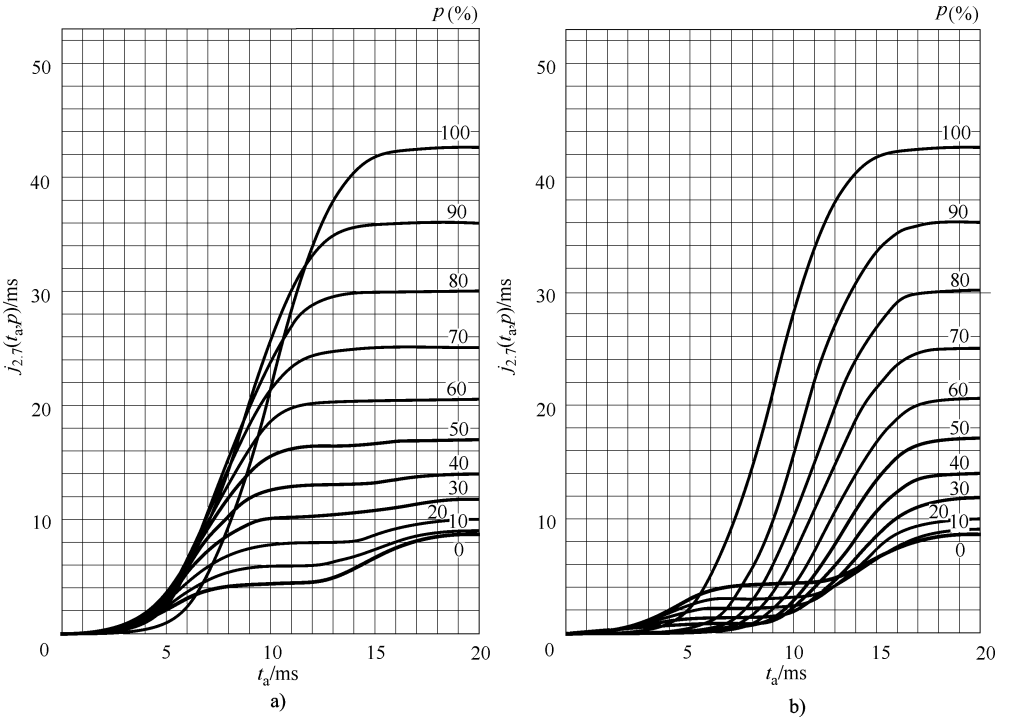


图 3-33　在 a）小半波和 b）大半波后电流开断的情况下，对于不同的 p 值积分所得 $J_{2.7}(t_a,p)$ 与燃弧时间的关系

将这些值带入触头寿命公式（3-150），可得以下经验公式：

$$n = \frac{\sum X}{J_{1.7}(13,0)I_m^{1.7} + J_{2.7}(13,0)I_m^{2.7}} \tag{3-153}$$

$$n = \frac{189960}{11.16I_{eff}^{1.7} + 0.126I_{eff}^{2.7}} \tag{3-154}$$

图 3-34a 给出了直至断路器电寿命终止成功开断次数的依赖关系。

如果将短路电流看作一个参数并且燃弧时间是变化的，曲线表明电弧持续时间对电寿命有非常显著的影响。图 3-34b 给出了在某些短路电流数值（25kA、31.5kA 和 40kA）下电寿命终止前成功开断次数的依赖关系，通过以下公式进行计算：

$$n_{40} = \frac{189960}{954J_{1.7}(t_a,0) + 539J_{2.7}(t_a,0)} \tag{3-155}$$

$$n_{31.5} = \frac{189960}{635J_{1.7}(t_a,0) + 283J_{2.7}(t_a,0)} \tag{3-156}$$

$$n_{25} = \frac{189960}{429J_{1.7}(t_a,0) + 152J_{2.7}(t_a,0)} \tag{3-157}$$

可以看到，燃弧时间为 10ms、20ms 和 30ms 附近的阶梯变化非常显著。如此

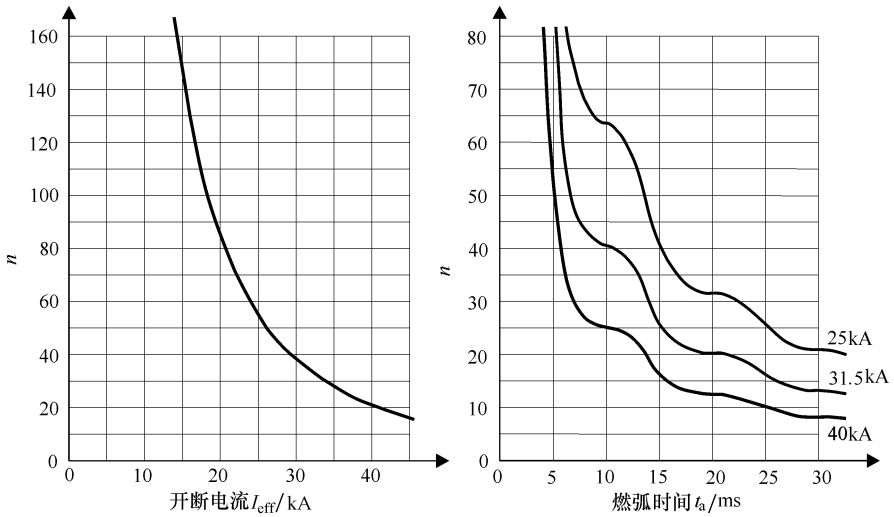


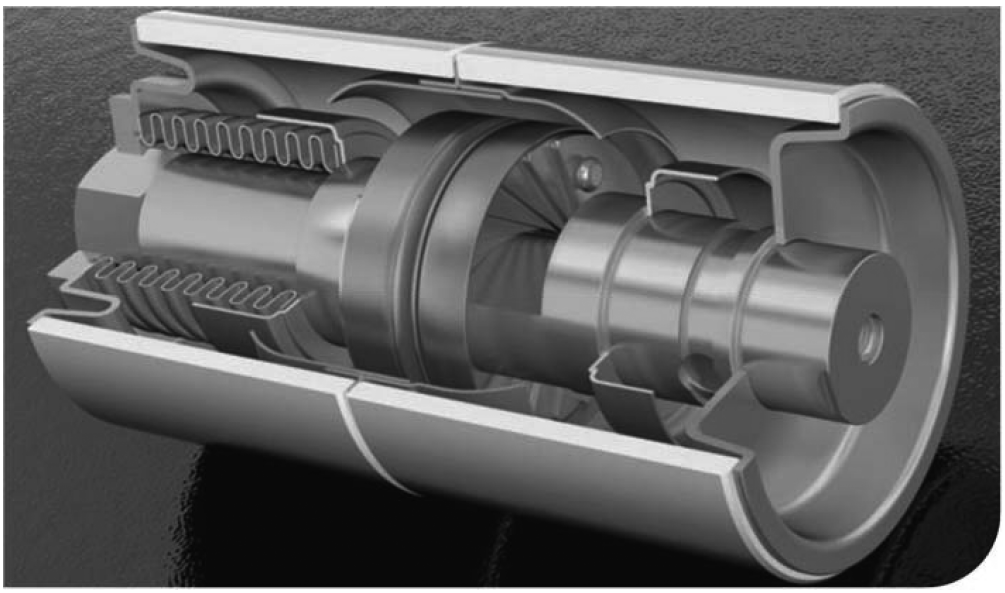
图 3-34 作为 a）开断电流和 b）燃弧时间的函数，断路器失效前成功开断的次数

形状的曲线合乎逻辑的（50Hz 下的应用），因为这些燃弧时间值对应于电流零点，导致了弧触头的较低热应力。这一结果是非常重要的，因为据此分析，最大燃弧时间小幅减少对可能开断次数增加有重要影响的区域（在 15，25，…ms），以及最大燃弧时间大幅减少该开断次数没有重要影响的区域（在 10，20，…ms）可以清晰地识别。

除了电流和燃弧时间外，所提出的方法还考虑了电流非对称性，这会使弧触头热应力增加 2.5 倍以上，相应地对断路器电寿命极限具有非常重要的影响。

作为运行中的高压断路器弧触头状态在线监测算法，该方法在原则上也是适用的，由于必要的输入量不需要非常规测量方法。在几乎每个应用领域中，电流测量是可行的，只有电弧持续时间需要额外确定。虽然测量燃弧时间在原则上是可能的，例如通过置于灭弧室内部的摄像头，但对于被观测类型的断路器来说，在给定条件下以平均燃弧时间计算实际上是足够的，这可以通过型式试验来确定。假定 $q=0$可以使该方法实现重大简化，意味着系数 k_1、k_2 与电流无关。考虑到与弧触头热应力和断路器电寿命相关的许多过程是随机的，这样的简化方法也提供了可接受的精度。

第 4 章　真 空 电 弧



4.1 真空电弧简介

根据局部热平衡条件是否成立，气体电弧可以分为高气压电弧和低气压电弧[⊖]。真空电弧经常与低气压电弧混淆。从开关技术的角度讲，真空这一术语仅意味着超高真空，真空度一般为 10^{-4}Pa（10^{-6}mbar），此时粒子的平均自由行程已相当大，远远超过了密闭容器的尺寸。在这种条件下，粒子和容器器壁的碰撞概率远大于粒子之间的相互碰撞概率。在此情况下，气体处于一种分子流的状态。在高气压电弧中，由于平均自由行程很小，粒子处于一种内部碰撞的稳定状态下，气体表现为液体的特性，即处于众所周知的黏性流体状态。真空电弧与高气压电弧和低气压电弧都不相同，发生在触头之间的物理过程差异相当大，以至于必须用一个独立的章节来讲述。

初看起来，“真空电弧”这一名词或许会被认为是自相矛盾的，因为电弧中包含正离子和电子，而按照定义在绝对真空中它们不应存在。因此，真空电弧更为合理的定义是存在于燃弧过程中触头产生的金属蒸气中的电弧。电弧熄灭后，金属蒸气的密度大体下降到零，使密闭容器内处于高真空状态。由于高真空的环境，此前电弧路径中的粒子非常迅速地从电极间的区域扩散，在本质上提供了开关设备需要的快速介质恢复特性。

因此与空气和 SF_6 等用于灭弧的气体介质相比，真空开关不需要任何外加物质，而是依靠从阳极和阴极发射出来的物质来维持等离子体。故而与真空电弧相关的物理过程可以看作是由金属触头表面而不是由触头之间的绝缘介质来决定的过程。

在真空电弧中，固体电极和电弧等离子体之间在阴极斑点区域会发生强烈的相互作用，该区域的面积很小且具有高电流密度，斑点区域中发射出的阴极材料维持电弧燃烧。因此，阴极斑点是保持电流连续和造成阴极侵蚀的主导因素。阳极被动地接受电弧电流，真空电弧阳极斑点研究中的一个基本问题就是电弧电流、等离子体参数（密度、温度）和阳极侵蚀率之间的关系。

真空电弧电极间的区域从阴极斑点延伸至阳极鞘层。在较低或中等电流下，电弧包含阴极斑点产生的等离子体束以及从电极发射出的金属蒸气和喷溅出的大粒子。等离子体从阴极流出，其全部或者部分汇聚到阳极及电极周围的其他结构上。当电弧电流更大时，阳极也成为离子和中性粒子源，喷流有可能从阳极流向阴极。

4.1.1 阴极和阳极鞘层

在两触头表面上方各有一个很薄的过渡区，其长度约 10nm，通常被称为鞘层。

⊖ 见 2.1 节。

在阴极鞘层区域中（见图 4-1），在阴极表面和称为鞘层边缘的鞘层顶部之间的电位差作用下，发射出的电子被加速。在鞘层上方，电子的能量足以使粒子电离。在鞘层中电压降的加速作用下，大部分新产生的离子向阴极表面运动。对于真空电弧，典型情况是全部离子电流的 10% 左右会按电场作用的相反方向运动到阳极。轰击阴极表面的离子与蒸发出的原子之间产生摩擦使离子速度降低，这导致热流的调整[232]。

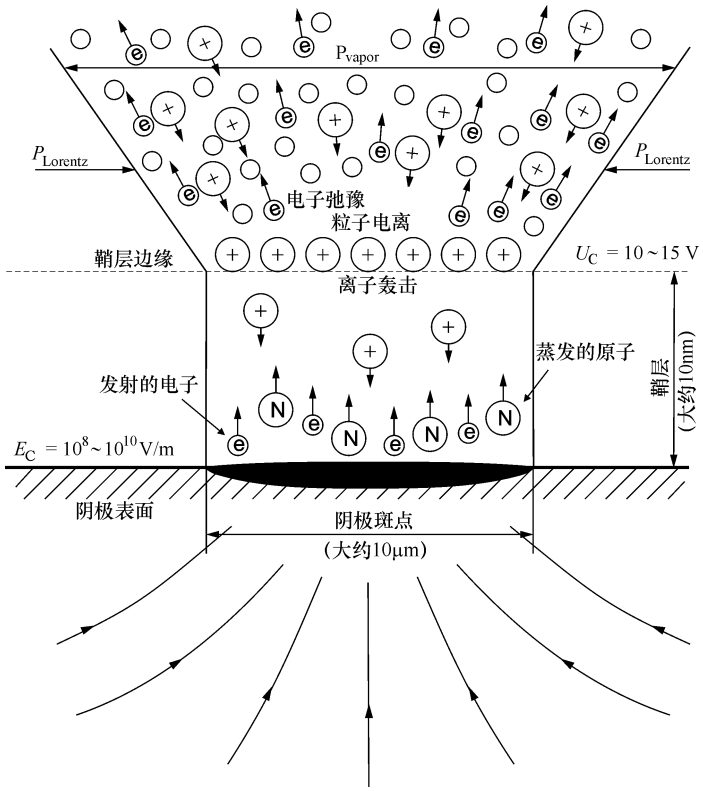


图 4-1　阴极斑点及其上方放电锥的轮廓和物理现象

阴极鞘层的形成非常迅速，这是由于阴极附近的强电场使金属蒸气电离，导致该区域内离子密度和电场的快速增长。

阳极鞘层既可以排斥电子也可以吸引电子（见图 4-2）。当邻近阳极的等离子体中电子因随机热运动导致进入阳极的电子总量承载的电流超过外部电源所提供的电流时，阳极鞘层是排斥电子（带负电）的。情况也可以相反，当电弧中的电流足够大并且具有足够低的等离子体密度时，可以形成吸引电子（带正电）的阳极鞘层。然而与带负电的阳极鞘层不同，带正电的阳极鞘层随着电弧电流和等离子体密度的变化而变得不稳定，这种不稳定性可以导致阳极鞘层电动势大幅度快速增加。

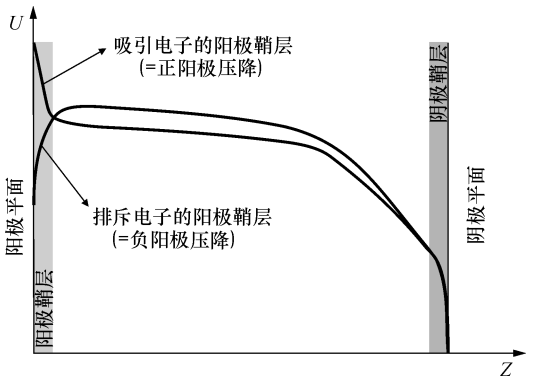


图 4-2　典型的真空电弧电压分布

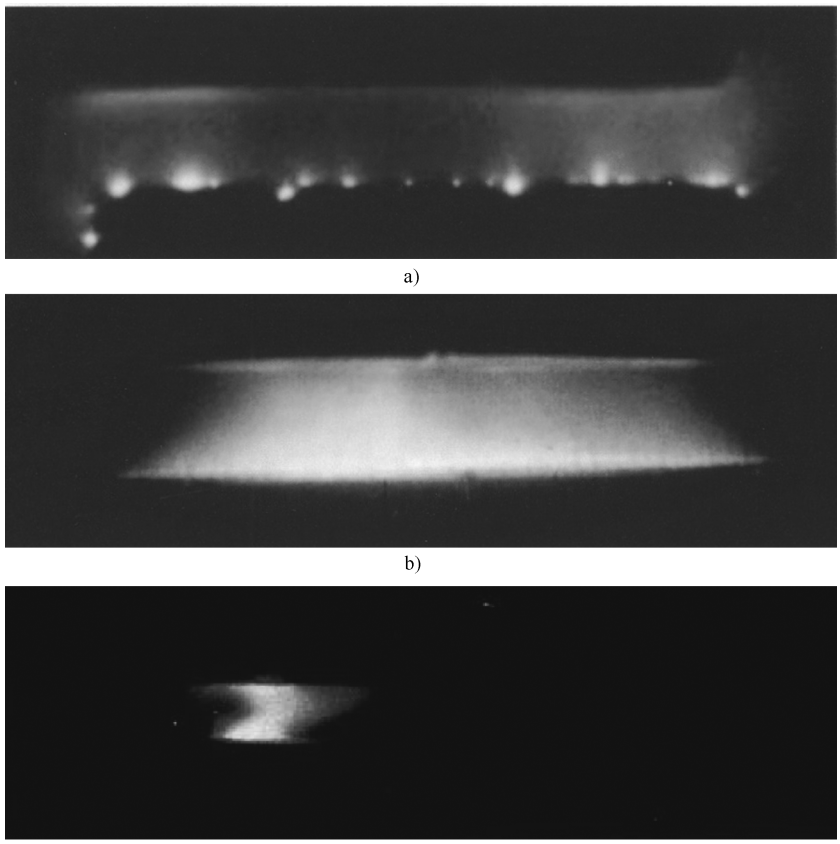
4.1.2　扩散型与集聚型真空电弧

真空电弧主要有：扩散型和集聚型两种形态（见图 4-3）。扩散型真空电弧具有独特的特性，而集聚型真空电弧和气体电弧的形式类似。真空电弧能够以扩散型的形态存在是其与气体电弧最重要和最根本的差别。扩散型真空电弧的特征是有若干快速运动的发射中心或阴极斑点，它们彼此之间独立存在并且每个发射中心或阴极斑点能够承载 30～100A 电流。发射出的离子、电子和原子蒸气等粒子，通常与相邻斑点发射出的粒子不发生相互作用。从这个意义上讲，扩散型真空电弧包含了许多个并联的且自由燃烧的电弧。尽管承载平行方向的电流，但这些分支电弧却倾向于互相排斥，并且扩散型真空电弧趋向于占据整个所有可利用的阴极表面。扩散型真空电弧在外部磁场作用下按照与安培定律规定的方向相反的方向运动，即所谓的反向运动。

当超过某一电流值时，各个独立的电弧通道开始以收缩的方式发生相互作用，最终形成唯一的等离子体通道，即集聚型电弧。

通常，数千安以下的小电流真空电弧以扩散型的形态存在，然而大电流真空电弧的特征则表现为收缩型的形态。由扩散型真空电弧向集聚型真空电弧转换的电流随触头形状、尺寸、材料和电弧电流变化率等变化，扩散型真空电弧具有更好的电流开断能力。

在所有真空灭弧室中，电弧都是在电流负荷下分开触头而产生的。在触头分开的时刻，特别是最后的接触点，电流密度变得非常大，触头之间形成液态金属桥。当触头继续分开时，液态金属桥在电弧电流的加热作用下温度升高并且变得不稳定，其破裂将导致在液桥爆炸形成的金属蒸气中出现集聚型电弧。这一电弧可以是扩散型或集聚型的形态，甚至可能从一个形态发展到另一个形态，并且维持到电流零点。



a)

b)

c)

图4-3　高速摄影照片（曝光时间13μs，底部为阴极）

a）电流零点前的扩散型真空电弧（i=2kA）　b）纵向磁场下扩散型大电流真空电弧（i=60kA）

c）横向磁场下集聚型真空电弧（i=40kA）（彩图见封二）

4.1.2.1　扩散型电弧

在相对较低的电流下真空电弧的形态为扩散型，通常在数千安以下。

利用现代光学方法发现典型的阴极斑点直径接近10μm[233]（见图4-4）。

阴极斑点的寿命在微秒和亚微秒级范围内。因为按照焦耳热模型[251]，只有当熔坑尺寸足够小，同时电流密度非常高时阴极材料才有可能熔化。

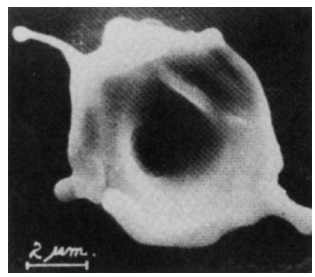


图4-4　电流为4.7A的真空电弧作用后镉阴极表面的熔坑

阴极斑点寿命有限，当观测时间分辨率相对

较慢时会显示明显的斑点运动。其表面污染物也会强烈影响斑点的运动和电流密度。因而，1～10A 电流下快速运动的斑点（所谓的类型 1 斑点）直径有数微米，在有氧化层覆盖的金属表面上观察到其运动速度在 100～1000m/s 的范围内[232]。类型 2 斑点，在像真空灭弧室中这样的清洁表面上，通常运动更慢并承载更大的电流。

目前，对阴极斑点中所发生的物理过程的揭示还远远不够，依据阴极材料的发射过程，主要提出了两种阴极斑点模型：即阴极材料的蒸发和爆炸。

第一种模型基于阴极斑点处的阴极材料蒸发。斑点高温由高密度电流（$>10^8 A/cm^2$）的焦耳热和从其面前电离区域流入到阴极的离子能量沉积引起。这种模型还假定斑点面前存在一个正极性的鞘层，产生 $10^{10} V/m$ 数量级的强电场，这降低了逸出功并明显增强了阴极的电子发射。

第二种模型认为，阴极斑点由一连串短促爆炸和活跃发射维持。称为发射中心的阴极上微凸起由于集中的焦耳热而爆炸性地产生等离子体，而发射中心的寿命有限，不能提供稳态的阴极斑点。爆炸性发射的概念解释了非稳态阴极斑点中产生等离子体的机理。

不管阴极材料发射的机理如何，在宏观水平下阴极斑点是低密度、准中性等离子体的产生点，等离子体由电子和离子双电荷构成。该等离子体的特性之一是离子具有高速度，它的能量比电弧电压还高。这些从阴极斑点发射出的离子可以到达阳极并形成与主电子电流方向相同的离子电流。由于高速度，阴极斑点产生的离子可以在很短的时间内（通常小于 1ms）通过触头间隙。因此，当最后的斑点在电流零点停止作用时，阴极斑点产生的等离子体会非常迅速地消失。

阴极斑点的外围区域是中性金属蒸气的集中源，中性金属蒸气在阴极面前直接电离并以扩散方式从阴极斑点向阳极传播，其形状大致是圆锥体，锥角约为 60°，阴极斑点处的圆锥体顶点如图 4-1 所示。在趋于使电弧的电流线集中的电磁力 p_{Lorentz} 和趋于使等离子体扩散的金属蒸气压力 p_{vapor} 共同作用下，导致了等离子体的圆锥形状。通常在第一个电流过零点，真空中的电弧非常高效地熄灭，其原因在于扩散型电弧使阳极仍然保持较低温度，当极性改变后，它不能发射作为载流子所需要的电子和离子来保证电弧电流的流动。因此，在第一个电流过零点时刻电弧熄灭，真空几乎立刻恢复其绝缘能力并能承受瞬态恢复电压。

在扩散型形态的放电中，没有传统的弧柱存在，触头的烧蚀极小，在几十微克/库伦的范围内。

理想情况下，稳定的扩散型真空电弧在触头之间持续燃烧直到电流达到自然过零点为止。然而在实际情况下，电流经常在此时刻之前，实际电流值在 2～10A 之间时被开断。电流未能逐渐到零点而开断的现象称为电流截断。这种现象会导致大致与截断电流值成正比的高过电压。这是由仍然储存在电感中的磁场能量引起的，当开断小感性负载时会特别麻烦，如堵转的电动机和涌流期间的空载变压器[236]。

小电流扩散型真空电弧中没有弧柱的事实暗示，电流截断现象的本质可以与阴

极斑点的动态特性和电弧不稳定性结合起来，它们是阳极鞘层离子缺乏的表现。由于在多次斑点熔坑形成的过程中不成功的爆炸性发射，从阴极斑点进入等离子体的电离的质量流量的不连续可能是导致这种离子缺乏的原因。

在扩散型形态中，存在大量的不稳定个体。当电流较小时，出现不稳定的概率急剧增加。失稳之后，在恢复阶段中，电流相对于稳态值始终继续保持减小，暗示下一个电流减小的概率增加。如果随后的不稳定真正发生，电流会减小更多，导致不稳定的概率甚至更高[252]。

特别是在电弧存在的最后几微秒内，经常可以观察到这样的电流逐步降低现象，电弧电流通常在若干步内达到零点。因为没有可以全部或部分承载电流的并联的阴极斑点，最后一步电流变化最大。

不稳定的现象和因此产生的电流截断，很大程度上取决于阴极材料。低截断电流材料一般具有低熔点和高蒸气压的特点，通常不耐烧蚀。因此对于触头材料而言，低截断电流和高开断能力的要求是冲突的。因而有必要仔细选择触头化合物，为将来应用找到最佳触头材料。目前，断路器最常用的触头材料是 CuCr，而接触器最常用的触头材料是 AgWC。

4.1.2.2 集聚型电弧

扩散型真空电弧的形态如图 4-5a 所示。在扩散型状态下，唯一活跃的电极是阴极；而阳极是阴极等离子体射流的一个被动消极接收者。在这种放电形态中，阳极并不明亮。当真空电弧电流增加到数千安以上时，阳极开始在真空电弧中起到主动作用。首先，电极间的等离子体被其自身磁场压缩而在阳极侧出现一些收缩（见图 4-5b）。随着电弧电流进一步增加，可以观察到以下变化：①电弧电压升高并且产生了相当大的噪声分量（电压波动）；②阳极压降变成正极性；③阳极离子密度增加。伴随着局部的阳极熔化，阳极上出现了一个或多个明亮的斑点。这种中等电流的放电形态被称为“足迹模式”[237]。在这种形态下，阳极材料的烧蚀可能会超过阴极，但阳极材料的总损耗还是低的。

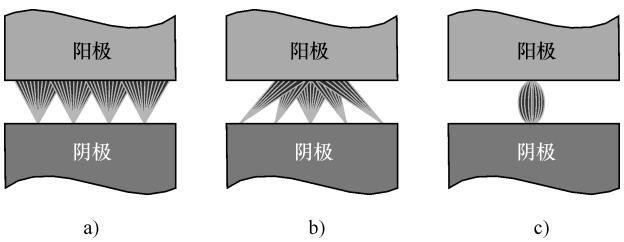


图 4-5 真空电弧的基本形态

a）扩散型电弧 b）阳极电弧集聚 c）集聚型电弧

随着电弧电流的进一步增加，在接近阳极材料沸点温度时会出现阳极斑点，阳极变得非常活跃。该阳极斑点的特点是非常明亮并且是蒸气和离子的充足来源。在

一定条件下，可以观察到几个小的阳极斑点，而不是一个大的阳极斑点。电流的进一步增加会导致这些斑点融合成为一个较大的斑点。在阳极斑点模式下，阳极的烧蚀变得非常重要。

最后，意义明确的弧柱连接了阳极斑点和阴极之间的电极间隙（见图 4-5c）。在这种形态下，阴极斑点趋向于在弧柱的末端集聚，称为集聚型模式。

转变到集聚型真空电弧模式要求供给阳极的电流大于等离子体中的随机电子电流。为了使电弧电流超过随机电流，必须产生正极性的阳极压降。这一临界转变电流受到间隙几何结构、阴极材料和阳极材料的严重影响。直径/间隙比值大时临界电流大。对高蒸气压和容易电离的阴极材料临界电流更大。难熔和热导率高的阳极材料也会使临界电流提高。

集聚型真空电弧的电弧电压和电弧能量高，阴极和阳极烧蚀严重，电极间等离子体的温度和密度也高。而且，当电弧进入集聚型模式时，能量将通过更小的触头表面来消散，会导致局部过热与严重的蒸发。因此，如果这样的集聚型电弧没有在触头表面运动，电流过零后触头部分表面的温度相对较高并且蒸发蒸气。由于蒸气的作用，产生新发射点以及绝缘耐受能力下降的概率会增加，导致电流自然过零点后的熄弧能力大大降低。

4.2 通过磁场控制真空电弧

机械方式无法用来冷却真空电弧，只有借助磁场与电弧的相互作用来影响电弧。由于触头的几何结构决定产生磁场的电流的路径，触头几何结构的变化会影响电弧的特性。因此，通过避免电弧集聚来提高开断能力的有效方法是改变触头的几何结构。

当开断大电流时，为消除集聚型真空电弧引起的有害的局部过热，可采用两种不同的原理：

1）径向磁场（RMF），也称为横向磁场（TMF）原理，集聚型弧柱在径向磁场的驱动下在触头表面快速运动。

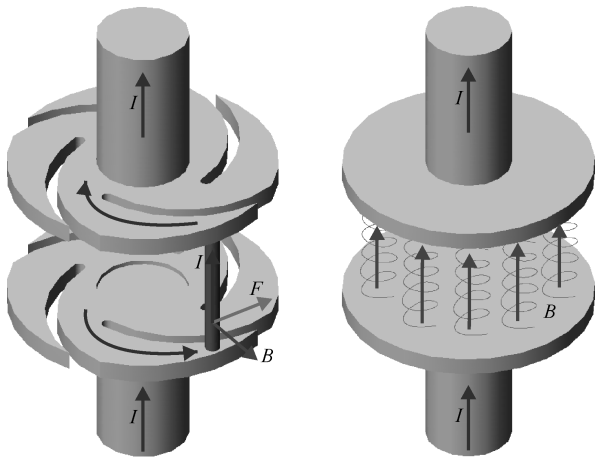
2）纵向磁场（AMF）原理，在纵向磁场的作用下，真空电弧保持扩散型模式。

横向磁场和纵向磁场都是由触头表面下的结构或触头自身所形成的专门电流路径产生的。

4.2.1 横向磁场原理

集聚型电弧可以看作一个有电流流过的导体，电流方向和触头轴线一致。如果横向磁场施加到这个导体上，所产生的电磁力，即洛伦兹力将驱动电弧在触头表面旋转。

采用螺旋槽触头（见图 4-6a）可以得到这样的结果。该触头产生径向的磁场，导致切向的电磁力作用在真空电弧上，这一磁场也决定了电弧的运动方向。集聚型电弧以高达 400m/s 的速度在触头表面运动[238]。产生载流子的需要则会限制集聚型电弧的速度。由于集聚型模式的真空电弧表现出类似于高气压电弧的特性，金属蒸气压力可以达到大气压。因此，阳极表面温度大约等于触头材料的沸点。根据电弧需要加热电极表面以获得足够密度的金属蒸气的时间估算速度的上限。高速度保证了更小的触头烧蚀和熔化，并且有效提高了电流开断能力。



a)　　b)

图 4-6　工作原理

a）横向磁场触头　b）纵向磁场触头

I—电流　*B*—磁通密度　*F*—电磁力[192]

对于螺旋槽触头的槽宽进行权衡是必要的[235]。如果槽宽太大，由于电弧处于集聚型形态，可能会使电弧稳定在触头一部分的外缘并使触头过热。如果槽宽太小，槽可能会被触头材料的熔化物填满而改变电流路径，这会导致横向磁场消失和电弧停滞。

即使处于运动状态，旋转的真空电弧仍保持集聚态。因此，电弧带来的能量会引发触头材料过热和相当严重的熔化。熔化的触头材料被弧根处的高压力以液滴的形式排出。该过程是冷却触头的有效方法，排出的材料凝结在周围器壁上，能量就这样被带走了，但另一方面这会导致触头相对严重的烧蚀。

横向磁场触头系统的最主要优点在于其简单的物理结构。螺旋槽触头的另一个优点是在合闸位置时电流直接流过导电杆，因此保证了额定电流下能量损耗较低。

横向磁场触头系统可以保证电流开断能力提升至 50kA。对于开断能力的进一步提高，从 63kA 到 80kA，可以使用纵向磁场触头系统。

另一种控制电弧的横向磁场结构是应用横齿或杯状的触头（见图 4-7）。这里，横向磁场是在触头表面的下方产生的，驱动电流使其流过与轴线有一定夹角的路

径。电弧在运动过程中不必穿过触头表面的狭缝等不连续处。

4.2.2　纵向磁场原理

通过应用产生纵向磁场的触头系统可以提高真空灭弧室的开断能力（见图 4-6b）。当所加磁场的磁感应强度与电弧电流同方向时，与电流方向垂直的载流子运动大幅度减小[192]，电子的质量比离子小得多，尤其如此。电子围绕磁力线旋转，使得在更大电流下才能出现电弧收缩。电弧保持扩散型模式，保证较少能量到达电极。这里要指出的是电弧电压，它比用横向磁场触头测得的电弧电压要低很多（见图 4-8）。

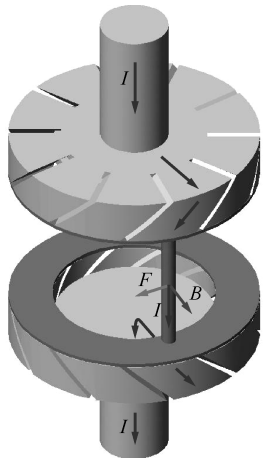
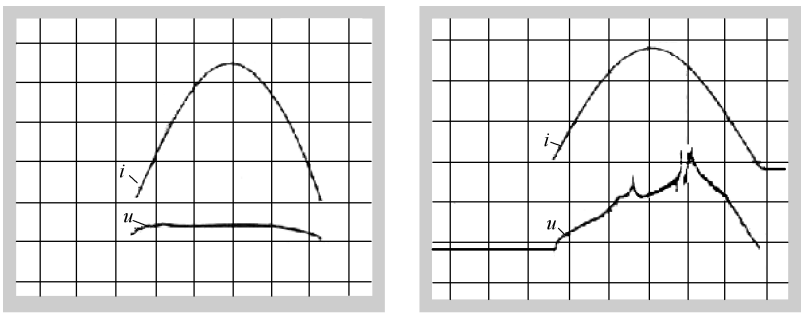


图 4-7　杯状触头系统的示意图，旨在产生横向磁场以实现电弧控制

图 4-8a 给出了设计良好的纵向磁场触头系统电弧电压特性，它平滑且稳定。电弧电压非常低，在 63kA 的短路电流下约为 60V，表明电弧即使是在电弧电流峰值附近也被控保持在扩散型模式，与纵向磁场触头系统平滑的电弧电压形成对照的是，横向磁场触头系统的电弧电压典型波形则表现出在大电流阶段真空电弧的高速运动（见图 4-8b）。



a)　　b)

图 4-8　a）纵向和 b）横向磁场中的电弧电压[189]

图 4-9 形象地说明了纵向磁场中真空电弧保持扩散型模式的时间比横向磁场中长得多。例如，虚线指示了在燃弧时间为 8ms 的情况下开断大短路电流时典型电弧模式的持续时间。

在纵向磁场触头系统的情况下（见图 4-9a），真空电弧起燃的位置是唯一的，即最后的金属桥，可以看到触头刚刚分离后电弧是收缩的，与瞬时电流值无关，从集聚型向扩散型电弧模式的转变在触头一分开的时候就开始了。尽管峰值电流很

高，真空电弧仍保持扩散型模式，直到第一个电流过零点电流被开断。

在横向磁场触头系统的情况下（见图 4-9b），真空电弧起初是集聚型并且是静止的，然后是集聚型并且是旋转的，最后是扩散型。

纵向磁场中真空电弧的特性使纵向磁场触头系统最适用于非常大的短路电流（>50kA）。产生纵向磁场的触头系统使得电弧的集聚要在更大电流下才发生；电弧是扩散型的，电弧能量的提供以及触头烧蚀都大幅度减小了。对于该短路电流范围，更为复杂的纵向磁场触头系统优于传统的横向磁场触头系统，所以是首选的。额定频率为 16（2/3）Hz 的电网，例如铁路供电，是纵向磁场触头具有优势的另一个领域。由于燃弧时间特别长，当电流等级达到 31.5kA 时，在该系统中必须安装具有纵向磁场触头的真空灭弧室。在触头间隙更大的情况下，比如更高电压等级真空灭弧室的应用，纵向磁场就失去了它的优势。

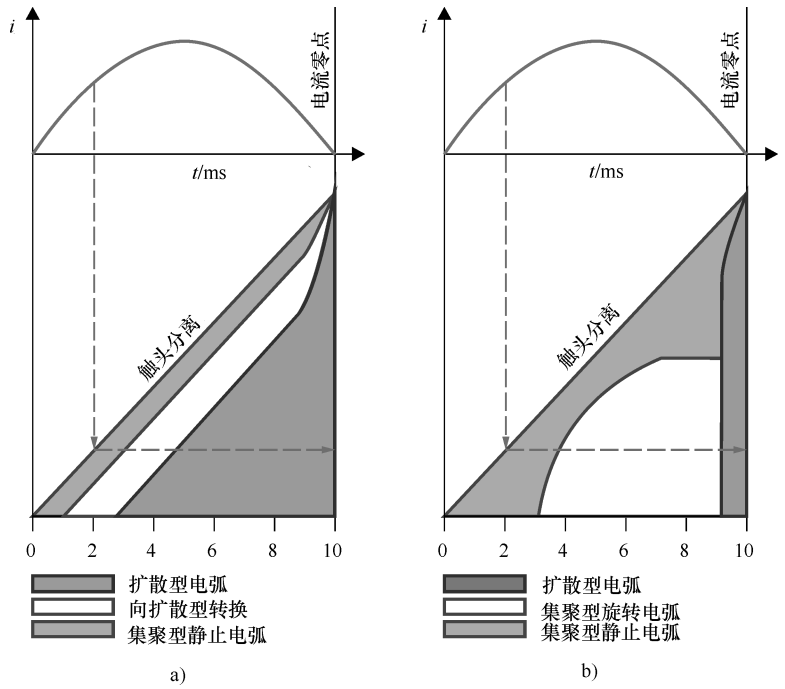


图 4-9　电弧状态图解

a）纵向磁场中　b）横向磁场中[189]

决定纵向磁场触头尺寸的主要参数是纵向磁场的大小、分布和相位关系。理想目标是大电流和产生的磁场之间没有相位差。然而，由于触头系统中的固有损耗，这种理想状况无法达到。变化的磁通密度在触头片中产生的涡流值是一个重要的因素，它是产生相位差和减弱磁场的原因。传统的单级纵向磁场仅考虑磁力线按一个方向通过涡流所包围的区域。如果用不同方向的磁通密度将触头表面分为两部分，

涡流会减小，该系统被定义为两极纵向磁场触头系统[192]。

在很多纵向磁场触头系统中，纵向磁场是由触头后面的线圈产生的（见图4-10）。

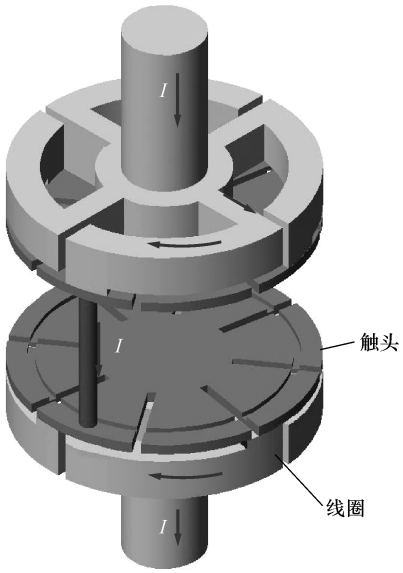


图4-10 通过触头下面的线圈（分段）直接产生
用于电弧控制的纵向磁场[235]

另一种可供选择的产生纵向磁场的方法是在触头后面应用C型或者马蹄铁型铁板。通过合理的设计，用这种方式也可以产生强磁场（见图4-11）。

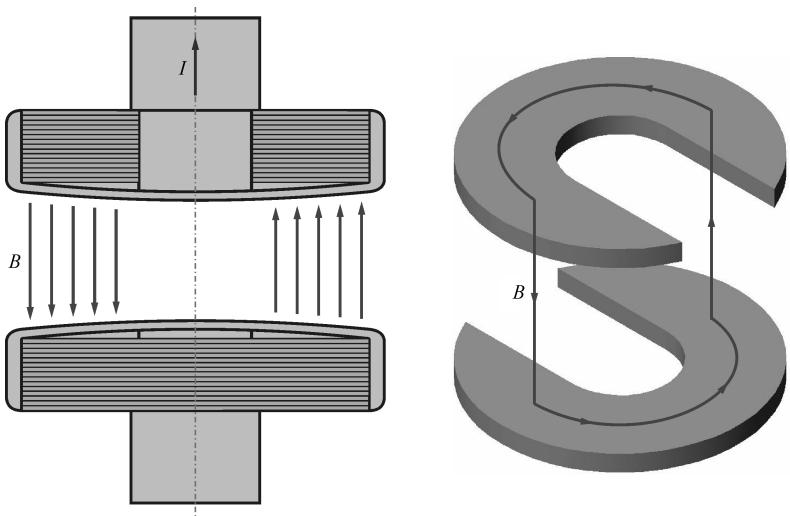


图4-11 通过触头下面的铁板产生用于电弧控制的纵向磁场

而另一种解决方式是迫使电流通过灭弧室外部的线圈（见图 4-12）。

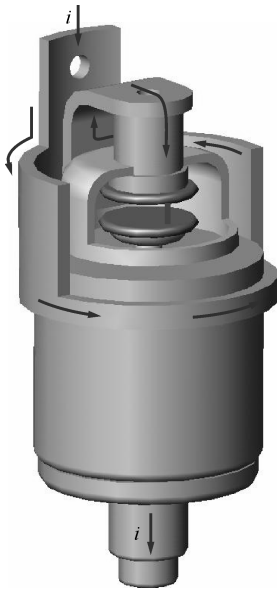


图 4-12　通过外部绕组产生用于电弧控制的纵向磁场[235]

由于真空中不存在对流，只能通过铜导体消散所产生的热量，因此在运行期间灭弧室电阻增加和附加的功率损耗都会降低额定电流水平。

第 5 章　灭 弧 介 质



当高压断路器接到指令后使触头分开以开断短路电流时，触头分离可以发生在电流周波的任何位置。此后，无论灭弧介质如何，电流都将通过触头之间的电弧流过。电弧中心由非常热的气体组成，其温度超过 15000K，气体完全电离并具有与石墨相当的电导率（见图 5-1）。

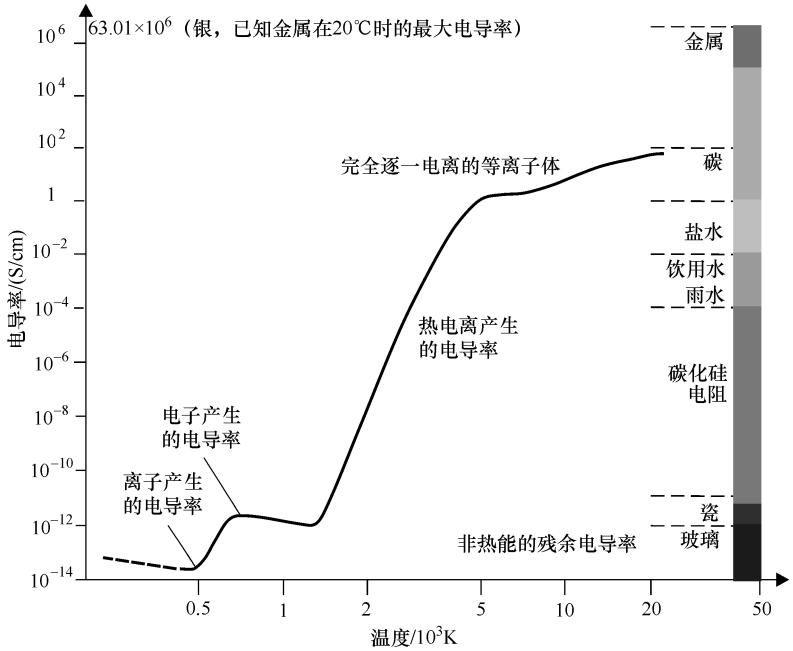


图 5-1　气体电导率与温度的关系

只要开断电流足够大，电弧对电流的影响可以忽略不计，并且电弧电压通常只有几百伏。在此阶段通过气吹来冷却电弧，会引起电弧电压少许增加以补偿增强的电弧冷却作用。

为了开断电流，断路器必须等待一个电流自然过零点。随着电流逐渐下降到零，电弧截面将减小。当电流过零时，导电通道已经减小到一束很细的电离气体。恰好在电流零点时刻，电弧没有能量注入。如果电弧即刻消失，那么电流就被成功开断了。然而，电弧具有由时间常数决定的热惯性。能否成功开断取决于电弧中储存的热量有多少和通过冷却来散发这些热量有多快。这意味着在电流零点，弧柱本身仍具有一定的电导率，使得电网在电流过零后，通过瞬态恢复电压给这一通道注入能量。如要成功开断，导电路径的冷却作用需要比电流过零后的加热作用更加有效，这样弧柱温度才能迅速下降，从而转变成绝缘体。

如图 5-1 所示，冷却气体或等离子体，从 5000K 到 1500K，温度下降还不到一个数量级，引起电导率下降 12 个数量级以上。以这样的方式，气体可以从像石墨那样的良导体变成绝缘体。

因此，电弧、特别是电弧熄灭后的残余物，需要强烈冷却。冷却通过不同的物理过程实现，比如冷气体与电弧等离子体之间的辐射、热传导、对流和湍流混合。在大电流和高温时辐射起主导作用，而在电流零点附近通常认为湍流混合是最主要的冷却机理。在这方面不同的灭弧介质具有不同的特性。

例如，图 5-2 给出了最常用的高压断路器灭弧介质㊀的热导率与温度的关系。

- 氮气（N_2），气吹断路器中气体的主要成分；
- 氢气（H_2），油断路器中用来燃弧的气泡的主要成分；
- 六氟化硫气体（SF_6），六氟化硫断路器中所用的气体。

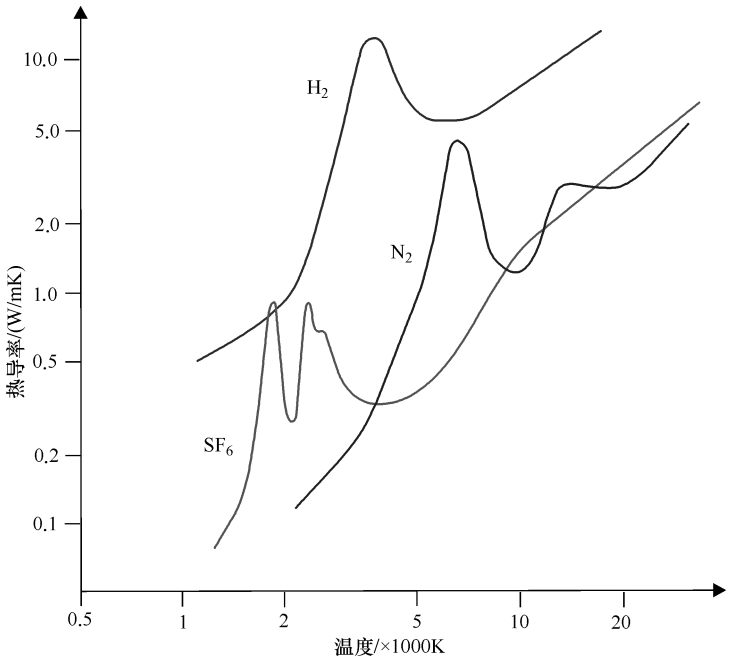


图 5-2 H_2、N_2 和 SF_6 的热导率与温度的关系

从电弧冷却效果的角度出发，在电流零点附近的时间段内，在弧柱从导体向绝缘体转换的温度范围内采用高热导率的气体明显有利。根据这一准则，可以看到氮气具有很高的热导率，但是要达到很高的温度时才有效。这就可以解释气吹断路器具有较差的近区故障开断能力的原因。

氢气恰好在所需要的区域具有很高的热导率，这就解释了油断路器具有很好的近区故障开断能力的原因。

六氟化硫的热导率曲线上有两个明显的高峰，在此温度区间内，热导率急剧下

㊀ 真空断路器的熄弧机理完全不同，因此这一观点不能用于真空。

降。这可以说明六氟化硫断路器优良的近区故障开断性能。

电流开断后的热过程会出现一个介质的绝缘特性扮演至关重要角色的阶段。在图 5-3 中，把击穿电压作为空气、SF_6 和 N_2 气压的函数来进行说明。油的击穿电压与气压无关，可以作为参考值。冷态 SF_6 的击穿电压比空气的击穿电压高几倍，与频率无关，在 0.3MPa 气压下已经可与矿物油相比。该图清晰地表明了 SF_6 具有超强的绝缘性能。这是因为 SF_6 分子可以吸附自由电子，从而阻止其发生雪崩类型的击穿。因此，SF_6 是一种用于高压断路器的理想绝缘和灭弧介质。当使用 SF_6 作为灭弧介质时，每个开断单元都可以达到最高额定电压。

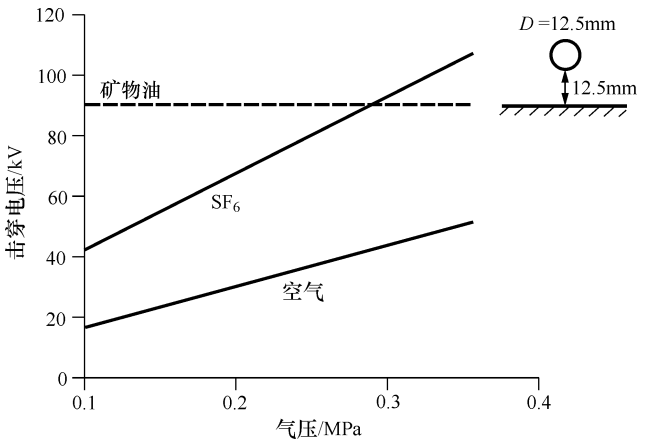


图 5-3　击穿电压与空气、SF_6 和油的气压的关系

5.1　空气

干燥空气是一种混合气体，由 78.08% 的氮气、20.95% 的氧气、0.93% 的氩气，0.038% 的二氧化碳以及微量的其他气体组成。空气也包含数量可变的水蒸气，平均约 1%。空气湿度取决于大气条件和温度，只有在雾天和雨天才会饱和。

考虑到空气在正常条件下具有良好的绝缘性能，而且可以免费获取并被广泛利用，提出把空气作为开关装置的绝缘和灭弧介质是显而易见的。空气可以干燥、压缩并储存在高气压罐体中以应对各种用途。

作为绝缘介质，空气可以用于空气绝缘的户内和户外开关设备、输电线路和电力系统的许多其他场合。

空气也可以用作大电流开断的灭弧介质。然而，在大气压下空气的开断能力很低，因此仅限于低压和中压领域中应用。

5.1.1　在空气中拉长灭弧

通过在空气中简单拉长电弧来灭弧可能是最早认识到的灭弧技术，也是最简单的电流开断原理，这一原理可通过图 5-4 来说明，图中所示电路包括理想电压源，电源侧阻抗（$Z = R + j\omega L$）和断路器。当断路器触头处于关合位置时，电路中有电流流过，通过断路器触头分离切断电流。在触头分离的瞬间，触头间隙中产生电弧，此时相当于一个新元件即电弧电阻 R_a 串联接入电路。电弧电阻大致与电弧长度成正比。因此，当电弧被拉长时，电弧电压升高，直到交流或直流电路电流因驱动电压不足而开始减小为止[⊖]。

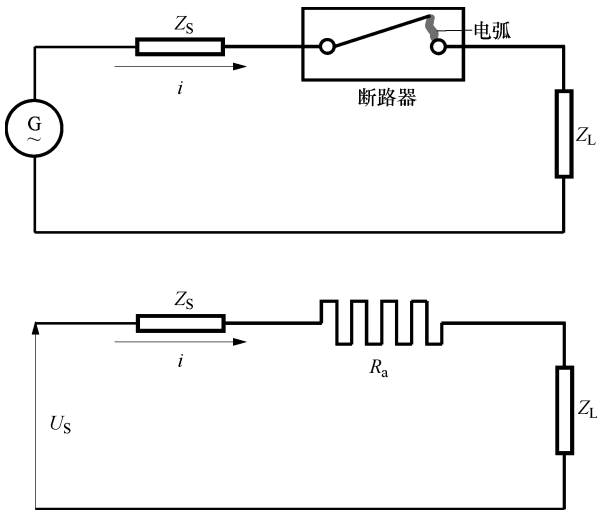


图 5-4　解释在空气中拉长灭弧的电路实例

在纯电感电路中，当电弧电压等于电源电压时就会发生这种情况。假如电弧电压可保持在足够水平上，这一原理可大大降低故障电流的峰值和持续时间。图 5-5 中对此做出了描述。要确定以下几个时刻：

t_1—电弧电压随着电弧产生而出现；

$t_1 \sim t_3$—拉长电弧，在 $t_1 \sim t_2$ 的时间段内导致电流上升率与没有电弧时相比变缓，甚至从 t_2 时刻起幅值也减小；

t_2—电弧电压与瞬时电源电压相等，电流开始减小，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 此时变为负值；

t_3—电弧电压达到最大值；

t_4—限制电流过零并被开断。

这一原理的最大优点在于与预期故障电流相比，能明显降低实际故障电流的峰

⊖　见 2.2.2 节。

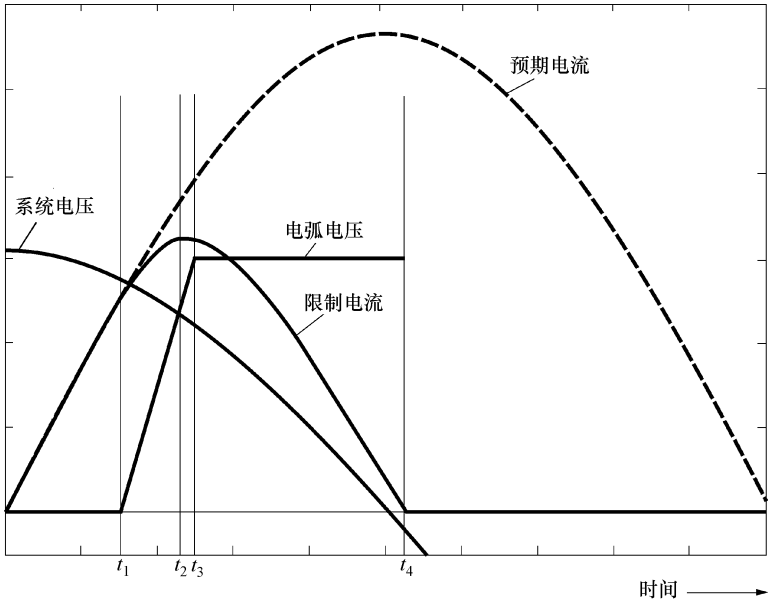


图 5-5　在空气中通过拉长电弧来限制和开断交流短路电流的原理

值与持续时间。显而易见，该原理在技术上只能通过以下方式实现：

1）故障发生后，电弧要尽可能快地产生，t_1 时间必须保持很短，可以通过自动快速机构实现，正如微型塑壳断路器（MMCB）那样，或者通过熔断器中专门的低熔点球的快速熔化来实现。

2）通过 MMCB 驱使电弧分支或者建立多个电弧串联的形式（熔断器）让电弧电压具有足够快的上升率。

3）通过 MMCB 分割电弧或如熔断器那样有多个电弧串联使电弧电压达到足够高的水平。

这一短路电流限制原理，在低压电路开断的每个方面都得到充分利用，但在中压领域应用则很困难。实际上只有熔断器可以动作得足够快，但也不可能用在高压领域，因为要求电弧电压必须超过系统电压，这一点在中压领域很难实现，在高压领域则是不可能的。

对于大多数中压和所有高压领域的应用来说，断路器必须等待预期电流的过零点。所设计的电网和断路器都必须能够承受全部预期短路电流的载荷，其中也包括非对称电流的情况。

对于直流电流开断来说，这一原理是唯一可行的解决方案。图 5-6 中描述了这样的情况，短路电流本应按照电路的时间常数上升到一个非常高的预期值，通过强制电流过零，短路电流在其产生后的很短时间内就被开断。

在电阻不能忽略的电感电路中，电弧电压 U_a 可以保持在低于电源电压的水平，

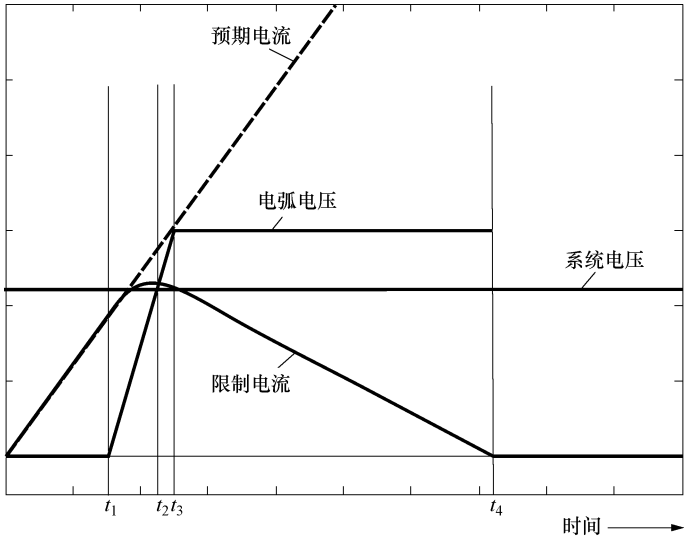


图5-6 通过在空气中拉长电弧来实现直流短路电流限制和开断的原理

这意味着电路中电阻 R 的存在使电流开断更容易。

在没有电感的纯电阻电路中，无论电弧如何拉长，电流都不会过零。

通过在空气中拉长电弧来灭弧的原理在电气工程的开拓时代得到了广泛的应用，此时的电压和电流水平都相对较低。那时，断路器被认为是简单的装置。然而，在大气压下利用空气作为断路器的灭弧介质并没有最初看起来那么简单，一旦在大气压下的空气中拉出电弧，它很快就变得非常强烈（见图 5-7）。电弧周围的大量空气温度升高，使得冷却电弧变得困难。由于电离的空气波及的范围大，使得对地或对邻近导体放电的风险增加。目前，对于电压在数百千伏、电流达数十千安的系统，要利用在大气压下的空气中拉长电弧来灭弧的原理设计高压断路器，该设备的触头系统将要覆盖方圆数十米的区域。



图 5-7 在 KEMA HPL 进行的拉弧示范

假设在空气中拉出电弧（例如由于过电压导致输电线路上出现击穿，或者在空气隔离开关中燃弧），按照上述原理极少有电弧可以自熄。如果出现这种情况，在空气中电弧自然熄灭需要很长时间，因为在空气动力、电动力或强风力的影响下电弧长度必须超过某一临界长度，这也会产生可怕的噪声，当然是不能接受的。

断路器必须利用较小的触头间隙，也就是较短的电弧长度在非常短的时间内开断故障电流。因此，为了增加这一原本简单的熄弧原理的开断能力，可以增加电弧隔板来分割或冷却电弧，或者使电弧与介质之间产生相对运动。有时气吹可以使电弧反向运动，但是更普遍的情况是电弧借助自身产生的洛伦兹力运动而通过空气并在“磁吹”作用下被拉长。

5.1.2 磁吹灭弧

当电弧在磁场中燃烧时，会产生电磁力，即洛伦兹力，这可以应用于熄弧过程。最简单的方法是用电磁力来影响电弧并将电弧导入特殊发散形状的引弧角，从而拉长电弧。电弧的运动和拉长有助于弧柱的冷却和消电离。

增加电弧电压的更有效控制方法是增加电弧隔板。其主要功能如下：

- 使电弧运动和拉长；
- 在绝缘侧壁之间挤压；
- 利用产气材料冷却；
- 利用金属栅片将电弧分割成多个串联短弧，或者利用绝缘栅片阻挡来增加电弧长度。

大部分电弧隔板至少包含上述两种功能。

电弧隔板有两种最基本的类型，每一类型的主要特征是其所采用的电弧栅片的材料不同：

1）采用金属栅片的电弧隔板；

2）采用绝缘栅片的电弧隔板。

采用金属栅片的电弧隔板把电弧分割成在一组平行栅片之间燃烧的多个短弧。利用多个阳极和阴极压降使电弧电压增加，每一短弧在 15～20V 的量级。弧柱压降取决于决定电弧分割长度的栅片间隔。通过栅片的热传导，电弧冷却作用得到增强。无论电弧电流数值大小，当这些短弧上的电弧电压值低于某一水平而不足以维持阳极和阴极压降时，电弧会自动熄灭。

金属栅片一般是用钢制作的，这是因为钢的铁磁特性有助于吸引电弧并使电弧停留在叠片内部。对于这一类型的电弧隔板，电弧起始时通过发散的引弧角引入到栅片内部，引弧角仅是一对专门设计的用于燃弧的角状物。随后，由电流回路产生的电磁力将使电弧更加深入地运动到隔板内。

TRV 的电压分布对金属栅片装置的开断能力具有决定性影响。在 TRV 的起始阶段，电压分布主要由电弧电阻决定。随后，栅片之间的杂散电容决定了被分割的

各段上的电压不均匀程度。因此，为了使金属栅片装置上的电压趋于线性分布，可以通过合理设计和控制栅片之间杂散电容的措施来实现。

这种类型电弧隔板的原理如图 5-8 所示，称作去离子灭弧室。去离子灭弧室的灭弧原理通常用于低压断路器，这在目前 1000V 以下的应用中仍是最为经济和实用的技术。当采用较大尺寸的隔板时，甚至可以用于配电系统的断路器。这一原理的附加优点是也可以用于直流系统，因为较高的电弧电压会导致电流零点出现。

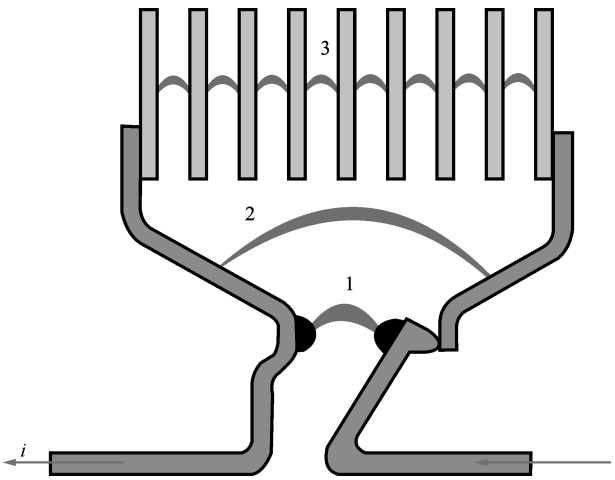


图 5-8 去离子灭弧室内电弧的连续位置

1—电弧出现的位置 2—电弧在引弧角上 3—在金属栅片内的多个短弧

绝缘栅片电弧隔板就是采用绝缘材料制作的栅片来拉长和冷却电弧的方法。绝缘栅片可由多种陶瓷材料制作，如氧化锆或氧化铝。这种类型的电弧隔板可用于中压领域的断路器，最高可达 24kV，可以开断 50kA 以下的短路电流。

采用这种电弧隔板，电弧的冷却和熄灭是分几个阶段完成的。首先，驱动电弧向上运动并通过弯曲的路径从而使电弧被拉长，这是由绝缘栅片的几何形状和狭缝决定的。同时，由于电弧要通过栅片中的狭槽并且要充满栅片之间的狭窄空间，电弧将收缩。最后，当电弧与绝缘栅片壁直接接触时，电弧被栅片壁冷却。电弧相当于一个可弯曲和拉伸的导体，随着电弧更加深入地收缩到狭槽中，其长度和电压都会增加。可以通过绝缘栅片的合理设计来实现电弧的额外增长（见图 5-9）。

图 5-10 给出了另外一种采用多个横向绝缘栅片拉长电弧的原理。

电弧运动是由磁场来驱动的，该磁场是由通常嵌入在电弧隔板的外部支持夹板之间的线圈产生的。当断路器处于闭合状态时，线圈并不是被开断电流主回路的组

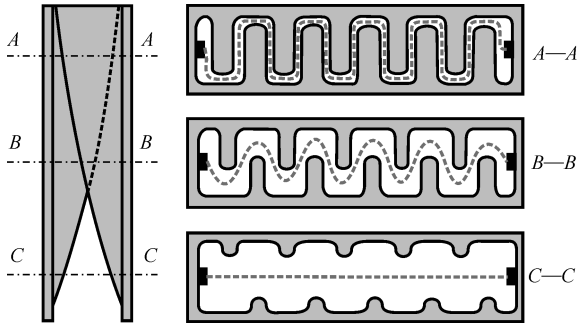


图 5-9　用于拉长电弧的采用绝缘栅片的电弧隔板横截面

成部分。当断路器开始分闸时，电流从主触头转移到弧触头。当弧触头分离时，电弧就产生了。随着触头继续分离，驱使电弧向引弧角运动，从而将线圈接入。然后线圈成为主电路的一部分并产生附加磁场，驱动电弧向电弧隔板的更深处运动。磁通与开断电流之间存在一定的相位滞后是很重要的，这样的话在电流过零时仍然有力作用在即将熄灭的电弧上。栅片受热后会导致大量蒸气的释放，这些蒸气必须通过灭弧室顶部的通道排出。

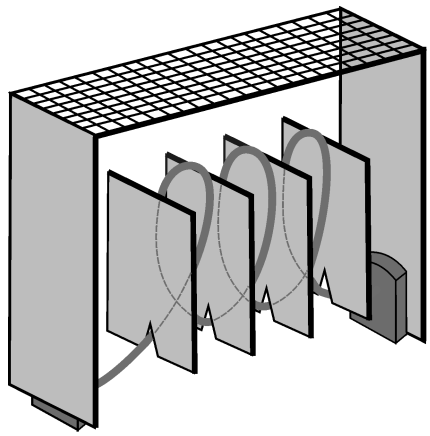


图 5-10　采用多个横向绝缘栅片拉长电弧的原理

尽管空气磁吹技术是最早的电流开断技术之一，但因在关合和开断感性负载过程中没有过电压问题，其优势胜过其他介质。特别在合闸操作时，可以消除多次重击穿现象的出现，因此抑制了可能发生的电压级升问题。

空气磁吹断路器的另一个优势源于其能够开断在特定故障条件下，发生的具有非正常延时电流零点的短路电流。因为，具有高电弧电阻而能够减小电路本身的 *X/R* 比值，所以空气磁吹断路器可以改变故障电流的正常波形，甚至可以让电流零点提前出现。因此，空气磁吹断路器能够开断非对称度超过 100% 的短路电流，这种情况通常出现在与大容量发电机保护相关的应用中，此时短路条件下直流分量的衰减会导致电流零点延时出现。

然而，由于在电流开断后触头间隙的介质强度恢复很慢，对于容性电流开断来说空气断路器并不是优先的选择。易受环境污染的影响也是它的缺点之一。由于在灭弧过程中有高温气体排出，在实际应用中需要很大的开放空间。与现代真空和 SF_6 断路器相比，空气断路器笨重、噪声大、相对昂贵、维护工

作量更大。

5.1.3 压缩空气灭弧

空气灭弧的效果可以通过压缩空气的气流冷却电弧来获得显著提高。这种类型的断路器称为气吹断路器或压缩空气断路器。

在气吹断路器中，开断过程起始是在一对触头之间建立电弧，在电弧产生的同时打开气动阀以产生吹向电弧的高压气流，强气流为弧柱提供了有效的冷却作用。

根据气流的方向分为三种基本类型：

1）轴向气吹型，即气吹方向是沿着电弧路径的（见图5-11a）；

2）横向气吹型，即气吹方向是垂直于电弧路径的；

3）径向气吹型，即气吹方向是放射状的（见图5-11b）。

轴向气吹型通常优先用于高压领域，而横向气吹仅在中压领域应用以应对特大开断电流的情况。

为了更有效地冷却电弧，气吹式断路器中的气流必须以正确的方向吹向弧柱。气流的有效控制可以借助绝缘或者导电的喷口来实现。喷口可以设计为单向气流喷口（见图5-11a）或者双向气流喷口（见图5-11b）。采用单向气流喷口可以充分减小空气消耗量，而双向气流喷口具有更好的灭弧性能。

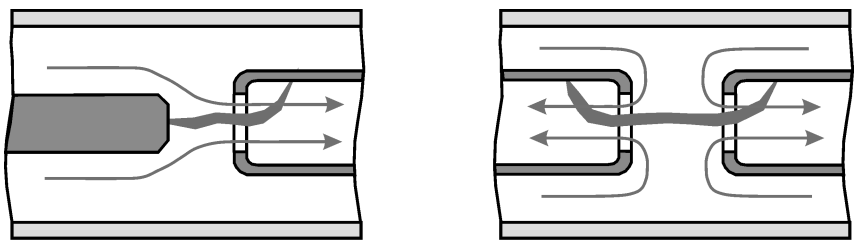


图5-11 气吹式断路器中两种类型的导电喷口

a）单向气流喷口 b）双向气流喷口

有许多影响气吹断路器性能的因素。其中，压缩空气的工作气压和喷口直径对于气流强度和电弧冷却效果是至关重要的。压缩空气系统提供足够的空气来保证熄弧也是十分重要的，甚至当电流在第一个或第二个过零点没有开断时也能确保完成熄弧过程。

通过多个灭弧室串联实现了断路器开断能力的重要提升。在短暂的开断过程中，保证每个灭弧室的工作条件完全相同是十分必要的。这一要求与空气动力、机械和电气条件有关。

从空气动力学的角度看，必须保证每个灭弧室具有完全相同的气流条件。在电气方面，瞬态恢复电压必须平均分布到每个灭弧室上。由于触头间隙自身和断路器

的线与地之间存在固有的不平衡电容，通常采用均压电容或者电阻来平衡电压分布。串联使用的灭弧室数量由开断或电压等级的要求来决定。每个灭弧室的最大耐受电压受到内部空气压力的限制，通常这一电压是决定断路器每极使用灭弧室数量的准则。

气吹技术是在 20 世纪 30 年代提出的，是 SF_6 技术出现之前超高压领域的首选技术。气吹断路器在电站中常用于发电机保护。得益于其高电弧电压，气吹断路器非常适合于特大短路电流开断和故障电流非对称度超过 100% 而没有电流零点的场合㊀。与 SF_6 技术相比，气吹断路器的价格和维护费用都比较高，一般尽可能把其限制在大电流的故障场合应用，诸如在大容量实验室中常作为主断路器或者主保护使用。

5.2　矿物油

在 19 世纪 90 年代，提出了电弧可以在油中熄灭的观点。初看之下，这似乎不正常，因为油具有可燃性。然而，为了使油燃烧，除了作为燃料和热源的油以外，这一过程还需要氧气，因为这是一个燃料与氧气反应的过程。用作灭弧介质的油中是没有氧气的，因为油是不同碳氢化合物的混合物。在油中燃弧的过程中，油蒸发并且其蒸气分解，但是电弧不能点燃油。

油的整体优势在于其良好的绝缘特性（见图 5-3）和优异的热导率（见图 5-2），因为油中电弧基本上存在于油释放出的压缩氢气中。油断路器本质上就是氢气灭弧室。

在浸入到油中的触头之间产生的电弧会导致油分解，因而释放出大量的氢气。氢在所有气体中具有最高的热导率和最低的黏度。在气体分解期间热导率越高，电弧就会在更大程度上快速冷却和消电离。氢气的绝缘强度比空气高 5 ~ 10 倍。这些特点可以最大程度上说明氢气具有良好的灭弧和绝缘特性。

然而，由于电弧作用下油的分解，特别是开断大的故障电流后，油会炭化。当接触空气时，油会吸收氧气和水分。油的绝缘特性很大程度上取决于油分解所产生的游离碳和从空气中所吸收的水分的含量。这就是为什么在运行中要特别注意油的纯度和质量的原因。因此，油断路器需要频繁维修。

考虑到实际需要对三种状态进行建模：液体油、气体和电弧等离子体，油中电弧的建模是非常复杂和困难的任务。油的黏度是随温度变化的，所以在电流开断过程中包围电弧的氢气气泡内的压力很大程度上取决于油温，可达到数兆帕。由于断路器壳体表面大，如果电弧没有被成功开断，断路器不得不承受非常大的压力，这

㊀　目前，SF_6 断路器也具有这一功能。

也构成了潜在的火灾危险。

油的另一个缺点是燃弧中产生了大量的气体，这些气体必须从断路器中排出，同时也会带走一些油。

油的热膨胀系数很高。温度每升高 100K，油膨胀超过 7%。当用在户外装置上的时候，这一温度引起的变化是很常见的。这也是装有大量油的箱体不能完全封闭的另一个原因。

通过引入完全浸入油中的灭弧室，一些缺点已经被克服了。灭弧室控制电弧并使内部压力增加，大大提高了电弧的冷却效果。这些设计的开合特性大致与少油断路器相符合。

因此，已制造的油断路器有两种类型：多油断路器和少油断路器。

5.2.1　多油断路器的灭弧

多油断路器是将触头置于装有大量油的油箱内。这种断路器的设计相当简单。在大多数基本设计中是没有灭弧室的。电弧被分成两部分，通过横臂拉长。电弧仅仅被限制在油箱壁槽内，通过拉长电弧完成熄弧过程，依靠的是已蒸发的油的高气压和高温油产生的自然湍流。为了成功开断，需要在较长的燃弧时间下维持长弧，这是很难控制的。图 5-12 说明了该多油断路器的概念。

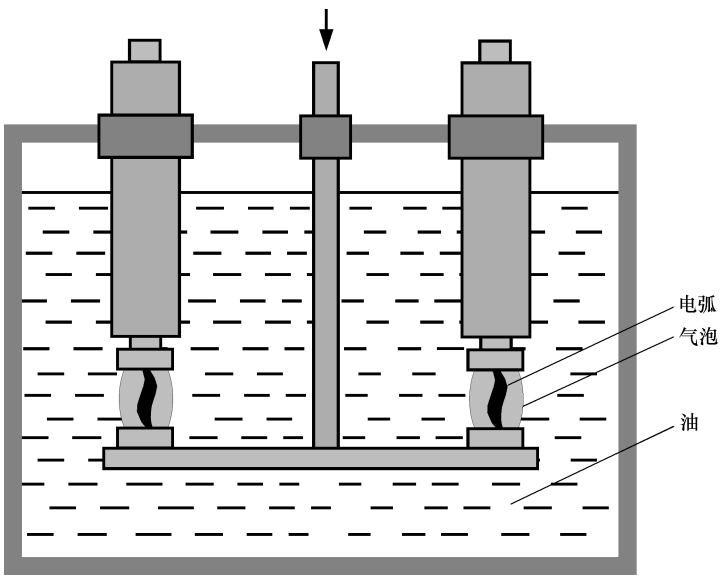


图 5-12　无灭弧室的多油断路器的基本结构

当在油中拉出电弧时，蒸气会形成完全包围电弧的气泡，反过来气泡又被油包围着。气泡中的气体中所占比例最高的是氢气 40%~45%，以及几种不同的碳氢化合物：乙炔 10%~12%、甲烷 4%~6% 及其他。另外，整个气泡约 40% 的体积被油

蒸气所占据，剩余体积则包含小部分的其他气体。

如图 5-13 所示，在气泡中有几个容易识别的区域。在气泡中心区域的弧柱中，仅有离解的氢 1，在中心区域温度可达到 10000～15000K。实际上全部电流都会通过弧柱。沿着弧柱表面温度会迅速下降，此处被狭窄区域 2 中分子氢和碳氢化合物所组成的高温气体包围着，该区域的温度将降至 500～800K。外层区域则被过热的油蒸气 3 和饱和油蒸气 4 包围。最后可识别的区域是达到沸点的油的薄层 5。气泡外部边界则是在相对环境温度下的油 6。

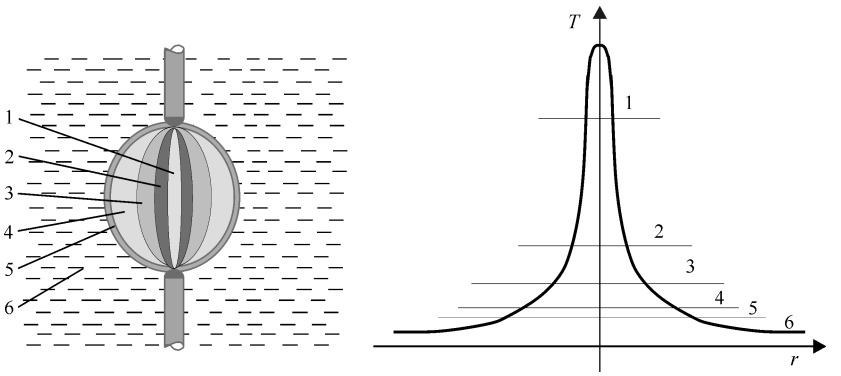


图 5-13　气泡的组成与随温度变化曲线

1—离解的氢（10000～15000K）　2—分子氢和碳氢化合物（500～800K）　3—过热的油蒸气

4—饱和油蒸气　5—达到沸点的油的薄层　6—环境温度的油

根据以上所述，明显可以看出电弧存在于气体介质中，在油断路器中主要是氢气。因此，气体断路器的开断理论也适用于油断路器。

明确影响油中电弧熄灭的情况是气泡中的气体被电弧加热后压力升高并有膨胀的趋势，而油的惯性和油箱壁会阻碍膨胀。因此，气泡内压力升高，将达到数兆帕。压力升高会引起电弧更快速的冷却和消电离，另外也增强了最后一个电流零点后剩余弧柱的绝缘强度，阻止了复燃和重击穿的发生。

无灭弧室的多油断路器，即采用油中开放电弧的断路器，用于电压不超过 15kV，开断电流不超过 200～300A 的场合。除了开断容量小之外，另一个特别的问题是开放电弧的控制和稳定都存在困难，特别是在长弧的情况下。除了上述提到的问题外，多油断路器使用也不方便，其体积庞大且造价会随着额定值的增加而迅速上升。另外，由于存在大量的油，火灾危险非常大。从严重受压的断路器油箱泄露点喷射出的油蒸气、小油滴被火花引燃时，很容易发生爆炸。

这些缺点可以通过引入浸在油中的灭弧室加以克服。灭弧室的应用始于 20 世纪 30 年代。油断路器中最简单的灭弧室的基本工作原理如图 5-14 所示。触头置于充满油的绝缘灭弧室中（见图 5-14a）。触头分离后，电弧在压力升高的灭弧室内燃烧（见图 5-14b）。当动触头离开灭弧室后，强烈的气流和油流使电弧在电流零

点熄灭（见图 5-14c）。灭弧室结构在很大程度上提高了电弧的冷却效果。

后来，通过压油机理实现横向吹弧给灭弧室设计带来重大改进，为电弧提供了额外的冷却作用（见图 5-15）。

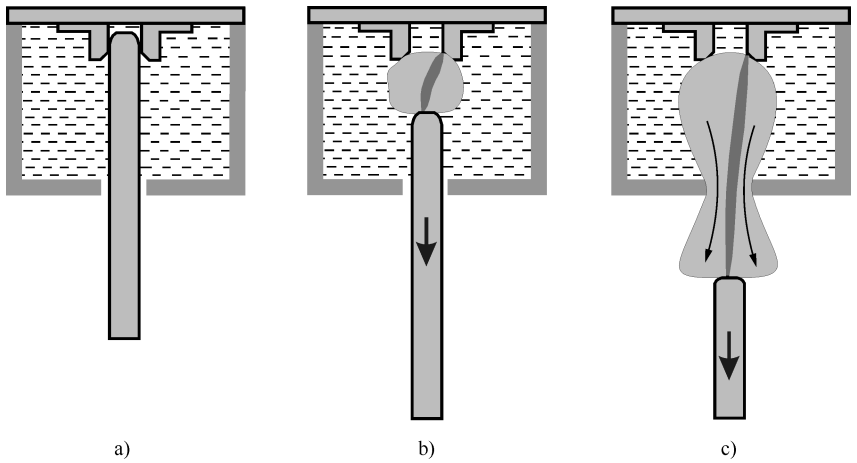


图 5-14　油断路器中灭弧室的基本工作原理

a）合闸位置　b）电弧产生　c）电弧熄灭

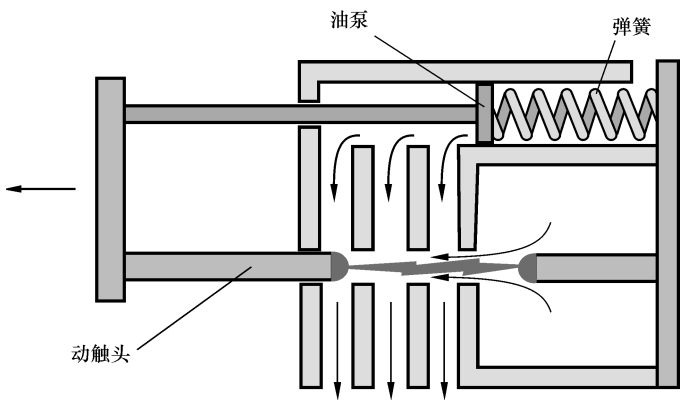


图 5-15　油断路器灭弧室的横截面图

多油断路器的发展被限制在额定电压 330kV 以下，这主要是因为油的用量太大，一台 330kV 断路器用油超过 50000L，还需要非常高的分合闸速度和大功率操动机构。这些设计方案的开断能力大致与自能灭弧特性的少油断路器相当。

多油断路器曾经在美国非常普遍地使用，目前在公共设施中仍有广泛应用，少油断路器则占领了欧洲市场。

5.2.2　少油断路器的灭弧

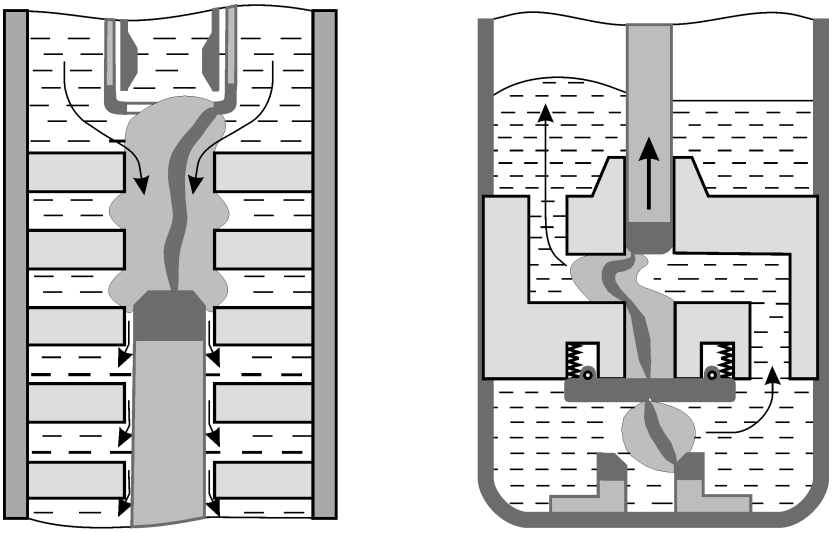
一种采用非常少的油量的新型断路器设计方案引领了油断路器的进一步发展。这种类型的断路器被称为少油断路器。少油断路器与多油断路器的主要区别在于少油断路器仅用油实现开断功能，而采用固体绝缘材料来实现绝缘功能。与此形成对照，多油断路器中的油要同时实现这两种功能。与多油断路器不同，少油断路器的触头和灭弧室置于一个电位悬浮的空心绝缘体内，而不是大容积的金属箱。在中压领域绝缘子可用强化玻璃纤维制造，而更高电压等级则采用陶瓷材料。通过这样的设计，将所需要的油量限制到最少，因此大大降低了火灾风险。

少油断路器的核心是灭弧室，分为纵吹和横吹灭弧室。这两种灭弧室可以有多种形式，图 5-16a 给出了一个纵吹灭弧室的设计实例。开断过程按照以下方式进行。当弧触头在一系列排气孔内运动时，电弧使油蒸发而形成气体，主要是氢气，从而使压力增加，迫使电弧进入排气孔。由于电离气体经排气孔从燃弧区域移除，使电弧等离子体频繁地更新。最终，当灭弧室内部的压力变得足够高，电弧长度足够长时，电弧在工频电流零点熄灭。灭弧室应由能够承受高压力的优质强化玻璃纤维制造。灭弧室内测得的最高压力一般不超过 7MPa。较高的压力增加了触头间隙的绝缘强度，从而加速了电流开断。

少油断路器的特性要依赖开断电流和电弧能量。大电流下产生的气体压力很高，甚至会达到导致灭弧室破坏的程度。然而小电流下产生的气体压力很低，燃弧时间增加直至达到临界电流水平。而且在正常运行期间，较小电流下由于自能灭弧作用不能得到充分发挥，大部分燃弧时间内电弧不稳定，结果更难实现电流开断。这是纵吹灭弧室的特殊情况。

图 5-16b 给出了一种横吹灭弧室的设计方案。起初，电弧在灭弧室下部拉出，此处的压力开始升高，驱动油沿着曲折的通道运动。当动触头离开灭弧室下部时，金属挡板关闭，电弧分为两部分。油的横吹为电弧提供了额外的冷却作用，并驱使电弧进入吹弧道，需要增加电压来保持吹弧道内较长的那部分电弧。在电弧离开吹弧道以前，电弧本身在吹弧道的入口处短路。这一过程在整个燃弧阶段持续进行，直至电流过零并且电弧熄灭。从吹弧道排出到灭弧室外部的高温气体仍然处于电离状态，因此必须确保正确设计吹弧道，使得吹弧道与断路器其他部位之间不发生击穿。

对于少油断路器来说，触头的关合速度是非常重要的。例如，希望在关合电流峰值到来之前就达到完全闭合的位置，从而可以采用轻型机构。总体上讲，触头关合速度应该足够高，将燃弧降至最低限度以减小高气体压力和触头烧蚀的情况出现，这两种情况对触头均有不利影响。对于 132kV 断路器，触头接触前的半个周期内测得的典型平均合闸速度是 9 ~ 10m/s。在空载操作中，会出现如何吸收这一高速运动触头动能的问题。



a) b)

图 5-16 少油断路器中 a）纵吹和 b）横吹灭弧室设计原理图

少油断路器广泛应用于输电与配电网络。目前，少油断路器仍在运行，但已不再是断路器发展的重点。当配电电压等级的真空断路器技术和输电领域的 SF_6 断路器技术变得实用时，少油断路器技术就已经过时了。

5.3 六氟化硫（SF_6）

世界上电力系统的稳步发展可通过装机容量、额定电压和传输能量的提升而显现出来，加之对系统元件可靠性日益增长的需求，对高压断路器的发展产生了极为重要的影响。采用空气和油这样传统灭弧介质的断路器不再能够以经济的方式满足这些要求。六氟化硫（SF_6）气体的引入使高压断路器的发展产生了决定性的变革。六氟化硫是一种合成气体，于 1947 年实现商用。它同时具有多种独特的物理特性：绝缘强度高，约是大气压下空气的 3 倍；热开断能力强，约是空气的 10 倍；热传导性能好，约是空气的 2 倍。因此，SF_6 已成功用于电力工业的高压输配电设备领域。采用 SF_6 实现绝缘和/或开断功能的电力设备主要有四种类型：高压断路器、气体绝缘金属封闭开关设备（GIS）、气体绝缘变压器和气体绝缘输电线路（GIL）。

其他非电力工业的应用包括：冶金（铝生产、镁铸造）、电子（半导体生产、平板屏幕生产）、科学设备（核燃料循环、高性能雷达和气象测量）、土木工程（隔音窗）、其他行业（轮胎/运动鞋）以及军事应用。

5.3.1 物理特性

六氟化硫是一种化合物，分子式为 SF_6。纯净的 SF_6 气体是一种无色、无臭、无味、无毒、不易燃烧、不易爆炸、化学和生物性能不活泼且热稳定的气体。虽然这种气体无毒，但并不支持生命，特别是因为它比空气重，所以含有六氟化硫的设备一定不能用于没有通风设备的场合。当温度大约在180℃以下时，它与电力设施中所用材料的兼容性与氮气相近。

同样，由于该气体的密度比空气大很多，会沉积在低洼处，如电缆沟中，应采取必要的预防措施以防止窒息。在同空气未充分混合的条件下，SF_6 有向低处积累的倾向。依靠对流和扩散与空气混合是缓慢的，但一经混合就不再分离。

SF_6 的分子量为146.05，大约比空气重5倍，是目前所知最重的气体之一。在室温20℃，绝对压力0.1MPa下，SF_6 处于气态，其密度为6.07kg/m^3。它的临界点是临界温度45.54℃，临界压力3.759MPa，可以通过压缩来使其液化。它一般作为液化气体置于标准气瓶内。SF_6 气体的高分子量导致其高密度以及高热容量。

在正常条件下，SF_6 是化学性能上呈惰性的气体，并且不溶于水。它是最不活泼的物质之一，而且在正常条件下不影响与其接触的物质。

这些特点是由 SF_6 分子的对称结构决定的。六个氟原子围绕一个处于中心位置的硫原子，形成一个八面体(见图5-17)。氟和硫之间的化学键被认为是最稳定的共价键之一。六个化学键给予 SF_6 分子非常高的热稳定性和化学稳定性，使其具有惰性气体的属性。多原子的 SF_6 分子的高度对称性使其分子间作用力很小，这可以防止 SF_6 气体在足够低的温度和传输与分配电能的高压设备中所用压力0.1~0.9MPa下液化[⊖]。图5-18所示为密度给定的情况下 SF_6 压力与温度的关系。由于在一个密闭的气体空间内，SF_6 压力随温度变化，采用压力计，即压力测量仪器来进行气体泄漏监测是不合适的。由于气体密度保持恒定，通常采用密度测量来达到这一目的。

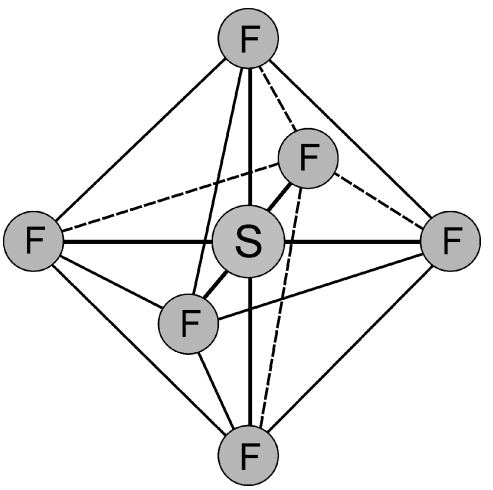


图5-17 SF_6 分子结构

⊖ SF_6 断路器的额定充气压力与其额定温度范围有关。因为密度下降会引起不被允许的额定值减小，SF_6 在指定的温度范围内不可以液化。

SF_6 具有热导率和绝缘强度高、并且热恢复和介质恢复快的特性，这对开断功能十分重要，也是其开断能力强的主要原因。这些特性使得 SF_6 能够实现从导电的电弧等离子体到间隙的绝缘状态并承受恢复电压上升的快速转换。

电弧等离子体的热导率通常包括三部分：第一是通过粒子间碰撞实现的有规则的动能转移的结果；第二是分解和电离引起的能量扩散的结果；第三是通过辐射时的发射与吸收过程实现原子之间的能量转换。

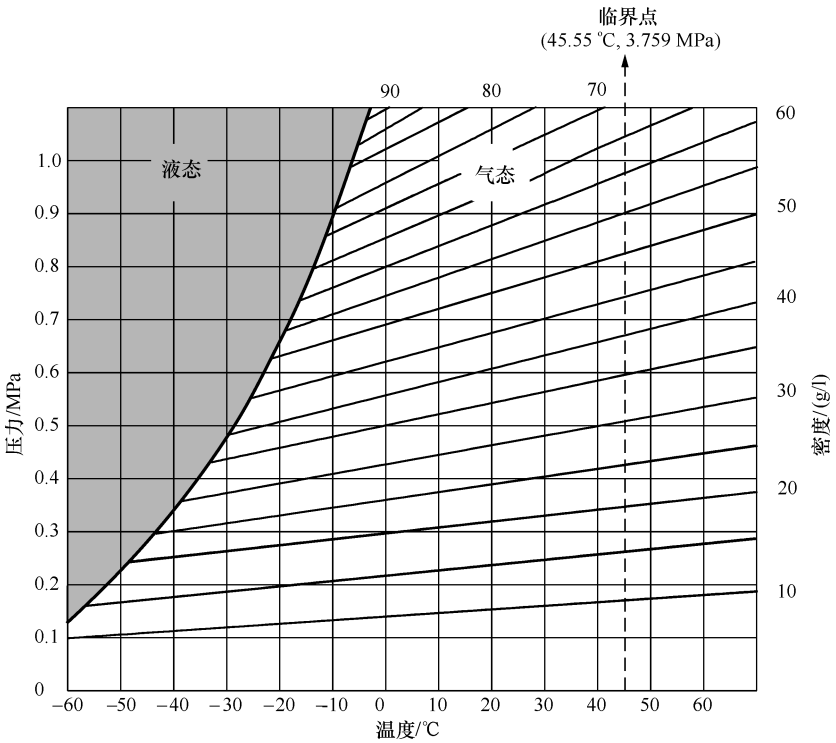


图 5-18 SF_6 的压力/温度/密度特性

图 5-2 给出了 SF_6、氮气和氢气等离子体的温度与热导率的关系。可以看出曲线给出了在不同温度下热导率的高峰。特别显著的高峰是多原子分子的气体分解和电离的结果。出现热导率高峰的原因是粒子分解时吸收分解能并扩散到低温区域，而没有吸收分解能的未分解粒子从低温区域扩散到高温区域。热导率的高峰会在因电离而失去一个电子时出现，也可以在电离失去第二个电子以及更多电子时出现。

SF_6 气体由于分解温度低而分解能高，是一种优异的灭弧介质。与氮气相比其分解温度范围低得多并且窄得多。这就是 SF_6 气体在电流零点附近能非常有效地冷却电弧并使电弧半径减小的原因。图 5-19 形象地描述了电流零点附近氮气与 SF_6 中电弧温度沿电弧半径的分布情况。在此温度范围内，当气体热导率非常高时，由于热量很容易快速向外排出，温度梯度很低。在热导率低的区域，因为接近电弧边

缘，气体温度低、温度梯度很高。SF_6 电弧半径比氮气电弧小得多。按照图 5-19 中所示的任意最低导电温度，如果通过在电流零点快速冷却来消除 SF_6 和氮气电弧的高温弧芯，氮气中的电弧会继续导通，而温度更低的 SF_6 气体中的电弧则会熄灭。最终结果是 SF_6 电弧的热时间常数大幅度降低至 0.5ms 以下，为空气电弧的热时间常数的 1/100。热时间常数小是近区故障成功开断的必要条件。

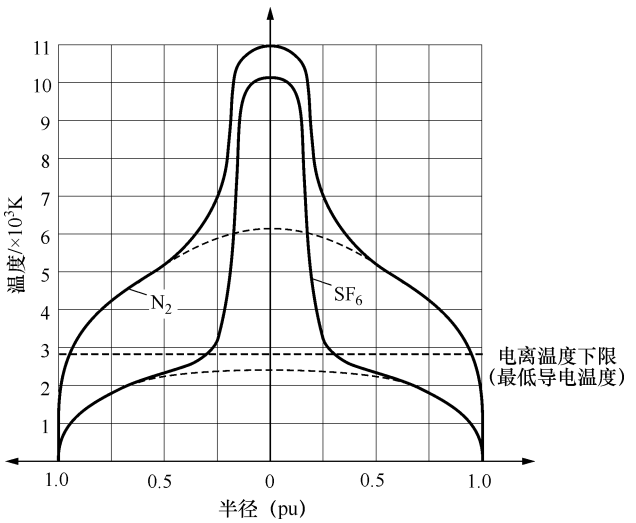


图 5-19　氮气和 SF_6 电弧的径向温度分布

当电弧在 SF_6 气体中冷却时，在相对较低的温度仍能维持导电状态，使得电流零点前的截流最小，因而不会产生高的过电压。

电流过零后，SF_6 具有比空气更快的介质恢复强度（见图 5-20）。原因在于 SF_6 及其分解出的 SF_4、SF_2、F_2 和 F 的强电负性或强电子吸附能力。

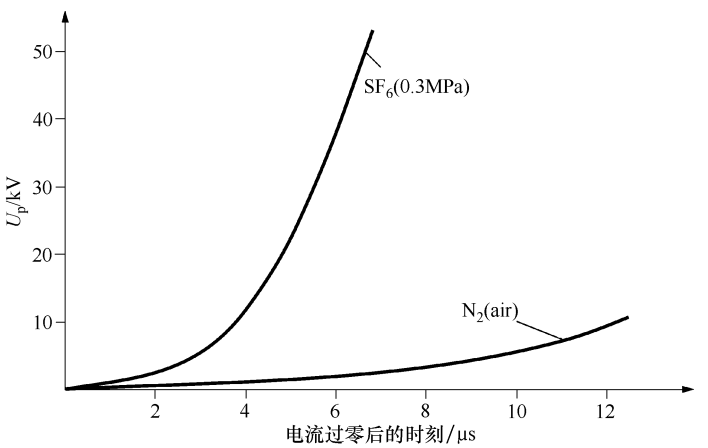


图 5-20　电流过零后 SF_6 和空气的介质恢复强度

SF_6 的电负性主要基于两个机理：电子的共振俘获（$SF_6 + e^- \rightarrow SF_6^-$）和离解俘获（$SF_6 + e^- \rightarrow SF_5^- + F$）。

一个分子捕获电子的概率呈现出尖峰，所谓“共振”，其出现时的电子能量对每种气态分子来说是特定的。在较低能量下的电子共振俘获是非离解俘获。SF_6 气体中会出现非常低的能量下的共振尖峰[266]。当电子能量达到 0.01eV 时，由于非离解俘获而在约 $3.2 \times 10^{-18} m^2$ 的俘获横截面内发生共振，产生 SF_6^-。当电子能量达到 0.35eV 时，由于离解俘获而在俘获横截面内发生共振，产生 $SF_5^- + F$。

具有高迁移率的电子与多原子的 SF_6 分子之间的强相互作用，导致其急剧降速为具有极低迁移率的负离子。由于这些离子的迁移率非常低，燃弧一段时间后的剩余弧柱内会缺乏载流子，这使得 SF_6 成为优异的灭弧介质。

SF_6 俘获电子的能力对于电流过零后气体介质强度的快速恢复也是至关重要的，也是其具有高绝缘击穿强度的主要原因。它减少了自由电子的数量，使气体在绝缘方面更加稳定。SF_6 是一种独特的电负性气体，因为通过电子俘获形成的主要负离子，SF_6^- 和 SF_5^-，具有异常高的碰撞分离阈能。通过 $SF_6^- + SF_6$ 和 $SF_5^- + SF_6$ 碰撞实现电子发射的阈能分别为 90eV 和 87eV[267]。该碰撞分离阈能要比这类分子的电子亲和能要高得多，SF_6 是 1.0$_6$eV，SF_5 是 2.7～3.7eV。所以 SF_6 分子中的击穿只有在相对高的场强下才可能发生。

由于 SF_6 气体的上述特性，SF_6 高压开关技术在过去几十年中占据了绝对统治地位，SF_6 断路器目前在性能上优于其他可供选择的气体技术，如压缩空气断路器和少油断路器。

5.3.2 SF_6 分解物

当温度达到 750K 以上时，SF_6 开始分解。温度在 3000K 以下时，所有 SF_6 分子将被分解成为大量的原子团或低硫氟化合物：S_2F_2、SF_5、SF_4、SF_3、SF_2、SF、S_4、S_2 和 F_2。当温度超过 4000K 时，实际上所有这些分子碎片完全分解成其组成原子，硫和氟（见图 5-21）[158,159]。

在开断过程中，电弧中心处的温度会达到 10000K 的数量级。在这样高的温度下，温度为 750K 下时表现为惰性的气体变成了化学性质高度活跃的碎片和离子的混合物。该混合物具有一些不好的特性。它会迅速与其他物质比如蒸发出的电极金属蒸气、水蒸气、空气、器壁、塑料或杂质反应，形成分解副产物，它们有些是剧毒和强腐蚀性的化合物，如 S_2F_{10}、SO_2F_2、SOF_2、SO_2、CF_4、SF_4 和 HF。只要进入大气中，这些副产物的存在对健康有重要的潜在影响。当它们聚集在开关设备内部时则不会产生直接影响，特别是分子筛等吸收剂会净化气体。

在放电过程中或放电后的很短时间内，即亚秒级的时间范围内，除了具有少于 6 个氟原子的低硫氟化合物外，还会形成不同的金属氟化物，最主要的是

CuF_2、ALF_3、WF_6 以及 CF_4。这些产物通常被认为是一次分解产物，通常以细小的、不导电的、类似灰尘的沉积物的形式存在，出现在断路器壳体底部和绝缘子表面。在正常操作过程中，它们不会对绝缘性能产生不利影响。铜氟化物表现为乳白色粉末，暴露在空气中后会变成淡蓝色，这是因为存在一种产生脱水盐的反应。

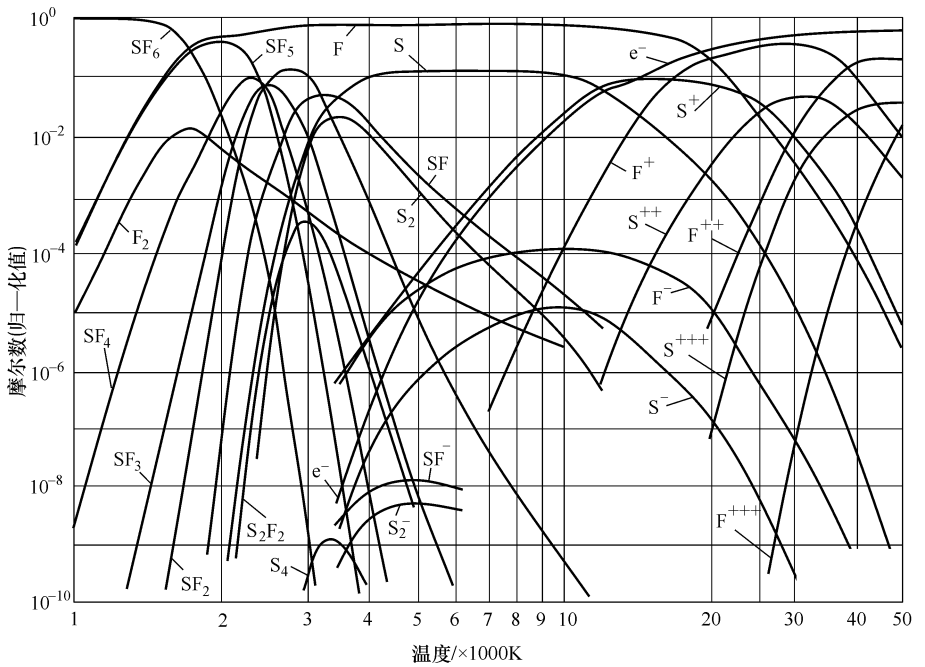


图 5-21 SF_6 的分解物（彩图见封三）

部分分解物在化学性质上是稳定的，其他分解物则非常不稳定，特别是在有水存在的情况下。如果暴露在潮湿环境下，以上提到的分解物会水解，形成二次分解物，例如以下化学反应式所说明的：

$$F + H_2O \rightarrow HF + OH$$

$$SF_4 + H_2O \rightarrow SOF_2 + 2HF$$

$$SOF_2 + H_2O \rightarrow SO_2 + 2HF$$

$$SOF_4 + H_2O \rightarrow SO_2F_2 + 2HF$$

$$CuF_2 + H_2O \rightarrow CuO + 2HF$$

这些反应意味着大量氟化氢（HF）的生成。氟化氢具有非常强的酸性。因此在断路器灭弧室内部所用材料选择和保护层应用中，采取合理的措施是非常重要的。

最常用的金属一般不会劣化并保持非常稳定的状态。然而，酚醛树脂、玻璃、玻璃纤维材料和陶瓷都会受到严重影响。氟化氢与任何包含二氧化硅（SiO_2）的材

料强烈作用，如玻璃和陶瓷。因此，这些材料在采用 SF_6 灭弧的设备中使用时，只适合在一些特殊条件下使用。一些类型的绝缘材料，如 PTFE[⊖]聚四氟乙烯、丙二酚 A 和脂环族环氧树脂，则不会受到影响。

受电弧影响的 SF_6 毒性的主要成分是 SOF_2。它在有氧气存在的情况下产生，反应过程如下：

$$S + O + 2F \rightarrow SOF_2$$

$$SF_4 + O \rightarrow SOF_2 + 2F$$

$$SF_3 + O \rightarrow SOF_2 + F$$

这些反应包含燃弧期间从电极材料释放出的氧气。

额外的剧毒燃弧副产物，如 S_2F_{10} 可能会生成。然而，在燃弧条件下生成的 S_2F_{10} 的量是极低的，因为在高温下产生的 SF_5 自由基只有在急剧冷却时才会形成 S_2F_{10}，该条件在电弧中不可能满足。

为了防止 SOF_2、HF 和其他一些电弧副产物的形成，断路器首次填充的 SF_6 气体要特别纯净。

低硫氟化物与大多数其他副产物可以利用分子筛、氢氧化钠（NaOH）和氧化钙（CaO）的 50%∶50% 同比混合物或活性氧化铝，即干燥的氧化铝（Al_2O_3）来消除。它们是非常有效的，几乎不可逆地吸收酸性气体产物，推荐用量是约等于气体重量的 10%。酸性气体污染物的消除是通过将气体经过包含上述材料的过滤器进行循环来实现的。这些过滤器通常附在断路器本体上或安装在专门设计的装置内来处理 SF_6 气体。

同时，过滤器将 SF_6 气体干燥，并且保持在一个低露点[⊖]来进行气体填充。

图 5-22 给出了露点与气体水分含量的对应关系。

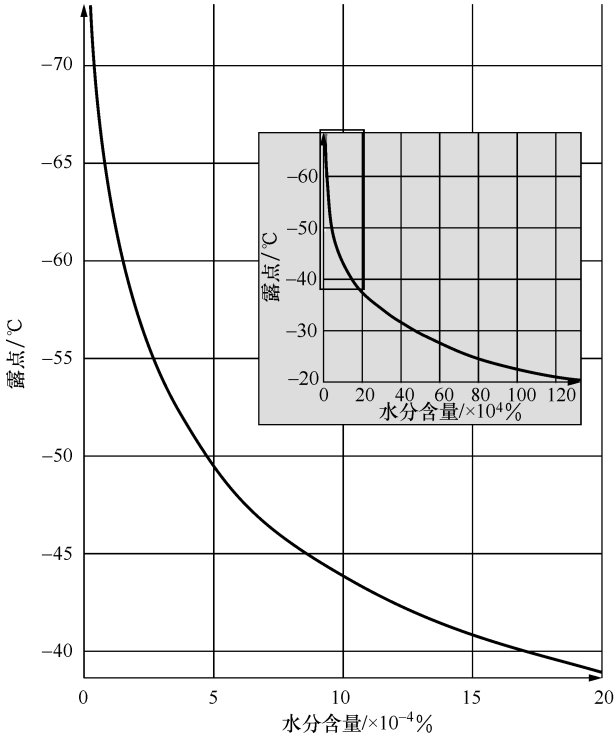
正如已经指出的那样，纯净的 SF_6 气体在化学性质上是惰性的，不会造成腐蚀。然而，在有水分存在的情况下，六氟化硫的一次和二次分解物生成腐蚀性电解质，会引起电力设备的损坏和操作故障。

由于腐蚀性电解质的存在，大多数固体绝缘材料的表面电阻在气体区域中燃弧后逐渐减小。在最初的 24h 内表面电阻的变化非常特殊，如图 5-23 所示。燃弧后表面电阻立即有一个突然的下降，30 ~ 120min 后达到其最小值。之后，表面电阻开始恢复，并在 24h 内达到稳定值，该值等于或小于燃弧前的值。聚四氟乙烯的表面电阻不发生变化（曲线 a）。

表面电阻最小值不低于 $10^9\Omega$ 并能恢复至其初始值的材料，可以归类于抗电弧分解物腐蚀效应的材料（曲线 b）。表面电阻最小值低于 $10^8\Omega$ 并不能恢复到其初始值的材料，则属于非抗腐蚀的（曲线 c 和 d），不适合在高压 SF_6 断路器中应用。

⊖ PTFE 是众所周知的杜邦公司商标名称 Teflon（铁氟龙）。

⊖ 露点是在恒定气压下将给定的气体冷却使水蒸气凝结成水的温度。



露点/℃	水分含量/$\times10^{-4}$%
−75	0.148
−70	0.32
−65	0.65
−60	1.3
−55	2.5
−53	3.3
−52	3.6
−51	4.2
−50	4.8
−49	5.4
−48	6.1
−47	6.9
−46	7.8
−45	8.7
−44	10.0
−43	11.0
−42	12.0
−41	14.0
−40	16.0
−39	18.0
−38	20.0

图 5-22　露点与 SF_6 中水分含量的关系

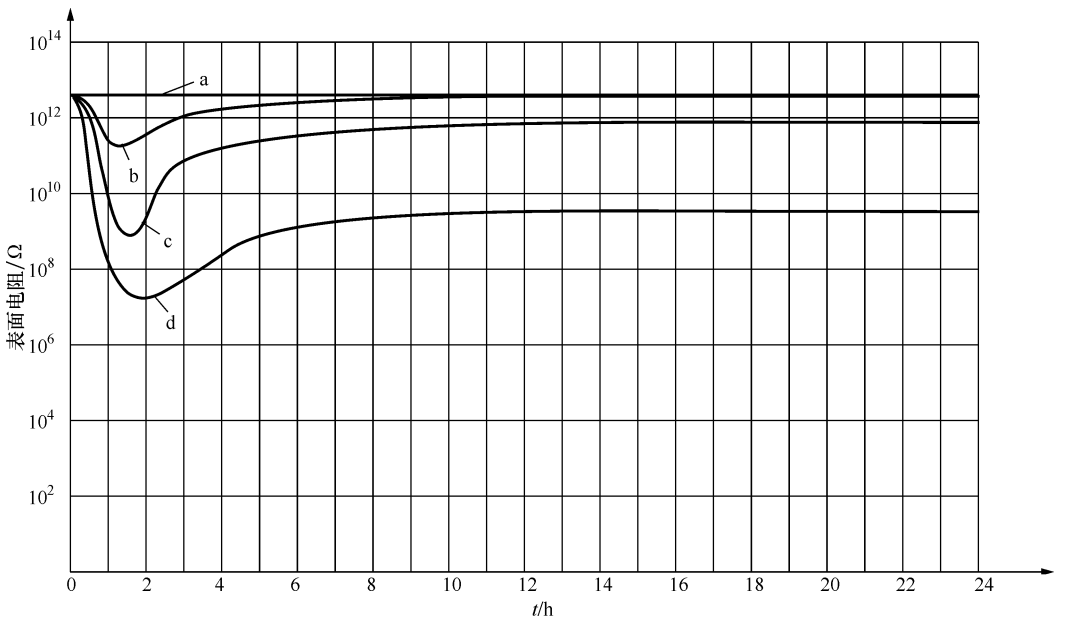


图 5-23　SF_6 中受电弧分解物影响的绝缘材料表面电阻的变化

当表面电阻的最小值取决于燃弧期间释放的总能量时，其稳定值是材料耐受和适应气体区域内燃弧的安全标识。

如果采用适当的工艺方法不能避免分解物的形成，可以通过仔细排除水分和使用合适的材料来大幅度消除腐蚀。

5.3.3 SF_6 对环境的影响

人工合成的气体和材料的散发所造成的大气污染会引起两个主要的全球性问题。一个是平流层的臭氧损耗或臭氧层空洞，另一个是全球气候变暖，即地球表面平均温度上升或温室效应。

还应该考虑的第三个问题是生态病理学，即影响环境和各种生物的有毒材料和气体。

5.3.3.1 臭氧损耗

臭氧损耗描述了两个既有区别而又相关的现象：自 20 世纪 70 年代末以来，地球平流层或臭氧层中的臭氧总量约以每十年 4% 的速度缓慢而稳定地减少；在同时期内，地球极地区域之上的平流层中的臭氧有更大的但是季节性的减少。后一种现象就是普遍提及的臭氧层空洞。

由于臭氧层阻止大部分有害的紫外（UV）线通过地球的大气层，国际社会认为各种各样的生物学后果，如皮肤癌的增加，植物的破坏以及海洋中浮游生物数量的减少，会因臭氧损耗导致的紫外线暴露增强而产生。

氧存在三种形式的同素异形体：原子氧（O），常态氧（O_2）和臭氧（O_3）。当氧气分子光解为氧原子时，臭氧在平流层中形成。原子氧与 O_2 结合而生成 O_3。臭氧分子吸收波长从 310mm 到 200nm 之间的紫外线，之后臭氧分离成一个 O_2 分子和一个氧原子。之后氧原子又加入氧气分子重新生成臭氧。这是一个持续的过程，直到一个氧原子与一个臭氧分子结合形成两个 O_2 分子的时候终止：

$$O + O_3 \rightarrow 2O_2$$

臭氧也会被一些自由活跃的催化剂破坏，其中最主要的是卤族元素，特别是原子氯（Cl）和溴（Br）。在平流层中氯原子的主要来源是含氟氯烃（CFCs）的光解，一般称为氟利昂，通常用作推进剂、发泡剂、制冷剂和溶剂。一旦进入平流层，Cl 原子在紫外线的作用下从其化合物中释放出来：

$$CFCl_3 + 光子 \rightarrow CFCl_2 + Cl$$

Cl 原子能通过各种催化循环来破坏臭氧分子。最简单的一种，一个氯原子与一个臭氧分子反应生成一氧化氯（ClO）和一个常态氧分子。一氧化氯可以与第二个臭氧分子反应生成另一个氯原子和两个氧分子：

$$Cl + O_3 \rightarrow ClO + O_2$$

$$ClO + O_3 \rightarrow Cl + 2O_2$$

一旦自由氯原子出现，它可以立即再与 O_3 分子反应，因而对每个原子都会形

成重复的催化循环，进行很多次反应。一个氯原子在被其他反应中和掉之前可以与100000个臭氧分子反应。这一事实，加上每年通过CFCs释放到大气的氯原子的数量，证明了CFCs对于环境来说有多么危险。

对于SF_6，唯一的卤族成分是氟（F）。实验室研究表明，氟原子参与类似的催化循环。然而，在地球的平流层，由于氟对氢的高化学吸引力，氟原子会与水和甲烷迅速反应并生成氢氟酸（HF）。因此，氟原子几乎不可能参与上述催化反应。

考虑到这样一个事实：SF_6的浓度为CFCs浓度的1/1000，而且在所述环境下从SF_6中几乎没有自由的氟原子形成。显然，SF_6对平流层臭氧的破坏和臭氧损耗不起作用。

5.3.3.2 温室效应

地球的全球平均气温取决于太阳辐射热效应与地表红外辐射冷却之间的平衡。一些红外辐射被反射回地球表面，因而没有脱离大气层，这就是众所周知的温室效应。与没有温室效应时应有的温度相比，温室效应引起地球表面平均温度上升。科学评估认为上升值高达33℃，从-18℃上升到15℃。地球上的生命依赖于正常的温室效应以提供适合的温度来支持自身。当人为排放的温室气体增强了温室效应时，地球正常温室效应的平衡被打破了，这改变了吸收和散发辐射能力之间的平衡，结果更多的辐射能量被保留下来，从而引起了气候系统的变化。

温室气体是在大气中吸收一部分地球发出的红外辐射并通过辐射返回到地球的气体。强温室气体在7~13mm的波长范围内具有很强的红外辐射吸收能力[157]。温室气体既有环境中自然存在的，如水蒸气、二氧化碳、甲烷和氧化亚氮，也有可能是释放出的人工合成气体，如SF_6、全氟化合物（FFCs）、燃烧产物、氮和硫的氧化物。目前，自然现象仍对温室效应起绝对主导作用，而人类活动对温室效应仅作了一小部分贡献。然而，随着人为贡献的增加，现今已成为主要关注的问题。根据多项研究结果，目前的趋势如果不加以抑制，会引起地球平均温度大幅上升并引起全球气候变化。

SF_6是一种有效吸收红外辐射的气体，特别是波长在10.5mm左右的红外线。另外，与其他自然形成的温室气体，如CO_2、CH_4不同，SF_6很难发生化学分解和光解。因此，它对于全球变暖的贡献将会累积并且实际上是永久的。SF_6在大气中的寿命㊀很长，估计约为3200年。

SF_6红外线吸收能力强和在环境中的寿命长是其具有极高的全球变暖潜势㊁

㊀ SF_6在大气中的寿命是释放到大气中的给定量的SF_6经自然过程减少到初始量的约37%时所需要的时间。

㊁ 全球变暖潜势（GWP）是评价给定量的温室气体对全球变暖贡献多少的参数。将CO_2的GWP定义为1，温室气体的GWP就是相对于CO_2的比值。GWP的计算要在特定的时间间隔内，无论何时引用GWP必须声明。通常采用100年的时间范围。

（GWP）的原因，在100年的时间范围内，SF_6 的GWP估计是 CO_2 的22500倍以上，根据排放量 CO_2 是温室效应的最主要贡献者。

SF_6 的高全球变暖潜势在1995年被广泛了解[162]，因此被列入1997年京都议定书㊀所公布的温室气体名单[163]。以下气体是该文件中指定的温室气体：

- 二氧化碳（CO_2）；
- 甲烷（CH_4）；
- 氧化亚氮（N_2O）；
- 氢氟碳化物（HFCs）；
- 全氟化碳（PFCs）；
- 六氟化硫（SF_6）。

后三种物质是氟化温室气体或含氟气体。

SF_6 作为GWP最高的气体被明确列出，这就要求所有参与国要实现 SF_6 减排。大部分国家的政府已经签订并批准了旨在减少温室气体排放的京都协议书。

SF_6 的高GWP引发了各种努力，以减少来自 SF_6 绝缘输配电设备的排放。这些努力覆盖了从改善设备密封，改进气体处理程序，系统化的气体再利用和电力工业自愿减排方案到政府监管行动。

这样的努力减少了 SF_6 气体向大气中的排放，同时也减少了该气体的全球总产量。1996年，SF_6 气体的总产量估计为9000t/年[162]。而2000年的年产量估计降至4000t/年，并具有进一步下降的趋势。

电力工业使用了约占全球总产量的20%的 SF_6，多达80%的 SF_6 气体用于非电力目的。电力工业中 SF_6 的使用量从1996年的2000t/年降至2000年的1500t/年，估计在未来十年内会降至1200t/年。

不同于电力行业的应用，非电力行业应用的 SF_6 气体通常是不可回收的。由于气体的“开放式应用”，大部分气体会迅速释放到大气中。自从1995年 SF_6 气体的高GWP被认识到以来，电力工业排放到大气中的 SF_6 有明显减少的趋势。尽管新的 SF_6 设备继续安装，但自1996年起电力工业在很大程度上减少了排放到大气中的 SF_6，未来有进一步下降的趋势。

多个科学机构对与环境有关的不同气体的浓度进行定期监测。目前，已经报道[249]的大气中的 SF_6 气体浓度约为6.4pptv㊁。这一浓度是非常低的，但是可以看到（见图5-24）它在以每年约为8.7%的速度持续增长。如果该浓度按这个速度持续增长的话，不超过30年就会到达50pptv。按照这样的浓度计算可得由 SF_6 引起

㊀ 京都议定书[13]是控制人工合成温室气体排放的国际公约。

㊁ pptv = 一万亿体积的空气中所含污染物的体积数（每摩尔空气中有 10^{-12} 摩尔 SF_6）。

的预期全球变暖约为 0.02℃。这与 CO_2 引起的全球温度的预期变化相比是非常小的，CO_2 的预计约为 0.8℃。然而，SF_6 在大气中的长寿命是潜在的危险，故将所有形式的 SF_6 向大气中的排放降至绝对最小值是必要的。因此，必须采取措施使该气体保持在一个密闭的循环中，消除任何向环境中的释放。

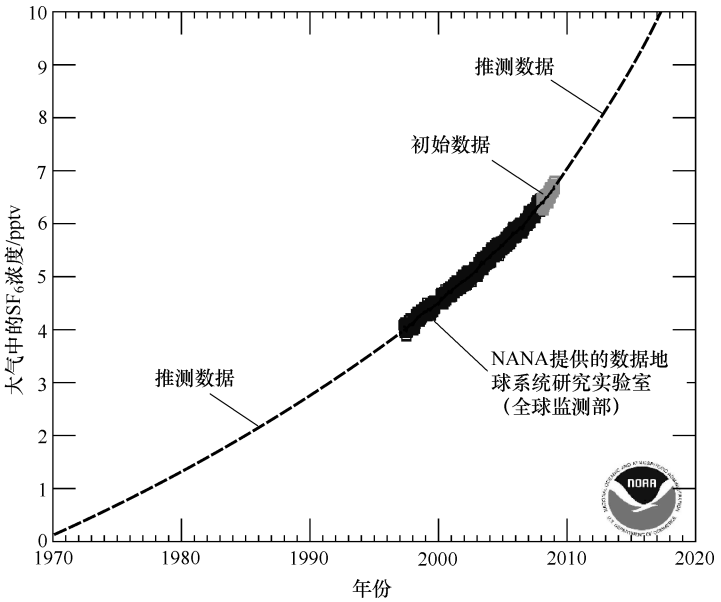


图 5-24　大气中平均 SF_6 浓度随时间的变化

（数据由 NOAA 地球系统研究实验室全球监测部提供）

按 IEC 标准中所定义的[164-167]良好的处理措施与程序，可以保证在很长一段时间内有效地使 SF_6 产生非常小的影响。这些程序应该被视为确保在工作中接触 SF_6 的人员安全和 SF_6 向环境中的排放量最小的最低要求。安全观念已众所周知并建立起来，目前的重点是环境兼容性。SF_6 必须保持在一个封闭的循环中，任何蓄意的排放都必须禁止。建议履行 SF_6 再利用的观点。

目前，用于气体净化的专业高质量设备、测量装置和 SF_6 处理系统已实现商用化并且能够将受污染的气体恢复到如新的状态。按照日益增加的将排放到大气中的 SF_6 气体最小化的要求，可以预计这类设备会得到进一步完善。

根据 IEC60376[165]，工业级的 SF_6 已实现商用化。如果气体不符合规格，按照当地的或国际上的关于废物管理的准则进行处理。根据 IEC60480[166]和气体制造商给出的说明，用过的 SF_6 可以在现场重复使用。

当表现为 HF 的酸度小于 4000ppmv 时，所用 SF_6 的净化效果好。当酸度更高时，气体的腐蚀性太强，以至于不能通过净化过程得到满意的效果。而且，当所用 SF_6 中空气含量超过 7500ppmv 时，净化过程的效果非常差，气体必须返回给制造商来重新处理。

适用的处理 SF_6 的详细程序在上述 IEC 标准和技术报告中已经给出。

目前，地区的平均排放率在远小于 1% 到大于 10% 的范围内变化。高压 GIS 的年泄漏损失估计在 0.5%~1% 的范围内，而年处理损失在 1%~2%。对于终身密封式的配电电压等级的设备来说，在运行过程中的总损失要低得多。

关于有多少 SF_6 气体泄漏到大气中尚有争论。尽管年泄漏的百分数很低，但是明显可以预料到曾经制造的 SF_6 气体的总量总有一天会到大气中。即使在包含 SF_6 的气体区域的密封方面要求更加严格也没有长远意义，因为当 SF_6 从气体区域泄漏出来后，没有任何破坏 SF_6 气体分子的可能。全世界生产的 SF_6 只有一部分永远不会泄漏到大气中，这部分气体能够通过环境可接受的过程被分解或破坏。

这一过程如下所述：

当加热到温度在 1250K 以上时，SF_6 开始分解成活跃的碎片并与氢和氧反应，生成气体化合物 SO_2、SO_3 和 HF。在 1200℃时，99% 的气体被破坏。反应的产物可以通过氢氧化钙溶液（石灰）来消除，它按以下化学反应中和酸并生成硫化钙（石膏）和氟化钙：

$$SO_3 + Ca(OH)_2 \rightarrow CaSO_4 + H_2O$$

$$2HF + Ca(OH)_2 \rightarrow CaF_2 + 2H_2O$$

生成的产物是天然并且无毒的材料。硫酸钙（$CaSO_4$）是用于土木工程的天然无机物。氟化钙也是一种天然无机物，用作牙膏添加剂和其他保健品，这证明了其无毒的性质。

总体上讲，为减少 SF_6 向大气中的排放及其对全球变暖的贡献而采取的措施既可以是短期的，也可以是长期的。

最好的短期措施包括：

- 通过密封系统和 SF_6 处理程序的改进来阻止 SF_6 释放到环境中；
- 所用 SF_6 的系统回收利用和消除受污染的气体；
- 自愿减排计划；
- 该气体的控制性使用以减少其应用，严格限于 SF_6 有明显优越性的场合，如高压断路器；
- 设计需要更少量 SF_6 的设备。

显然最有效的长期措施是完全不用 SF_6。因此，理想的长期解决方案是用环境可接受的其他气体或混合气体来替代 SF_6[157]。这一环境友好的解决方案强调需要研究替代绝缘气体，可能还需要替代的高压绝缘技术。

5.3.3.3 生态病理学和对健康的潜在影响

SF_6 是无毒的且没有报告其具有潜在的急性或慢性生态毒性[164]。由于 SF_6 在水中的溶解度非常低，所以对地表和地下水或土壤不存在威胁，在营养循环中也不会出现生物积累，因此，SF_6 不会损害生态系统。SF_6 是：

- 非致癌的，意味着不会导致癌症；
- 非诱变的，意味着不会对基因组成造成破坏；
- 非硝化的，意味着不会在食物链中富集。

然而，SF_6 副产品会刺激皮肤、眼睛和呼吸道。在高浓度时，如果暴露于其中的时间过长，可能会导致引发呼吸衰竭的肺水肿。

在正常运行过程中，SF_6 封闭在设备内部，生成的副产品被分子筛和自然复合过程消除。如果充气的容器无法保持内部气体，SF_6 可以因泄漏或是可能发生的内部故障而出现于大气中。当评估健康风险时，有必要明确区分由泄漏和内部故障情况导致的 SF_6 突然释放。

在泄漏的情况下，应考虑长期暴露于气体副产品的影响。这些由电弧和低能量放电生成的副产品因设备的泄漏而释放产生的浓度在工作场所的大气中是微不足道的。在最坏的情况下，中压和高压工况下出现的浓度比临界限值（TLV）[⊖]低 4 个数量级[164]。

在由于内部故障导致的 SF_6 突然释放的情况下，强制疏散和通风程序意味着瞬间暴露。在设备房间中会出现高浓度的副产品。然而，计算出的浓度并未超过短期暴露的规定极限值[164]。在这种情况下，应考虑有毒散发物的所有可能来源，这需要所有生成物的详尽知识。在这方面，全面的处理方法应考虑以下来源：金属蒸气、燃烧的塑料、电缆绝缘、油漆等，以及那些归属于 SF_6 的物质。还需要强调的是在任何内部故障的情况下，无论 SF_6 是否存在，都会产生腐蚀性的或有毒的烟雾。一旦这些烟雾进入开关设备房间的大气中，已经表明与 SF_6 无关的电弧产物可能是全部有毒物的主导成分。这进一步加强了电力设备中 SF_6 的使用不会显著增加内部故障风险的观点。

包含副产物的 SF_6 有难闻的刺鼻气味、有臭鸡蛋味（H_2S），具有刺激作用。因为这一特性，在出现任何中毒的风险之前，即使少量气体副产物也能在几秒钟内引起明显的报警指示。

5.3.4　SF_6 替代物

SF_6 极高的全球变暖潜势（见 5.3.3.2 节）要求用户积极探求方法来使其在环境中的排放最小化，其中的一个方法是使用其他气体或混合气体来替代 SF_6。

寻找 SF_6 替代气体介质比最初的设想要更加困难，因为气体要满足许多基本和实际的要求，为放心使用还要进行许多研究和试验。为了寻找比 SF_6 更好的气体介质，已经付出了几十年的努力。结果发现在绝缘强度方面存在比纯 SF_6 更优异的气

⊖ 化学物质的临界限值（TLV）是一名工人在工作年限内日复一日地暴露在其中而确信不会对健康产生不利影响的水平。

体，但由于各种原因而不被接受，如对环境的影响，毒性或易燃性。

例如，替代气体必须具有高绝缘强度，这就要求气体是电负性的。然而，强电负性气体通常是有毒的、化学性质活泼、对环境有害、具有低蒸气压，此外通过气体放电还会产生大量未知的分解物。环境友好的非电负性气体，如氮气，通常绝缘强度低。例如，N_2 的绝缘强度约比 SF_6 小 3 倍，缺乏在断路器中应用所必需的基本特性。然而，这种环境友好气体可在较高压力下使用，或在相对较低的压力下作为主要成分与包括 SF_6 在内的局部浓度仅为百分之几的电负性气体混合使用。

最理想的 SF_6 替代气体应可以用于所有现存的 SF_6 设备中，同时在硬件、实践、操作、程序或等级方面仅需要很少的变化或没有任何变化。

有三种气体介质被确定为可能接受的 SF_6 替代物，用于高电压绝缘和电流开断。它们的条件如下：

1）用于高电压绝缘领域的高压力纯氮气。在 SF_6 不是绝对必需的场合，对这种环境友好气体的使用应进行研究和推广。

2）SF_6/N_2 混合气体：

- 低浓度（<15%）SF_6 与 N_2 混合，用于高电压绝缘；
- 几乎等量的 SF_6 和 N_2 混合，用于电气绝缘和电流开断。

3）用于电流开断的 SF_6/He 混合气体。SF_6 和氦气的混合气体在气体绝缘断路器中使用时，性能表现很有希望。氦气在冷却能力方面对 SF_6 气体是一种补充。事实上对于 SF_6 占 75% 到 25% 的混合气体来说，总压力为 0.6MPa 的 SF_6/He 混合气体的性能看起来要比纯 SF_6 高约 10%（见图 5-25）。因此，应对该混合气体作进一步研究。

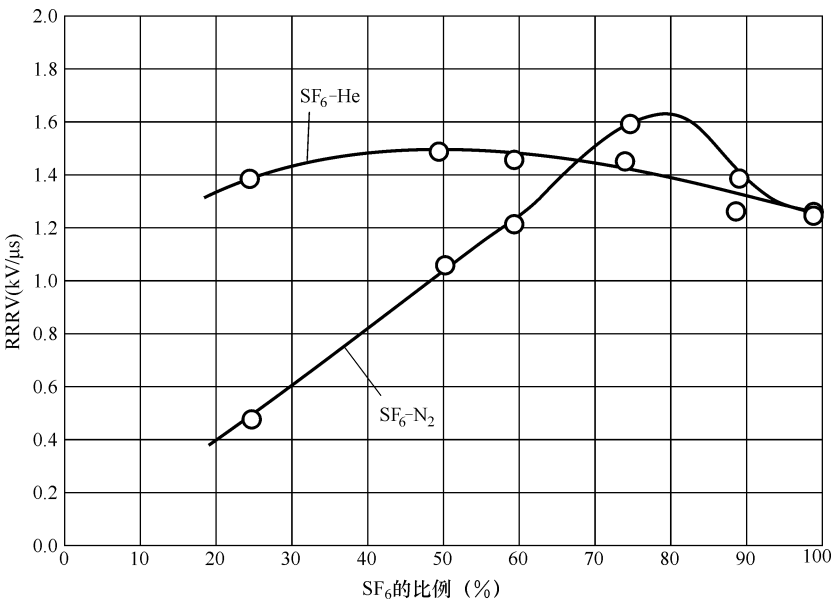


图 5-25 总压力为 0.6MPa 时 RRRV 与 SF_6/N_2 和 SF_6/He 混合气体比例的关系

目前已经有足够的数据说明上述气体介质的潜力，但不能充分证明其性能。数据分析表明，没有替代气体可以立即用作现有电力设备中 SF_6 的替代物。对于气体绝缘输电线路和气体绝缘变压器而言，其限制主要在于已经应用的设备需要重新认证并可能重新评估。对于气体绝缘断路器而言，纯 SF_6 以外的气体性能仍存在重要问题有待解决。

然而，各种混合气体已在新设备中显示出应用的前景，特别是为使用混合气体而专门设计的设备。

5.4 SF_6/N_2 混合气体

将 SF_6 和 N_2 的混合气体作为灭弧介质来研究有以下两个原因。

第一个原因与改善高寒气候条件下（$T < -40℃$）高压断路器的绝缘特性和性能有关，高寒条件下在断路器中的压力下使用的 SF_6 会液化并因此丧失部分电流开断特性。在体积不变的情况下，随着温度降低压力也下降，而气体密度保持不变。在一定温度下，当 SF_6 开始液化时，压力和气体密度突然开始下降。因此，断路器的绝缘和开断特性也突然劣化。为避免 SF_6 液化，在低温环境下使用的断路器在20℃时必须充以合适的压力。由于混合气体的冷凝温度是由其部分压力决定的，而不是总压力，相应的绝缘强度的下降可以通过加入液化温度比 SF_6 低得多的气体来补偿，通常是氮气。结果发现，对于这样的应用，含有 50% SF_6 的 SF_6/N_2 混合气体可以作为有效的电弧开断介质。除 SF_6/N_2 外，包括 SF_6/CF_4 和 SF_6/He 的其他混合气体也有应用。

第二个原因是来自防止 SF_6 释放到大气中的需要，响应对 SF_6 可能造成全球变暖的关注，5.3.3 节中有更详尽的解读。显然，针对消除 SF_6 对全球变暖的潜在影响这一问题，使用 SF_6/N_2 混合气体并不是长期解决方案。解决这一问题的最有效方法显然是完全不用 SF_6，但目前在技术上和经济上都是不可行的。近期使用包含 SF_6 的混合气体仅能有助于减少 SF_6 进入环境的速度，从而获得更多的时间。

大量研究表明[267]，SF_6/N_2 混合气体的两组分之间有重要的正协同作用，因此，在 N_2 中加入少量 SF_6 就可以使混合气体的绝缘强度比 N_2 有大幅增加（见图5-26）。当 SF_6 的量增加到50%以上时，混合气体绝缘强度的增加趋于饱和。

与纯 SF_6 相比，SF_6/N_2 混合气体的电击穿特性表现为对非均匀电场更不敏感。SF_6 中 N_2 的存在会降低电极表面粗糙和凸起的不良影响。与纯 SF_6 相比，当自由导电粒子存在时，SF_6/N_2 混合气体表现出更优良的性能。这就证明 SF_6/N_2 混合气体在1MPa以上的压力下是一种优良的（即使不比纯 SF_6 更好）绝缘气体。因此，对于气体绝缘输电线路来说，SF_6/N_2 混合气体有巨大的产业潜力。然而，在行业中并不愿意将混合气体用于电力系统，主要因为 SF_6 足以满足目前的需要。而处理、回收和净化混合物过程复杂性会增加，很可能是其缺点。

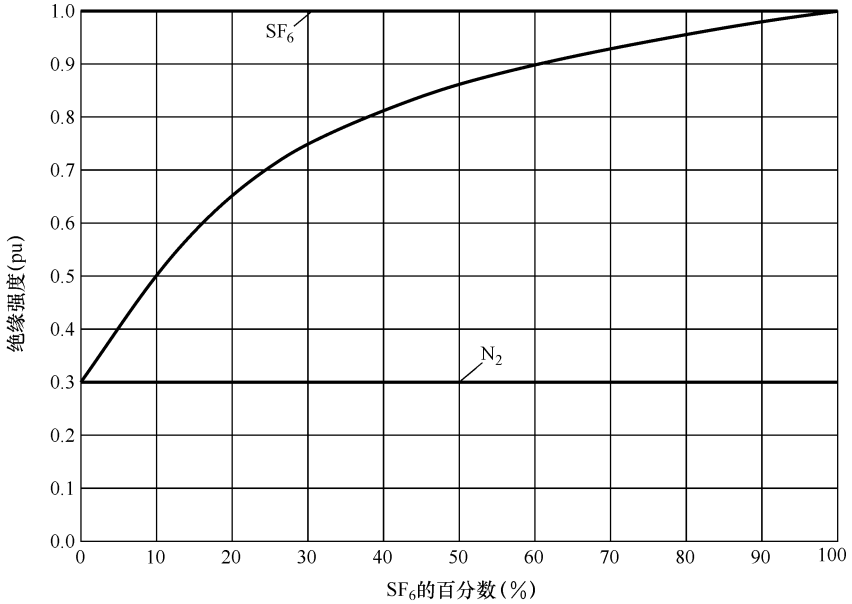


图 5-26 SF_6/N_2 混合气体绝缘强度的相对增加

尽管含少量 SF_6 的 SF_6/N_2 混合气体绝缘性能优异，但在灭弧特性方面并不容易显现。这里，熄弧原理起着重要的作用，关于开断性能的效果尚无普遍结论。

因为全部双压力式断路器都已经被淘汰，目前这一论点已没有实际意义，但是实践已经证明在同样的总压力下采用 50% SF_6/50% N_2 混合气体替代纯 SF_6，双压力式断路器的性能得到了改进[156]。这证明这种混合物与纯 SF_6 相比可以承受更高的 TRV 起始部分的上升率。

然而，对于单压力式断路器来说情况并非如此。这些断路器中的 N_2 只在很小程度上参与灭弧。这归结于这样一个事实，由于这种较轻的混合气体的高流速，喷口喉部中不能保持足够的压力。在双压力式断路器中，保持足够高的压力差并不是问题，因为借助外部压缩机可以在高压储气罐中保持高压力。喷口喉部中的压降对近区故障电流开断能力具有特殊效果。

在温度为 -50℃ 的场合应用的断路器，充气压力和 SF_6/N_2 比例可以根据以下因素来确定[171]：

1）因为 SF_6 在 -50℃ 时的蒸气压是 0.23MPa，SF_6 在 20℃ 时的分压力不必超过 0.32MPa；

2）实际中，由于公差和长期运行的气体损失，在 20℃ 时 SF_6 的分压力可稍许增加；

3）在 20℃ 时，SF_6/N_2 混合气体的总压力应比近区故障所需的纯 SF_6 气体的压力略高（见图 5-27）；

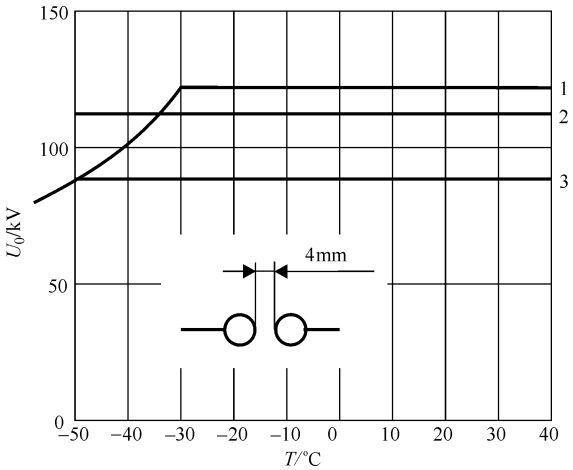


图 5-27　在体积不变的情况下 SF_6/N_2 混合气体绝缘强度的相对增加

1—SF_6，0.6MPa，20℃　2—53% SF_6/47% N_2，0.6MPa，20℃　3—SF_6，0.32MPa，20℃[171]

4）通过专门构建的灭弧室，可使混合气体的湍流增强，降低喷口喉部中的压力下降速度。

尽管有这些措施，依据断路器的具体设计，在近区故障条件下单压力式 SF_6 断路器开断能力的小幅下降仍不可避免[172]。

SF_6 的密度为 6.15g/cm³，约比氮气（1.17g/cm³）高 5 倍。因此，当使用该混合气体时，确保有效的 SF_6/N_2 混合和气体组分混合的均匀性是非常重要的。这可以通过提供足够的时间来扩散和在混合过程中产生扰动来实现。一旦混合气体达到均匀，它会保持稳定，即使断路器在较长一段时间内不动作。

氮气的热导率比 SF_6 低很多，这导致混合气体具有较低的热导率。当用SF_6/N_2 混合气体替代现有设备中的纯 SF_6 气体时，这一点是需要考虑的，因为这可能会影响设备的额定电流。

5.5　真空

自古希腊时代起，真空就成为哲学辩论中经常讨论的话题。真空一词来自拉丁语“Vacuus”，其含义是“空的”，但在现实中，没有任何空间是完全空的。气压精确为零的绝对真空从未被观察到㊀，它仅是一个哲学上的经典概念。

在日常使用中，“真空”一词是用来描述气体稀薄的空间，如气压低于大气压的状态。当技术手段允许从容器中部分移除空气时，真空这一概念被重新使用。降

㊀　外层空间具有极低的密度和压力（$<10^{-15}$Pa），在物理上最接近绝对真空。

低容器内的气压产生了不同程度的局部真空。残余气体压力是真空度的主要指标，可按照有点任意的界限划分成几个区域：低真空（达到3kPa）、中真空（达到0.1Pa）、高真空（达到10^{-7} Pa）、超高真空（达到10^{-10} Pa）、极高真空（$<10^{-10}$ Pa）和完全真空（0Pa）。

真空主要用绝对压力来进行测量，较低的压力表明较高的真空度。在与大气压相差两个以上数量级的绝对压力下，该压力差几乎保持不变。因此，完整的特征描述需要更多的参数。最重要的参数之一是残余气体的平均自由行程。这是分子在两次相互碰撞之间所走过的平均距离。由于气体密度降低，平均自由行程增加，当平均自由行程超过密闭容器的尺寸时，就达到了高真空。这种情况下流体流动的研究称为粒子气体动力学。

只有高真空才能用作灭弧介质。这是因为当压力超过10^{-2}Pa时真空的绝缘强度会突然下降，如图5-28所示。

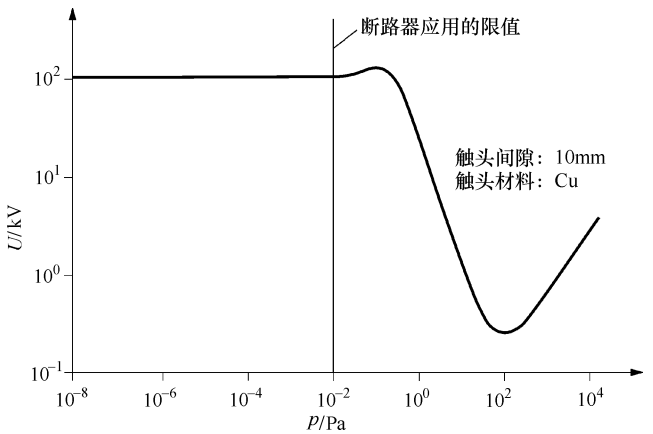


图5-28　真空的绝缘强度

在大气压下空气的平均自由行程很短，大约为70nm，分子处于碰撞的恒定常态。这种气体表现出流体的特性，被认为处于黏性流状态。

随着压力减小，平均自由行程会等于或大于密闭容器的尺寸。在这种条件下，分子将更频繁地碰撞器壁而不是相互碰撞。在该区域中，气体被认为是处于分子流的状态并且流体力学的连续性假设并不适用。两个区域之间的划分由一个称为Knudsen数㊀的无量纲参数来确定。对于圆柱形容器，Knudsen数被定义为气体分子的平均自由行程与其半径的比值。当该比值小于0.01时，气流为黏性流。如果该比值大于1，气流是分子态。这两个限值之间的范围称为过渡范围[173]。

在过渡范围内，与处于黏性流状态的气体相比，气体的绝缘强度会有所下降。

㊀ Knudsen数定义为分子平均自由行程的长度与某一有代表性的物理长度尺度的比值。

出现这一现象的原因是带电粒子的自由行程增加。通过电场施加给带电粒子的力使其动能增加，影响了从初始雪崩到最终绝缘击穿的发展过程。这就是众所周知的属于黏性流状态气体的链式电离机理或汤森雪崩效应。

在低气压时，这一机理不再起作用。在高真空中，因为气体密度太低，没有发生雪崩的可能。分子流状态下的气体击穿机理完全不同，因而间隙具有极高的绝缘强度。

以下几种机理会导致真空中发生绝缘击穿[235]，它们通常与局部等离子体的生成有关，与电子雪崩效应相比，其密度足够大。局部等离子体可能会通过以下方式产生：

1）在阴极侧，由于局部非常高的电流密度而过热，进而引起微观发射点激增，被称为焦耳效应；

2）在阳极侧，被高能电子束轰击，还导致 X 射线的发射；

3）由于电极材料表面所吸收气体的解吸附作用而引起的气体密度局部上升；

4）真空灭弧室器壁表面的带电金属微粒黏附不牢固时，由于振动或静电力的作用而释放出来，与吸引它的电极发生碰撞。

以上所有结果都起因于电极表面，这使得击穿强度由电极表面状况决定，而非气体/液体/固体的本体决定。SF_6 断路器明确规定了用于开合功能的弧触头和用于绝缘功能的主触头，与此形成对照，真空断路器的触头必须同时具有开合与绝缘功能，而电极的表面状况往往是不确定的。

这对真空灭弧室的绝缘耐受能力有不利影响：①真空中的耐压水平大约与两电极之间距离的平方根成正比；②真空灭弧室耐压水平的统计特性具有比高密度介质更大的分散性；③对低于耐压值的电压，会发生延时击穿；④真空开关设备的耐压水平随时间而变化，称为老炼；⑤机械操作和电弧燃烧改变触头表面状况并产生微粒；⑥电压老炼后达到的耐压水平不是永久不变的。因此，当绝缘耐受能力的可靠性（例如隔离开关）十分重要时，真空并不是最好的绝缘介质。

与分离的粒子有关的击穿机理也可以通过实验来解释，已经证明了击穿电压和触头材料机械特性之间的关系（见图 5-29a）。换句话说，在电场作用下，机械强度较弱的材料会释放大量引发击穿的金属微粒[269]。电极材料的影响是巨大的，在开距为 1mm 时，耐压水平的变化范围可从铜的 37kV 到不锈钢的 120kV。

高真空中触头间隙的耐受电压可以通过抛光电极而得到相当大的增加。然而，这不可能用于开关技术，因为电弧不断改变电极的微观几何形状和形态。

高真空中的击穿并不遵循巴申定律㊀。对于不超过数厘米的触头开距，高真空的绝缘强度高于目前使用的任何其他灭弧介质（见图 5-29b）。在约 150kV 电压以下，真空

㊀ 巴申定律指出气体的击穿电压是间隙距离与气体压力乘积的函数。

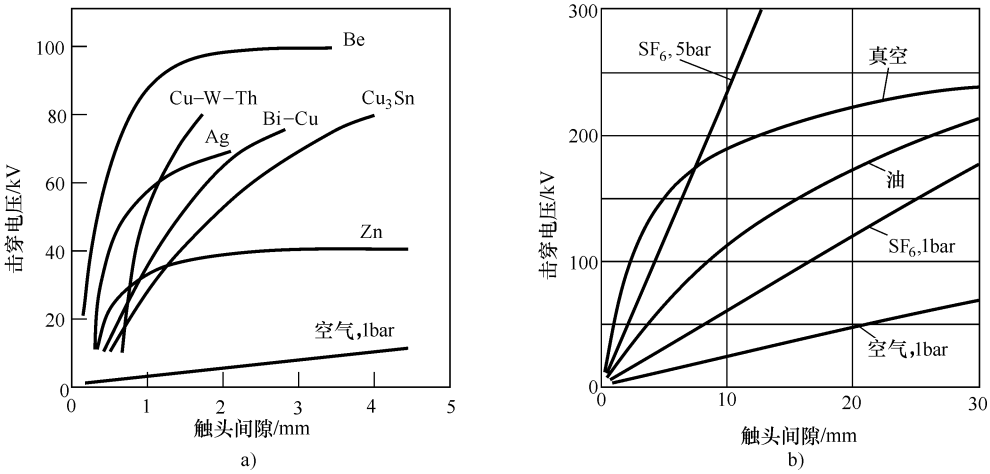


图 5-29 a）真空中不同电极材料的击穿特性[173]；b）与空气、油和 SF_6 比较的真空击穿电压[270]

注：$1bar = 10^5 Pa$。

作为灭弧介质显然是上升为主导地位的，具有明显优势。然而，对于更大的开距，击穿电压曲线不再线性增长，耐受电压不能随触头开距的增大而显著增加。这就是为什么真空断路器在输电电压等级下应用时面临严峻挑战，其中主要是绝缘的原因。

真空中弧后介质强度的恢复时间极短，这是因为剩余等离子体和金属蒸气向电极和金属屏蔽罩扩散并在其上凝结是一个非常迅速和有效的过程，快速消除了带电粒子和中性粒子。真空的介质恢复强度大大超过了大气压力下氢气、氮气和 SF_6。作为一个实例，图 5-30 给出了在 6.25mm 的触头开距下在真空中开断 1600A 电流后介质强度的恢复速度。

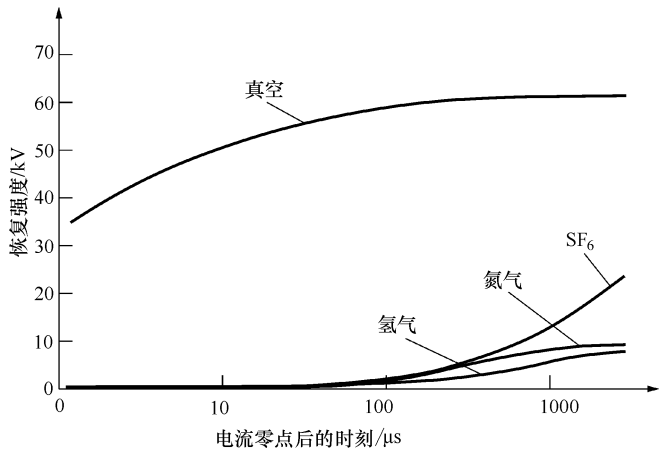


图 5-30 开断 1600A 电流后（6.25mm 开距，0.1MPa 气压）与氢气、氮气和 SF_6 相比的真空介质恢复强度[174]

5.5.1　保持高真空

对真空灭弧室的重要要求是在较长时期内确保高品质的真空度（$<10^{-2}$Pa），通常是 20～30 年，这样在其寿命周期内可保证短间隙的高击穿场强和大电流的半波开断。

为了满足这一要求，真空灭弧室必须符合下列条件：

- 灭弧室内部使用的材料应非常纯净并且没有微孔、破裂和其他缺陷；
- 应在真空炉中加热使触头材料完全除气，以释放和消除任何气态杂质；
- 陶瓷-金属封接应确保高气密性；
- 真空灭弧室内部应安装吸气剂㊀以俘获在装配后仍然存在的自由气态物质。

在开断过程中金属离子自然释放而进入到灭弧室装置中，使自由金属原子与壳体内残余的任何其他气体发生反应，从而降低其浓度，也有助于提高真空度。因此，即使在大电流燃烧过程中，弧柱的金属蒸气压力可能比大气压高得多[173]，开断过程实际上还可以稍许提高真空度。

可以使用离子泵来获得真空灭弧室内部的高真空（10^{-5}～10^{-9}Pa）。离子泵利用电场和磁场结合工作，使电子在振荡螺旋路径中运动，增加其撞击气体分子的机会，从而产生正离子。正离子在电场作用下向阴极高速运动。当正离子到达阴极时，因其速度将产生称为“溅射”的物理碰撞。一些离子扩散进入阴极，溅射出的阴极材料会喷射并进入阳极和沉积到离子泵内表面，在离子泵内表面它与化学活性膜发生反应，即化学吸收作用，形成稳定的固体化合物。因此，离子泵并不是抽离子，而是除气。

离子泵没有可动部件并且不使用油，因此非常清洁且需要的维护工作量小。

真空断路器的预期寿命对即使是非常缓慢的泄漏都是高度敏感的。泄漏不能利用常规方法进行检测，为了测量非常低的压力，应使用最敏感的电离真空计㊁。

由于离子泵电流和工作压力之间的直接比例关系，离子泵也能读取压力。

真空灭弧室装配后要进行非常仔细的测试以检查泄漏，然后将其置于保存区内并延续一段时间，在装配到开关设备框架或断路器中之前再次进行测试。延续时间的过程使得即使非常小的泄漏也能被检测出来，出现这样问题的灭弧室将被丢弃。

㊀ 吸气剂是具有适当活性物质的活性气体的化合。吸气剂一般由锆和铝或钡和镍这样的材料构成。

㊁ 电离真空计的工作原理与离子泵相近。通过测量用电子轰击气体时产生的正离子电流来感应压力。较低密度的气体会产生较少的离子。热离子发射产生电子，它与气体原子碰撞并产生正离子。正离子被吸引到被称为收集器的一个适当偏置的电极。收集器中的电流与电离率成正比，是系统中压力的函数。因而，测量收集器电流可得到气体压力。电离真空计的校准是不稳定的并且与被测气体的性质有关，并不总是已知的。借助稳定性高得多且与气体化学性质无关的 Mcleod 真空计能够对电离真空计进行校准。

安装后，灭弧室要再次进行测试，以确保装配操作不会造成任何损害。

一些真空接触器设计成一旦失去真空度时就不能合闸[178]，即检测灭弧室中真空度是否丧失。然而，灭弧室真空度下降到 10^{-2}Pa 时，就几乎完全失去履行其功能的能力，这一非常小的压力变化很难通过机械手段来检测。

5.5.2 更高电压等级下真空的应用

已经提到，真空的耐受电压曲线在间隙距离更大时呈现非线性，通过增大触头间隙距离不能显著增加耐受电压。因此，多断口真空灭弧室被认为是实现高压真空断路器的一种方法。

高压真空断路器的 X 射线辐射有时也被作为一个特定的问题提出。X 射线的强度与施加到灭弧室触头间的电压直接相关。通过评估真空灭弧室一系列试验的结果和记录 X 射线水平，明确了以下内容：

a）对于额定电压 15.5kV 真空灭弧室装置的正常应用和操作，无论公众还是用户都不会受到有害的 X 射线的影响。

b）在 37.5kV 绝缘耐受试验电压下，额定电压 15.5kV 真空灭弧室的 X 射线水平对用户可忽略不计，正常的电气安全预防措施要求用户与灭弧室保持一定距离，这就会提供足够的保护。

c）开关设备制造商在出厂试验中施加的 50kV/1min 耐受试验电压所发射出的 X 射线会对人员造成伤害。因此，建议采取适当的预防措施来保护人员，并控制最大允许的累积照射量。

在正常工作条件下，断路器处于合闸位置。同时，安全距离和金属外壳的屏蔽作用通常足以使应用是无伤害的。

目前，越来越多的 72.5～170kV 真空断路器被投入运行，它们大多在日本和中国。额定电压达 245kV 的真空断路器也正在开发。尽管额定电压 52kV 以上真空断路器的高压运行经验非常有限，但真空作为灭弧介质的一些优异特性是明显的，有必要研究在更高电压下真空开关技术的应用。

作为高压领域的新型开关技术，真空的下列优异特性是大有前景的：

- 真空灭弧室内部没有温室气体；
- 真空断路器在其寿命结束时可任意处理，没有其他特殊问题；
- 在灾难性故障的情况下，现场没有污染；
- 真空灭弧室是终身密封的，所以不需要气体处理设备；
- 由于更加简单的驱动，维护工作量小；
- 开断后非常快速的介质恢复过程；
- 非常短的燃弧时间，使两周波断路器的设计成为可能；
- 真空断路器可以在重击穿后开断电流；
- 重击穿和复燃不会损害灭弧室内部元件；

- 因为没有液化问题，真空断路器与工作温度无关；
- 较高的电寿命。

对于高压真空断路器而言，电流截断现象及其引起的截流过电压并不需要特别关注。实际上在更高电压下并不存在这一问题，因为按照标幺值比较，在更高电压下开断小电感时产生的过电压比中压下更低。图 5-31 对此做出了说明，它给出采用 IEC62271-110 电路，在 100A 开断电流和 2A 截断电流时的截流过电压。

与高压 SF_6 断路器相比，真空在高压领域应用存在以下一些不足：

- 成本比 SF_6 技术高出约 20%；
- 非常有限的高压运行经验；
- 寿命是未知的；
- 需要高触头压力；
- 不能监测高真空度；
- 在额定电流较大的情况下需要专门设计；
- 在 145kV 以上电压等级一般采用每极多断口的方案；
- 真空灭弧室的绝缘性能取决于开合经历；
- 在某些应用中可能需要保护装置。

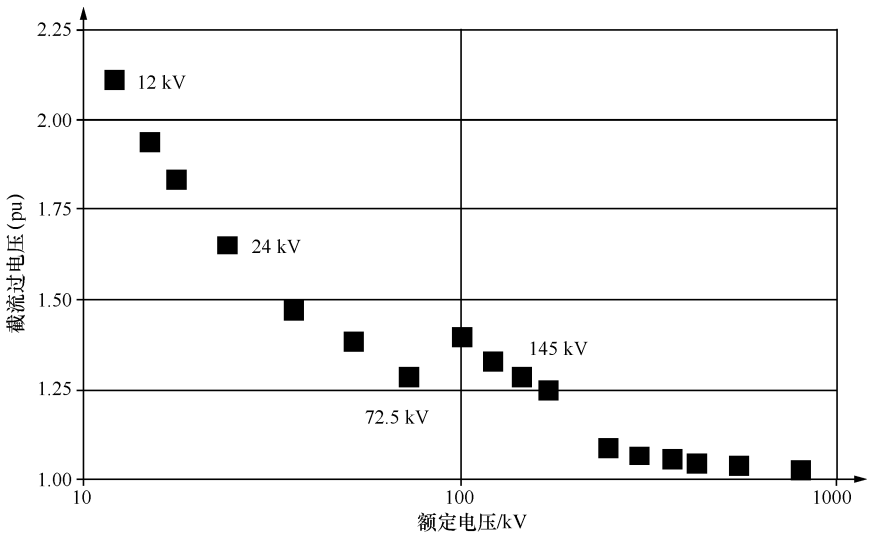


图 5-31　真空断路器与额定电压相对应的截流过电压

5.5.3　真空中的触头材料

由于真空灭弧室普遍存在的特殊运行条件，触头材料的选择特别重要。真空灭弧室的成功运行在相当大的程度上取决于触头材料的特性和加工。真空应用的触头材料必须满足各种各样的不同要求，而这些高要求经常是互相矛盾的：

- 与真空的良好绝缘兼容性；
- 高纯度；
- 低含气量；
- 良好的机械强度；
- 接触电阻小；
- 高导电性；
- 高导热性；
- 不易熔焊且熔焊力小；
- 截流水平低；
- 电弧电压低；
- 低的热电子发射特性；
- 在电流开断过程中产生适量的等离子体；
- 熄弧后介质强度的快速恢复；
- 能开断特大电流；
- 燃弧造成的烧蚀轻微且均匀；
- 充分的除气作用。

没有纯金属能够满足所有需要的特性使其适合在真空灭弧室中的应用。因此，不难看出需要复合材料或是两种或多种金属的合金来满足各种要求。

真空环境为触头材料提供一定的有利因素，但也存在一些严重的弊端。例如，不存在外界气体通过氧化或以其他方式污染触头表面的情况，因而一些不适合用于气体中的触头材料就可以考虑。清洁的触头表面也有助于在整个真空开关设备的寿命周期内保持稳定的接触电阻。但另一方面，清洁的触头表面容易导致严重的触头熔焊。

然而，基本问题之一是开断小电感电流时，低截流特性的要求和对电弧烧蚀的高耐受能力之间的矛盾，这从根本上限制了真空断路器的开断能力。这种矛盾的要求与触头材料的金属蒸气压有关。也就是说，好的触头材料的蒸气压一方面需要必须足够高，以将电弧维持到尽可能接近交流电流的自然过零点并降低截流值，但是另一方面蒸气压又不能过高以保证电流过零后不会发射电子，否则可能导致电弧重燃。

真空中的触头材料可分为四大类[29]：

1. 纯金属

纯铜（Cu）看起来满足真空灭弧室应用的大多数要求。它具有良好的导热和导电性能，与真空的绝缘兼容性好，开断大电流的性能也相当好。然而，它的主要缺点是会形成非常强的熔焊，这是两个清洁的表面被压在一起并受热时晶格之间扩散的结果。易熔焊和高熔焊力几乎是所有纯金属的共同缺点，像钨（W）和铬（Cr）等脆性难熔金属以及汞（Hg）和镓（Ga）等液态金属则可能是例外。

难熔金属具有良好的绝缘强度；但其熔焊是脆弱的，因而容易断开。然而，难

熔金属的主要缺点是其非常强的热电子发射，这会使其受限于开断能力、低电导率和高截流水平。

软金属或机械强度弱的金属也可以排除，因为它们不能承受在真空灭弧室正常操作中触头快速分合的冲击。

2. 合金

由于在纯金属中不能找到一种可接受的折中触头材料，已经做了大量努力来开发合适的触头材料并对各种合金进行了研究以考察其对真空灭弧室应用的适用性。已有大量的二元、三元或四元合金和种类繁多的修改方案被考虑并提出。这些材料大多数由铜或银作为主要成分，添加其他金属以增强其抗熔焊性和（或）机械强度，降低截流水平。

在所有被考虑过的那些合金中，铜铋（Cu-Bi）合金过去曾流行并且该合金已经用于真空灭弧室中。在铜铋合金中铜是主要成分，铋是次要材料，铋所占比例一般不超过2%的最大值。采用铋含量超过5%的铜铋合金可以实现非常低的截流水平。然而，铋的含量导致触头材料的机械强度非常差，其电压承受能力更低，烧蚀严重。已经发现，在铜中添加一个小百分比（<1%）的铋，会使触头比纯铜更脆。然而，它和所有其他合金（Ag-Bi、Ag-Pb、Cu-Th、Al-Pb、Al-Sn、Ni-Bi、Cu-Al-Bi、Cu-Be-Bi、Cu-Ni-Bi 和 Cu-Co-Bi）的固有弱点是高烧蚀率和机械强度差。

银铋合金（Ag-Bi）也有类似的特点，因为银比铜更加昂贵，且在真空环境中并没有胜过铜-铋合金的地方，所以不被使用。

3. 与良导体烧结的难熔金属

在此类别中，最常见类型的复合材料是铜钨（W-Cu）和铜钼（Mo-Cu），它们通过粉末冶金技术制造。在这些材料中，难熔金属是被良导体渗入的烧结基质（体积>50%）。渗透物是铜或铜合金。通常会添加少量的铋（Bi）和锡（Sn）来降低截流水平和增强抗熔焊能力。

这些复合材料有三个非常优异的特性：烧蚀程度低、截流值低和抗熔焊性能好。此类材料的主要缺点是没有开断大电流的能力。

与良导体烧结的难熔金属可用于中压接触器（WC-Ag 和 Mo-Sb）和小电流负荷开关（W-Cu）的真空灭弧室中。

4. 与良导体烧结的非难熔金属

此类复合材料保留了与良导体烧结的难熔金属一些令人满意的特性，但具有更强的电流开断能力。烧结基质材料或添加材料的熔点大于1500℃而沸点小于3400℃，具有代表性的金属如铬、铁、钴和镍。

铜铬（Cr-Cu）触头在真空断路器中已得到广泛使用。铬的重量大约占25%的比例是非常合适的[247]。使用传统熔炼技术制造铬的成分约占50%的铜铬材料是不可能的，因为铬和铜即使在液体状态下也相互不溶解。

另一方面，有两种粉末冶金方法适合制造铜铬材料：①将铜铬粉末混合物致密化或烧结并再压；②将液体铜渗入到多孔的烧结的铬基质中。试验表明，采用熔渗技术生产的铜铬触头的开断能力明显优于致密化技术生产的触头。采用精细的过程控制，就可能生产出没有残余孔隙并高度除气的优质材料。这种材料的特点之一是高延展性。因此，对重负荷真空断路器而言，高品质铜铬熔渗材料的应用是非常令人满意的。

在开合过程中，铜铬复合材料表现出特别优异的熔化和凝固特性，这是其作为真空环境中的触头材料具有优越性的原因所在。当受到燃弧作用时，铜铬触头表面产生平坦的浅熔池，然后再次固化而最终成为光滑表面（见图 5-32），这可以带来很多优点。由于熔化深度较浅，熔池固化速度非常快，从而迅速地重新建立起触头间隙的介质强度。触头表面不存在凹凸不平的形态，保证铜铬材料维持很小间隙的恒定高电场强度，从而使灭弧室的整体尺寸减小。同时，该触头材料的用量可以实现最小化，这是因为当触头间隙很小时，电弧中蒸发出来的大部分触头材料凝结在触头表面上并可再次利用。

高铬含量也会把最大截断电流降低至三分之一，从纯铜的约 16A 降低至比例为 1:1 的铜铬材料的 5A 以下。

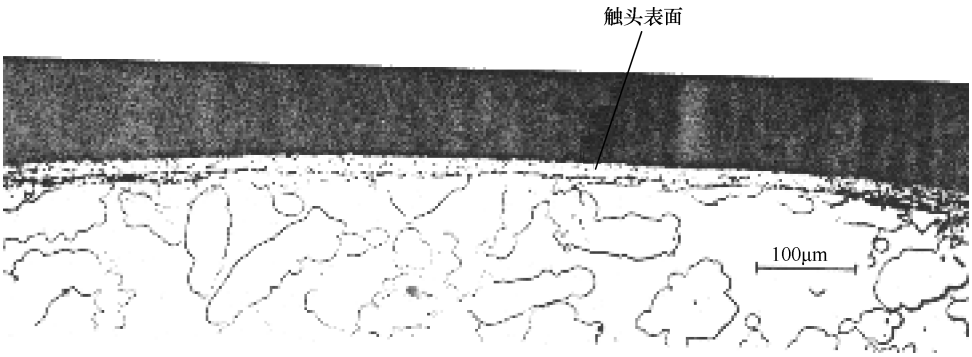


图 5-32　真空中 Cr-Cu 触头材料弧后的微观结构[179]

第 6 章　开合方式与暂态过程

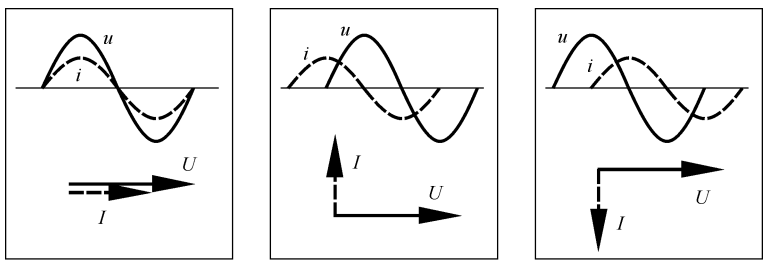


采用高压开关设备开合电路后，电力系统会调整到新的状态。当电网从一个稳态过渡到另一个稳态时，系统的暂态响应就称为开关暂态过程，这是对与开关操作有关的暂态电流和电压振荡的统称。振荡的幅值、频率和波形是由从开关设备端子看进去的高压电网结构决定的，它们取决于开合类型，即关合或是开断；负载类型：容性电流开断，容性关合涌流，小电感电流和变压器励磁涌流；故障类型：如近区故障还是出线端故障。电弧与电路的相互作用也很重要，也就是截流或近区故障开断。

更不用说在高压直流电力系统中也会出现的开关暂态过程了。直流电流没有自然过零点，因此在高压直流电路中，需要通过在开断过程中引入一个振荡回路来产生人工电流零点。然而，这一原理并不是很实用，仅在某些专门设计的高速接地开关中应用，甚至用于交流系统。通常在高压直流电力系统中，这种方法几乎从不采用。高压直流电路并不在直流侧开合，而是在直流侧发生故障时，通过换流器控制使电流强迫过零。本书内容不涉及直流开关的开合方式和暂态过程。

6.1　负载类型

在高压交流电网中，断路器要求开合三种类型的负载：电阻性、电容性和电感性（见图 6-1）。



a)　　b)　　c)

图 6-1　负载类型

a）电阻性　b）电容性　c）电感性

根据负载和电网的情况，无论是故障还是正常操作，断路器必须在对其有不同要求的各种开合方式下工作。负载类型主要可以归为以下四种：

- 正常负载条件下开合；
- 短路条件下开合，即大电感电流；
- 小电感电流开合；
- 电容电流开合。

对于任何类型的断路器来说，与短路条件下的开合及电容电流和小电感电流开

合相比，正常负载条件下的开合实际上并不重要。因此，国际上的 IEC[㊀]和 IEEE[㊁]标准并不要求单独的试验方式以验证正常负载条件下断路器的开合能力。当然，这是假定断路器的短路开合能力已得到验证。

6.1.1　阻性负载

当断路器开断纯电阻负载时，如同正常操作，电流和电压的零点是同时出现的，这是因为电流与电压同相位（见图 6-1a）。从电流在零点被开断的时刻起，电流和负载侧电压 u_2 都保持为零。电源侧电压 u_1 仍按正弦规律变化。因此，断路器承受的恢复电压 $u_1 - u_2$ 也只是随着电源侧电压在电力系统频率下按正弦规律变化。在电流过零后 1/4 周期时刻，断路器的恢复电压达到 1.0pu 的最大值（见图 6-2 中剖面线构成的轮廓）。

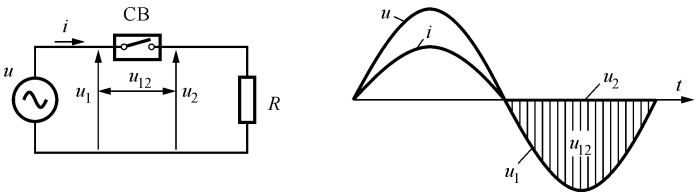


图 6-2　纯电阻负载的开断

在这种情况下，间隙有足够的时间来恢复其绝缘强度。这就是国际标准没有针对电阻性负载，即正常负载电流开断的情况规定专门的试验方式的原因。

6.1.2　容性负载

如果交流电压施加到纯电容负载电路，如开合空载或补偿架空线路、空载电缆线路、电容器组和滤波器组，通过电容的电流将超前电压 90°（见图 6-1b）。在这种情况下，从电流在零点被开断的时刻起，负载侧电压 u_2 将会保持，这是因为处于最大值的电荷量都储存在电容上。由于电源侧电压 u_1 继续按正弦规律变化，恢复电压 $u_1 - u_2$ 则表现为（1 − cos）的波形，即在电流过零后立刻施加较低的电压负载而在电流过零后的半个周期时达到 2.0pu 的最大值（见图 6-3 中剖面线构成的轮廓）。

在这种情况下，存在发生重击穿或绝缘击穿的风险，这会导致电网中出现不能接受的过电压和影响电能质量的高频暂态现象。这种风险特别高，因为非常小的电流可能经历很短的燃弧时间后开断，使得在电流过零时的触头间隙非常小而且在恢

㊀ IEC—国际电工委员会。

㊁ IEEE—美国电气电子工程师学会。

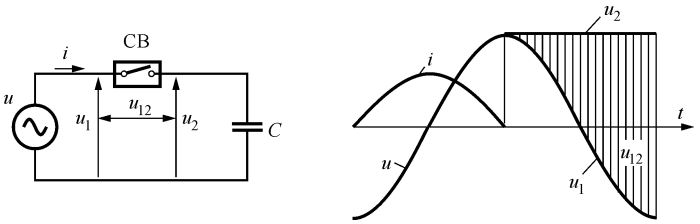


图 6-3 纯电容负载的开断

复电压峰值时仍然不大。重击穿也可能导致灭弧室受损。

容性负载的关合会导致高电压和电流暂态现象。

这就是为什么国际标准会规定适当的型式试验来证明被试断路器在开断电容电流时不发生重击穿或发生很少次数重击穿的原因所在。

电容电流开断的共同特征如下：

- 电流幅值小（小于正常的额定电流）；
- 恢复电压幅值高；
- 电流开断后立即出现的恢复电压上升率很低。

图 6-4 给出了与容性负载条件相关的简化电网结构的示意图。

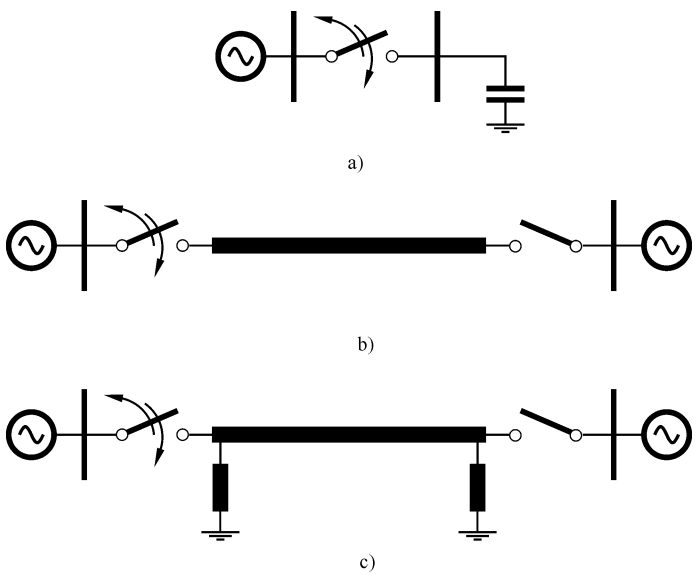


图 6-4 电网中断路器的电容电流开合条件

a）电容器组 b）空载的架空线路或空载电缆 c）补偿线路

6.1.3 感性负载

在并联电抗器、电动机起动、空载变压器和短路开合中的纯电感电流会滞后于

电压 90°（见图 6-1c）。在这种情况下电流零点电流开断后，电源侧电压 u_1 继续按正弦规律变化。负载侧电压如同 1.0pu 的阶跃函数立即降至零点。由于无限大的上升率，电流只能被理想断路器开断[⊖]。然而，实际上电感的杂散电容总是存在的，这在原理图中并未给出，会导致负载侧电压 u_2 出现振荡。在没有阻尼的情况下，振荡的超调量可达到 -1.0pu，或者取决于电路的阻尼而小于该数值（在图 6-5 中用剖面线表示其轮廓）。振荡频率由电路所包含的电感和电容决定，但很明显的是电流刚刚过零后的瞬态恢复电压（TRV）上升率要显著高于阻性和容性电路中的情况。

电流开断后触头间隙的介质恢复必须比 TRV 快。否则，重燃和电流重新出现是不可避免的。

高压交流电动机在起动过程中的开合也归入感性负载开合的类别。这通常是高压接触器的任务而非断路器。

在实际高压电网中，并联电抗器开合是最常见的感性负载开合方式。

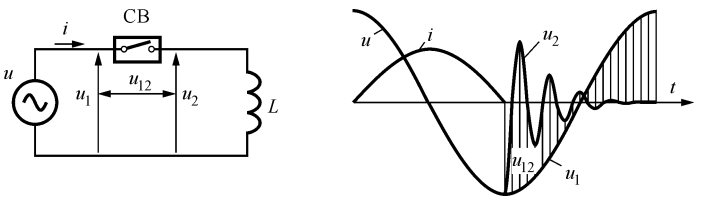


图 6-5　纯电感负载的开断

6.1.3.1　大电感电流：短路

在故障发生后，电力系统的运行脱离了正常状态。故障引起了非正常的运行条件，通常在系统中的某处出现过电流和过电压。故障可分为并联故障（或短路）和串联故障（或断相）。三相系统中会发生的多种类型的短路故障如图 6-6 所示。

图 6-7 给出了一些简化的电网结构的示意图，其中断路器把短路电流作为感性负载进行开断；因为系统中的感抗总是比其电阻大得多，所以短路电流是感性电流。尽管三相不接地短路（见图 6-6d）相对来说很少发生，但它是最严重的故障，因此决定了线路保护断路器的额定值。

所有短路的典型特征如下：

- 电流幅值大；
- 瞬态恢复电压具有一定的幅值；
- 电流刚刚开断后瞬态恢复电压的上升率高。

IEC 和 IEEE 标准规定了适当的型式试验，采用多种试验方式来验证被试断路

⊖　在电流零点理想断路器电弧电阻的数值由零立即变为无穷大。

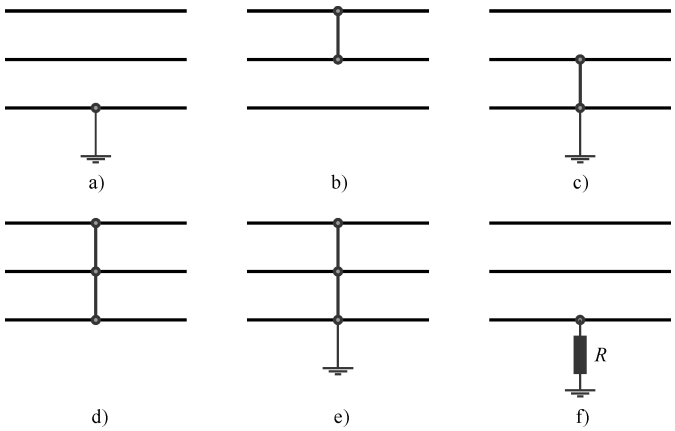


图 6-6 短路故障的多种类型

a）单相接地 b）两相 c）两相接地 d）三相不接地 e）三相接地 f）单相通过阻抗接地

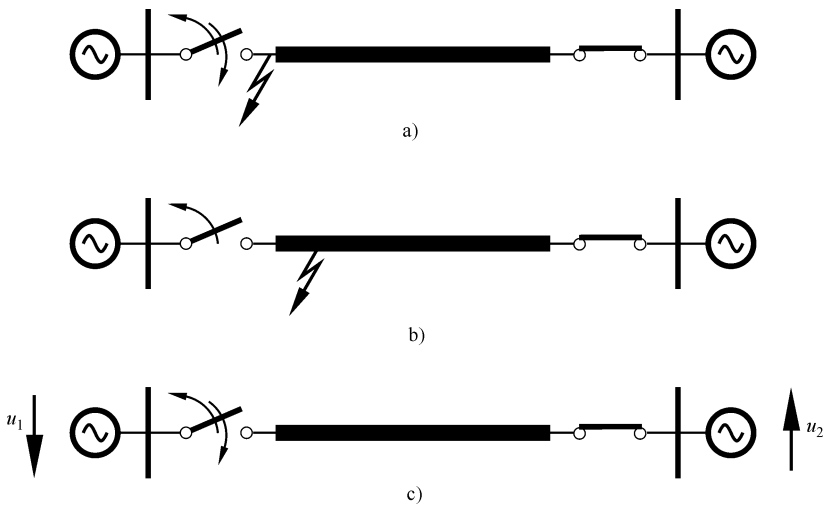


图 6-7 电网中断路器的作为感性负载的短路和失步条件

a）出线端故障 b）近区故障 c）失步故障

器的短路性能。

6.1.3.2 小电感电流

图 6-8 给出了断路器开断感性负载的小电感电流的简化电网结构的示意图。

小电感电流开合的共同特征如下：

- 电流幅值非常小；远小于正常的额定电流；
- 瞬态恢复电压（TRV）的幅值非常高。

由于其复杂性，对模拟小电感电流开合条件的型式试验内容进行了很长时间的

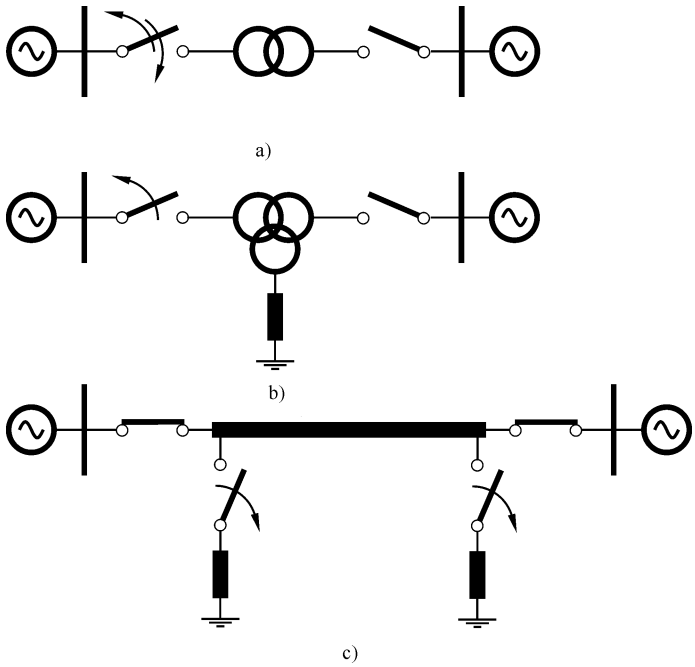


图 6-8　电网中断路器的小电感电流开合条件

a）空载变压器　b）带有电抗器负载的变压器　c）电抗器

技术研究，直至 1994 年才得以标准化。由于缺少标准，试验只能按照制造商与用户之间的协议进行。IEC 已经制订了高压电动机电流和并联电抗器电流的标准，这是到目前为止最常发生的感性负载开合方式。开合空载变压器，也就是开断变压器的励磁电流，还没有制订出标准。其原因在于：

1）由于变压器铁心的非线性，在实验室中用线性元件来准确模拟变压器励磁电流开合是不可能的。在一个可用的变压器上进行的试验，例如试验变压器，仅对该被试变压器有效，而对其他变压器并不具有代表性。

2）该方式比其他电感电流开合方式的严酷程度低[242,243]。

6.2　短路电流

观察如图 6-9a 所示的电力系统的一部分。在正常运行时，数百安的负载电流流过各支路。如果在系统的某处出现短路，负载电流将变成高出 2 或 3 个数量级的短路电流。

如果短路发生在支路上的 A 点，通过简化的近似，系统可以用图 6-9b 所示的单相等效电路图来表示。电感 L 可以通过电网的短路容量 S_k 确定[269]：

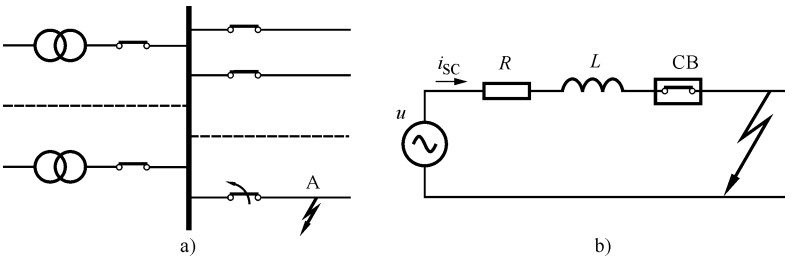


图 6-9　a）发生短路的电网；b）单相等效电路图

$$L=\frac{U^2}{\omega S_k} \tag{6-1}$$

式中　U——系统的线电压；

ω——角频率，$\omega=2\pi f$。

电阻代表电网中的损耗，通常与感抗 $X=\omega L$ 相比较小，约为其 5%~10%。

6.2.1　短路电流与电压之间的关系

图 6-9b 中的电源电压为系统相电压：

$$u=U_m\sin(\omega t+\psi) \tag{6-2}$$

相应的微分方程为

$$U_m\sin(\omega t+\psi)=Ri+L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} \tag{6-3}$$

式中，ψ 表示当短路发生时（$t=0$），以电角度表示的在电压正弦波上该点到零点的距离。

在任意选取的短路时刻之前，通过电感 L 的初始电流相对于短路电流来说可认为是忽略不计的（见图 6-10）。因此，电感的磁通看作是零。由于磁通不能突变，在短路刚发生的时刻磁通必须保持为零。因此，会出现直流分量 i_{DC}，其初始值等于短路发生时刻电流对称分量的瞬时值且极性相反。暂态过程结束后，系统电流会

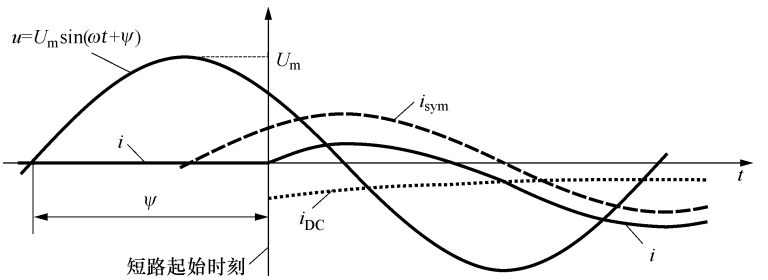


图 6-10　短路情况下的电压和电流

达到稳态对称值。电流滞后于电源电压几乎 90°，这是因为短路阻抗主要是电感性的。在暂态期间，满容量短路电流是稳态对称分量 i_{sym} 和暂态直流分量 i_{DC} 的代数和：

$$i = i_{DC} + i_{sym} \tag{6-4}$$

暂态直流分量可以用简单的指数函数的形式来表示：

$$i_{DC} = I_{DC} e^{-\frac{t}{\tau}} \tag{6-5}$$

式中　t——短路起始后的时间；

τ——电网的直流时间常数。

电网的时间常数是一个与时间相关的参数，出于实际的原因通常假定为常数（$\tau = L/R$）。在实际电网中，时间常数在 30～75ms 的量级，虽然一些具有较高 L/R 比值的系统的直流时间常数会超过 120ms。

6.2.2　直流分量百分数

由于存在直流分量，在短路发生后的一段时间内短路电流是非对称的。非对称性会衰减，这取决于电网的时间常数。根据 IEC 62271-100[180]，标准直流时间常数是 45ms。该值对于大多数实际情况是适合的，但是标准时间常数 45ms 对某些系统可能是不适合的。在那种情况下，规定了与断路器额定电压相关的特殊直流时间常数：

- 额定电压 52kV 及以下为 120ms；
- 额定电压从 72.5kV 到 420kV（包括 420kV）为 60ms；
- 额定电压 550kV 及以上为 75ms。

在短路电流起始后的任意时刻，电流的非对称性可以用非对称电流的直流分量 I_{DC} 的百分数 p 和对称分量峰值 I_m 来表示（见图 6-12）：

$$p = \frac{I_{DC}}{I_m} 100\% \tag{6-6}$$

在不同时间常数下，由完整的非对称电流波形导出的直流分量百分数与时间的关系如图 6-11 所示。图中曲线是基于恒定对称分量和标准直流时间常数，$\tau = 45$ms，以及 60ms、75ms 和 120ms 的特殊工况时间常数。

对称分量本身可能会衰减，这取决于电源发电机的次瞬态或瞬态电抗是否成为故障电路全部阻抗的重要组成部分。

断路器应该能够关合与开断实际电网中出现的具有不同直流时间常数的额定短路开断电流及以下的所有非对称短路电流。为了定义与运行条件下，预期非对称电流负荷相关的断路器额定值，IEC 引入了两个概念：

1）触头分离时刻的直流分量的概念；

2）电流零点时刻的直流分量的概念。

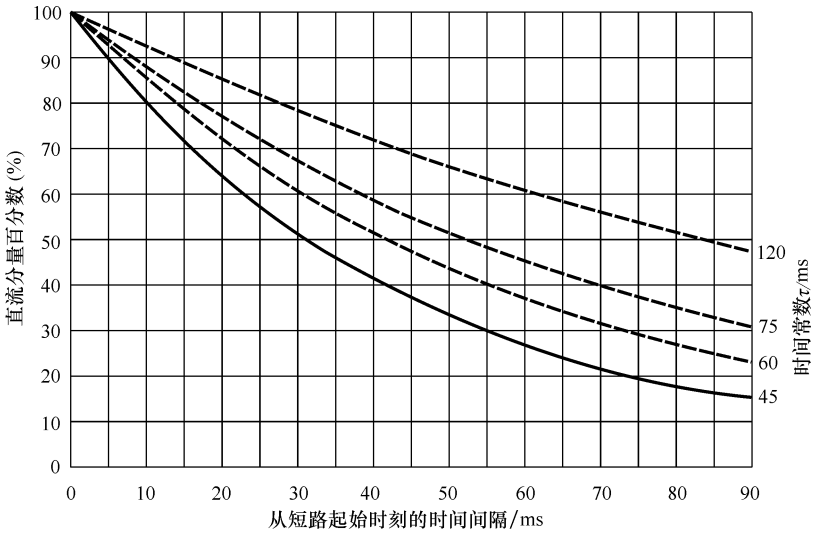


图 6-11 对于标准时间常数和不同工况的时间常数
直流分量百分数与从短路起始时刻起的时间间隔的关系[180]

触头分离时刻的直流分量百分数包含在目前已经废弃的标准 IEC60056 和现行的标准 IEC 62271-100 的第 1 版中。对于对称试验方式，这一概念仍然采用㊀，但对于非对称试验方式，在 IEC 62271-100 的第 2 版中这一概念已经改变[180]。计算确认前一个触头分离时刻的直流分量的概念会导致负载与运行条件下的预期情况不同，包括小半波和大半波开断[180]。

规定电流零点时刻的直流分量的新概念使下述方法成为可能：

- 使用通过特定试验得到的结果来涵盖不止一个直流时间常数额定值㊁；
- 进行非对称试验的试验回路的直流时间常数与额定短路开断电流的额定直流时间常数不同㊂。

与定义通用非对称准则等价性相关的参数如下：

1）开断前最后一个电流半波的幅值；

2）最后一个电流半波的持续时间；

3）燃弧时间；

㊀ 根据 IEC 标准，在对称试验方式下触头分离时刻的直流分量百分数不超过额定短路电流的 20%。为对此进行检验，触头分离时刻直流分量的概念仍然使用。

㊁ 这可以帮助用户建立系统需求和额定值要求之间的等价性。

㊂ 大容量实验室不能调整试验回路的直流时间常数。对于直接试验，当试验回路的直流时间常数大于额定短路开断时间的额定直流时间常数时，所产生的 di/dt 和 TRV 峰值比在运行条件下所见到的要低。反过来也是正确的，这主要是在较大直流时间常数（60ms、75ms、和 120ms）的特殊工况下。

4）电流零点时刻的 di/dt；

5）瞬态恢复电压（TRV）的峰值和波形。

控制 di/dt 和随后的 TRV 的参数是电流零点时刻的直流分量百分数。根据实际试验中测得的触头分离时刻的直流分量百分数 p_{CS} 和预期电流参考试验中测得的试验回路的直流时间常数 τ，可以用下式计算出实际试验中电流零点时刻的直流分量百分数 p_0[271]：

$$p_0 = p_{CS} e^{-\frac{t_a}{\tau}} \tag{6-7}$$

式中，t_a 为燃弧时间。

6.2.3　非对称电流的有效值和峰值

在由短路引起的暂态条件下，电路中通常会发生电流开断。因此，根据 IEC 62271-100[180]，额定短路开断电流由两个值表征：

- 对称分量的有效值；
- 导致触头分离时刻直流分量百分数的额定短路开断电流的直流时间常数。

短路电流起始后任意时刻的对称分量和直流分量百分数如图 6-12 所示。

触头分离时刻的直流分量由下式确定：

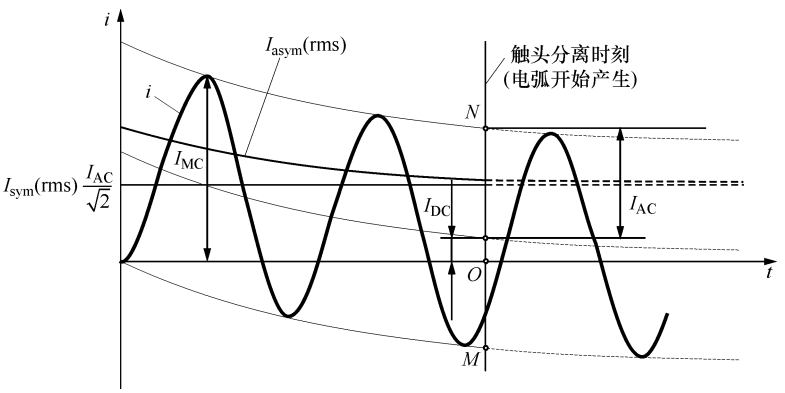


图 6-12　短路关合与开断电流以及直流分量百分数的确定

$$I_{DC} = I_{AC} e^{-\frac{T_r + T_0}{\tau}} \tag{6-8}$$

式中　T_0——由制造商声明的最短分闸时间；

T_r——继电保护时间（0.5 个周波；50Hz 时为 10ms，60Hz 时为 8.3ms）；

τ——额定短路电流的直流时间常数（45ms、60ms、75ms、120ms）；

I_{AC}——对称分量的峰值。

非对称电流的有效值㊀可以用电流的对称分量有效值和直流分量来表示：

㊀ IEEE/ANSI 标准采用术语“全电流”。

$$I_{\text{asym}} = \sqrt{I_{\text{sym}}^2 + I_{\text{DC}}^2} = I_{\text{sym}}\sqrt{1+2p^2} \tag{6-9}$$

触头分离时刻的直流分量百分数可以依照图 6-12 来确定：

$$p = \frac{I_{\text{DC}}}{I_{\text{AC}}}100\% = 2\frac{\overline{ON} - \overline{OM}}{\overline{MN}}100\% \tag{6-10}$$

该图也给出了全电流的有效值 I_{asym} 随时间的变化关系。IEEE 标准是在触头分离时刻包含直流分量的全电流的基础上确定开断额定值。

短路电流的表达式可以写成以下形式[183]：

$$i = -I_{\text{m}}\text{e}^{-\frac{Rt}{L}}\sin\left[\psi - \arctan\left(\frac{\omega L}{R}\right)\right] + I_{\text{m}}\sin\left[\omega t + \psi - \arctan\left(\frac{\omega L}{R}\right)\right] \tag{6-11}$$

其中，

$$I_{\text{m}} = \frac{U_{\text{m}}}{\sqrt{R^2 + (\omega L)^2}} \tag{6-12}$$

ψ 表示短路发生时刻相对电压零点的电源电压相位角。

在该表达式中，$u(t) = U_{\text{m}}\sin(\omega t + \psi)$ 是系统电压，R 是包括故障部分在内的电路中电阻的总和，L 则是电路的全部电感。通过该表达式可以看出比值 τ 就是直流分量的时间常数。对于大多数的电路来说，可以假定 $R \ll \omega L$，表达式（6-11）简化为

$$i = I_{\text{m}}\text{e}^{-\frac{t}{\tau}}\cos\psi - I_{\text{m}}\cos(\omega t + \psi) \tag{6-13}$$

式（6-13）的第一部分按照指数规律衰减，称为直流分量。对于 $\psi = \pi/2$，此时在电压峰值发生短路，直流分量为零，电流立即进入稳定的对称电流状态。换句话说，不存在暂态过程。对于 $\psi = 0$ 或 π 的整数倍，此时短路发生时刻的电压为零，短路电流将达到最大值，其峰值取决于电网的直流时间常数 τ，接近对称电流的两倍。这种情况发生的可能性很小，但需要考虑。也就是说，由系统电压自身引起的短路并不是在任意时刻发生，通常当受到破坏或污染的绝缘系统失效后在电压峰值附近发生。雷电击穿是随机发生的，因此会在系统电压过零时发生短路。

对于 50Hz 的额定频率和直流时间常数为 45ms 的电路来说，短路电流在短路发生后约 10ms，即半个周期时，达到峰值 I_{MC}：

$$I_{\text{MC}} = \sqrt{2}I_{\text{sym}}[1 + \text{e}^{-\frac{10}{45}}] = 2.55I_{\text{sym}} \tag{6-14}$$

在 60Hz 时，其值会略高：

$$I_{\text{MC}} = \sqrt{2}I_{\text{sym}}[1 + \text{e}^{-\frac{8.33}{45}}] = 2.69I_{\text{sym}} \tag{6-15}$$

系统中的电阻损耗使短路电流峰值出现得略早，并且具有较小的幅值，这取决于 $R/\omega L$ 的比值。

伴随关合操作的暂态过程中电流第一个大半波的峰值通常称为关合电流。

IEC 62271-100[180] 根据额定短路开断电流对称分量有效值的倍数来规定额定短路关合电流：

1）对于 50Hz 的额定频率和 45ms 的时间常数标准值，其值为 2.5；

2）对于 60Hz 的额定频率和 45ms 的时间常数标准值，其值为 2.6；

3）对于时间常数大于 45ms 的特殊工况，与额定频率无关，其值均为 2.7。

而 IEEE/ANSI 则规定了 2.6 的系数。

与其他设备一样，处于合闸位置的断路器在机械上必须承受额定关合电流产生的电动力。电动力与瞬时电流值的二次方成正比，在非对称电流的峰值达到最大值。另外，即使在合闸时断路器自身发生短路的情况下，断路器也必须承受该峰值电流。因此，断路器的额定峰值耐受电流与额定短路关合电流相等。

处于合闸位置的断路器，还必须在额定短路持续时间内承载与其额定短时耐受电流相等的电流。这是因为持续时间而产生的热负荷，或者更精确地说是电流通过期间 $i^2\mathrm{d}t$ 的积分值。额定短时耐受电流与额定短路开断电流相等。额定短路持续时间的标准值是 1s(IEC) 和 2s(IEEE)。也可以选择小于或大于 1s 的数值，IEC 推荐值为 0.5s、2s 和 3s。

为了防止导体和电连接过热，规定的额定短路持续时间是非常短的。最高温度不应造成对邻近部件的显著损坏。

6.3　瞬态恢复电压（TRV）

6.3.1　TRV 的定义

让我们观察如图 6-13 所示的置于任意系统中的断路器。当通过断路器的电流被开断时，整个系统调整至新的运行状态。左、右两个子系统分别产生电压暂态过程。

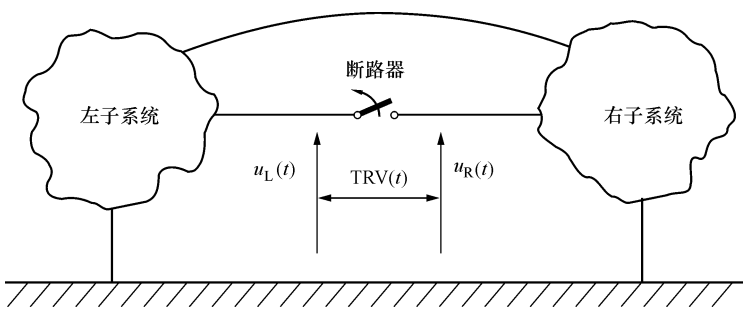


图 6-13　瞬态恢复电压的定义

瞬态恢复电压（TRV）定义为在开断电流后的暂态过程中，断路器左侧电压 $u_L(t)$ 和右侧电压 $u_R(t)$ 之间的差值：

$$\mathrm{TRV}(t) = u_L(t) - u_R(t) \tag{6-16}$$

在图 6-14 中以图形化的方式对此进行表述。

断路器两端子间的恢复电压可以看作是两个连续的时间段：起初是出现高频振荡的瞬态恢复电压阶段，在振荡的暂态过程衰减结束后即进入仅有工频恢复电压存在的另一个阶段。如果断路器能够承受瞬态恢复电压和工频恢复电压，那么电流开断就成功了。

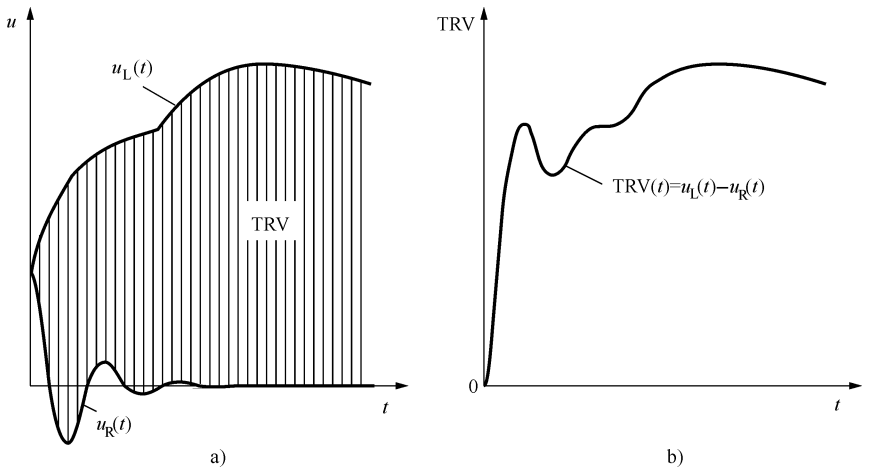


图 6-14　a）TRV 的组成部分；b）断路器触头间的 TRV

不同的电网拓扑结构会导致不同的瞬态恢复电压。此外，分布和集中电路元件会产生不同的瞬态恢复电压波形。瞬态恢复电压波形可以是振荡的、三角形的或指数形式的并且可以是这三种波形的组合。与短路电流开断相关的典型瞬态恢复电压可以用单频、双频或者多频振荡来表示，其中包括三角波。在电压反射或行波从远方开路点、故障点或其他不连续点返回前的短时间内，这种表示方法是有效的。当考虑更长的时间范围时，通常在数百微秒，就必须考虑行波。

因为电弧-电路的相互作用，电弧本身会影响瞬态恢复电压。不受断路器任何影响的瞬态恢复电压定义为固有瞬态恢复电压。利用没有电弧电压和剩余电导的理想断路器可以得到开断过程中的固有瞬态恢复电压。对于每个试验方式，国际标准中定义的所有瞬态恢复电压的数值和波形均为固有瞬态恢复电压，这是因为断路器的型式试验必须与其设计无关。标准规定的瞬态恢复电压是指首开极上的电压，因为它通常比后开断的断路器另外两极上的电压高。

瞬态恢复电压最大值与工频恢复电压峰值之间的比值称为振幅系数。

6.3.2　单频瞬态恢复电压波形

断路器负载侧发生出线端故障时电网的等效电路如图 6-15a 所示，可以对单频瞬态恢复电压响应进行说明。电容 C 是电源侧的全部电容，R 是包括故障部分在内

的电路电阻，L 是电路的全部电感（见图 6-16）。在瞬态恢复电压阶段，假定工频电压保持在其峰值 U。

在原则上，断路器负载侧和电源侧响应可以单独分析并将结果相减。由于右边的系统是短路的，负载侧电压 $U_R(t)$ 为零。因此，瞬态恢复电压等于 $U_L(t)$。推导出该电压如下[245]：

$$\mathrm{TRV}(t) = U_m[\cos(\omega t) - \mathrm{e}^{-\frac{Rt}{2L}}\cos(\omega_n t)] \tag{6-17}$$

这就是单频瞬态恢复电压波形，其固有频率由下式给出：

$$f_n = \frac{\omega_n}{2\pi} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{6-18}$$

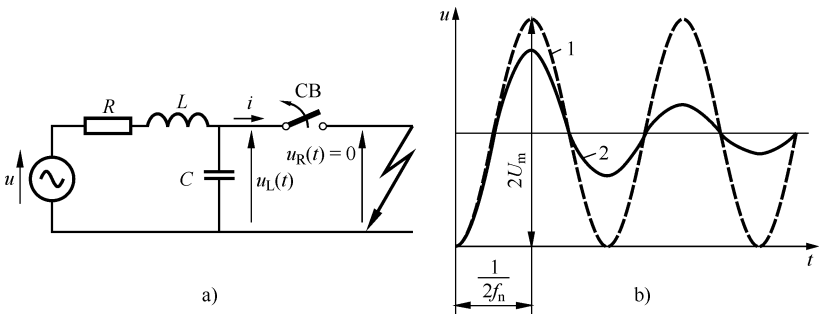


图 6-15　单频瞬态恢复电压波形

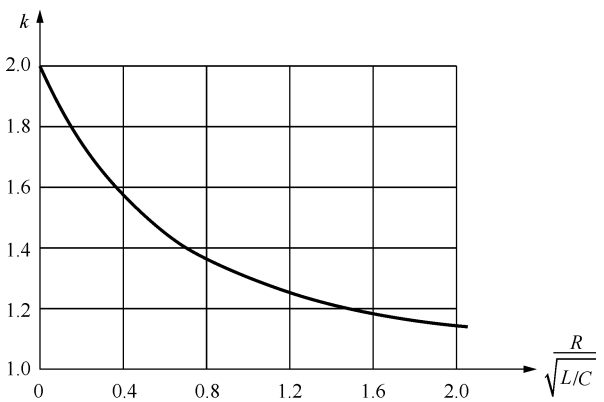


图 6-16　瞬态恢复电压的幅值系数与由系统阻尼电阻 R、电感 L 和电容 C 的关系

6.3.3　双频瞬态恢复电压波形

在大多数实际情况中，瞬态恢复电压是两个恢复电压暂态过程的总和。一般而言，每个暂态振荡有不同的频率，导致了双频瞬态恢复电压波形（见图 6-17）。

双频瞬态恢复电压波形可以由两个独立的单频电路产生，分别在断路器两侧

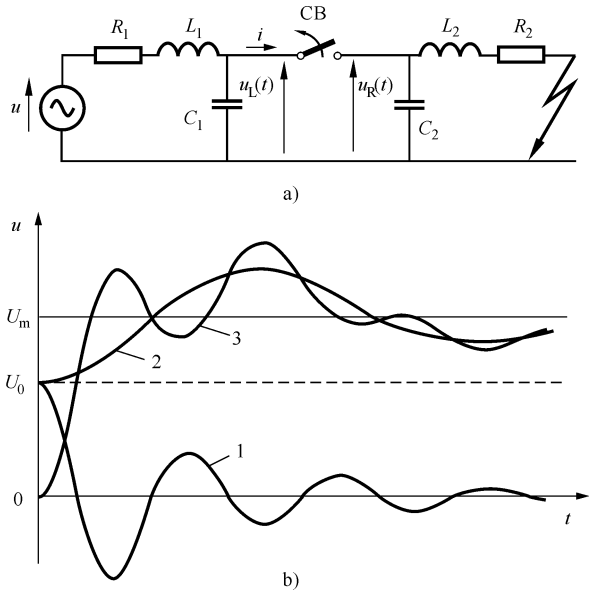


图 6-17 双频瞬态恢复电压波形

(见图 6-17a)。在电流零点，恰好电流开断前，断路器两侧电压相等。在 $R_S = R_L = 0$ 的情况下，其值为

$$u_L(0) = u_R(0) = \left(\frac{L_2}{L_1 + L_2}\right)U_m \tag{6-19}$$

电流开断后，负载侧电压从该值降到零（图 6-17b 中的曲线 1），振荡频率为

$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 C_2}} \tag{6-20}$$

而电源侧电压升高到 U_m（曲线 2），振荡频率为

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_1}} \tag{6-21}$$

按照定义，瞬态恢复电压就是这两个暂态振荡之间的差值（曲线 3）。

6.3.4 瞬态恢复电压的两参数包络线

为了将实验室中产生的由断路器承受的瞬态恢复电压与系统瞬态恢复电压进行比较，IEC 已经引入了两参数法和四参数法来定义瞬态恢复电压。

表示预期瞬态恢复电压的两参数法用于额定电压小于 100kV 的断路器的所有试验方式。对于额定电压 100kV 及以上的断路器，两参数法仅能用于短路电流小于或等于额定开断电流的 30% 的基本试验，即试验方式 T30 和 T10。

两参数法是基于临界阻尼条件下的单频振荡的瞬态恢复电压波形（见图 6-18a)。对该方法进行命名的两个参数用于表示标准两参数瞬态恢复电压包络

线（见图 6-18b）：u_c 为瞬态恢复电压峰值（kV），t_3 为峰值参考时间（μs）。

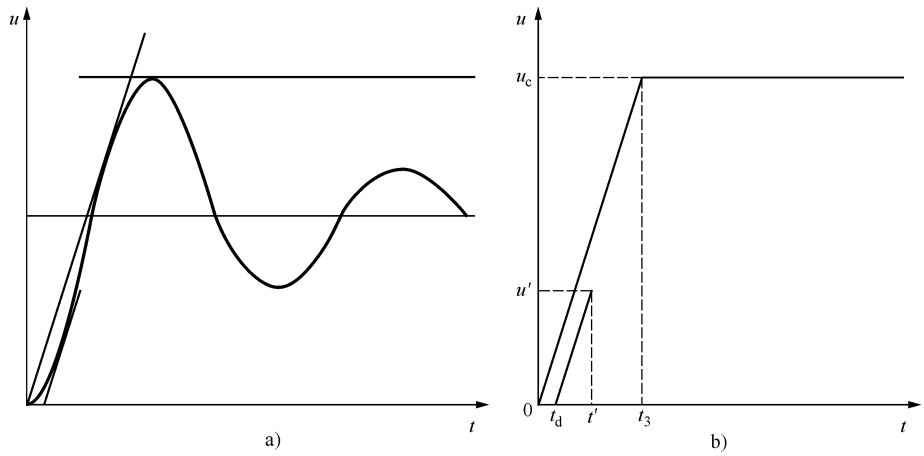


图 6-18　瞬态恢复电压的两参数包络线

a）所观测到的单频波形　b）根据 IEC 62271-100[180] 确定的参考线

瞬态恢复电压的时延线起始于时间轴上的额定时延 t_d（μs）；与额定瞬态恢复电压参考线的第一段平行并且终止于时间坐标 t'（μs）；对应的参考电压为 u'（kV）。

此外，瞬态恢复电压的起始部分应满足规定的起始瞬态恢复电压（ITRV）的要求㊀（见图 6-18 中未说明）。

固有试验瞬态恢复电压的两参数包络线必须高于规定的瞬态恢复电压参考线，两者比较的实例如图 6-19 所示。

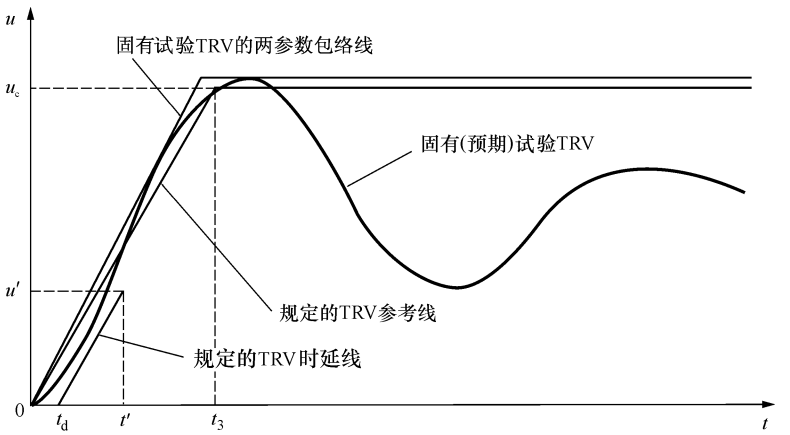


图 6-19　满足型式试验条件的采用两参数包络线的固有（预期）试验 TRV 的实例

㊀ 见 6.3.11 节。

6.3.5　瞬态恢复电压的四参数包络线

对于额定电压 100kV 及以上的断路器，在以下情况下采用四参数法表示预期瞬态恢复电压。试验电流大于额定开断电流的 30% 的基本试验方式，即试验方式 T100 和 T60；近区故障（SLF）试验的电源回路，即试验方式 L90 和 L75；失步试验，即试验方式 OP1 和 OP2。

四参数法是基于双频瞬态恢复电压的波形（见图 6-20a）。对该方法进行命名的四个参数用于表示标准四参数瞬态恢复电压包络线（见图 6-20b）：u_1为第一参考电压（kV）；t_1为到达 u_1的时间（μs）；u_c为瞬态恢复电压峰值（kV）；t_2为到达 u_c的时间（μs）。

采用与两参数瞬态恢复电压包络线情况下相同的方法规定时延线和瞬态恢复电压的起始部分。

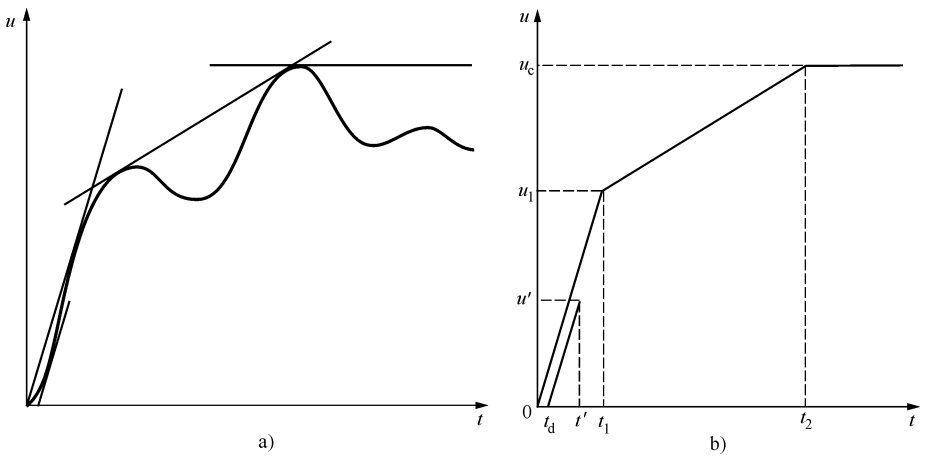


图 6-20　瞬态恢复电压的四参数包络线

a）所观测到的双频波形　b）根据 IEC 62271-100[180] 确定的参考线

如果用额定参数绘制出的四参数包络线高于相应的系统瞬态恢复电压包络线，就认为断路器承受瞬态恢复电压的能力是足够的。通常，如果断路器能够承受起始阶段的瞬态恢复电压，此时恢复电压上升率是最大的，并且能够承受瞬态恢复电压峰值，断路器就成功地开断电流。这是要关注的最重要的区域。

断路器的瞬态恢复电压额定值或耐受限值通过规定的瞬态恢复电压参考线来定义。超过参考瞬态恢复电压的固有试验瞬态恢复电压如图 6-21 所示。

6.3.6　分布参数电路中的瞬态恢复电压

电力系统包括许多具有电压源或电流源以及分布或集中电路元件的支路，它们共同形成了电力网络。

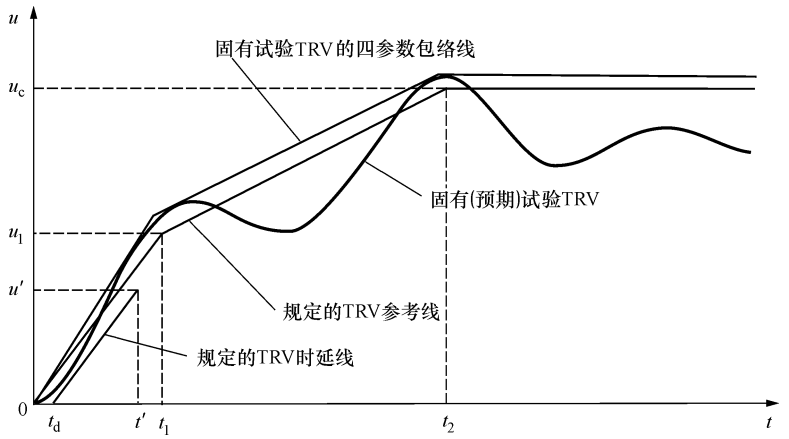
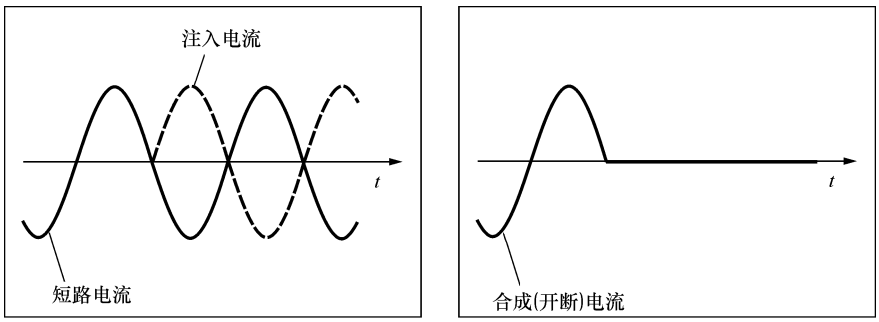


图 6-21　满足型式试验条件的采用四参数包络线的固有（预期）试验 TRV 的实例

短线路的电网通常可以用仅有集中电路元件的等效网络来表示。对于长线路的电网来说，额定电压越高，线路越长，就必须看作分布电路元件。电流开断后，分布和集中电路元件会产生差异很大的瞬态恢复电压波形。

为了确定该电路的固有瞬态恢复电压，非常实用的方法是采用叠加原理㊀，它是通用的电路定理并且仅适用于线性㊁和的双向㊂电路。

电流过零后，在短路电流上叠加极性相反的完全相同的电流，原始短路电流就仿佛是理想断路器那样被开断，如图 6-22 所示。



a)　　b)

图 6-22　电网中电流注入所产生的电流开断

㊀ 叠加原理表述为，在具有两个或多个电源的电路中，任一元件的电压或电流等于每个电源单独作用所产生的电压或电流的代数和。为了每次使用一个电源，所有其他电源从电路中移除。电压源用短路代替，电流源用开路代替。

㊁ 线性电路是指电压与电流之间为线性关系的电路，例如符合欧姆定律。

㊂ 双向网络是指对于极性相反电压源、电流具有相同数值的电路。

通过向电网中灭弧室两端引入相应的电流可以确定固有瞬态恢复电压，将电路中的电压源短路，若有电流源，则将其去除。出现于端子间的电压就是电流注入的结果并等于固有瞬态恢复电压。

由于瞬态恢复电压的作用时间与工频的半个周期相比是很短暂的，引入一个线性增长的电流上升段来代替正弦电流是可能的（见图 6-23）。这个线性上升的电流完美地表现了在电流零点附近的短路电流波形，这是叠加原理特别有利的应用。

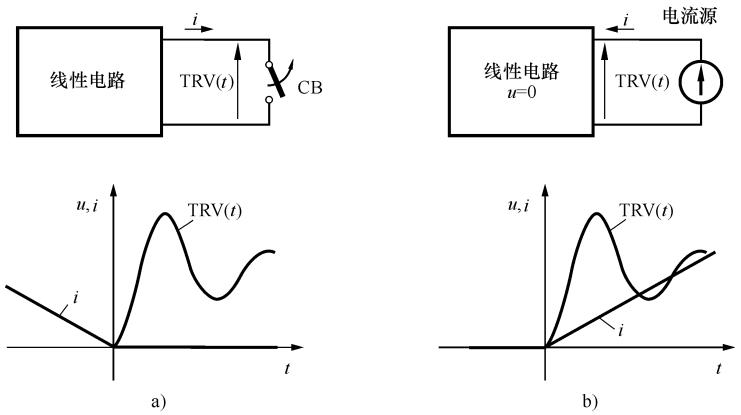


图 6-23　用叠加原理确定固有瞬态恢复电压

对于以下三种典型电网结构，图 6-24 给出了叠加原理的应用结果[269]：

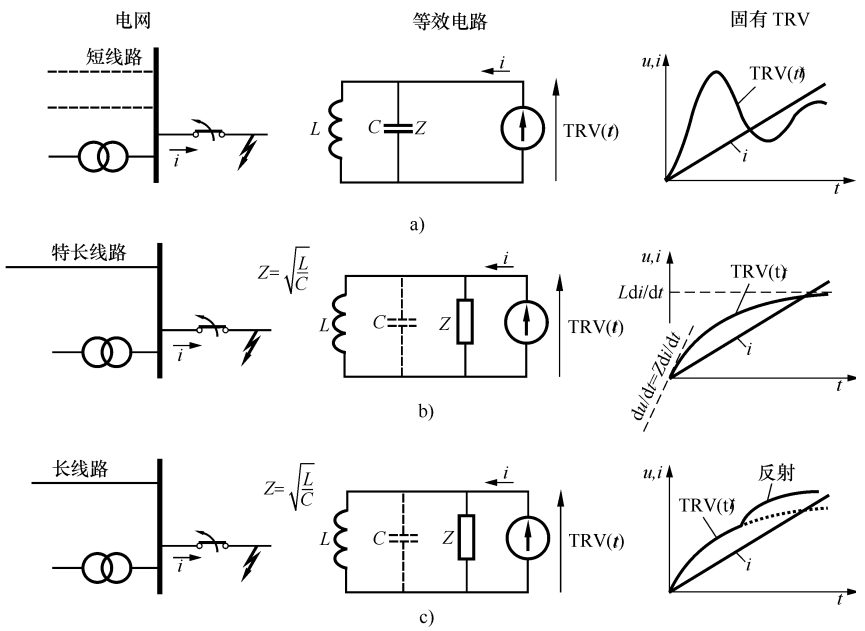


图 6-24　给出了如下的三种典型网络结构的叠加原理的应用的结果

1）电网由相对短的线路组成，可以用仅含集中电路元件的等效电路来描述。这种电网的固有瞬态恢复电压波形是衰减的单频振荡波（见图 6-24a）。

2）电网由特长的，即几乎是无限长的线路主导，必须采用分布电路元件的方法来描述其特征。在等效电路中，这样的线路可以用其波阻抗 Z 来描述。可以并联加入一个较小的集中电容 C，因为它影响电流零点和瞬态恢复电压上升之间的时延。该固有瞬态恢复电压具有近似为指数形式的波形，其初始上升率由波阻抗和电流变化率（$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$）的乘积决定，$\mathrm{d}u/\mathrm{d}t = Z\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$。其最终数值由 $L\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 给出（见图 6-24b）。

3）线路较短，但是仍必须用分布电路元件来描述。远方线路末端反射的电压波叠加到指数形式的瞬态恢复电压波形上（见图 6-24c）。

对于配电网来说，衰减的单频固有瞬态恢复电压振荡是有代表性的。对于更高额定电压和更长线路的电网来说，振荡和指数响应相结合的固有瞬态恢复电压波形是有代表性的。

6.3.7　IEEE /ANSI 规定的瞬态恢复电压波形

由于历史原因，IEC 和 IEEE/ANSI 采用不同的波形来表示高压断路器的瞬态恢复电压。这两个标准化组织各自选择不同的波形来描述相同的基本电气暂态现象。

IEC 采用两参数和四参数包络线的描述方法，允许用简单直线来描述瞬态恢复电压的包络线[㊀]。

IEEE/ANSI 采用指数/(1-余弦）函数（ex-cos）的描述方法，将所有点定义为时间的曲线拟合函数，而不只是包络线。

IEEE/ANSI 定义了两种瞬态恢复电压波形。对于额定电压 72.5kV 及以下的断路器，将瞬态恢复电压定义为（1-cos）波形（见图 6-25a），其峰值电压为 E_2。峰值时间 T_2 作为电压的函数而变化。

对于额定电压 72.5kV 以上的断路器，瞬态恢复电压定义为（ex-cos）波形，如图 6-25b 所示。指数波形通过起始上升率 R 来定义，其随断路器的电流和电压额定值以及最终的电压峰值 E_1 变化。(1-cos）波形则是通过电压峰值 E_2 和峰值时间 T_2 来定义，其随断路器的电流和电压额定值变化。在瞬态恢复电压的起始部分还有 T_1 的时延，以涵盖杂散电容的作用。

IEEE/ANSI 和 IEC 关于描述瞬态恢复电压和规定额定值的方法都已经很好地应用于工业领域。无论采用这两个标准中的哪一个来进行断路器的设计、试验和应用，运行中的断路器失效极少归因于过高的瞬态恢复电压负载。

㊀　见 6.3.4 和 6.3.5 节。

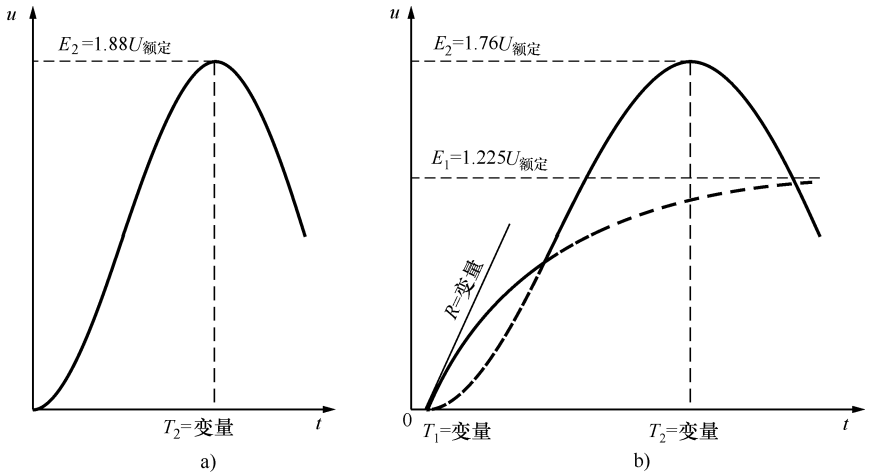


图 6-25　旧版 IEEE/ANSI 标准高压断路器试验波形[274]

a）额定电压 72.5kV 及以下　b）额定电压 72.5kV 以上

虽然如此，对于制造商和实验室来说，许多年以来在进行认证试验时，这两种瞬态恢复电压参数化的差异已经成为混淆和不必要开支的根源。得益于 IEC 和 IEEE 所做的努力，自 2005 年以来这种情况已经得到改善。由 IEC SC17A 和 IEEE 开关设备委员会共同准备的协调计划执行后，这两个标准所规定的瞬态恢复电压要求已经变得非常接近。在两个标准中，最终结果是一套近乎相同的瞬态恢复电压波形。

目前，IEC 和 IEEE/ANSI 已经采用相同的方法来规定标准瞬态恢复电压：

1）对于额定电压 100kV 以下的情况，用两参数的方式，即 u_c 和 t_3 来描述瞬态恢复电压波形。该两参数法和旧版 IEEE/ANSI 方法的对应关系如图 6-26a 所示。

2）对于额定电压 100kV 及以上的情况，用四参数的方式，即 u_1、u_c、t_1 和 t_2 来描述瞬态恢复电压波形。IEEE/ANSI 和 IEC 共同协调的瞬态恢复电压的实例如图 6-26b 所示。该四参数法用于大电流开断，即额定开断电流的 100% 和 60% 的出线端故障的型式试验，而两参数法则用于更小电流的开断。

所有参数新的共同值代表了两个旧版标准中对应值之间的折中方案，而且也更加符合已报道的系统数据。

目前，按照 IEC 和 IEEE/ANSI 的高压断路器标准，进行共用的短路开断型式试验是可能的。

6.3.8　三相电网中的瞬态恢复电压

对于高压断路器的瞬态恢复电压额定值来说，三相接地故障是基础。

对于中性点有效接地电网，在发生三相接地短路的情况下，电网中的全部三相

可分别用图 6-27b 所示的单相电路来处理。

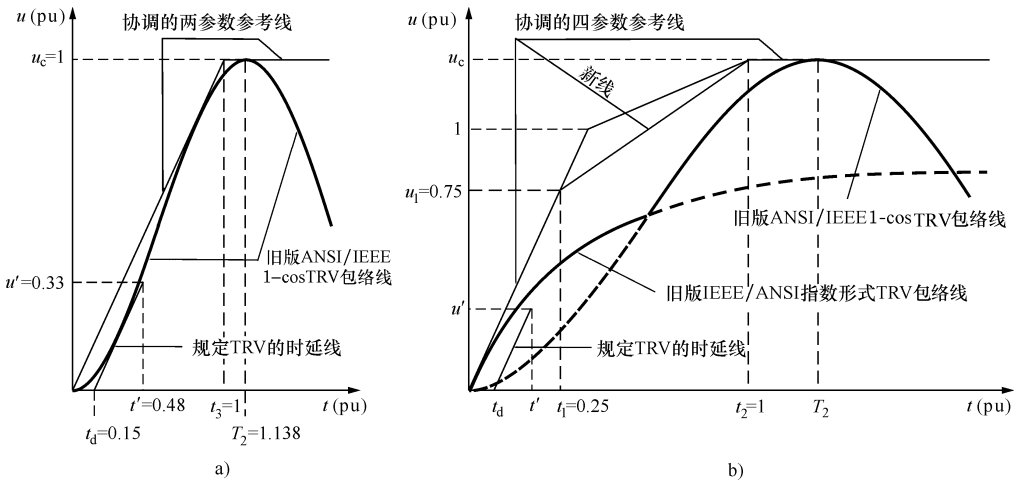


图 6-26　IEEE/ANSI 和 IEC 标准协调的采用折中值的瞬态恢复电压

a）两参数包络线（u_c 和 t_3）　b）四参数包络线（u_1、u_c、t_1 和 t_2）

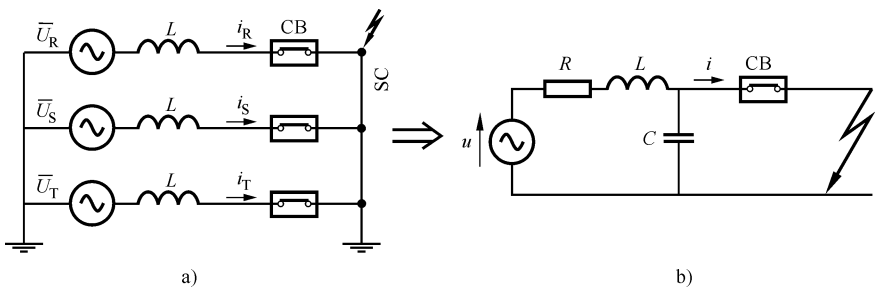


图 6-27　a）三相接地短路的简化等效电路；b）等效的单相电路

在所有其他接地的情况下，三相彼此相互作用并且首先开断电路的那一相要承受最严酷的瞬态恢复电压。在电网内可能发生的所有类型的短路故障中，三相不接地短路是最严重的故障，因而决定了断路器的瞬态恢复电压额定值。

在三相不接地故障的情况下，短路点不接地，但是因为电路的对称性，该点具有地电位（见图 6-28）。当首先开断极（简称首开极）开断电流时，电路就失去了对称性，仅在两相电路中保持相间短路，造成短路点的电位发生偏移。

假定断路器的 R 极为首开极，其工频恢复电压为

$$\overline{U}_{FPC} = \overline{U}_R - \overline{U}_{SC} \tag{6-22}$$

R 相电流开断后，由于剩余电路的对称性，短路点电位达到以下值：

$$\overline{U}_{FPC} = \frac{\overline{U}_S + \overline{U}_T}{2} \tag{6-23}$$

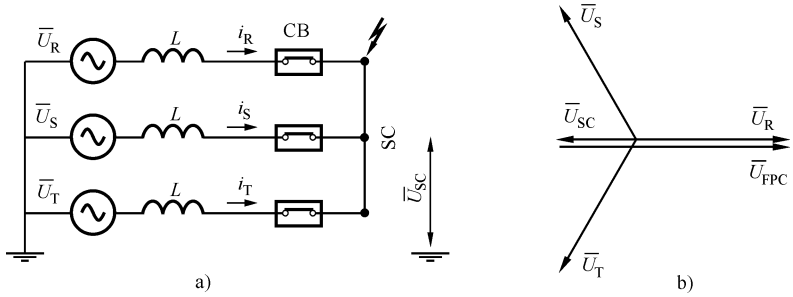


图 6-28 a）三相不接地短路的简化等效电路；b）相量图

因此，首开极的工频恢复电压幅值是相电压的 1.5 倍：

$$U_{FPC} = 1.5U_R \tag{6-24}$$

三相不接地短路是可以产生双频瞬态恢复电压波形的故障类型，类似于 6.3.3 节所描述的实例。图 6-29a 给出了在 SC 点发生的此类三相母线故障。假定断路器的 R 极是首开极，该极的电源侧电压从零增加至相电压 U_m（曲线 1），而母线侧电

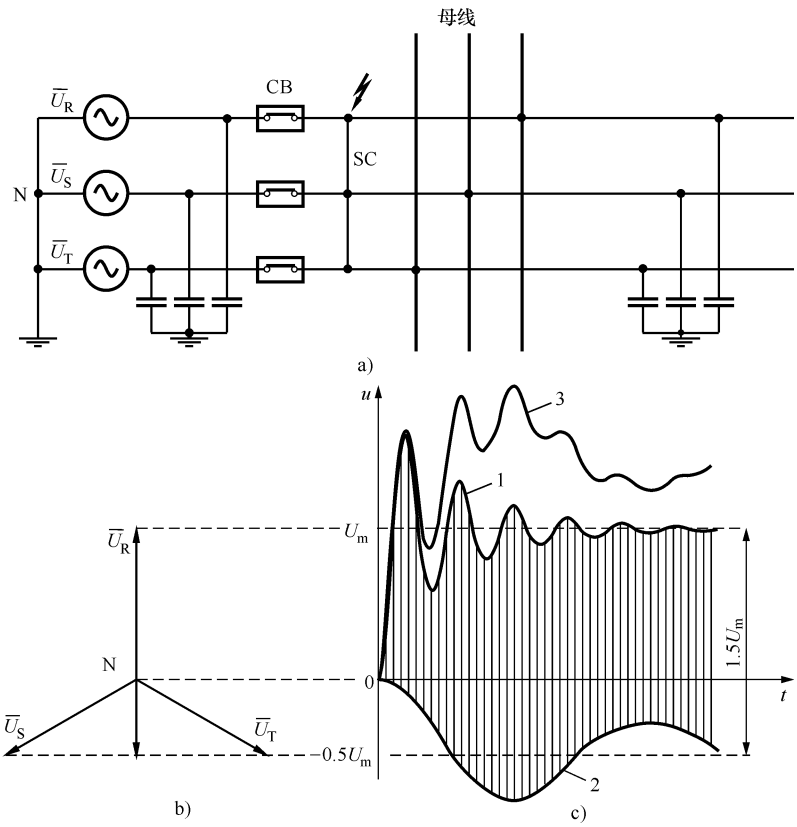


图 6-29 三相不接地故障引起的双频瞬态恢复电压波形

压则从零恢复到 $-0.5U_m$（曲线 2）。由于在电源侧 R 相的电容非常小，仅与发电机及其主接线的电容相当，断路器电源侧的电压是高频振荡的。然而，在母线侧电容与所有同母线相连的电路有关，断路器母线侧的电压是以相对较低的频率振荡的。瞬态恢复电压是这两个振荡电压之间的差值（曲线 3）。因此，R 极的工频恢复电压是 $1.5U_m$，但是仅当其余两极还没有开断时才存在。通常，其余两极的开断会在 1/4 工频周期内完成。这是在短路电流开断过程中，在首开极上得到的工频恢复电压最大值。

6.3.9　首开极系数

IEC 62271-100[180]定义了三相系统中的**首开极系数**，即在其他极电流开断之前，首开极两端的工频电压与三极都开断后其他极两端的工频电压之比：

$$k_{pp}=\frac{U_{FPC}}{U_F} \tag{6-25}$$

首开极系数 k_{pp}取决于电网的中性点接地方式。例如，在三相接地故障的情况下，对于中性点非有效接地系统，$k_{pp}=1.5$；而对于中性点直接接地系统，$k_{pp}=1.3$。㊀

通常，首开极系数与电网的正序阻抗 X_1 和零序阻抗 X_0 有关，满足：

$$k_{pp}=\frac{3X_0}{X_1+2X_0} \tag{6-26}$$

图 6-30 给出了 k_{pp}随系统阻抗比 X_1/X_0 的变化关系。通常，正常架空线路的 X_1/X_0 比值约为 1/3。因此，产生的首开极系数约为 1.3（见图中的虚线）。

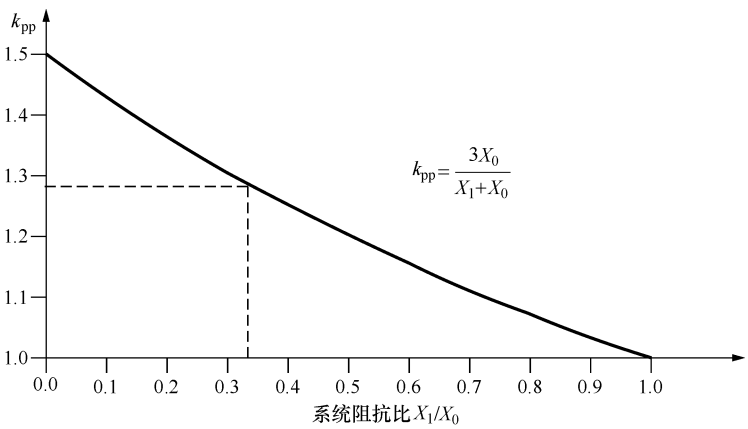


图 6-30　首开极系数随系统阻抗比 X_1/X_0 的变化关系

㊀ 原书中 $k_{pp}=1$ 为笔误，根据 IEC 标准，对于中性点直接接地系统，$k_{pp}=1.3$。

协调后的 IEC 和 IEEE/ANSI 标准通过 1.3 和 1.5 的首开极系数来区分中性点接地和不接地系统。瞬态恢复电压的额定值以三相接地故障为基础，在不同系统电压下根据中性点接地方式来确定瞬态恢复电压峰值（见表 6-1）。这意味着虽然三相不接地故障产生最高的瞬态恢复电压峰值，但是标准并未采用，因为其出现的概率非常低。

表 6-1 首开极系数与系统额定电压的关系

额定电压	首开极系数 k_{pp}
$U \leqslant 72.5\text{kV}$	1.5
$72.5\text{kV} < U \leqslant 170\text{kV}$	1.3 或 1.5
$U > 170\text{kV}$	1.3

对于 72.5kV 及以下系统中的断路器，假定系统在中性点不接地的情况下运行，因此 $k_{pp}=1.5$。对于 72.5kV 以上直至并包括 170kV 的系统，可以在中性点不接地或有效接地的情况下运行，因此列出了 $k_{pp}=1.3$ 和 $k_{pp}=1.5$ 的两个值。对于应用于 170kV 以上系统中的断路器，假定系统都在中性点有效接地的情况下运行，因此 $k_{pp}=1.3$。为了涵盖那些很罕见的情况，即可能出现的不接地故障或其他特殊系统工况，IEEE/ANSI 标准仍为这些系统保留了 $k_{pp}=1.5$ 的值。

6.3.10 近区故障的瞬态恢复电压

近区故障（Short Line Fault，SLF）是指距断路器出线端距离较短，但还有一定距离的架空线路上发生的短路。通常，该距离不超过数千米，这就是近区故障又被称作千米故障的原因。

IEC 62271-100[180]和 IEEE/ANSI C37.04[278]都要求在相电压下进行单相试验来验证开断所有类型近区故障的能力。而且在成功的协调后，对于近区故障试验方式，两个标准具有相同的瞬态恢复电压要求。

单相近区故障是最常见的系统故障工况之一。三相近区故障也会发生，但是其发生的概率被认为是非常低的。对于较低的输电电压，架空线路上发生三相故障的概率为 10%，而对于更高的输电电压，例如 420kV 及以上[277]，这种概率仅有几个百分点甚至更低。而且，这不仅是三相故障的概率，还是在架空线路的特定位置上且满足多种条件组合的情况下发生三相故障要的概率，这些条件包括等效波阻抗的数值高，线路侧无任何等效电容，电源侧具有起始瞬态恢复电压，首开极在母线上具有临界的 X_0/X_1 比值，母线上的短路容量与断路器额定短路电流相符，SF_6 气体闭锁压力和操动机构处于最低水平。

尽管三相故障发生的概率很低，但是在更高的系统电压下的三相故障，甚至是不接地故障的实例仍是众所周知的。在一些应用中不能忽略这样的低概率事件，必须考虑所有条件下的三相故障。既然这样，对于其特殊工况，或许要考虑专门的型

式试验，即所谓的应用试验。

图 6-31 给出了近区故障的单相等效电路。发生故障的架空线部分用线路的波阻抗 Z 表示。

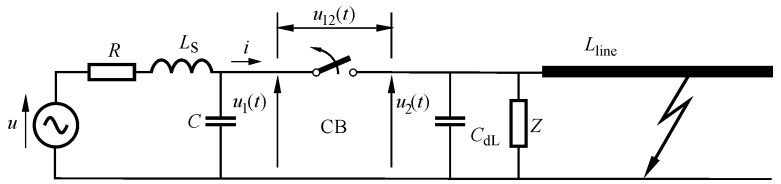


图 6-31　近区故障的单相等效电路

在近区故障期间，与直接发生在断路器出线端后面的出线端故障相比，故障电流不仅取决于电源侧阻抗，还取决于断路器与故障位置之间的线路阻抗。线路阻抗使电流减小。因此，从短路电流的观点看来，近区故障开断并不是断路器最繁重的任务。然而，关于瞬态恢复电压，情况未必如此。即使短路电流较小，恢复电压的高上升率会导致开断失败。

电流开断后，在断路器触头之间建立起瞬态恢复电压，它是电源侧分量 $u_1(t)$ 和高频的线路侧分量 $u_2(t)$ 的组合：

$$u_{12}(t) = u_1(t) - u_2(t) \tag{6-27}$$

电源侧电压通常是单频的（1-cos）波形，其恢复电压上升率与出线端故障中的数值相当。它对全部恢复电压上升率的贡献并不显著，但是不能忽略。

近区故障在断路器的线路侧产生非常陡峭的振荡波，其特征是在断路器与故障点之间三角形行波沿着线路传播。因为电路是感性的，电源电压接近其峰值，在线路侧的电压值为

$$u_L = L_{line}\left.\frac{di}{dt}\right|_0 \tag{6-28}$$

在电流过零时刻，线路上的电压从断路器处的 u_L 线性降低至故障处的零点，因此在电流开断时刻线路上是带电的。线路上的电荷自身会达到平衡，该电荷平衡过程会引起行波。在近区故障电流开断中应用叠加原理[㊀]，具有线性变化率的电流乘以线路的波阻抗，得到行波电压的线性增加：

$$\frac{du_2(t)}{dt} = L_{line}\left.\frac{di}{dt}\right|_0 Z \tag{6-29}$$

其中，

$$\left.\frac{di}{dt}\right|_0 = 2\pi f I_m \tag{6-30}$$

㊀　见 6.3.6 节。

式中　f——额定电源频率；

I_m——近区故障电流的最大值。

当行波到达故障点时，看作是短路，产生具有相同数值和波形的负电压波并向断路器返回。在断路器出线端，看作是开路并导致全部电压的反射。该反射的持续过程导致线路侧出现三角形的振荡波，如图 6-32 所示。

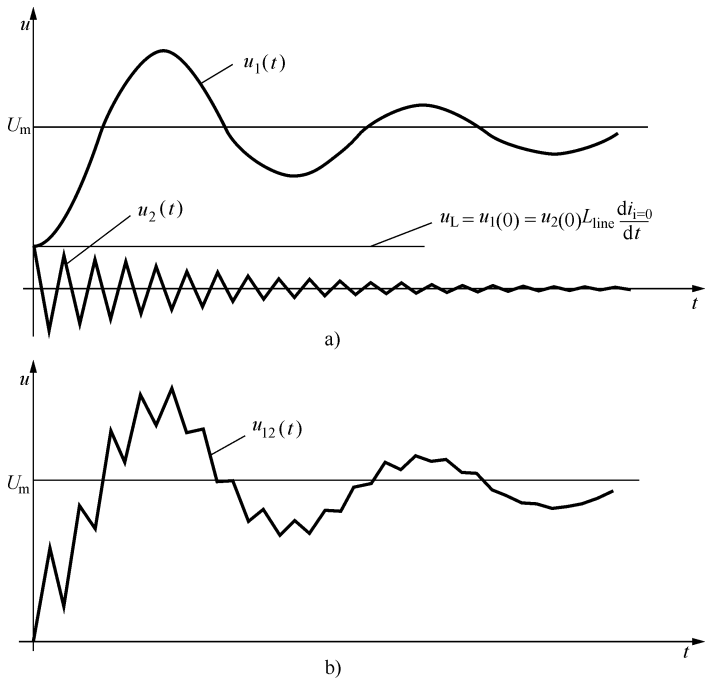


图 6-32　与近区故障有关的瞬态恢复电压波形

电磁波从断路器到故障点的行进时间取决于断路器和故障点之间的线路长度和波的传播速度。波速由架空线路的参数确定并且接近于光速（300000km/s = 300m/μs）。随着线路长度的增加，达到第一个峰值的时间延长[⊖]。这也导致线路阻抗和三角波的幅值增加。然而，随着线路长度的增加，所要开断的电流变小，而恢复电压的上升率减小。这两种作用是相互对立的。较短的线路会导致较高的恢复电压上升率，但是恢复电压峰值变低以致断路器容易开断。较长的线路会导致较高的恢复电压峰值，但是恢复电压的上升率要低很多。基于 SF_6 气体的物理特性，最不利的条件出现在距断路器某一特定距离的短路点上。

对于断路器来说，存在所谓的临界线路长度，用短路电流的临界百分数表示，它取决于断路器的灭弧介质。

⊖　术语“反射时间”也被采用。它是原始波行进到故障点并返回至断路器所花费的时间。

已经知道，针对与近区故障相关的高恢复电压上升率，采用油或真空作为灭弧介质的技术对此并不敏感，只要它们具有相应的出线端故障开断能力即可。

至于 SF_6 断路器，包括压气式和自能式，开断的决定性参数是电流过零前的电流变化率 di/dt 和恢复电压上升率。瞬态恢复电压的第一个峰值只是次要因素，因为开断成功与否是在电流过零后最初的数微秒时间内决定的。因此，任何恢复电压上升率的降低都会导致 SF_6 断路器性能的提高[277]。SF_6 断路器的临界线路长度在 90%~93% 之间（见图 6-34a）。

SF_6 中的电弧具有非常短的时间常数，不超过 0.5μs，因此瞬态恢复电压中非常高的频率会影响开断。图 6-33 描述了在不同近区故障百分数下成功开断所需的冷却功率 P_0，它是在电弧热时间常数 $\tau = 0.4\mu s$ 的情况下采用 Mayr 电弧模型计算得到的[183]。根据对应于压气式 SF_6 断路器的冷却功率值，可以得到约为 93% 的临界线路长度。

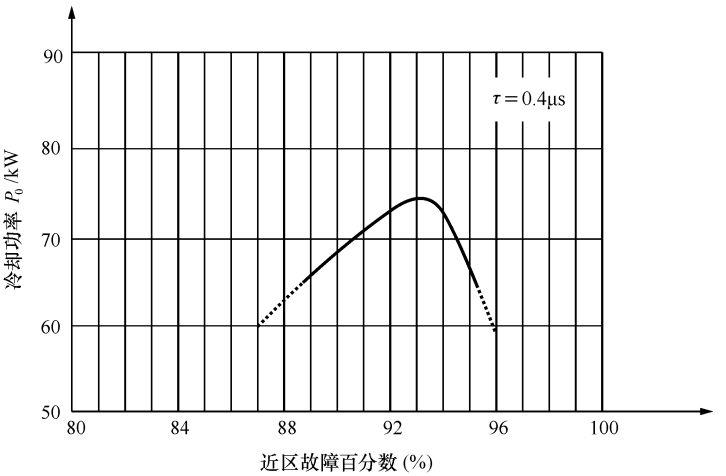


图 6-33　采用 Mayr 电弧模型计算得到的压气式 SF_6 断路器在不同近区故障百分数下成功开断所需的冷却功率[183]

压缩空气断路器对这样高的恢复电压上升率是敏感的，但是当其装配有用来降低恢复电压上升率的分闸电阻时，就能够开断近区故障。高压力空气中的电弧具有更长的时间常数，通常是 SF_6 的 10 倍，所以开断主要受瞬态恢复电压中的较低频率影响。因此，压缩空气断路器的临界线路长度在 75%~85% 之间（见图 6-34b）。

为了验证主断路器开断近区故障电流的能力，需要进行近区故障型式试验。对于额定电压 52kV 及以上，额定短路开断电流大于 12.5kA，直接与系统中的架空线路相连的断路器，要求具有近区故障开断能力。用来直接与架空线路相连的 15.5kV 及以上的中压断路器也要求近区故障开断能力（根据 IEC 标准的 S2 级断路器）。

当需要时，无论灭弧介质和灭弧技术如何，近区故障试验方式适用于所有类型

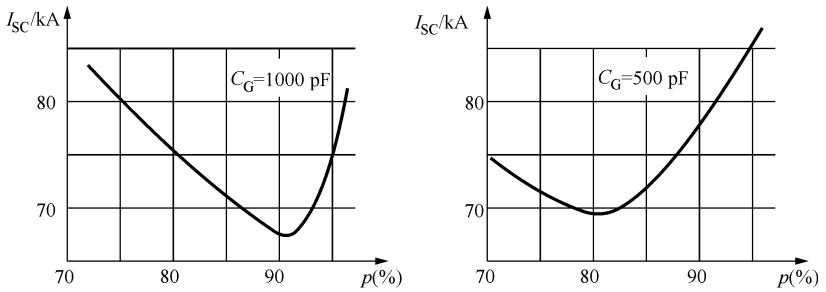


图 6-34 最大短路开断电流与近区故障百分数的对应关系

a）双断口 245kV SF_6 断路器[144] b）四断口 245kV SF_6 断路器[144]

的断路器。断路器必须开断对应于额定短路电流百分之几十到 90% 范围的任何实际线路长度的近区故障。

对于相同的电源侧条件，IEC 和 IEEE/ANSI 标准都通过相应的近区故障电流 I_{SLF}和额定短路电流 I_{SC}之间的关系定义近区故障情况下作用在断路器上的负载。例如，在 90% 近区故障试验方式下：$I_{SLF}=0.9\cdot I_{SC}$。

为了涵盖可能的短路电流临界值，规定了两个近区故障试验方式：具有 90% I_{SC}的试验方式 L_{90}和具有 75% I_{SC}的试验方式 L_{75}。当电流从 90% I_{SC}减小到 75% I_{SC}时，如果燃弧时间有显著增加，那么还要求具有 60% I_{SC}的试验方式 L_{60}。

出于标准化的目的，IEC 和 IEEE/ANSI 都规定了 $Z=450\Omega$ 的标准值作为等效线路波阻抗，它充分涵盖了所有实际值。

众所周知，三角形行波是架空线路分布电容和分布电感造成的结果。然而，由于局部的集中参数电容（在图 6-31 中用 C_{dL}表示）会出现在线路入口处，例如电压互感器、电流互感器、邻近设备的套管、支柱绝缘子的电容和断路器与故障线路之间连接线的杂散电容，干扰了行波的线性三角形模式，从这个意义上讲就延迟了每次反射的起始上升部分，因为需要花费很短的时间给这个集中参数电容充电。因此，该电容在线路侧的瞬态恢复电压起始部分引入了一个时延 t_{dL}，实际上在某种程度上改变了三角波。另外，波形的顶端轻微地变圆（见图 6-35）。在故障线路的长度非常短的情况下，正如对中压断路器进行试验那样，波形畸变严重以至于不能与具有起始时延的三角波相提并论。

这个固有的起始线路侧时延在近区故障电流开断过程中，扮演了极其重要的角色。对于 SF_6 断路器，在电流过零后的恢复电压上升过程中，这一固有时延倾向于使开断变得容易。因为与固有线路侧时延相比，电弧热时间常数（$<0.5\mu s$）非常小，熄弧尖峰后电弧电压非常快速的变化使得在电压零点前时延电容的充电时间延长。这部分数值虽小但十分重要的电流转换到时延电容中，使电流过零前的 di/dt 减小，并且通过这种方式使电流开断更加容易（见图 6-36）。因此，在实际而非理

想断路器中，瞬态恢复电压过零时没有任何时延。

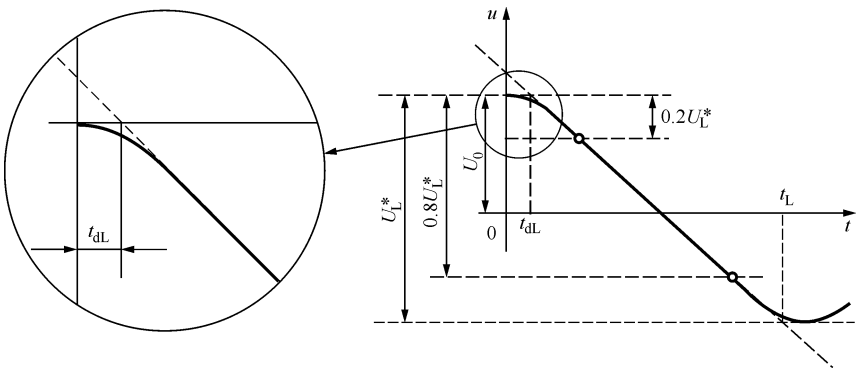


图 6-35　线路侧时延 t_{dL}

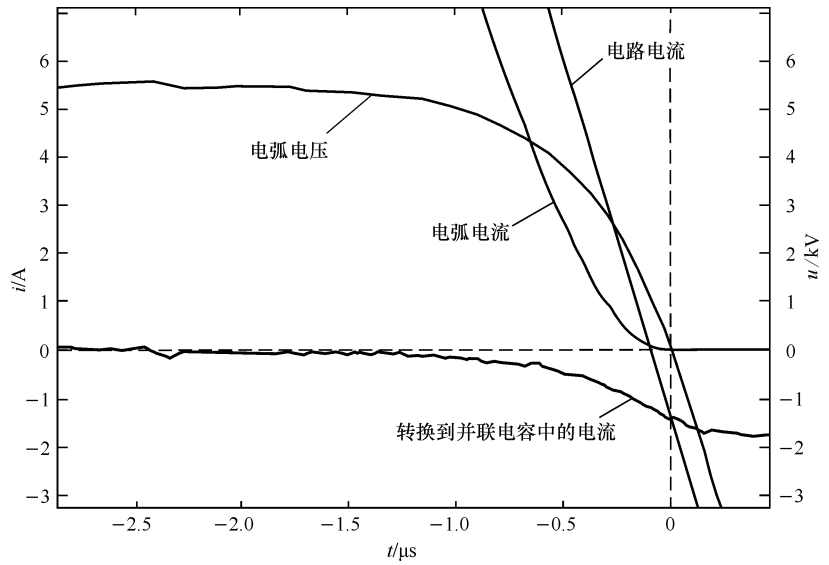


图 6-36　实际断路器中瞬态恢复电压过零而没有任何时延的测量实例
其中断口并联 1.6nF 电容来辅助开断

IEC 和 IEEE/ANSI 都对针对该时延 t_{dL} 制订了标准，在额定电压 245kV 及以上时为 0.5μs，而在额定电压 170kV 及以下时为 0.2μs。这些数值分别对应于线路侧相对地电容 C_{dL} 为 1110pF 和 445pF 的情况[243]。

连接在断路器端子间或线路对地的附加电容，例如均压电容器或用来辅助开断的电容器，具有两个作用（见图 6-37）：

- 降低了振荡频率和线路侧瞬态恢复电压上升率；
- 增加了线路侧瞬态恢复电压的固有时延。

这两个作用都使开断更加容易。

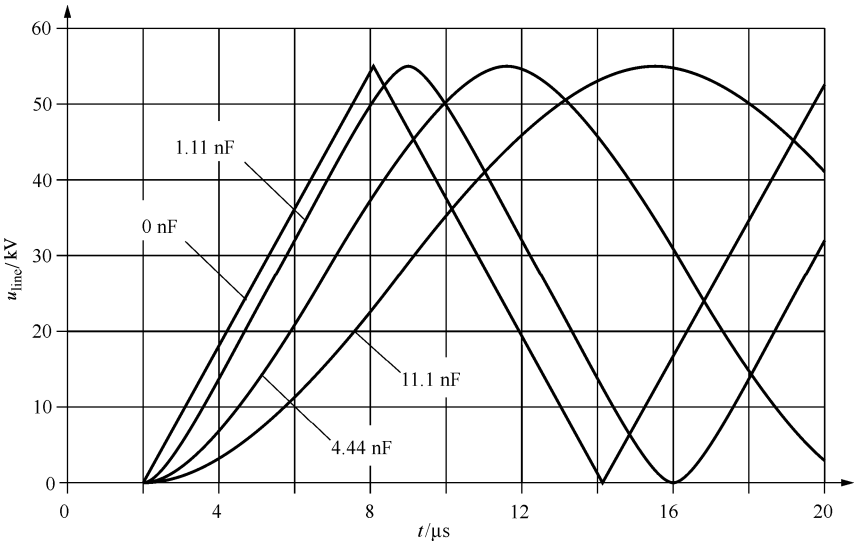


图 6-37　电容器数值对固有恢复电压的近区故障分量的影响[243]

当断路器的端子间装设电容器时，例如均压电容器，线路侧振荡频率会以如同相对地电容器那样类似的方式降低，由于影响到断路器两侧的瞬态恢复电压，给定数值电容的作用是不同的。如果电容器连接断路器端子间而不是相对地，需要数值较小的电容来获得指定降低的瞬态恢复电压。

当在断路器端子间安装的电容器用来满足近区故障开断能力时，需要注意的是高电容值会导致它与连接在可能断开的母线或线路上的仪用互感器发生铁磁谐振。另外，均压电容器已经引起了一些关于可靠性的关注[280]。

6.3.11　起始瞬态恢复电压（ITRV）

看起来瞬态恢复电压波形的每一部分都会影响断路器的开断能力。对于电弧热时间常数很小的某些类型的断路器，瞬态恢复电压的起始部分可能是重要的。瞬态恢复电压的这一部分称为起始瞬态恢复电压（ITRV），是由母线上的行波引起的。由于母线上的行波和沿母线第一个主要不连续点的反射，且该不连续点与断路器之间仅有数十米的短距离，会产生低幅值的高频振荡。因为母线通常在断路器的电网侧，该振荡会叠加到出线端故障瞬态恢复电压的起始部分。

起始瞬态恢复电压是一种与近区故障瞬态恢复电压非常相似的物理现象。与近区故障的瞬态恢复电压相比，其第一个电压峰值很低，但到达第一个电压峰值的时间极短，通常小于 1μs。因此，热开断能力会受到影响。

起始瞬态恢复电压的上升率仅取决于母线波阻抗和所开断的短路电流。其幅值

则由沿母线到第一个不连续点的距离决定，通常是母线两个分支的分割点或者是超过 1000pF 的电容所在点。起始瞬态恢复电压（ITRV）到达第一个峰值的时间等于电压波到达第一个不连续点并返回至断路器的传播时间。沿母线的电压波的传播速度约是 260m/μs。

根据 IEC 和 IEEE/ANSI 标准，起始瞬态恢复电压用电压 u_i 和时间 t_i 来定义。固有波形应遵循用起始瞬态恢复电压峰值 u_i 的 20% 和 80% 的两个点及所要求的起始瞬态恢复电压上升率绘制的直线（注意图 6-38 中的细节）。

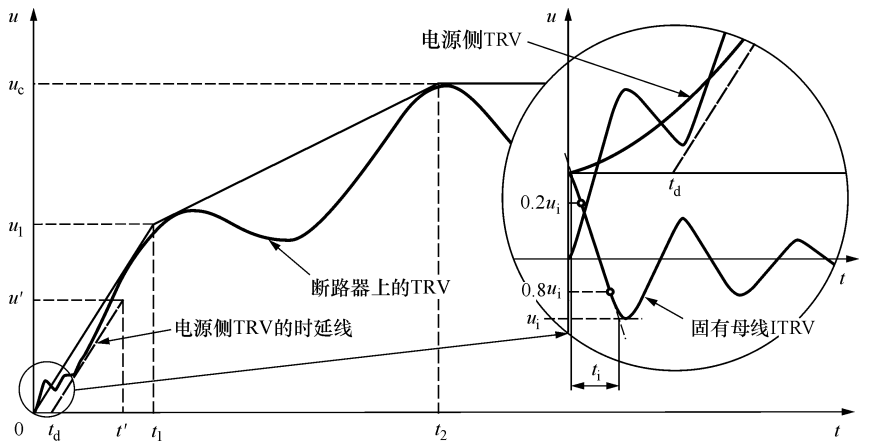


图 6-38　与瞬态恢复电压有关的起始瞬态恢复电压的表示方法

母线波阻抗 Z_i 通常小于架空线路波阻抗 Z。在额定电压 800kV 以下的情况下，IEC 和 IEEE/ANSI 采用 $Z_i = 260\Omega$ 的数值，而在额定电压 800kV 及以上的情况下则采用 $Z_i = 325\Omega$ 的数值。

由于起始瞬态恢复电压与母线波阻抗和电流成正比，对于额定短路开断电流小于 25kA 的所有断路器和额定电压 100kV 以下的断路器，可以忽略对起始瞬态恢复电压的要求。另外，对于安装在气体绝缘金属封闭开关设备（GIS）中的断路器，由于其波阻抗较小，也可以忽略对起始瞬态恢复电压的要求。

因为起始瞬态恢复电压对开断的影响主要是发生在短路电流数值较大的情况下，所以仅对采用额定短路电流的试验方式，即 T100a 和 T100s，需要在起始瞬态恢复电压条件下进行试验。如果断路器具有近区故障额定值，只有近区故障电流 L_{90} 需要在起始瞬态恢复电压条件下进行试验。

6.3.12　瞬态恢复电压、起始瞬态恢复电压和近区故障

图 6-39 给出了一个简化的图解，针对出线端故障和近区故障确定了全部恢复电压的各个组成部分的起源。在断路器的电源侧，瞬态恢复电压的电源侧分量是由电网产生的，然而母线产生了起始瞬态恢复电压振荡。对于发生在断路器负载侧的出线端

故障（位置1）和近区故障（位置2），起始瞬态恢复电压振荡叠加到瞬态恢复电压的起始部分。对于近区故障，线路的振荡也会对全部恢复电压做出贡献，瞬态恢复电压由三个分量组成：电源侧瞬态恢复电压、起始瞬态恢复电压和线路侧瞬态恢复电压。这就是在近区故障的情况下有必要深入检查全部恢复电压起始部分的原因。

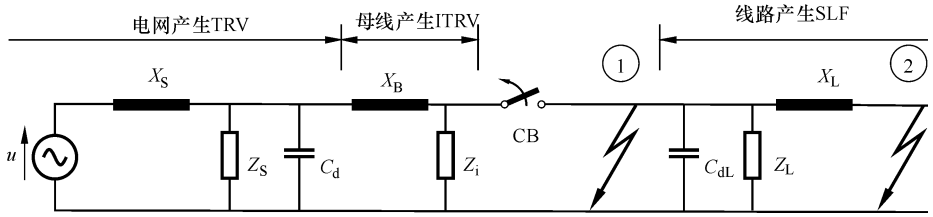


图 6-39　电源侧 TRV、ITRV 和 SLF 振荡的起源

图 6-40 给出了线路侧和电源侧瞬态恢复电压分量的典型曲线图，其中线路侧瞬态恢复电压分量有时延，电源侧有起始瞬态恢复电压。

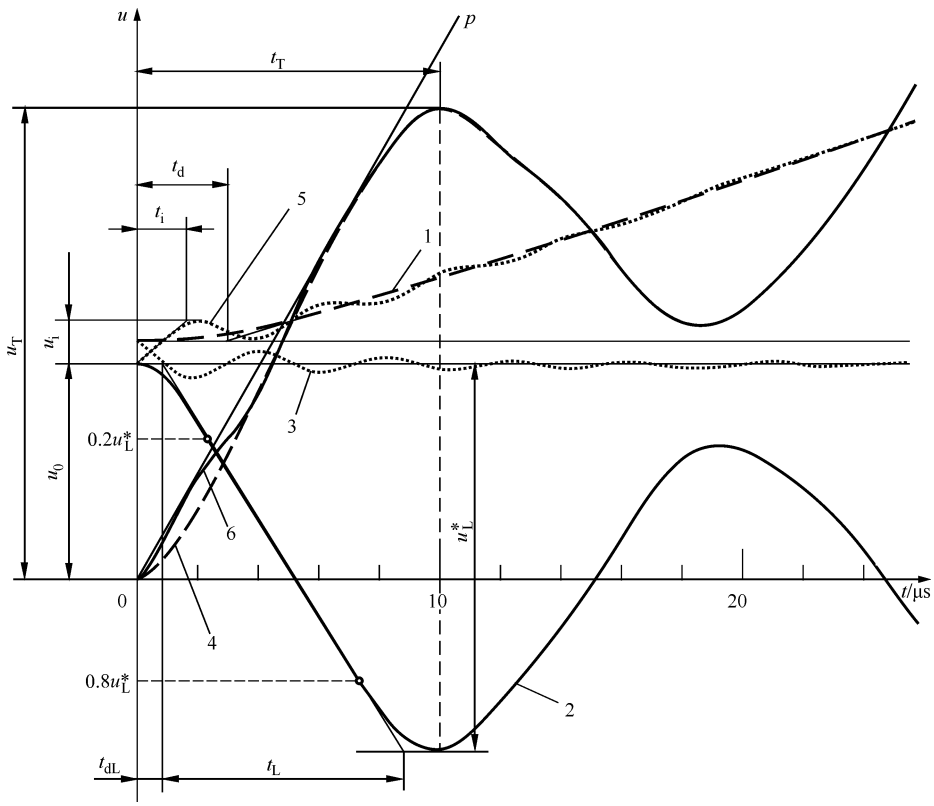


图 6-40　有时延的线路侧 TRV 和有 ITRV 的电源侧 TRV 的典型曲线图

1—无 ITRV 的电源侧 TRV　2—有时延的线路侧 TRV　3—ITRV

4—无 ITRV 的电源和线路侧 TRV　5—有 ITRV 的电源侧 TRV　6—有 ITRV 的电源和线路侧 TRV

断路器上的第一个峰值电压 u_T 等于线路侧瞬态恢复电压 u_L^* 与瞬态电源侧瞬态恢复电压 u_S^* 之和。全部恢复电压的起始部分（曲线 6）可以近似为一条直线 p，它从零点开始并且其上升率与无时延 t_{dL} 的线路侧振荡相同。因而，当起始瞬态恢复电压与具有时延 t_{dL} 的近区故障瞬态恢复电压分量结合时，可认为全部负载与具有无关紧要的时延[㊀]的近区故障瞬态恢复电压的负载相同。

根据 IEC 和 IEEE/ANSI 标准，如果采用无时延的线路侧振荡，电源侧起始瞬态恢复电压的表示方法可以忽略。如果断路器具有近区故障额定值，采用具有无关紧要的时延的线路进行近区故障试验时，可认为起始瞬态恢复电压的要求已被涵盖。考虑到试验的便利和固有起始瞬态恢复电压测量和控制的困难，这是在具有近区故障额定值的高压断路器型式试验中采用的标准做法。

6.3.13　失步条件下的瞬态恢复电压

失步条件是在断路器两侧的电力系统各部分之间失去或缺乏同步的异常电路条件。在断路器操作的时刻，两侧电压之间的相位角超出了正常值。

会出现失步条件的两种情况如图 6-41 所示：

a）使发电机与电网同步的过程中错误的开关操作（见图 6-41a）；

b）运行中系统的不稳定，源于过载、甩负载或者其他主要干扰（见图 6-41b）。

失步条件较少出现。

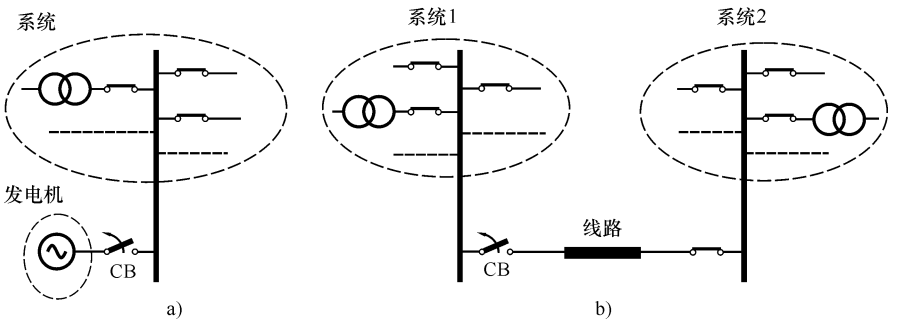


图 6-41　失步故障开断

a）使发电机与电网同步　b）由于主要干扰造成运行中系统的不稳定

在两种情况下都会产生失步电流，它必须被断路器开断。失步故障电流比短路电流小，但是已断开的断路器上承受的恢复电压会远高于短路条件下的恢复电压，导致更加严重的负担。

图 6-42a 给出了会发生失步情况的中性点有效接地电网的简化单相等效电路。

㊀　根据 IEC 和 IEEE/ANSI 标准，不超过 100ns 的线路侧时延认为是无关紧要的。

在正常条件下，两个电源的电压相量近似相同，包括幅值和相位角。因此，如果 $X_{S1}=X_L+X_{S2}$，则短路电流为

$$I_{SC}=\left|\frac{\overline{U}_1}{X_{S1}}+\frac{\overline{U}_2}{X_L+X_{S2}}\right|\approx 2\frac{U_1}{X_{S1}} \tag{6-31}$$

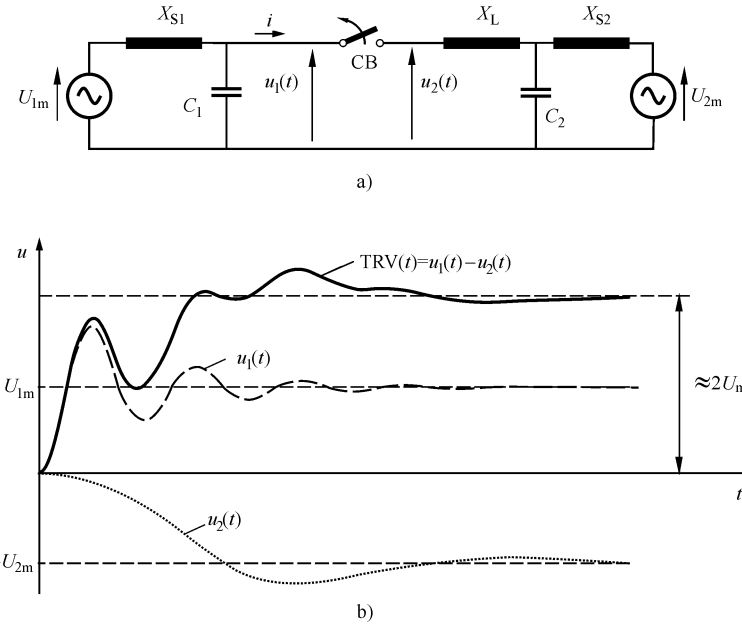


图 6-42 a）失步条件下电网的简化单相等效原理图；b）失步 TRV

另一方面，在完全失步条件下，连接两个系统的最大短路电流可达到正常条件下短路电流数值的 50%：

$$I_{OP}=\frac{|\overline{U}_1-\overline{U}_2|}{X_{S1}+X_L+X_{S2}}\approx\frac{U_1}{X_{S1}}=0.5I_{SC} \tag{6-32}$$

如果从系统 1 传输的短路功率等于从系统 2 传输的短路功率，这种情况就会发生。然而，失步电流的最大值通常比电路中的最大短路电流小得多，因为线路或阻抗，如变压器，减小了来自系统 2 的功率和电流。

图 6-43 给出了失步电流与断路器两侧阻抗比之间的关系。系统 1 和 2 的短路功率都对应于断路器的最大额定功率的情况可认为是例外。而且，相对强系统之间的同步可认为是罕见的工况。通常，发电机经过升压变压器与系统连接。在这样的系统中，同步运行大多数是在升压变压器的高压侧完成，失步开断电流在数千安的量级[243]。

因此，相关 IEC 和 IEEE/ANSI 标准中列出的额定失步开断电流是额定短路开断电流的 25%，选择该数值以涵盖大多数工况。

在单相电路中，最大工频失步恢复电压会达到相电压数值的两倍（见图 6-42b）。

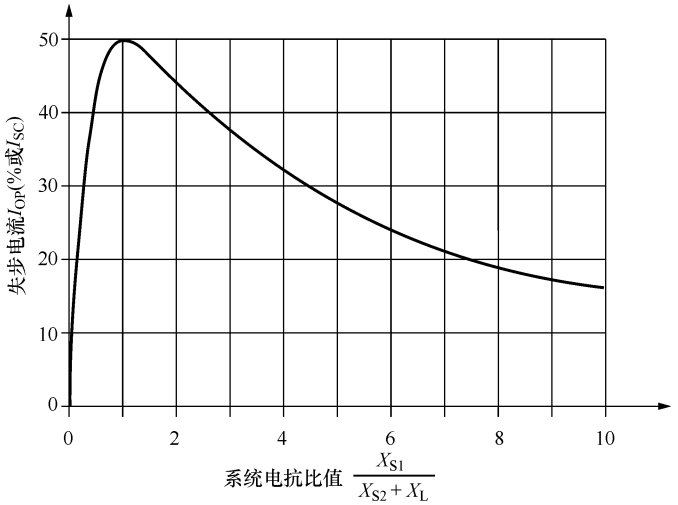


图 6-43　失步电流随断路器两侧阻抗比的变化

在最坏的情况下，中性点有效接地的三相电网中的恢复电压最大值是相电压的两倍。在分闸时刻，当断路器两侧电压的相位相差 180°时，这种情况就会发生(见图 6-44a)。如果断路器安装在长距离输电系统的中间位置时，费兰梯效应会使该数值增加。

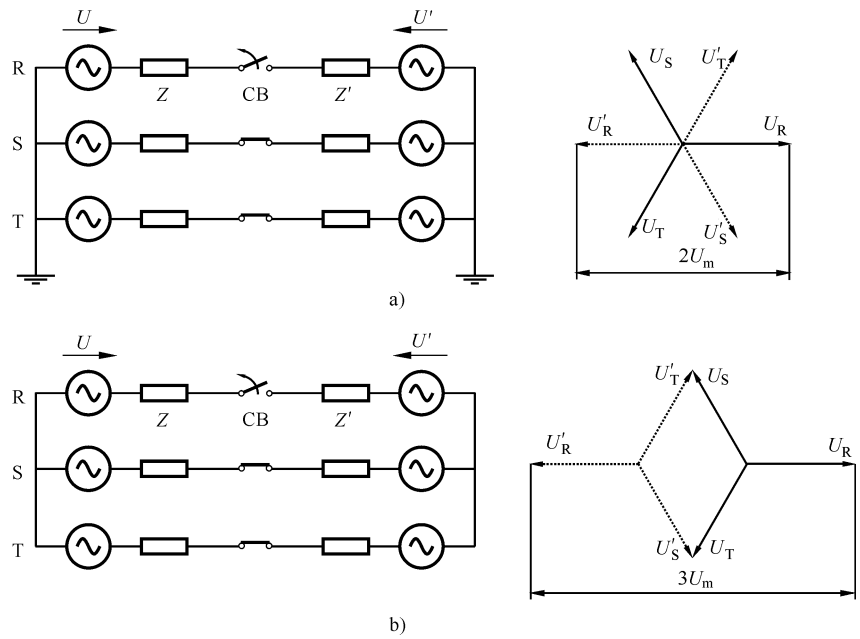


图 6-44　三相系统中的失步

a）中性点接地电网　b）中性点不接地电网

图 6-44b 给出中性点不接地系统中的情况，其最大恢复电压约为相电压的三倍。在一些具有两相接地故障的中性点非有效接地系统中，第三相中断路器上的恢复电压甚至会达到相电压的 3.4 倍[245]。

然而，稳定性研究表明，在失步条件下，可以安全地引入 2.0～2.5 的首开极系数，因为在统计上 180°失步的情况实际极少发生。因此，IEC 和 IEEE/ANSI 标准分别对中性点有效/非有效接地系统指定了该数值。在中性点有效接地系统中，对应于 2.0 的首开极系数的失步角约为 105°；在中性点非有效接地系统中，对应于 2.5 的首开极系数的失步角约为 115°。具有更大失步角的情况在高压系统中被认为是极其罕见的，这种情况在用于分布式发电的中压系统会发生，这是因为转子的惯性小，例如风机，在很短的时间后会达到完全失步的情况。

由于来自两个系统的瞬态恢复电压不会在同一时刻达到峰值这一事实，并且架空线路会导致严重的衰减，失步时瞬态恢复电压的振幅系数通常比短路电流开断时低。在相关标准中规定振幅系数为 1.25。

6.3.14 短路电流非对称性对瞬态恢复电压的影响

在非对称电流开断时，电流的直流分量会改变电流过零时瞬态恢复电压波形和电流变化率，所得到的数值与在相同电路中的对称电流开断时不同[184]。当开断不对称电流时，与对称故障条件下的情况不同，电流过零时刻并不对应外施电压峰值。直流分量改变了电流过零点与外施工频电压之间的相位角。根据电流过零时刻与外施工频电压峰值时刻之间的相移，瞬态恢复电压随之改变。

通常，对于直接试验，当调整电路元件以得到额定瞬态恢复电压包络线并获得电流过零时所需的直流分量时，电流变化率和瞬态恢复电压幅值的减小会自动实现。

在合成试验回路中，由于独立控制的电流源和电压源，这一内在关系并不存在。因此，对于通用的合成试验方法，在非对称试验方式下定义试验电流变化率、瞬态恢复电压参数与电流过零时所需直流分量百分数的对应关系是必要的。

每个电流零点的工频电压可用以下关系式来表示：

$$u\big|_{i=0} = U_{\mathrm{m}}\cos\theta = k_0 U_{\mathrm{m}} \tag{6-33}$$

式中系数 k_0 为

$$k_0 = \cos\theta \tag{6-34}$$

并且 θ 定义为工频电压峰值和最后的电流零点时刻之间的相位角。

在小半波中 $\theta < 0$，而在大半波中 $\theta > 0$。因为余弦函数是偶函数，意味着 $\cos(-\theta) = \cos\theta$，在这两种情况下工频电压的衰减系数相同。图 6-45 给出了该系数 k_0 与电流过零时的直流分量百分数 p 的对应关系。

然而，小半波和大半波后的瞬态恢复电压参数之间存在一定差异。这是电流过零时刻与瞬态恢复电压峰值之间的时间内，即四参数包络线中的时间坐标 t_2，工频

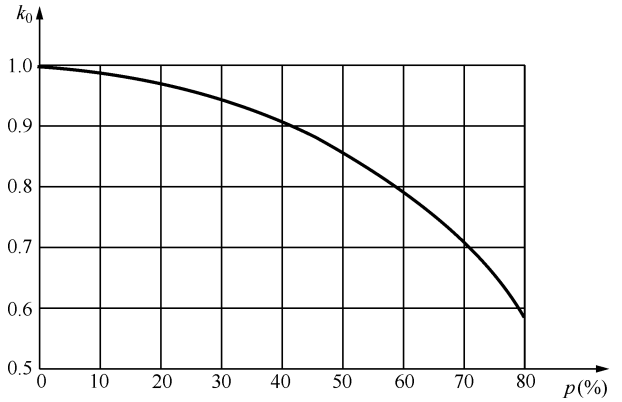


图 6-45　瞬态恢复电压衰减系数与电流过零时的直流分量百分数的对应关系

电压变化的结果。

图 6-46 清晰地表明，小半波 $\theta<0$ 后的预期瞬态恢复电压峰值 u_c 比大半波 $\theta>0$ 后的高。

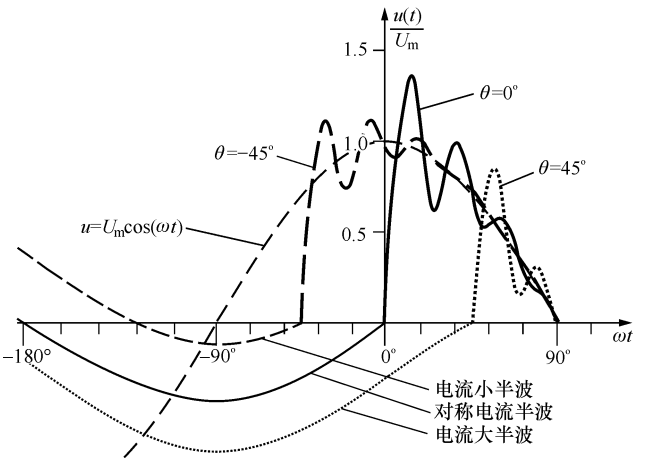


图 6-46　大半波和小半波与对称条件下的瞬态恢复电压对比

图 6-47 给出了瞬态恢复电压波形和包络线。可以看到，时间参数 t_2 使大半波开断后的恢复电压有轻微降低的趋势，而使小半波开断后的恢复电压有轻微升高的趋势。时间参数 t_1 几乎保持不变。

电流过零时，工频电压的瞬时值为

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}t}=U_{\mathrm{m}}\sin(\omega t)\big|_{i=0}=\pm U_{\mathrm{m}}\omega\sin\theta=\pm U_{\mathrm{m}}\omega\sqrt{(1-k_0^2)} \tag{6-35}$$

所以 u_c 的修正系数 k 为

$$k=k_0\pm\omega t_2\sqrt{(1-k_0^2)} \tag{6-36}$$

（小半波后取 +，大半波后取 −）。

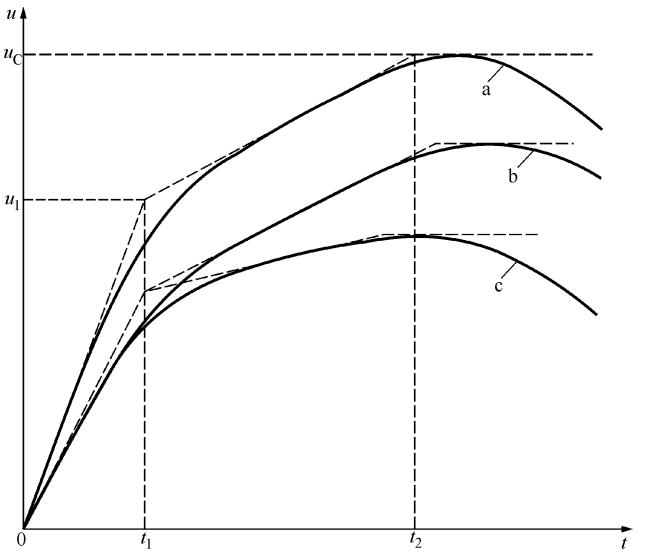


图 6-47 仿真获得的并对应于四参数包络线的对称和非对称开断的瞬态恢复电压[184]

a—对称开断 b—小半波后 c—大半波后

衰减系数与参数 t_2 的关系导致小半波和大半波后瞬态恢复电压的差异，这在更高电压（245kV 以上）下具有更重要的意义，因为需要更长的时间来达到瞬态恢复电压峰值。

在非对称故障电流期间，最后的电流零点时的电流变化率以类似的方式变化。对于电流变化率，在对称故障情况下达到最大值。在非对称故障中，$\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 减小并且是电流过零时的非对称度的函数。电流过零时的电流变化率可通过下式计算：

$$\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = \omega I_{\mathrm{m}} \sqrt{1-p^2} \pm I_{\mathrm{m}} \frac{p}{\tau} \tag{6-37}$$

（小半波后取 +，大半波后取 -）。

式中，p 是以标幺值表示的电流过零时的直流分量。

在合成试验中，同时满足电流变化率和瞬态恢复电压幅值是不可能的，因为这两个参数并不是随电流过零时的直流分量线性变化的。对于小半波试验，最繁重的试验参数总是瞬态恢复电压幅值 u_c；而对于大半波试验，最繁重的试验参数是 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$。应设定合成回路的充电电压以获得最繁重的试验参数。这意味着对于大半波试验，应设定所需的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 修正值，会产生比所需值更高的 u_c。对于小半波试验，应设定所需的 u_c 修正值，会产生比所需值更高的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$。

另一个选项是采用不同的试验回路。一套回路装置用来获得与小半波试验相关的修正的瞬态恢复电压，另一套回路装置用来获得与大半波试验相关的修正的瞬态恢复电压。倘若那样的话，全部所需参数可同时满足。

选择权留给了制造商，因为第一个选项会使断路器过载。然而，为试验方便起见第一个选项更常用。

6.3.15　电弧电压对瞬态恢复电压的影响

由于电弧电压的存在，在电流临开断前，断路器触头间的电压并不为零，因而瞬态恢复电压不是从零电压上升，而是从电流过零时的电弧电压值，即熄弧尖峰开始上升。因此，瞬态恢复电压起始于零电压轴线下方并穿过该轴线（见图 6-48 中的曲线 2）。结果是峰值电压高于电弧电压为零的理想断路器的情况（曲线 1）。

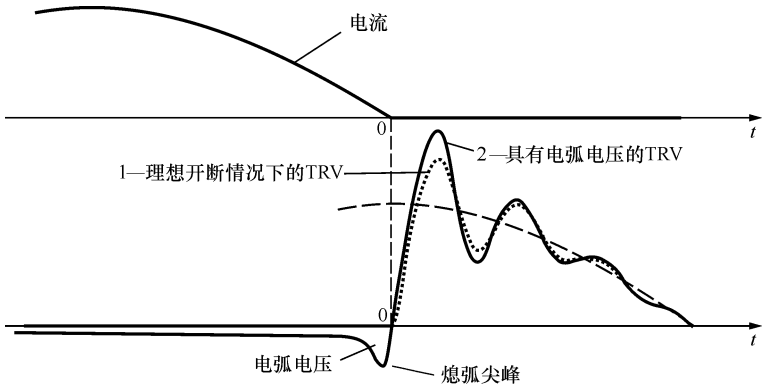


图 6-48　电弧电压对瞬态恢复电压峰值的影响

6.3.16　截流对瞬态恢复电压的影响

如果电流较小，会出现截流现象，与电弧电压对瞬态恢复电压的影响相比，它具有相似的但更加显著的影响（见图 6-49）。而且，如果预期瞬态恢复电压包含多

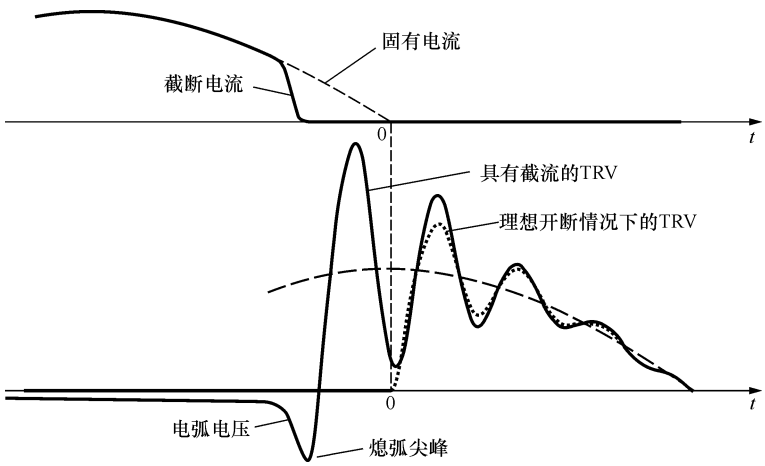


图 6-49　截流对瞬态恢复电压的影响[180]

个高频振荡分量，由于截流的缘故，高 di/dt 引起更有效的激励，所产生的波形与理想开断情况下明显不同。

6.3.17　弧后电流对瞬态恢复电压的影响

弧后电流，即在瞬态恢复电压起始上升过程中流过触头间隙的电流，可通过阻尼作用影响瞬态恢复电压的波形，因而降低其上升率和峰值（见图 6-50）。使用与断路器的灭弧室并联的电阻会产生类似的效果。

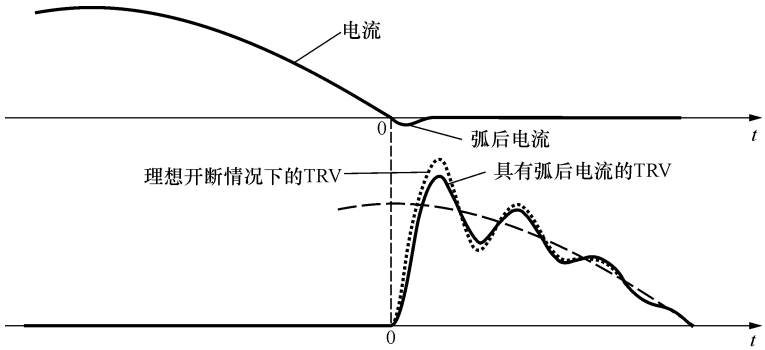


图 6-50　弧后电流对瞬态恢复电压的影响[180]

6.3.18　阻尼对瞬态恢复电压的影响

试验站和电力系统的经验表明：短路电流开断后，不仅有叠加在工频电压波形上的单频或多频振荡，而且还有幅值和持续时间都很大的指数形式的衰减分量。这些指数分量具有阻尼瞬态恢复电压峰值和上升率的作用，使其低于仅有振荡分量叠加到工频电压上的情况下所出现的数值，如图 6-51 所示。产生这种效应的一个主

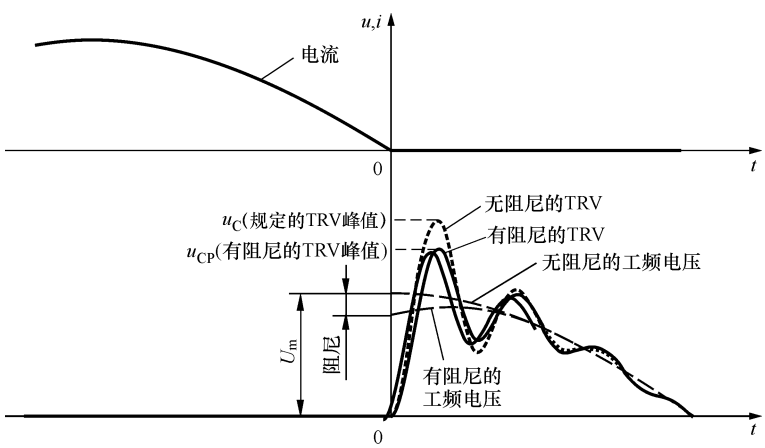


图 6-51　阻尼对瞬态恢复电压峰值的影响[180]

要因素是各种电路元件的电感都随频率变化，这是由于导体、大地和磁路内涡流的屏蔽作用。这些指数分量的时间常数是变化的，从发电机的几百微秒到变压器的几十微秒。其准确值取决于特定设备的设计方案和瞬态恢复电压分量的频率。在某些情况下，这可以使瞬态恢复电压峰值衰减达 25% 之多。通过特别措施，例如过励磁或在励磁绕组中注入较大的直流电流，试验过程中的阻尼可以消除。

6.4　电容电流开合过程中的暂态现象

在考虑电容电流开合过程中的暂态现象时，引入复燃和重击穿这两个术语是十分重要的。

通常，如果条件不利，灭弧室中的绝缘击穿会在最初的电弧熄灭后的任何时刻发生。因此，采用以下术语对电容电流开断时的绝缘击穿进行评价：

1）复燃：在电流开断后 1/4 周期内的电压击穿。

2）重击穿：在电流开断后 1/4 周期或更长时间的电压击穿并且有工频电流恢复，或者在开断电容电流时负载电容的放电。

3）NSDD：没有重击穿效果的较晚出现的电压击穿。

非保持破坏性放电（Non Sustained Disruptive Discharge，NSDD）是主要在真空断路器中观测到的一种现象，会在电容电流开断以及短路电流开断过程中出现。NSDD 是与电流开断有关的破坏性放电，不会导致工频电流恢复，或在电容电流开断的情况下不会导致意味着负载极性至少有一次完全的反转的负载电容放电。事实上，在电容性的 NSDD 期间，总是有电流通过主负载电容，尽管该电流的频率很高。从这个意义上讲，IEC 62271-100：2008[180]关于 NSSD 定义的表述“…在电容电流开断的情况下不会导致主负载回路中产生电流”应该完善。

6.4.1　电容电路

在以下几种工况下会遇到电容电流：

- 空载架空线的开合；
- 空载电缆的开合；
- 单个电容器组的开合；
- 背靠背电容器组的开合；
- 滤波器组的开合。

对于断路器来说，电容电流的开断是相对较轻的任务，因为电流小，仅在数安到数百安的范围内。然而却有发生重击穿的风险，可能会导致不希望出现的过电压或影响电网电能质量的高频暂态过程。由于间隙中的能量突然释放，重击穿还可能导致开断单元的损坏。

电容性负载的关合会导致较高的过电压或较大的涌流。这样的两种情况分别是

并联电容器组开合和空载架空长线的开合。

6.4.2　成功的电容电流开断的实例

就其本质而言，高压空载输电线路包括架空线和电缆，主要是电容性负载特性。在短线路的情况下，该电容可看作集中参数；但在长线路的情况下则必须看作分布参数。长线路由沿着线路均匀分布的电容和电感组成，如图 6-52a 所示，称为输电线路的 π 型等效电路。

在通常情况下，有关空载线路充电电流开断的现象与开断电容器组时的情况非常接近。因此，6-52b 所示描述单个电容器组的单相等效电路可用于分析电容电流的开断过程。

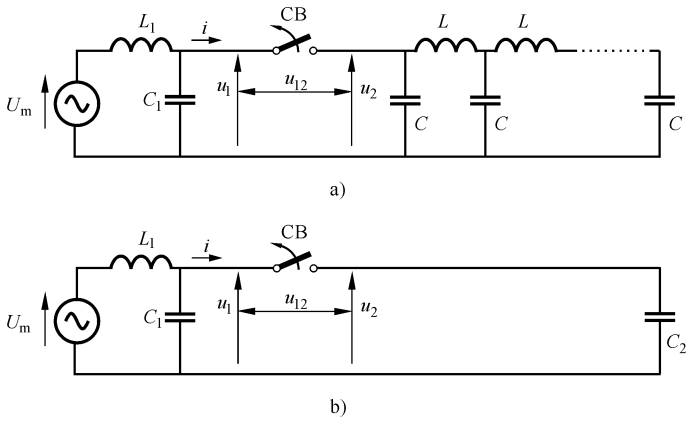


图 6-52　描述开断的单相等效电路

a）架空线路或电缆　b）单个电容器组

当触头分离后，许多断路器不能在第一个电流零点开断短路电流，因为此时触头间隙没有足够的介质恢复强度。然而，由于电容上的残余电荷，电容电流开断时的恢复电压上升率相对较低。与短路电流相比，该电流很小，因而容易开断。开断会在第一个电流零点发生，即使此时灭弧室触头之间的距离还很小。在触头分离 1/2 周期后，触头之间出现超过 $2U_m$ 的恢复电压，这种情况不可避免地增加了重击穿的风险，会有很不利的影响，例如电压级升。

图 6-53 给出了在电流自然过零点成功开断电容电流时的电压和电流波形，恢复电压的最大值受到开断电流前后断路器两侧电压上升数值的影响。电流开断前恢复电压的上升是由空载线路的费兰梯效应[㊀]引起的。电流开断后，电源侧电压将以

㊀ 由于空载线路的超前电流而引起线路电感上的电压降，从空载线路的输送端到远端的电压升高称为费兰梯效应。该效应在长线路和更高电源电压下更为显著。对于地下电缆，由于其电容大，即使长度短，费兰梯效应要显著得多。

暂态振荡的方式调整至电源电压。该电压跳跃与费兰梯效应和电容性负载的消失有关。这一轻微振荡的频率 f_1 取决于 L_1 和 C_1：

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_1}} \tag{6-38}$$

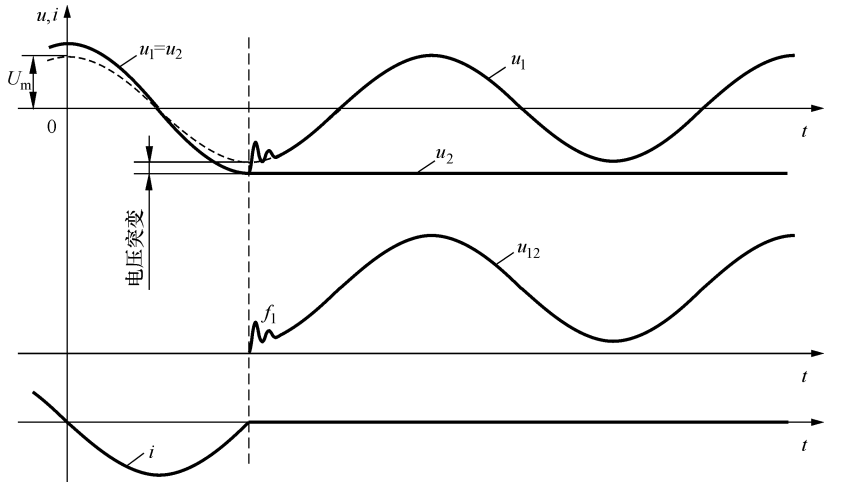


图 6-53　成功开断容性电流时的电压和电流波形

尽管幅值相对较小，因为形成起始瞬态恢复电压，该电压跳跃会引起短间隙的无危害复燃。而且，对于弱电源系统，电压跳跃越大，复燃的概率越高，那么重击穿的概率越低。因此，强电源系统具有更高的重击穿概率。

从电容电流被开断的时刻起，电容 C_2 上的电荷储存并且在线路上保持直流电压 U_2。电流开断后沿着线路的电荷重新分配过程中产生的行波电压振荡也会叠加到直流电压上（图中并未给出）。线路侧直流电压缓慢消失，然而电源侧电压继续按工频变化。在电流过零后的 1/2 周期时，恢复电压会达到电源电压峰值的两倍（$2U_m$）。由于较早出现电压峰值，所以额定频率 60Hz 下的情况要比 50Hz 严重得多。断路器应能承受较高数值的恢复电压，而在相对较小的触头间隙上不发生重击穿。

图 6-54 所示为在不同时刻触头开距对电容电流开断的影响。

6.4.3　重击穿情况下电容电流开断的实例

如果断路器不能承受较高数值的恢复电压，触头之间会发生绝缘击穿并且电流重新流过。图 6-55a 给出了在相对接近恢复电压峰值处发生电压击穿的情况下的电流和电压波形。线路将通过电网电感 L_1 放电，在没有阻尼的理想情况下，负载侧电压将会升高至电源电压峰值的三倍。假定 $C_2 \gg C_1$，击穿后电流和电压的振荡频率取决于 L_1 和 C_2：

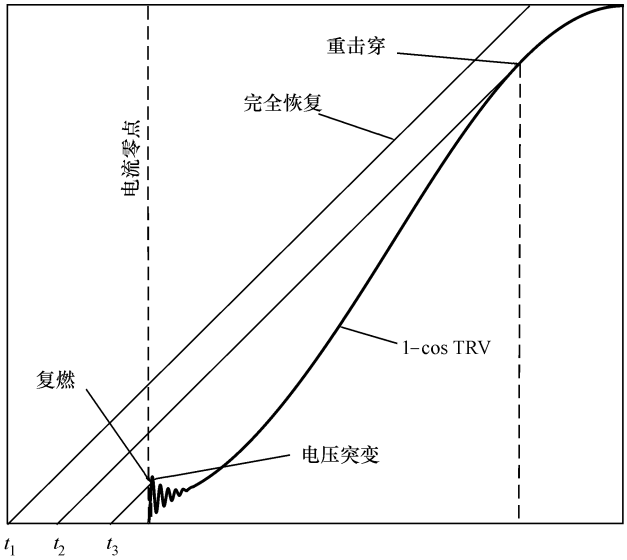


图 6-54　在不同时刻（t_1、t_2、t_3）触头开距对电容电流开断的影响

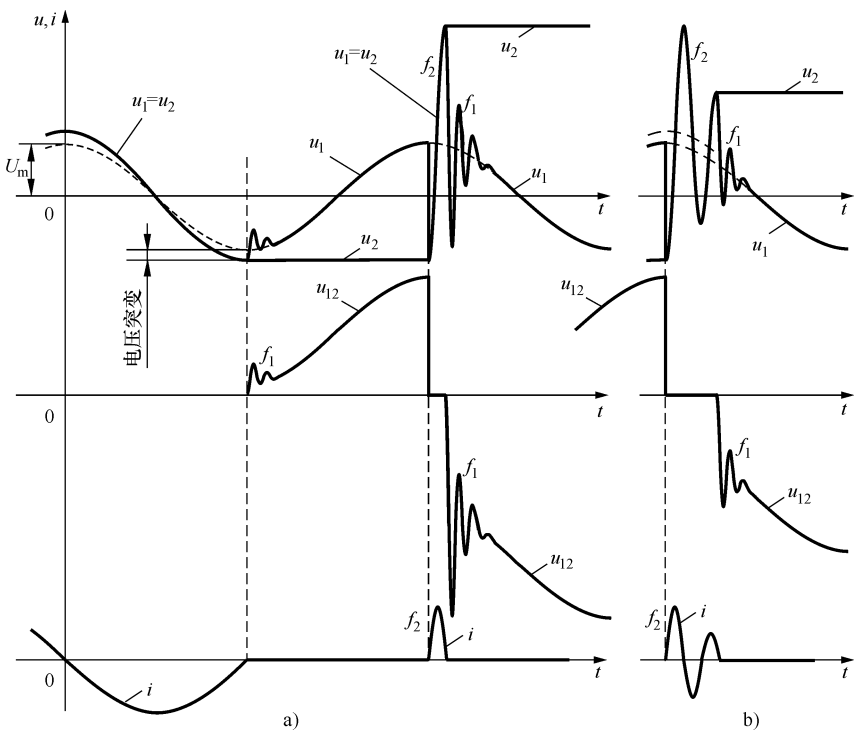


图 6-55　重击穿情况下电容电流开断时的电压和电流波形

$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1(C_1 + C_2)}} \approx \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_2}} \tag{6-39}$$

如果断路器没有在第一个电流零点而是在随后的某一个电流零点开断高频电流，电压振荡将会衰减，结果是电容上的电压会达到一个新的恒定值，可能比之前更高（见图 6-55b 给出了 3 个高频半波的情况）。在偶数次高频半波开断时，电容上的电压极性与开断前相同。

如果断路器没有在任何高频电流零点开断电流，那么无论如何要在下一个工频电流零点开断电流。

在复燃的情况下，电压击穿发生在电流开断后的第一个 1/4 周期内，不会产生过电压。

6.4.4　连续重击穿引起的电压级升

理论上讲，如果忽略衰减，在多次重击穿的情况下，电容器组上的电压会按照 U_m、$3U_m$、$5U_m$，…的序列建立起来，而断路器触头间的恢复电压会按照值 $2U_m$、$4U_m$、$6U_m$，…的序列建立起来，并以此类推，没有限制（见图 6-56）。这样的电压级升不可避免地会导致邻近设备或断路器自身的绝缘故障。这是非常危险且不希望出现的情况。

因此，断路器应设计成在无重击穿的情况下开断电容电流。用户和制造商主要关注的是断路器承受电流开断后出现的高恢复电压而尽可能少其发生重击穿。

之前使用的标准 IEC 60056[185] 定义了无重击穿断路器的概念。这一术语用于该标准规定的电容电流开断试验方式中开断时无重击穿的断路器。但是，除了采用选相分闸㊀的断路器外，所有断路器在运行时都具有一定的重击穿概率，因为这一现象是统计性的，不可能定义无重击穿断路器。引入重击穿性能的概念更为合理并且 IEC 和 IEEE/ANSI 标准都已经采用了这样的做法。

为了对电容电流开断时的重击穿性能进行分类，引入两种等级的断路器：

- 具有低重击穿概率的断路器，IEC 术语中的 C1 级；
- 具有极低重击穿概率的断路器，C2 级。

6.4.5　小电容电流的截流

当开断小电容电流时，会出现截流现象，正如开断小电感电流那样，在自然过零点前工频电流比预期提前开断。这是由电流接近零点时电弧的不稳定性引起的，它受电路影响并影响暂态过程。

电流和暂态电压的关系在图 6-57 中做出了说明。因为电路中存在电感，电流不能突变。储存在系统电感中的磁场能量转换到电场能量需要消耗一定时间。

㊀ 见第 8 章。

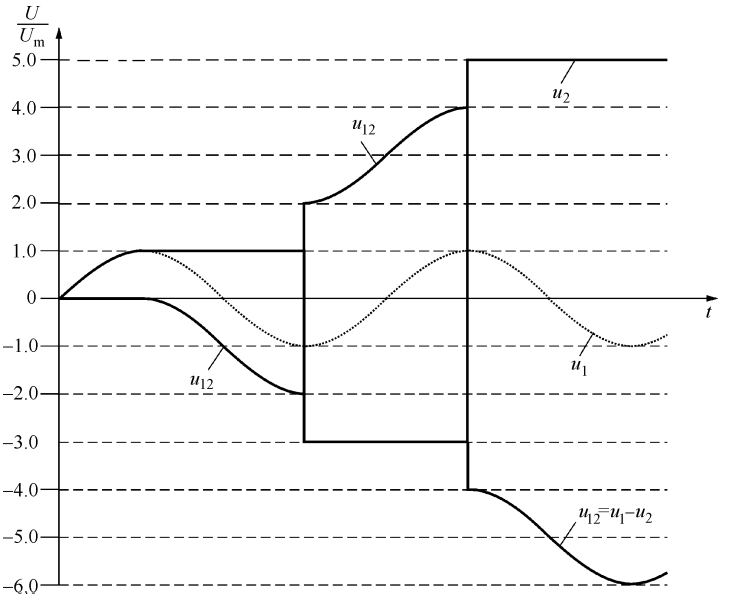


图 6-56　连续重击穿引起的电压级升

因此，在电流临开断前，伴随着负载电容上的电压升高而发生过渡过程。电流开断后，电源侧电压 u_1 以频率为 f 的暂态振荡的方式调整至电源电压。该过程与费兰梯效应和电容负载的消失有关。

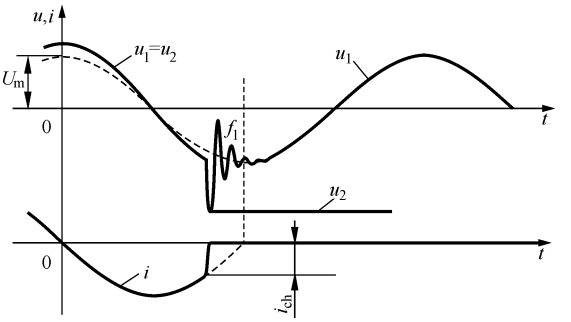


图 6-57　小电容电流的截流

就其数值而言，此类过电压通常并不危险，但是会在电弧电流开断后立刻导致电弧复燃，使电流延伸至下一个电流自然过零点。

6.4.6　断路器特性对电容电流开合的影响

在电容电流开合过程中，断路器承受的负载几乎是完全绝缘的。电流开断后，灭弧室的触头系统将承受恢复电压的作用而且必须承受此电压以避免重击穿。当电流在最短燃弧时间开断时，重击穿的风险通常是最高的。在这种情况下，灭弧室尚未到达完全分闸位置前，恢复电压峰值就出现在相对较小的触头开距下。在触头分离过程中，灭弧室的介质恢复强度上升率受很多因素影响。对于 SF_6 断路器，主要影响因素有，触头和喷口的几何形状、气体密度和气流、触头和喷口的磨损以及触头的分闸速度。

高分闸速度增强了开断电容电流的能力，这是因为在达到恢复电压峰值时触头将分开足够的距离。触头分离后第一个电流零点时的触头开距也非常依赖于燃弧时间。在电流开断时刻，较长的燃弧时间提供了较大的触头开距，从而避免了重击穿㊀。

在较低分闸速度下的开断过程如图 6-58a 所示。

如果触头分离时刻远离电流零点（时刻 1），尽管分闸速度低（曲线 1），但在该电流零点开断成功而未发生重击穿。该燃弧时间 t_{a1} 足够长，能够达到所需的触头开距以承受瞬态恢复电压。

如果触头稍后分离（时刻 2），电弧将在第一个过零点熄灭，但是 B 点处发生重击穿。由于该点接近瞬态恢复电压峰值，会出现较高的过电压。

在燃弧时间非常短的情况下（时刻 3），在瞬态恢复电压起始部分快速上升过程中的 A 点处发生复燃，称为“电压跳跃”，所以电流不会在第一个零点开断；工频电流延伸至下一个自然过零点，此时触头已完全分离，断路器容易开断且不发生重击穿。

与实例图 a 相比，在较高分闸速度下的开断过程如图 6-58b 所示。因为从图中可以看出，所有介质恢复强度上升率的曲线都在恢复电压之上，无论触头分离时刻如何都不会发生重击穿。触头在时刻 3 之后分离，即在边界曲线 3 之下，将导致电弧复燃。因此，时刻 3 对应于最小燃弧时间 t_{a3}

基于上述分析，对于容性电流开合试验应进行仔细考虑。应通过特定的型式试验来证明在电容电流开断过程中有低的或非常低的重击穿概率。该试验应包括两个极性下规定次数的操作和分布在全部燃弧时间范围内的操作循环，并且在最短燃弧时间下增加操作次数，此时断路器触头在电流临过零前分离。

在电容电流开合试验过程中，复燃是允许的。在后一个电流零点开断的复燃看作是具有长燃弧时间的开断操作。

通常，不同类型的高压断路器的电容电流开合性能也不相同。

真空中触头间隙的耐受电压上升很快，因此真空断路器的重击穿概率较低。另一方面，在真空中决定击穿强度的是触头表面状况。因为燃弧也发生在同一个触头上，真空灭弧室中的击穿场强不易确定并且具有相当大的统计偏差。

像多油和少油断路器那样的自生压力断路器可能会出现重击穿，从而导致过电压，当用于需要开合电容性负载的系统时，这些断路器应受到特别关注。可以使用氮气以稍许增加灭弧室的气压，从而增加油中触头间隙的介质恢复强度来解决这个问题。

㊀ 应用断路器选相分闸能够消除重击穿。控制装置能够使分闸发生在波形临界点，以至于短燃弧时间不会出现，因此避免了重击穿。

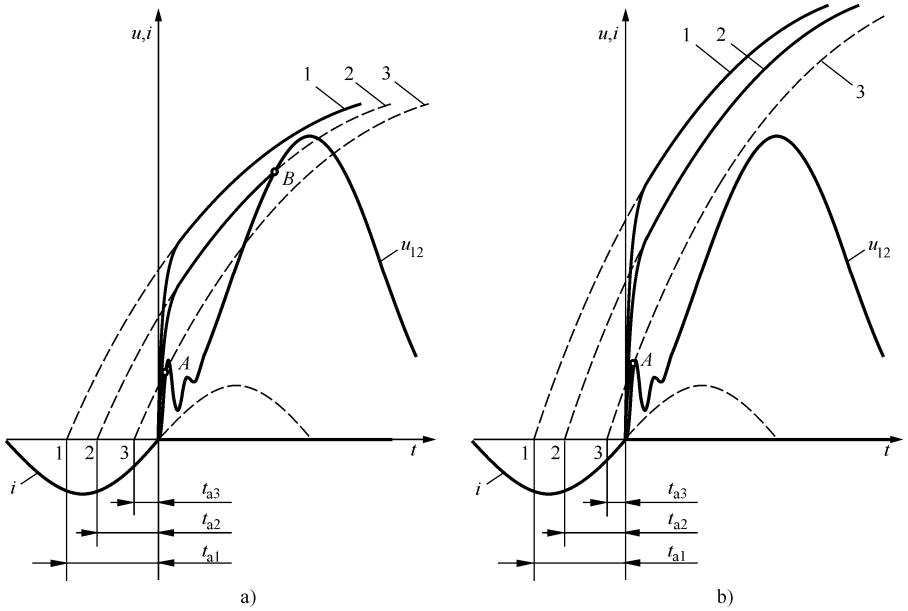


图 6-58　触头分离后介质恢复强度上升率对电容电流开合的影响

a）较低的介质恢复强度上升率　b）较高的介质恢复强度上升率

总体上讲，外生压力断路器具有低的重击穿概率，尽管压缩空气断路器的重击穿概率高于 SF_6断路器。

虽然开断电流小得多，但是一定不能低估各种电容电流开合方式的严酷程度，这主要因为存在一定的重击穿概率。与压缩空气和油断路器相比，电容电流开断对于 SF_6断路器来说是一个非常苛刻的开合方式。压气式和自能式断路器开断高频重击穿电流的能力都较低，这意味电压级升的风险较低。另一方面，已发现重击穿会导致喷口损坏，例如通过喷口材料击穿或是在主触头之间发生击穿而不是弧触头之间[283]。

随着断路器额定电压的提高，电容电流开合的问题变得越发突出，因为必须保证触头间隙的绝缘强度更加快速的恢复。已有技术表明，在 550kV 额定电压下，单断口 SF_6断路器能够应对正常的电容电流开合负载。

6.4.7　负载和电源侧阻抗的影响

影响电容电流开断的两个重要的电网参数是负载和电源侧阻抗。

在电源侧阻抗较小的电网，即在相对较强的电网中，断路器靠近发电机，低幅值的“电压跳跃”振荡出现在断路器的触头之间（见图 6-59a）。断路器试图在触头分离后的第一个电流零点，甚至是最短燃弧时间 t_{amin}下开断，因而触头间隙较小。显然，在这种情况下，恢复电压峰值 *B* 点附近发生重击穿的概率较高。

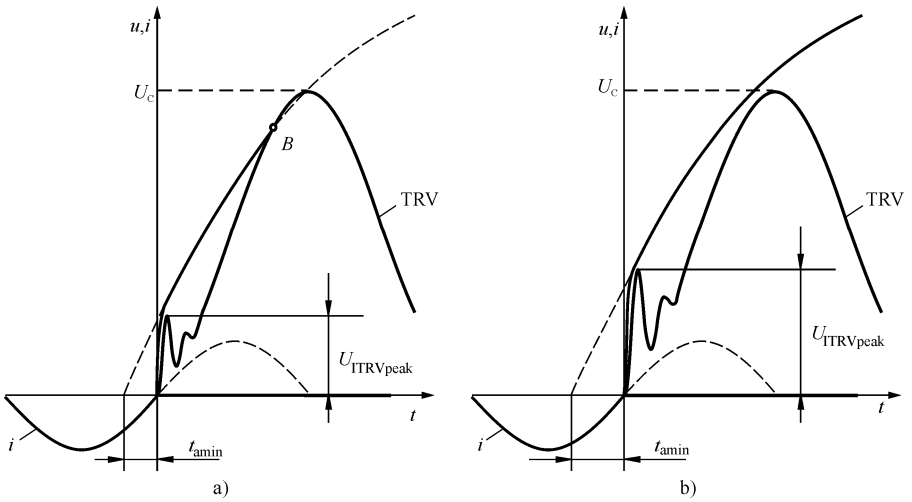


图 6-59　电源侧阻抗对电容电流开断可能产生的影响

a）电源侧阻抗小　b）电源侧阻抗大

如果在这样的电路中发生截流，由于电源侧阻抗小，截流过电压低。

在电源侧阻抗较大的电网，通常是相对较弱的电网中，高幅值的“电压跳跃”振荡出现在断路器的触头之间（见图 6-59b），这会导致复燃并因此延长燃弧时间，使之超过最短燃弧时间 t_{amin}。在燃弧时间增加 1/2 周期的情况下，由于触头间隙较长，断路器开断电流时的重击穿概率显著降低。

基于这方面的原因，与弱电网相比，在相对较强的电网中具有更高的重击穿概率。

负载侧阻抗值与输电线路的长度有关，影响多次重击穿引起的过电压的数值。在一次重击穿后，较小的负载侧阻抗值会在高频电流过零点产生更高频率的振荡且具有更高的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$。因为高压断路器通常不在第一个电流零点开断，而是在随后的某个电流零点，电压振荡将迅速衰减至系统电压。因此，甚至在多次复燃后，过电压和电压级升的风险也会降低。

较大的负载侧阻抗值在重击穿后产生较低频率的振荡。如果断路器能在第一个电流零点开断高频电流，过电压将达到最大值，这是因为可能出现的最大电压仍保持在线路电容上。因此，发生电压级升的风险增加。

6.4.8　三相电路中的电容电流开断

与单相电路相比，三相电路中的恢复电压更为复杂。

输电线路的相间和相对地都存在电容。首开极的恢复电压峰值是电容比值 C_1/C_0 的函数，其中 C_1 和 C_0 分别是正序和零序电容。在没有对地电容（$C_1/C_0=\infty$）且后开相延迟开断的情况下，首开相的恢复电压会达到 3pu。另一种极端情况是每相

的对地电容仅为（$C_1/C_0=1$）。正如单相电路中的情况那样，恢复电压峰值为2pu。

图6-60a中的三相电路图给出了所有类型的电容性负载的通用表示方法。作为电容比值C_1/C_0的函数，首开极恢复电压的变化情况如图b所示，并且假定后开相延迟开断。对于架空线路，C_1/C_0为1.5～2.0，因此恢复电压峰值趋于2.2～2.4pu。

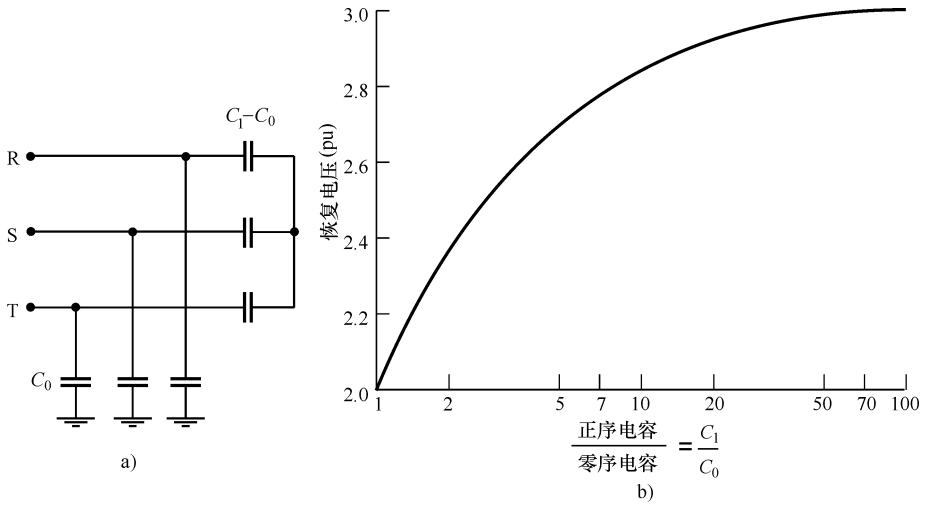


图6-60　作为电容比值C_1/C_0的函数的首开极恢复电压（假定第二相延迟开断）

在空载电缆开合的情况下，电缆设计起到重要作用。在中性点有效接地系统中，单相屏蔽电缆的电容电压系数要低于铠装式三相屏蔽电缆。

中性点绝缘（$C_1/C_0=\infty$）的三相电容器组电流开断后的瞬态恢复电压实例可用图6-61来描述。图b到d分别给出了R、S和T相上出现的电压u_R、u_S和u_T。这些电压为三相系统对地电压，大小相等且彼此相差120°。在$t=t_1$时刻，R相电流i_R过零，电路被开断。这会在R相电容上保持电压$u_R(t=t_1)$。这是它与电容器组中性点之间的电压而不是对地电压。在$t=t_1$时刻后，作用S相和T相电容器上的电压为线电压u_{ST}。该电压平均分配到这两个电容器上，所以电容器组中性点的电压为$u_N=u_{ST}/2$。它是在$t=t_1$时刻等于零的正弦电压，并在1/4周期后达到1.0pu的峰值。

R相电流开断后，电源侧电压u_R将以暂态振荡的方式调整至电源电压波。电压跳跃与电源侧电感和电容性负载的消除有关。1/4周期之后，即$t=t_2=t_3$时刻，S相和T相电流被开断，中性点电压$u_N=u_{ST}(t=t_2=t_3)$将保持为线电压最大值的1/2。

在这种情况下，R相瞬态恢复电压可能升高到约3pu的幅值，即最大相电压的三倍，$3U_m$，或者更高，这是因为电压跳跃前相电压仍保持。

应该注意的是，在开断三相空载架空线或电缆时，由于存在对地电容C_0，后

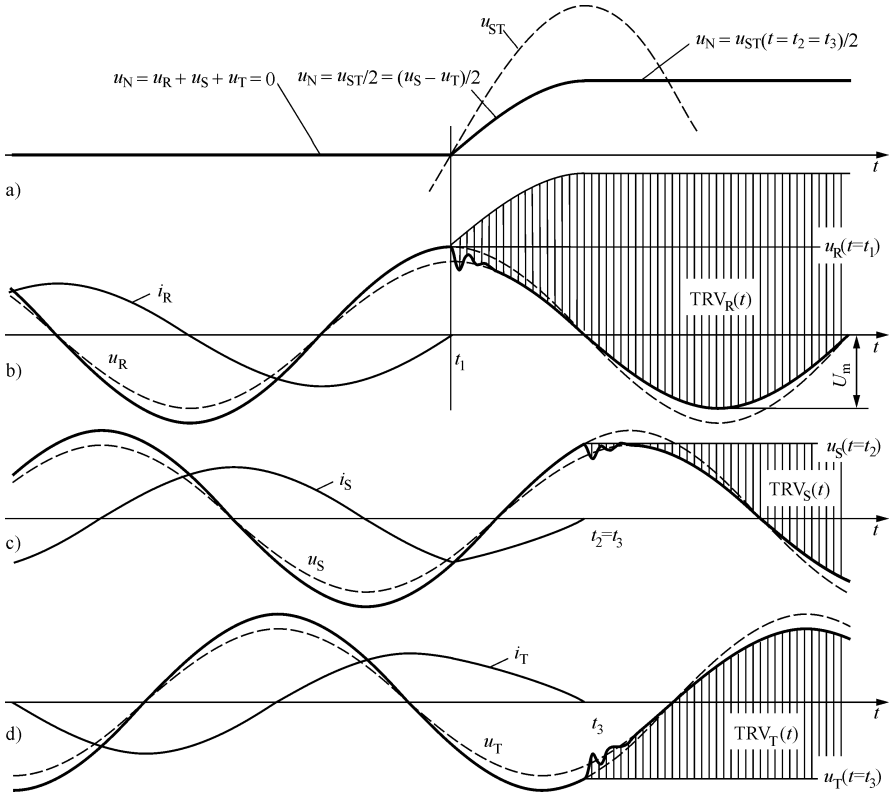


图 6-61　在中性点绝缘的三相电容器组中开断电流后的电流和瞬态恢复电压波形

两相（S 和 T）不会同时开断，这使得情况甚至更加复杂。

还应该注意的是，当存在并联电抗器时，可减轻线路开合时瞬态恢复电压的严酷程度。电抗器消耗线路电容上储存的电荷并在线路上产生振荡电压。

6.4.9　电容器组的关合

电容器组的关合会伴随有涌流，需要特别注意，因为关合时的电流可能受到其他已关合的电容器组的影响。常见的情况是多个电容器组连接到同一母线上，因为多个电容器组的使用增加了补偿的多样性。这种情况下电容器组的开合称为背对背电容器组开合。

这种情况对开断条件没有影响。

对于断路器来说，与单个电容器组㊀相关的涌流并不危险，但是可能造成相当

㊀ 单个电容器组是指一组并联的电容器，其涌流受到电源系统的电感和要投入的电容器组的电容的限制，并且没有足够近的、会显著提高涌流的其他电容器并联在系统中。

大的电压暂态过程。

然而，当一组电容器关合而另一组电容器连接在同一母线上时，在断路器关合时可能会在电容器组之间流过幅值非常大且固有频率高的涌流。开断时的重击穿会产生类似的结果。这一电流仅受电容器组的阻抗和电容器组之间杂散电感的阻抗的限制。在这样的背对背电容器组工况下，已带电的电容器组与要关合的电容器组之间的电感很小。因此，从电容器和断路器的角度看，减小涌流都是必要的。

对于两电容器组连接到同一母线的电路，其单相等效电路如图 6-62b 所示。L_1 和 L_2 表示杂散电感，或者是杂散电感与附加阻尼电阻之和。电源电感 L_S 比杂散电感高几个数量级。

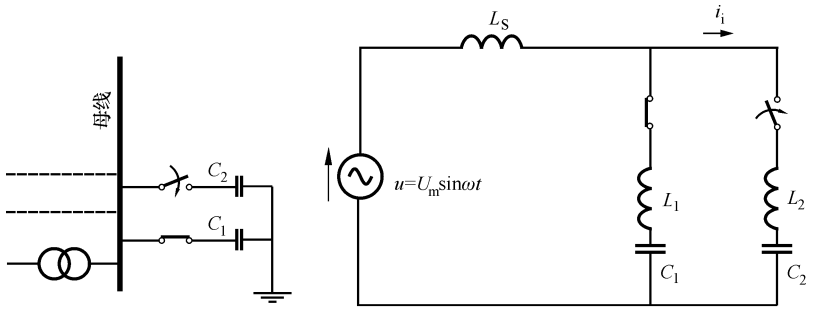


图 6-62　a）背靠背电容器组的关合；b）单相等效电路图

关合单个电容器组的情况相当于在 C_2 未与母线连接时 C_1 的关合。此时电路包括与电容 C_1 串联的电源侧电感 L_S，L_1 可以忽略不计，因为 $L_S \gg L_1$。在这种情况下，涌流的峰值受到电源侧阻抗（L_S）的限制。

假定电容器组 C_1 要与母线连接而 C_2 未连接，如下表达式适用（无阻尼情况下）：

$$i_i = U_m\sqrt{\frac{C_1}{L_S}}\sin\omega_1 t \tag{6-40}$$

并且

$$f_i = \frac{\omega_1}{2\pi} = \frac{1}{2\pi\sqrt{(L_S + L_1)C_1}} \approx \frac{1}{2\pi\sqrt{L_S C_1}} \tag{6-41}$$

因为 $L_S \gg L_1$

在电源电压峰值关合电容器组时，可获得最大的涌流峰值 i_{ipeak}，这是很可能发生的。

$$i_{ipeak} = U_m\sqrt{\frac{C_1}{L_S}} \tag{6-42}$$

当电容器组 C_2 已与母线连接并且电容器组 C_1 要与母线连接时，涌流会大得多。此时涌流的峰值受到 L_1 和 L_2 的限制：

$$i_{\text{ipeak}} = U_{\text{m}}\sqrt{\frac{C}{L}} \tag{6-43}$$

其中，

$$C = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \text{且} \ L = L_1 + L_2 \tag{6-44}$$

此时涌流频率为

$$f_{\text{i}} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{6-45}$$

从所给出的表达式可以看到，杂散电感 L_1 和 L_2 越小，涌流的峰值和频率将越高。背对背电容器组关合涌流的典型幅值为数十千安，频率为 2～5kHz。电容器组通常能够承受达到其充电电流 100 倍的涌流幅值。

一些类型的断路器对涌流的高幅值或高频率非常敏感。当关合电容器组时，油和少油断路器对高频预击穿特别敏感。因为油是不可压缩的，冲击波在断路器内部元件上产生的机械应力会造成灭弧室的物理损坏。应用油断路器关合电容器组时需要大幅度降低涌流频率或专门设计的使用合闸（预插入）电阻的油断路器。

就应对涌流的能力而言，SF_6 断路器可以应对比油断路器高 100 倍以上的涌流[243]。

在真空断路器中，高频涌流会导致微小的触头熔化并且当熔化的触头压在一起时形成熔焊。在随后的小电流开断操作中，熔焊点的断开会破坏触头表面并降低触头间隙的绝缘耐受能力。

相控或同步关合㊀是有效限制涌流幅值和作用在设备上的相关负载的现代化手段。另外，通过接入与电容器组串联的阻尼电抗器可以降低涌流的幅值和频率。

6.4.10　架空线的关合与重合闸

在 245kV 以及下的较低输电电压下，操作过电压不是问题，关合架空线并未引起普遍关注。在更高的额定电压下，所能承受的操作过电压与运行电压的比值降低，操作过电压会产生非常严重的冲击。

当架空线接入到带电的电网中时，电压会施加到线路上。所产生的行波在线路远端会被反射，并且当线路处于开路状态时，反射波导致幅值加倍，如图 6-63 所示。

在关合前线路上储存有电荷并且断路器在电源电压极性与线路上已有电压极性

㊀　见 8.3 节。

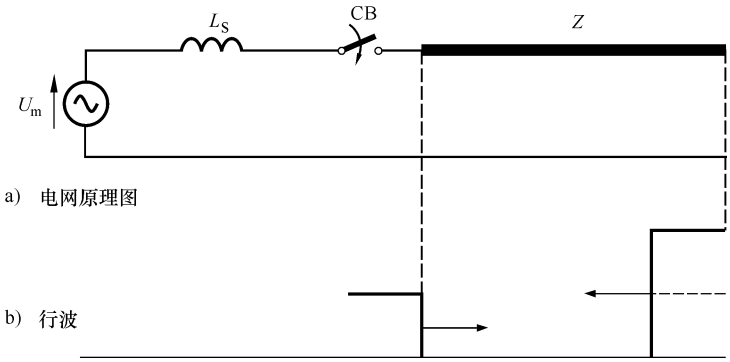


图 6-63 空载架空线的关合

相反的时刻关合时，可以得到甚至更高的电压。行波反射后线路上的电压理论上可达到电源电压的三倍。这种情况会在线路自动重合闸时出现。

当断路器各极未同时关合时，在三相线路上甚至会产生更高的电压。一相上的行波会在其他相上产生感应波，并且在不利的情况下会导致另一相上的电压进一步升高。

随着线路长度、相间不同步程度和线路上储存电荷的增加，架空线关合与重合闸过程中操作过电压的总幅值增加。

除此之外，系统结构、与电源电压相位角有关的断路器关合时刻，即波形临界点，也会影响过电压幅值。

图 6-64 给出了简化的电网结构，概括了架空线关合与重合闸过程中可能出现

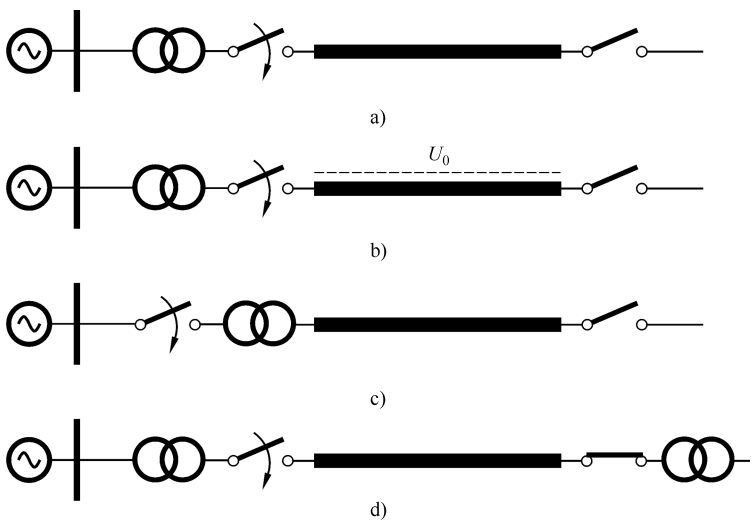


图 6-64 a）空载架空线的关合；b）具有储存电荷的空载架空线的关合
c）经过变压器的空载架空线的关合；d）在远端具有空载变压器的架空线的关合

的过电压。过电压行波沿所在相的导体行进至开路端（见图 a、b 和 c），在此处反射并叠加到初始行波上这是一个涉及正序和零序模式下的不同传播速度、相间耦合等情况的非常复杂的现象。在线路末端有空载变压器时（见图 d），该现象甚至更加复杂。不管怎样，在所有提及的情况下，操作过电压会超过架空线的耐受能力，因此必须使用一些方法来限制该过电压㊀。在所有提及的情况下，相控开合是限制过电压幅值和作用在设备上的相关冲击负载的有效手段。

6.5　小电感电流开合过程中的暂态现象

开合小电感电流会导致显著的过电压并且在断路器上施加严重的冲击负载。

与短路电流相比，要开合的电流小，在数安到数百安的范围内，因此被称为“小电感电流”。一般而言，断路器在开断小电感电流时没有困难。由于被称为截流的现象，电流通常被迫提前过零，由此所产生的截流过电压和由于随后断路器复燃引起的过电压会很高。它们取决于断路器的特性和电路的拓扑结构，而且具有重要影响以至于需要加以限制。众所周知，复燃暂态过程对断路器自身也是严重的冲击负载。因此，主要问题与开断过程无关，而是开断后会出现的过电压水平。

作为大电感电流的短路电流开断能力，无论如何都不能保证在开断小电感电流时不会在变电站设备和断路器上产生过电压。

过电压与负载电路的自身特性密切相关，没有涵盖电网中出现的所有负载情况的通用试验电路。

小电感电流开合包括以下几种情况：

- 空载变压器开合；
- 并联电抗器开合；
- 电动机开合。

6.5.1　小电感电流的截流

除真空外，让高压断路器中的电弧受到强烈的气吹或冷却作用，例如油、空气和 SF_6，来实现更加有效的大短路电流开断，所以电弧有可能在电流自然过零点之前熄灭。这一现象被称为截流并且会引起非常严重的过电压。

触头分离后，当电流接近零点时，电弧与断路器并联电容之间存在相互作用。

在非常小的电流水平下，这一相互作用在电流中引起负阻尼振荡。该过程产生了振荡，其幅值迅速增加（负阻尼），在工频电流自然过零点之前快速产生电流零点并因此“截断”电流，如图 6-65 所示。该振荡频率在兆赫兹范围内，以至可认

㊀　见 6.7 节。

为截流是瞬时完成的。

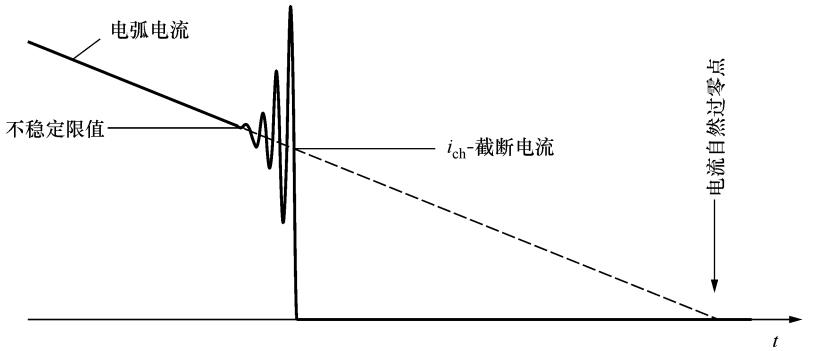


图 6-65　截流现象

因为在截流时刻的开断电流具有特定值，所以在负载电感中储存了一定的磁场能量。该能量只能以振荡的方式转移到与电感并联的杂散电容中。因此，截流时刻电感中储存的能量将在这两个元件之间振荡，产生的过电压被称为截流过电压。该电压的最大值出现在全部磁场能量转移到杂散电容中的时刻。实际上，最高的截流过电压可能出现在第二或第三开断极上，因为在较长燃弧时间下具有更大的截流值。

已经通过实验证实：气吹式断路器和油断路器的截流值完全取决于从断路器两端看进去的电容 C、串联断口数 N 和被称为截流系数[⊖]的该断路器的特定常数 K。

$$i_{ch} = K\sqrt{NC} \tag{6-46}$$

与其他类型断路器相比，真空断路器中的电流不稳定性不会受到系统电容的强烈影响[252]。

由于没有弧柱，真空中截流现象的本质可以归结为电弧不稳定性，即阴极斑点和阳极鞘层表现出的动态特性。因此，截断电流很大程度上取决于阴极材料，而且对真空断路器本身而言并没有截流系数。

显然，根据这些原因可以推断，小电感电流开断是一个相当复杂和相互作用的过程，必须考虑电路和电弧的特性[243]。

6.5.2　空载变压器的开合

用高压断路器在高压侧开合空载变压器并不被认为是繁重的任务，通常不推荐进行试验。原因是断路器上承受的负载远没有其他任何开合方式严重。电流水平可忽略不计，通常小于 10A。在大多数情况下，变压器侧的瞬态恢复电压是强烈衰减

⊖　见 3.4.5 节

的，通常具有不超过数百赫兹的固有频率。

如果有疑问，可在实际运行条件下在系统中进行开合试验。如果不能实现，可采用运行中要开合的实际变压器在实验室中进行试验。

由于变压器铁心的非线性特性，在大容量实验室中用线性元件准确模拟变压器励磁电流的开断是不可能的。因此，采用某一台变压器进行的试验，例如试验变压器，仅对该被试变压器有效而不能代表其他变压器。

然而，经验表明在稳态条件下且电压不超过其额定电压的情况下开断空载变压器的励磁电流时，过电压较低。因此，国际标准并没有规定用来模拟这一开断工况的试验。

空载变压器的涌流或励磁电流的开断并不是正常的运行工况，基于这一原因国际标准没有规定试验。

图 6-66 给出了空载变压器的等效电路，可以用来分析其励磁电流开断过程中的截流。在截流前，电流主要流过励磁电感 L，较小的分量则流过绕组电容 C 和代表铁心材料涡流损耗和磁滞损耗的电阻 R。通过断路器的电流截断后，通过电感 L 的电流不能突变并继续流过电容 C，这导致 C 和 L 上的电压升高。这一电压的升高被称为空载变压器的电压截断峰值。该电压的初始上升率由下式给出：

$$\left.\frac{\mathrm{d}u_2}{\mathrm{d}t}\right|_{i=i_{\mathrm{ch}}}=\frac{i_{\mathrm{ch}}-i_{\mathrm{C}}}{C}\approx\frac{i_{\mathrm{ch}}}{C} \tag{6-47}$$

式中　i_{ch}——截流时刻断路器中的电流；

i_{C}——截流的前一刻电容 C 中的电流。

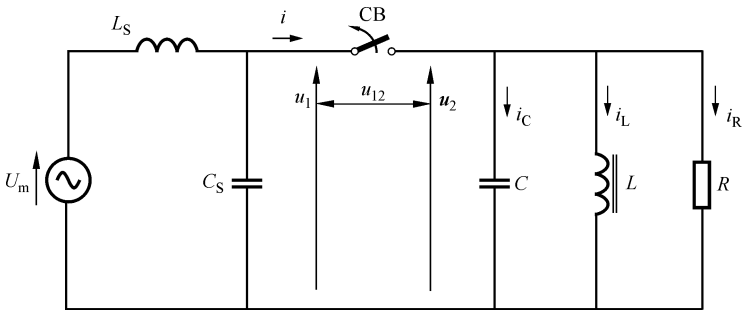


图 6-66　分析空载变压器励磁电流开断过程中的截流的等效电路

与电流 i_{ch} 相比，电流 i_{C} 通常可忽略不计。当试验过程中无法得到电流波形的适当记录时，该表达式对于确定截断电流是有用的。

当断路器将开断电流截断时，流经电容 C 的电流立刻上升到流经电感 L 的电流值，但是具有相反的极性（见图 6-67）。电压在由 L 和 C 确定的频率下振荡，并且受到等效电阻 R 的阻尼作用。

励磁电流常常小于截流水平，仅有数安，导致触头分离时立即出现截流。因为

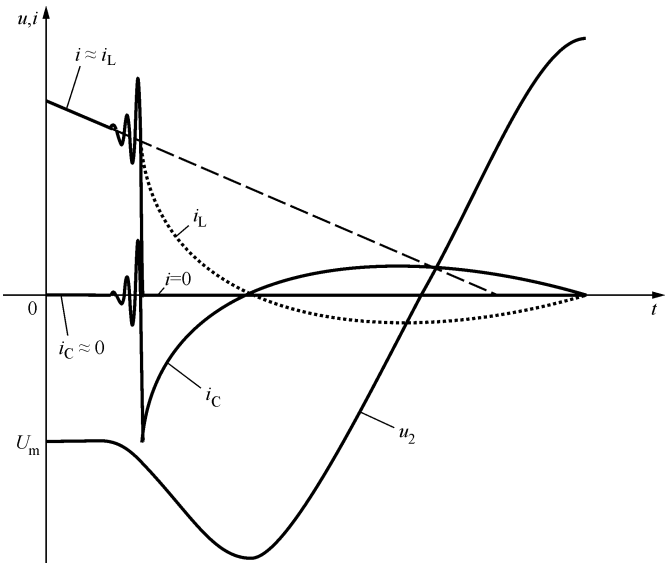


图 6-67　励磁电流截流过程中的电压和电流

间隙很小，很可能发生一系列的多次复燃。

6.5.3　并联电抗器的开合

在高压系统中，常需要采用并联电抗器来补偿容性无功功率。电抗器可直接连接到母线或输电线路末端，并且直接接地或通过中性点电抗器接地，例如四柱式电抗器方案。这是在 72.5kV 及以上电压等级下常用的连接方式。在低于 72.5kV 的额定电压下，电抗器一般连接到系统变压器的第三绕组并且通常是不接地的。

许多并联电抗器要频繁开合，甚至是每天开合。由于截流、复燃或两者共同作用，可能会产生过电压。对于电抗器开合操作来说，电路参数上的较小差异会在该方式的严酷程度上产生较大差异。因此，任何系列试验的结果不能简单地用在与试验电路不同的工况下。

换句话说，只有采用特定电抗器的现场试验才能完全证明断路器在特定工况下的开合性能。对于用在与试验电路相似的电路中的断路器来说，现场试验结果是唯一有效的。

实验室试验可采用实际电抗器，但是开合过程中的复燃和过电压幅值对其他装置并不一定具有代表性。

尽管情况复杂，但最明确的是电抗器电流的开合。因此，从教学意义上讲，这对于理解与小电感电流开合相关的现象是最适合的。在 IEC62271-110：2005 中，并联电抗器的开断已经标准化[268]。

图 6-68 给出了中性点接地并且相间相互作用可忽略不计的并联电抗器的单相

简化等效电路图。为了简化起见，省略了阻尼元件。然而，对于实际产生的过电压来说，这些阻尼元件是至关重要的。从电路中的能量平衡入手，可以确定断路器上的过电压。在截流时刻，负载电感中储存的磁场能量 W_L 为

$$W_L = \frac{1}{2}Li_{ch}^2 \tag{6-48}$$ ⊖

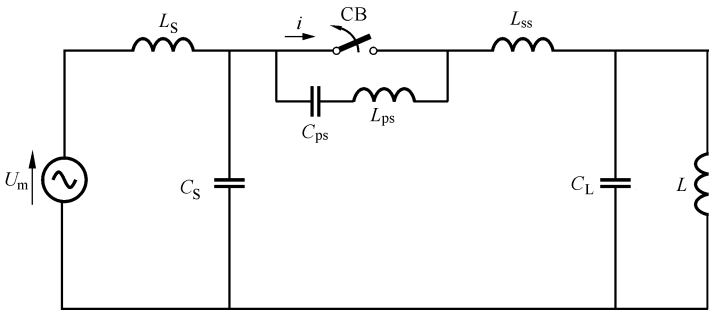


图 6-68　电抗器电流开断的简化等效电路图

C_S、L_S—电源侧系统电容和电感　C_{ps}、L_{ps}—并联杂散电容和电感

L_{ss}—串联杂散电感　L—电抗器电感　C_L—负载侧电容

与断路器并联的全部电容为

$$C = C_{ps} + \frac{C_S C_L}{C_S + C_L} \tag{6-49}$$

通常情况下，$C_S \gg C_{ps}$，全部电容近似为

$$C = \frac{C_S C_L}{C_S + C_L} \tag{6-50}$$

在截流前一刻，该电容上的电压为系统电压 U_m。因此，电容中储存的电场能量 W_C 为

$$W_C = \frac{1}{2}CU_m^2 \tag{6-51}$$

开断后，电感中的能量 W_L 和电容中的能量 W_C 在这两个阻抗之间振荡变化。在一定时间后，全部负载侧能量将全部转换为电容中的电场能量。假定没有损耗，此时储存在电容中的最大能量 W_m 将是

$$W_m = W_L + W_C \tag{6-52}$$

即，

$$\frac{1}{2}CU_{sp}^2 = \frac{1}{2}Li_{ch}^2 + \frac{1}{2}CU_m^2 \tag{6-53}$$

⊖　原书中式（6-48）~式（6-54）排版有误，已更正。——译者注

式中，U_{sp}是截流过电压：

$$U_{sp}=\sqrt{\frac{L}{C}i_{ch}^2+U_m^2} \tag{6-54}$$

正如从该表达式所看到的那样，截流过电压（见图 6-69）并不仅仅取决于作为断路器特性的截断电流，而且还取决于灭弧室并联电容值。借助经验公式（6-46）对此深入分析，确定了截断电流 i_{ch}与灭弧室并联电容，即从断路器两端看进去的电容 C 之间的关系。

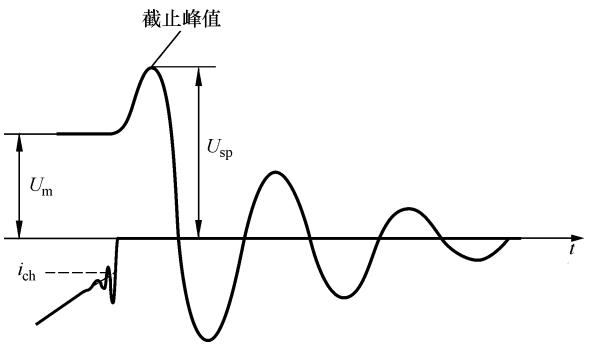


图 6-69　截流过电压

6.5.4　复燃现象

电流开断后，电感性负载上的电压开始振荡。灭弧室上承受的电压为接近工频电压最大值的电源侧电压与负载侧电压的差值。如果灭弧室能够耐受截断峰值和恢复电压峰值，则开断成功（见图 6-70）。

如果超过了灭弧室的耐受电压，断路器复燃。各种振荡电流将流过断路器。

有三种形式的振荡：第一并联振荡、第二并联振荡和主回路振荡。

第一并联振荡具有非常高的频率，在兆赫兹范围内。所包含的阻抗是图 6-68 中的 C_{ps}和 L_{ps}。这一振荡受到强烈的阻尼作用，在分析中可以忽略。

第二并联振荡是复燃发生后的电流振荡，其能量源位于与断路器各极端子连接的电源侧和负载侧的电容中。它的频率相对要低得多。主回路中的集中参数电感实质上并不参与这一振荡。

主回路振荡的能量源在它的集中参数电感中，例如变压器、电抗器和发电机绕组。主回路振荡的频率通常低于第二并联振荡。

三种振荡全部都是复燃后在电流零点与工频电流重新流过之间的时间内相继发生的电流暂态过程。这些振荡是多频率的并且产生电流零点。定义为第二并联振荡的暂态过程会导致过电压，第一并联振荡和主回路振荡对于过电压来说并不是特别重要。

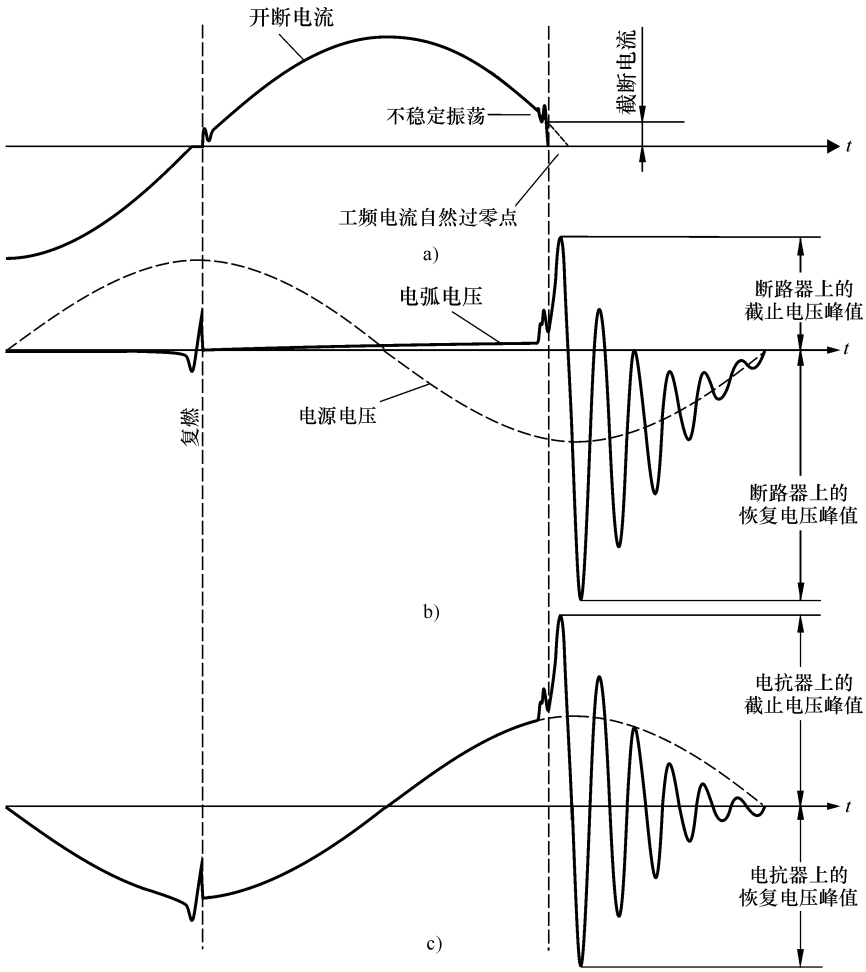


图 6-70　单相电路中电流开断后断路器和电抗器上的电压

a）开断电流　b）断路器上的电压　c）电抗器上的电压

如果断路器能够开断高频复燃电流，例如真空断路器，则可能发生多次复燃。这样的复燃将重复多次直至触头间隙达到足够的数值以耐受恢复电压（见图 6-71）。在每次重燃使负载振荡的预期峰值电压升高的情况下，可能产生高过电压。这种情况被称为电压级升并且在使用像真空断路器这样的能在电流零点开断具有很高 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 的电流的断路器时出现。

所有断路器都或多或少地表现出在电抗器开断过程中发生复燃的趋势。

当电流开断发生在较小的触头间隙下，即在较短的燃弧时间后，每台断路器都会复燃，并且具有一个所谓的复燃窗口，复燃在该窗口内发生。复燃窗口（见图 6-72）取决于断路器介质恢复强度的上升率，而这又取决于灭弧介质、触头速度、触头几何形状等。无复燃的电流开断实际上只能通过断路器的同步或相控分闸

来实现，即在触头分离与电流零点之间给予足够的时间。

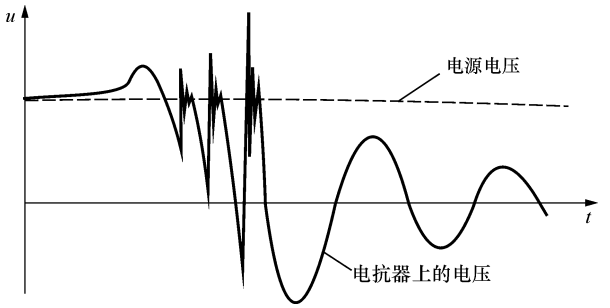


图 6-71　单相电路中具有三次连续复燃的电抗器电流开断时负载上的暂态电压

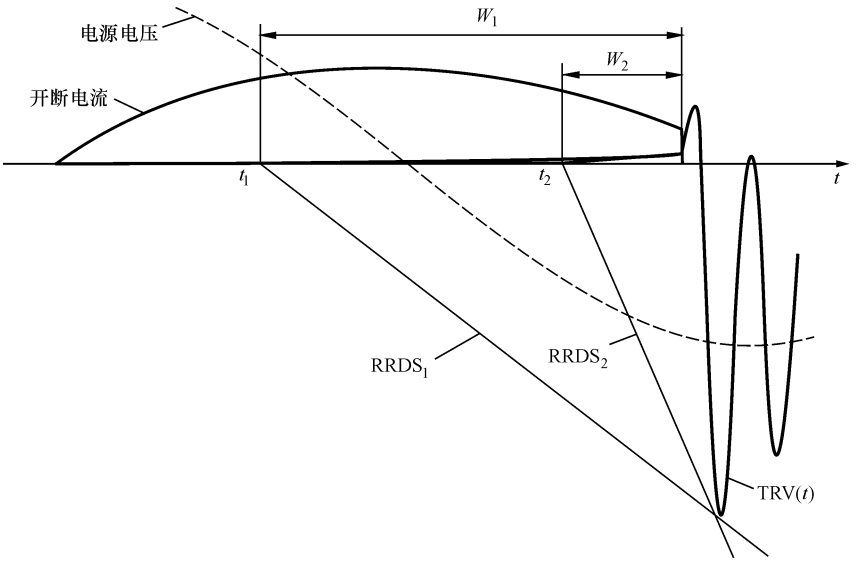


图 6-72　分闸较慢 W_1 和较快 W_2 的断路器的复燃窗口

t_1—较慢的断路器的触头分离时刻　t_2—较快的断路器的触头分离时刻

$RRDS_1$—较慢的断路器的恢复电压上升率　$RRDS_2$—较快的断路器的恢复电压上升率

具有高截流水平的断路器，如压缩空气断路器，通常在截流过电压的第一个峰值期间发生复燃。这一现象在大多数情况下降低了截流过电压。具有低截流水平的断路器，如压气式 SF_6 断路器，很少在截流过电压的第一个峰值期间发生复燃。

6.5.5　并联电抗器开合过程中的过电压

在电抗器开合过程中会出现两种类型的过电压：截流过电压（或截止峰值过电压）和复燃过电压。

1）截流过电压

截流使得电抗器中储存能量，从而导致过电压，被称为截流过电压（或截止峰值过电压）。在无复燃开断后，单频负载侧振荡开始出现。断路器上的最高过电压约为 2pu，而由于截流在电抗器上产生的过电压通常由截流过电压确定。由于其频率相对较低，仅 1～5kHz，该过电压均匀分布在电抗器绕组上，导致电抗器绕组中的匝间电压较低。在大多数情况下，截流过电压相对较低，因而是可接受的。

2）复燃过电压

在恢复电压峰值附近发生复燃的概率是相当大的。在此时刻，电抗器上瞬时的暂态电压可能约为 1pu，然而瞬时的电源侧电压会是具有相反极性的 1pu。因此，断路器上的电压约为 2pu。如果在此时刻发生复燃，电抗器上的瞬时电压将非常快速地向瞬时电源侧电压变化并且变化幅度超过 1pu，伴随着由 C_L、C_S、L_{ss}和 L_{ps}确定的频率特别高的振荡（见图 6-68）。该电压可能会达到约 3pu 的反极性峰值。这些参数很大程度上取决于断路器两侧的电路结构。

图 6-73 给出了证明最大复燃过电压与截流过电压的关系的两种情况。最大过电压可能会达到 $k=1+\beta(k_{sp}+1)$pu 的数值，其中 β 被认为是第一次复燃暂态过程的等效阻尼，k_{sp}是以标幺值表示的截止电压峰值（$k_{sp}=U_{sp}/U_m$）。因此，在截流可忽略的情况下，最大复燃过电压为 3pu（见图 6-73a）。例如，如果 $k_{sp}=2$pu 和 $\beta=0.5$，这是正常的数值[181]，那么最大过电压将是 $k_{max}=2.5$pu。在没有任何截流的情况下，即 $k_{sp}=1$pu 和 $\beta=0.5$，则会出现 $k_{max}=2.0$pu 的复燃过电压。

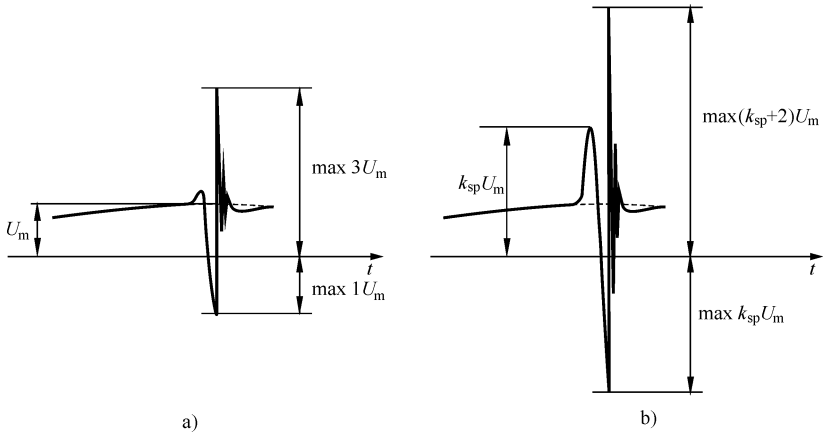


图 6-73　最大复燃过电压

a）无截流　b）有截流

如果断路器能够在第一个电流零点开断高频电流，由多次复燃导致的过电压可能会比单次复燃高，具有更大的电压级升的风险。

因为任何种类的断路器都不可能完全排除复燃，如果没有采用电压抑制的专门措施，无论开关装置如何，电抗器开合时的过电压可以达到 2pu 的水平。

截流和复燃过电压通常不能避免。因此，并联电抗器普遍采用避雷器进行保护。避雷器会将对地过电压限制到可接受的水平。然而，避雷器并不能降低与复燃相关的电压暂态过程中的陡度。由于其频率高达 200～500kHz，过电压不会均匀分布在电抗器绕组上，这导致在电抗器绕组中的匝间电压较高，特别是在其输入端子处。

与电抗器开合相关的过电压可以通过两种方式限制到可接受的水平：

1）采用附加设备来限制过电压：

- 保护电抗器的避雷器；
- 与电抗器并联的用来降低电压上升率的 RC 阻尼电路。

2）给断路器装配附加装置来降低过电压：

- 与灭弧室并联的避雷器；
- 分闸电阻；
- 相控分闸。

在现代断路器中，采用相控分闸能够消除复燃。相控装置不允许出现较短的燃弧时间，因而避免了复燃。

除了在邻近设备中产生过电压外，由复燃的导致电流暂态过程还危及断路器自身。由于复燃电流具有非常高的 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$，感应电压会产生与预期的主触头之间或主触头与弧触头之间不同的电弧路径和模式。而且，在气体中会产生严重的冲击波，有时会导致喷口变形，甚至造成孔洞。特别是在频繁操作并联电抗器时经常观察到对关键元件的严重破坏。容性开合中的重击穿是低概率事件，与此不同的是并联电抗器开合过程中的复燃则是非常频繁地发生[284,285]。

6.5.6 虚拟截流

虚拟截流一般是与三相电路中的小电感电流开断有关的一种现象（图 6-74a）。实际上，这并不是 6.5.1 节所阐述的真实截流现象。它相当于是在快速暂态条件下的正常开断，是由同一台断路器的另一极中的复燃引起的，因此采用“虚拟截流”这一术语。

假定断路器（CB）开断三相小电感电流 i_{LR}、i_{LS}和 i_{LT}并且三极触头全都在时刻 t_0 分离（见图 6-74b）。R 极为首开极，在时刻 t_1 的第一个工频电流自然过零点开断电流 i_{LR}，其触头间的电压开始恢复，而其他极仍在燃弧并等待工频电流零点。由于触头间隙短，在时刻 t_2 R 极发生复燃，高频暂态电流 i_{R} 流过 R 极。复燃电流的分量 i_{S} 和 i_{T} 经相对地电容 C_{e} 通过 S 和 T 极返回，一小部分电流 i_{e} 也通过地返回。在时刻 t_3 T 相中的电流过零，断路器 T 极在此时刻开断电流。从负载侧看，这好像是电流在其瞬时值为 $i_{\mathrm{LT}}(t_2)$ 时发生截流。这一虚拟截流值通常远大于断路器

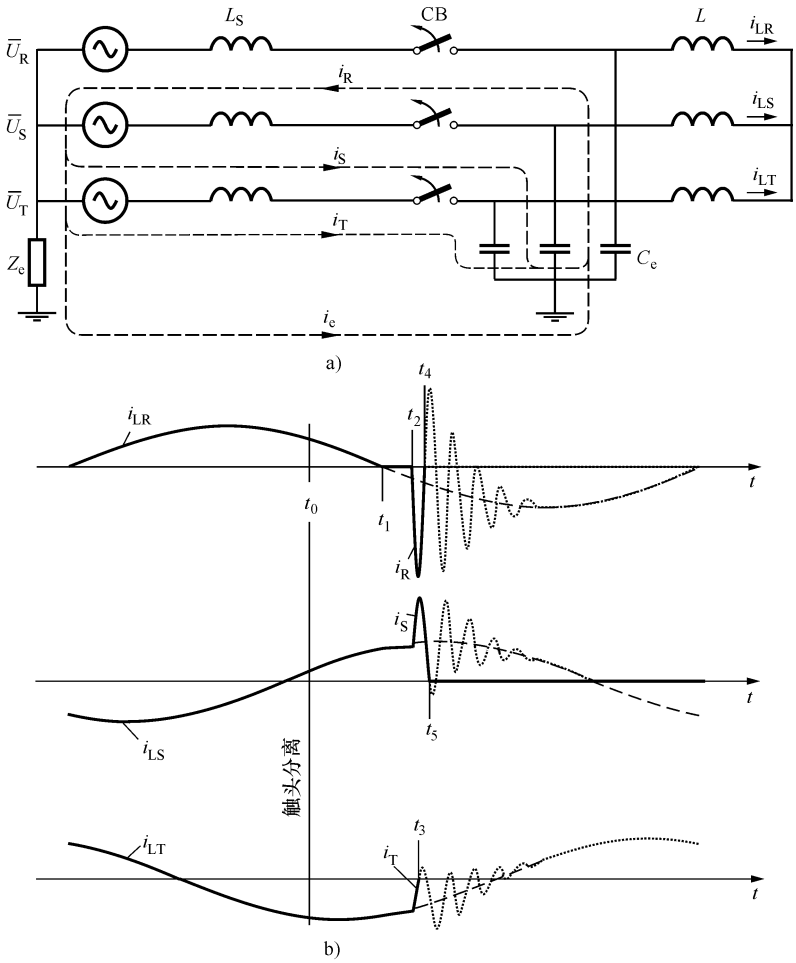


图 6-74　虚拟截流

a）电感性负载的简化三相等效电路　b）具有虚拟截流的开断过程中的电流

的截流水平。

应该注意，在断路器的全部三极中，电流零点可以在大约同一时刻出现。因此，全部三相电流开断实际上可以在同一时刻发生。这就是所谓的同时开断，会引起一系列复杂的电压暂态过程，包括全部三相中重复的复燃。

在大多数实际高压电路中，出现虚拟截流的情况是非常有限的。在触头分离时刻和复燃发生的电压值下，不仅电路参数必须在很有限的范围内，而且还有相当大的限制性约束[70]。例如，需要相对较高的电容值 C_e 以获得满足虚拟截流要求的足够大的复燃电流。然而，随着电容的增加，恢复电压的频率降低反而使得复燃不太可能发生。

在中压电路中，虚拟截流更有可能发生，因为：

1）电路更加紧凑，导致除复燃相以外的各相中有较高数值的感应电流。在这样的电路中，相间高频电流的流动大多可能是由于母线间耦合的互感引起的。

2）通常采用的真空断路器的具有开断邻近相中的高频感应电流的能力。

IEC 已经认识到这一问题（IEC 62271-110），并且已经定义了模拟起动过程中的高压电动机开合的试验方式，其中电动机为感性负载。为了正确表示三相高频现象，详细定义了包括母线之间耦合的互感在内的试验电路[286]。

6.6　非标准开合方式

使用 IEC 和 IEEE/ANSI 标准的长期经验表明通常足以涵盖系统工况。然而，仍有一些没有被国际标准涵盖的严酷的开合工况。在这些非标准情况下，可能需要进行附加试验，应该在制造商和用户之间取得一致意见。

6.6.1　变压器和串联电抗器限制故障

6.6.1.1　变压器限制故障

虽然在 IEC 62271-100：2008[180] 的附录 M 中对这一开合方式制订了标准，仍然有一些变压器限制故障的工况没有被该标准涵盖，因此被看作非标准开合方式。

图 6-75 说明了变压器限制故障的两种典型工况：变压器馈电故障（见图 a）和变压器二次侧故障（见图 b）。开断变压器限制故障所产生的瞬态恢复电压上升率会非常高，特别是在电压低于 100kV 的情况下。瞬态恢复电压通常是具有高频率和高振幅系数的振荡。瞬态恢复电压上升率由最高频率振荡的频率决定，这意味着更加严酷的工况。该频率会很高，特别是在较低额定电压和较大短路容量下。图 6-76中的图表对此进行了说明。

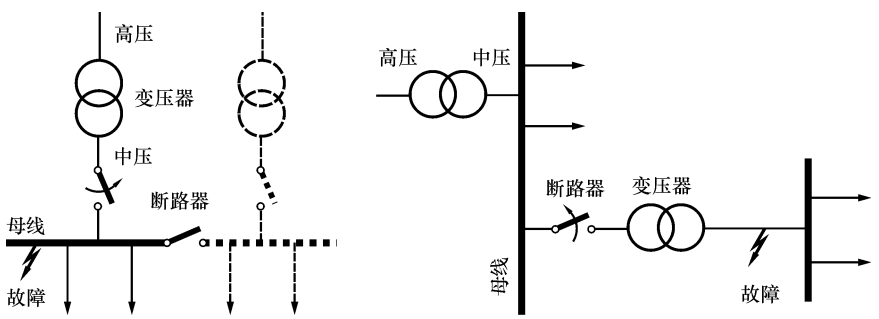


图 6-75　IEC 研究的变压器限制故障[180]

a）变压器馈电故障　b）变压器二次侧故障

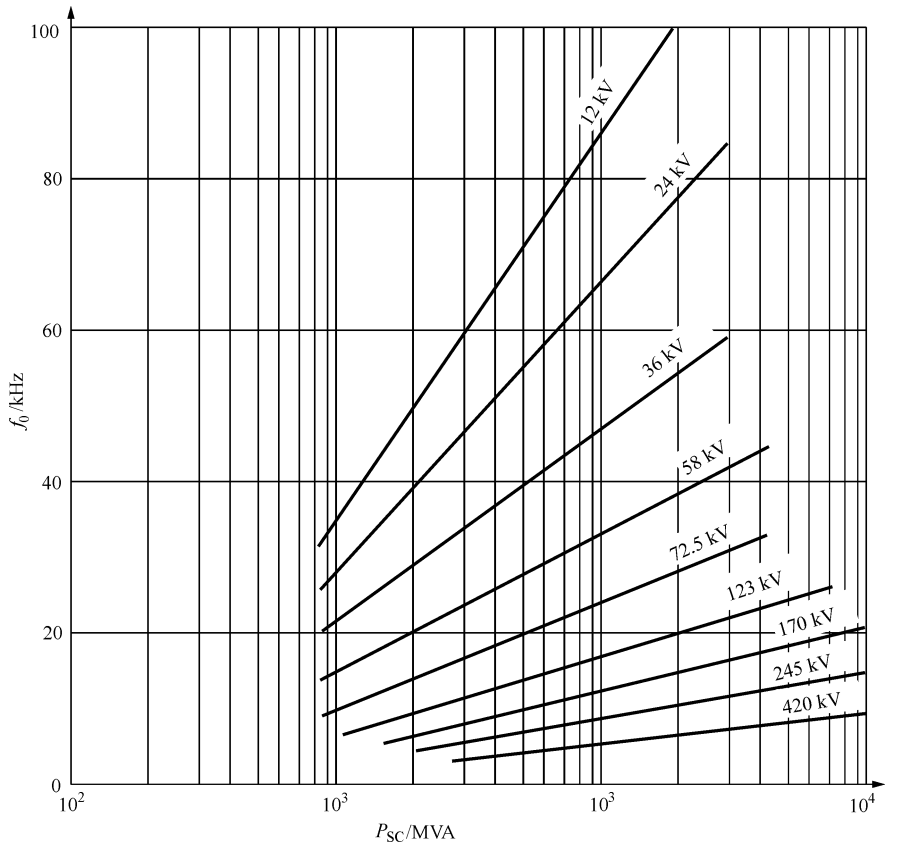


图 6-76　在不同额定电压下变压器限制故障的频率与变压器短路容量的关系

在通常情况下，系统中存在连接断路器和变压器且具有一定电容的电缆，根据 IEC 62271-100：2008[180]，采用试验方式 T30，即在额定短路开断电流的 30% 下验证开断变压器限制故障的能力。IEC 将这样的系统定义为电缆系统㊀。采用电缆连接的户内变电站中的断路器通常是电缆系统的一部分。

如果连接到断路器电源侧的电缆总长度至少有 100m，或者断路器电源侧电缆系统的电容由电缆和/或电容器和/或绝缘母线提供，户外变电站中的断路器也可看作是处于电缆系统中。要用于电缆系统中的断路器被分类为 S1 级断路器。

在电容较小的情况下，可以规定专门的试验方式 T30。这样的系统被 IEC 定义为线路系统。采用架空线直接与母线连接的系统是线路系统的典型实例。在线路系统中，没有电缆连接到断路器的电源侧，可能的例外是断路器与线路或电源变压器之间的长度较小的电缆。要用于线路系统中的断路器被分类为 S2 级断路器。

㊀ IEC 关于电缆和线路系统的定义限于额定电压大于 1kV 且小于 100kV 的系统。

应该注意的是，与变压器端子连接的附加电容在很大程度上降低了瞬态恢复电压负载。因此，应增加电容以允许用 S1 级断路器替代 S2 级断路器。

还应该注意的是，对 S2 级断路器，要求近区故障开断性能。

为了国际标准的协调统一，IEC 62271-100：2008[180]引入的线路系统的瞬态恢复电压标准值是 IEEE/ANSI C37.06[276]对户外断路器所定义的标准值。

图 6-77 所示为电缆系统与线路系统的瞬态恢复电压对比。线路系统的恢复电压上升率大约是电缆系统的两倍。线路系统的瞬态恢复电压的振幅系数也更大。标准包络线采用两参数法定义 u_C 和 t_3。

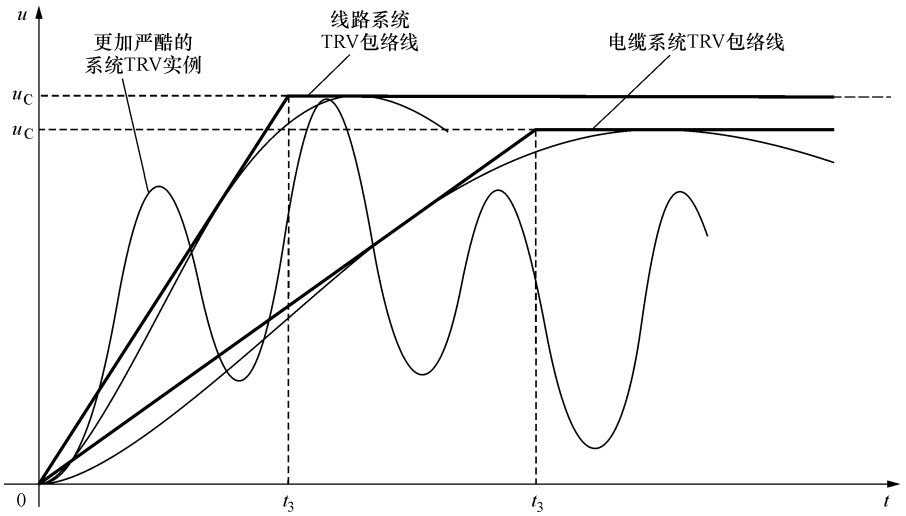


图 6-77　电缆系统 TRV 与线路系统 TRV 的比较

没有被标准瞬态恢复电压涵盖的变压器限制故障的工况仍然存在。例如，当短路发生地点靠近变压器但是在断路器另一侧并且在变压器与断路器之间没有足够的附加电容时，瞬态恢复电压峰值和上升率都可能超过线路系统的规定值。

对于额定电压 100kV 及以上断路器，假定试验方式 T10 和 T30 规定的标准值涵盖了大部分变压器限制故障，但是可能会出现更为严酷的条件。

在这样的情况下，制造商与用户之间应对专门的瞬态恢复电压特性达成一致。另一个替代选择是用电容来降低瞬态恢复电压以使其在标准瞬态恢复电压包络线之内。

6.6.1.2　串联电抗器限制故障

串联电抗器用于在线路中限制短路电流或者并联以平衡潮流。当使用线路侧串联电抗器时，如同变压器限制故障那样，能够以类似的方式产生较高的瞬态恢复电压上升率。

由于限流电抗器的固有电容非常小，与该电抗器暂态过程有关的固有频率非常

高。直接与这样的电抗器串联的断路器开断位于电抗器后面的故障，即断路器负载侧的电抗器时，将面临高频瞬态恢复电压。通常，产生的瞬态恢复电压频率远远超过标准值。

在 230kV 系统中应用的串联电抗器的实例如图 6-78 所示。在该工况下所产生的瞬态恢复电压如图 6-79 所示。如果电抗器连接在断路器的电源侧，可获得相同的瞬态恢复电压。

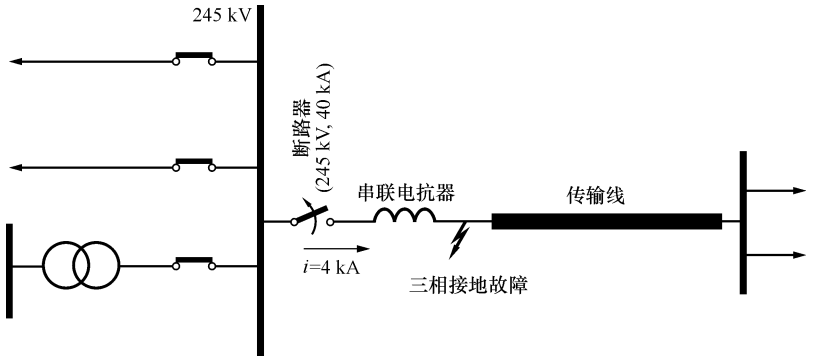


图 6-78　串联电抗器限制故障

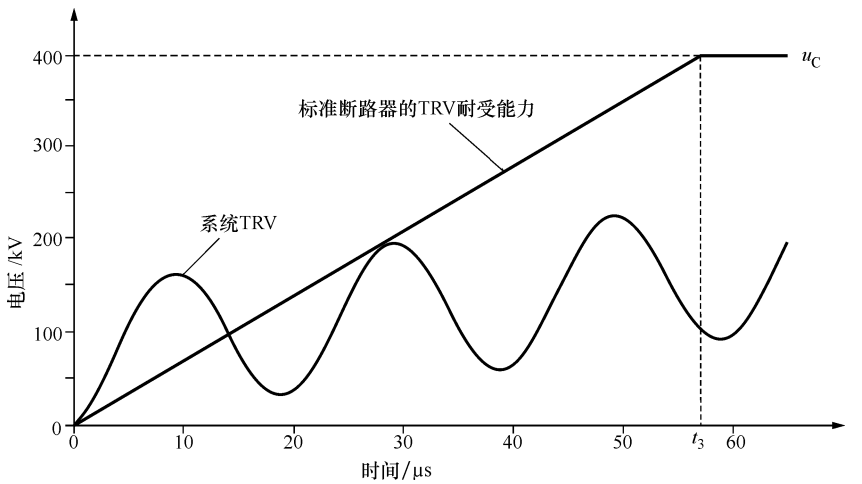


图 6-79　245kV 断路器的瞬态恢复电压耐受能力（额定短路开断能力的 10% 时）与具有串联电抗器限制故障的系统瞬态恢复电压的比较[275]

在这种情况下，有必要采取限制措施，如应用与电抗器并联或接地的电容器。可利用的限制措施非常有效并且被强烈推荐使用，除非通过试验能够验证断路器在所要求的高频瞬态恢复电压下可成功开断故障[275]。

采用瞬态恢复电压限制措施的现场经验很好而且相关的费用也相对很低，因此在此类应用中可能是首选的，而不是对断路器规定特别要求。

6.6.2　无电流零点的短路电流

目前制造的所有交流断路器都需要电流零点来实现开断。然而，在某些特定工况下，发电机附近发生的故障可能导致具有延迟电流零点的短路电流，在一定时间内不会过零。当短路电流的交流分量比直流分量衰减得快时，导致在若干周期内没有电流零点，这种情况就会出现，被称为零点缺失或延迟零电流现象。

因为断路器只能在电流零点开断，这意味着这样的电流不能立刻开断，而要在很长的燃弧时间后。直到经过直流分量衰减而出现电流零点时才会延迟开断。

对于大多数断路器，没有短路电流自然过零点则意味着不能成功开断并且经常造成破坏或爆炸。例如，压气式 SF_6 断路器具有有限的气吹时间，如果在气吹过程中没有电流零点出现，压气式 SF_6 断路器将不能开断。

图 6-80 给出了能用于产生具有高非对称性和延迟电流零点的短路电流试验回路。在该回路中得到的非同步故障会在某一相中产生比交流分量幅值大的直流分量。例如，当 R 相和 T 相之间的两相接地故障在一定时间后转化为三相接地故障时，在 R 相中就会出现这种情况。如果 R 相和 T 相之间的两相接地故障发生时刻超前 R 相电压零点 30°，并且在其后的 150°时变成三相接地故障，那么在 R 相中会达到最高的非对称性（见图 6-81）。

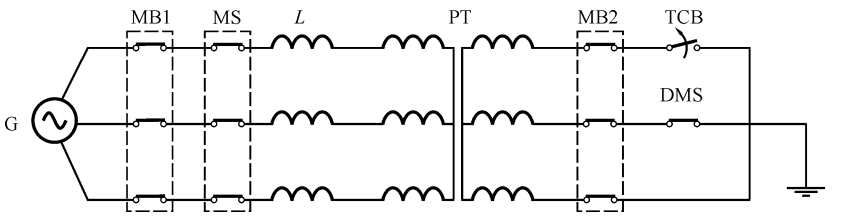


图 6-80　能够产生 100% 以上的非对称电流的试验电路

G—发电机　MB—主断路器　MS—合闸开关　PT—电源变压器

L—电抗器　DMS—延迟合闸开关　TCB—试验断路器

如果试验断路器置于 R 相，由于其非线性电弧电阻加到其他电路元件的欧姆电阻上，有助于减少故障电流的直流时间常数，而交流分量几乎不受影响。在图 6-82 中对这一影响进行了说明。电流波形 1 表示电路中不存在电弧的情况。在这种情况下，短路电流在故障发生 62ms 后达到第一个电流零点。电流波形 2 说明了电弧的存在是如何减小直流分量并使故障电流更早过零。在这种情况下，短路电流在故障发生 41ms 后达到第一个电流零点，并且能够预期成功的电流开断。

应该注意的是，具有延长气吹时间的专用压气式断路器也能够用来满足这一特殊要求。然而这并不常用，因为出现最恶劣工况的概率可忽略不计，并且与安装在升压变压器高压侧的标准 SF_6 断路器配合使用时从未出现任何问题。

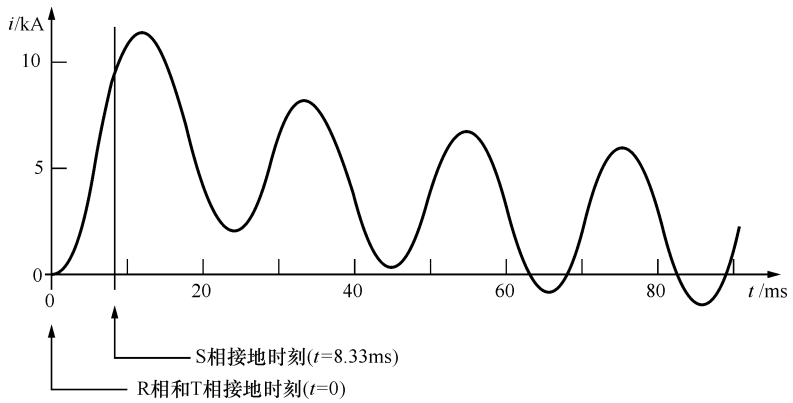


图 6-81　延迟零电流波形

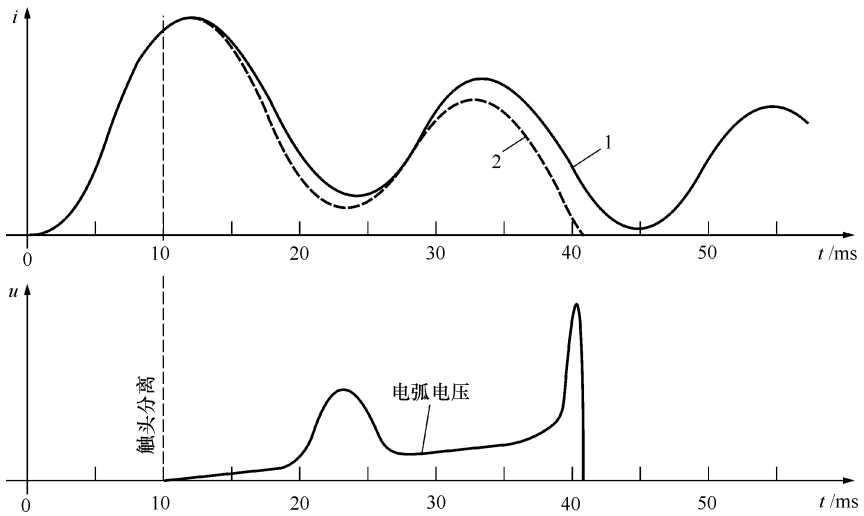


图 6-82　电弧的存在对减小直流分量的影响

非线性电弧电阻加到其他电路元件的欧姆电阻上，有助于减少故障电流的直流时间常数。

这不适用于安装在发电机和升压变压器之间的发电机断路器，因为其必须应对延迟电流零点现象，正如 IEEE C37-013 中所规定的那样。

延迟电流零点的情况在特高压串联补偿线路系统中也有报道[123]。

而且，在具有较大直流时间常数的正常电网中，非同步故障发生或关合会导致失去电流零点。图 6-83 说明了首开极系数为 1.3 且时间常数为 120ms 时回路中出现的这种情况。其中，T 相的关合与另外两相之间有 5ms 的延迟㊀。最短燃弧时间

㊀ IEC 标准允许的关合时最大延迟为 5ms。

为10ms的快速分闸的断路器，其分闸时间为17ms，导致R相中的燃弧时间为57ms。该现象在KEMA大容量实验室的实际回路中得到证实。

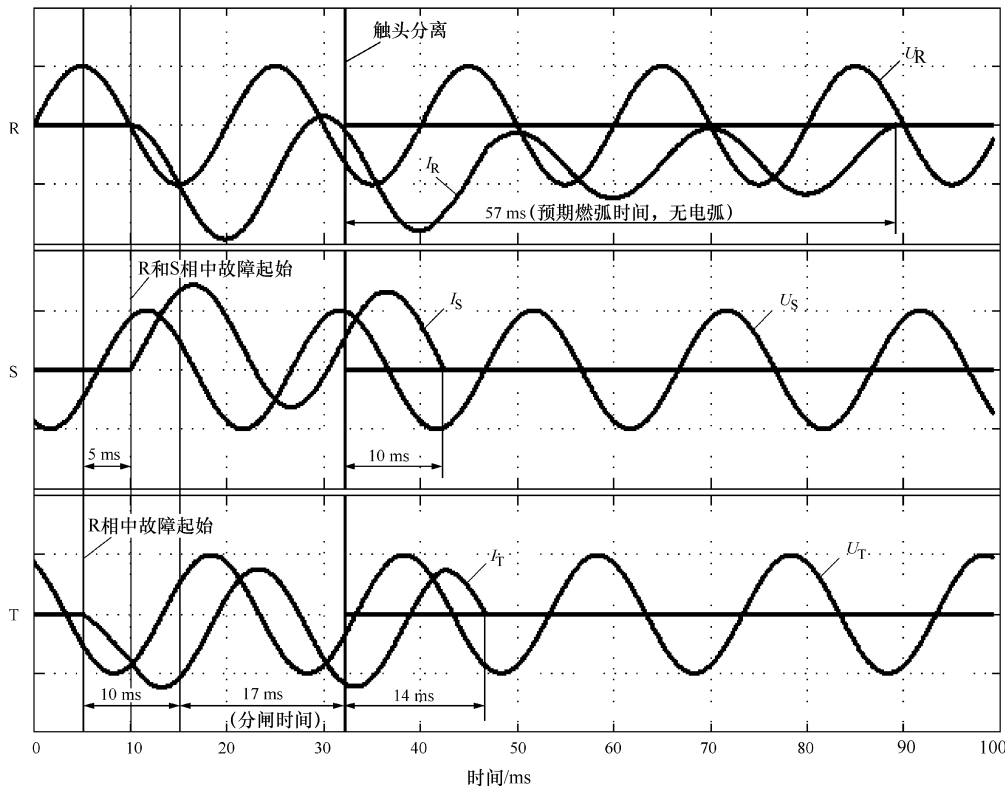


图6-83　电网中发生的具有较大直流时间常数的非同步故障导致失去电流零点的实例

6.6.3　发展性故障——感性工况

当断路器开断小电感电流时，与截流和复燃有关的过电压可能会导致断路器负载侧的闪络。闪络前流过断路器的电流很小，通常在1～300A，闪络后将突然变为电网的满容量短路电流（见图6-84）。这种故障与正常的短路不同，直到断路器触头已部分分开时才发生，被称为“发展性故障”。取决于起始时刻，发展性故障可能严重影响断路器和/或其性能。

老式的油断路器对这种类型的故障特别敏感，其原因是触头分离后很小的电弧电流不会在灭弧室内造成显著的压力升高。低压力的建立就意味着燃弧时间会相对较长。当二次故障发生时，触头间隙已经相当大并且开始流过满容量短路电流。短路电流比小电感电流大几个数量级。由于油中的电弧能量取决于电弧电流和电弧长度，灭弧室中的压力将比正常短路电流开断情况下高很多。这一非常高的压力可能

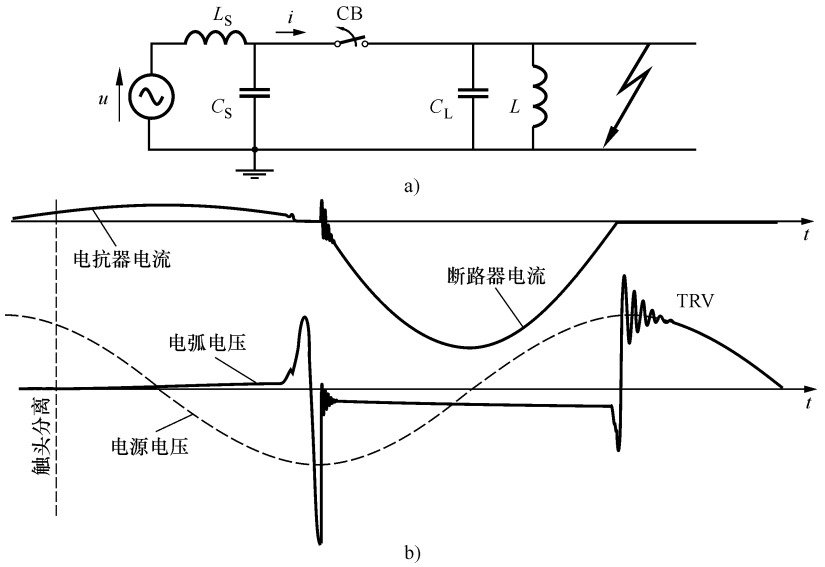


图 6-84　发展性故障——感性工况

a）等效电路图　b）断路器触头间的电流和电压

导致断路器爆炸。

关于 SF_6 断路器，应该记住以下内容：

a）与电抗器开断有关的过电压适度，没有油断路器的高。

b）同油断路器相比，与空载变压器电流开断有关的过电压相对较低。

c）由于低熄弧压力，在短燃弧时间下截流值很小，在较长燃弧时间下截流值多少有些增加。

d）在相对较大的触头间隙上发展成满容量短路电流意味着一定有复燃发生。复燃可能在代表短燃弧时间的较短触头间隙上发生，但是不会在代表长燃弧时间的较长触头间隙上发生。因为较长触头间隙的绝缘耐受能力很高，复燃概率低，这在感性负载试验中经常见到。

考虑到上述内容，可以推断出用 SF_6 断路器开断小电感电流时不存在发展性故障的实际条件。

真空断路器可以轻松地应对发展性故障。

6.6.4　发展性故障——容性工况

发展性故障也可能在开断小电容电流的情况下出现，此时断路器触头间隙发生重击穿，外部闪络发生在断路器的负载侧。如果断路器在开断小电容电流时发生重击穿，过电压会很高，发展性故障有可能发生。

当断路器开断空载线路电流并出现重击穿时，可能引起发展性故障发生，

图 6-85对此情况进行了说明。

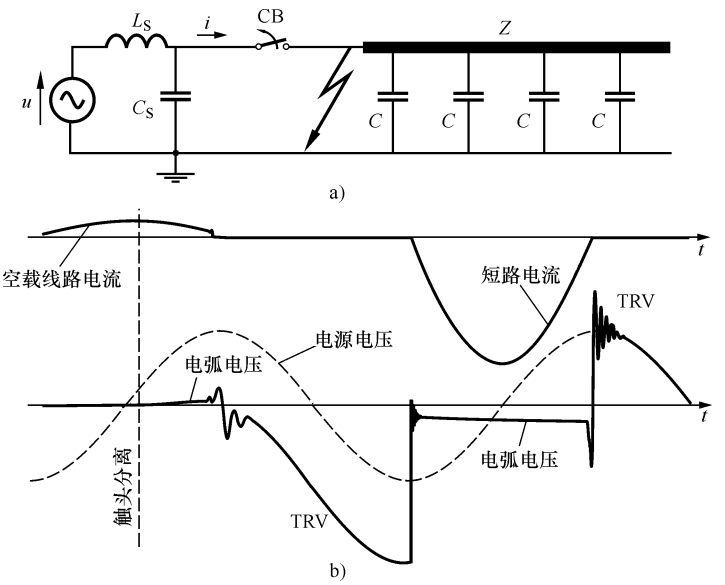


图 6-85　发展性故障——容性工况

a）等效电路图　b）断路器触头间的电流和电压

除了以上提到的感性和容性工况下的发展性故障外，在断路器分闸以开断故障的过程中，当故障本质发生变化时，还会有其他情况。当不规则电弧引起单相接地故障并发展成为两相接地故障或三相接地故障时，这种情况会发生。多次雷电冲击放电也会引起发展性故障。

可以通过断路器失效保护继电器来应对发展性故障。如果电流测量传感器表明通过断路器的电流在设定时间后仍然流过，若有必要，保护继电器会向同一个变电站内或处于更高等级的邻近断路器发出脱扣脉冲。

6.6.5　短路电流的并联开断

当两个或者多个断路器脱扣来开断短路电流时，会出现并联开断。对于如环形接线（见图 6-86a）或一个半断路器接线（见图 b）的母线布置方式，都是有代表性的工况。

用于并联开断分析的等效电路如图 6-87 所示。一条出线上的故障将会被两台并联断路器 CB_1 和 CB_2 开断。局部阻抗 X_1 和 X_2 将会决定两台断路器之间的电流分配。这些阻抗通常并不相等。如果断路器保持合闸状态，电流分配会确定。然而，一旦至少有一台断路器触头分离，电弧电压将会决定电流的分配和开断的最终结果。

由于该系统在本质上可以看作是一个恒定电流源，并且假定两个断路器的触头

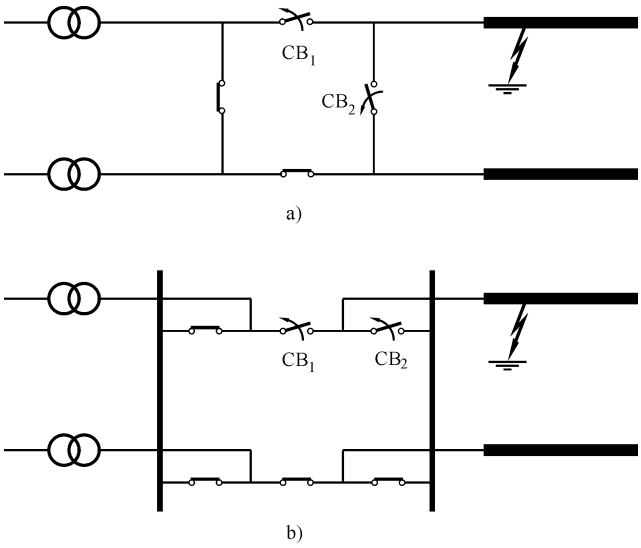


图 6-86　并联开断

a）环形接线　b）一个半断路器接线

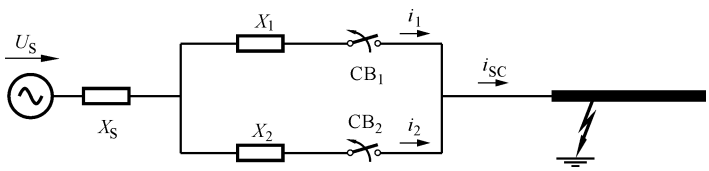


图 6-87　用于并联开断分析的等效电路

都已经分开，则下式适用：

$$I_{SC} = I_1 + I_2 \tag{6-55}$$

并且

$$I_1 X_1 + u_{a1} = I_2 X_2 + u_{a2} \tag{6-56}$$

联立式（6-55）和式（6-56）：

$$I_2 (X_1 + X_2) = I_{SC} X_1 + u_{a1} - u_{a2} \tag{6-57}$$

I_2达到零点即电流转移到 CB_1 的条件为

$$u_{a2} = I_{SC} X_1 + u_{a1} \tag{6-58}$$

同样地，I_1转移换到 CB_2 的条件为

$$u_{a1} = I_{SC} X_2 + u_{a2} \tag{6-59}$$

式（6-58）和式（6-59）的解释是电流将从具有较有高电弧电压的断路器转移到具有较低电弧电压的断路器，这是并联开断的基本原则。根据这一原则，电流将倾向于从先分闸的断路器转移到另外的断路器。最恶劣的工况是后分闸的断路器

将承担更大的电流[㊀]。对于断路器来说，电流转移是快速的，并且会在 1/2 周期内发生[㊁]。

对于采用自生压力灭弧的断路器，如油断路器和自能式 SF_6 断路器，短路电流的并联开断可能属于困难的工况。在自生压力断路器中电流分配不均匀的情况下，两台断路器中的压力将会有差异。具有较高压力的断路器可能将其电流转移到其他具有较低压力的断路器上。那么该断路器不得不开断发展性故障条件下的满容量短路电流。如果给一台断路器的脱扣脉冲延迟一个或多个周期，就可能避免这种情况，但由于系统稳定性的要求，这并不实用。

理想情况下，并联断路器应该在同一个电流零点开断，如果两台断路器是同样型号和技术时，情况可能如此。实际上，随着变电站的扩展，断路器的发展演变导致不同类型和技术的断路器随机地混合在一起。

对于不同类型断路器的并联操作，应注意如下一些事项：

1）压缩空气和双压力式 SF_6 断路器在并联开断时没有任何问题，它们彼此之间完全独立运行。

2）压气式和自能式 SF_6 断路器可能存在困难，因为其压力建立在很大程度上取决于阻塞作用。

3）具有反向伏安特性的油、SF_6 断路器或其他任何断路器与具有正向伏安特性的真空断路器并联时，如真空断路器最后分闸，电流将会转移到真空断路器中。否则，电流将会转移到仍旧闭合的断路器中。这两种情况都不危险。

4）最危险的情况是 SF_6 断路器与油断路器的并联开断。会出现的情况是油断路器将其电流转移到 SF_6 断路器，从而对 SF_6 断路器造成危险。

6.7 过电压的防护方法

根据电源和/或持续时间，施加到电力系统的过电压通常分为两种主要类型：

1）由雷电产生的外部过电压，是最常见和最严重的大气影响之一。

2）由电网运行条件变化产生的内部过电压。

与冲击过电压不同，暂时过电压是相对持续时间较长的工频过电压和谐振过电压，从几个周期到数小时。最常见的暂时过电压出现在接地故障期间系统的健全相上。另外一些导致暂时过电压的重要事件是甩负载、费兰梯效应、变压器和并联电抗器的磁饱和。暂时过电压要比操作过电压低得多。

㊀ 假定两台断路器是完全相同的，因此第二台断路器具有较低的电弧电压。

㊁ 对于用作两传输线之间的并联或环路开关的隔离开关，当触头分开后，电弧电压随着电弧拉长而建立起来，并且电流逐渐转移到并联线路上。

冲击过电压被定义为短时的，即至多持续数毫秒，并且是雷电和操作过电压的共同名称。虽然雷电过电压起源于外部，而操作过电压由系统内部产生，但两者在本质上是相似的。其传播、在传输线末端的发射和衰减方式都是用相似的方法描述的。

雷电过电压通过直接雷击或传输线上的雷击反馈而到达变电站。

开关操作以及系统出现的故障能够造成操作过电压。断路器不直接产生操作过电压，它只是通过改变电路的拓扑结构来产生操作过电压。如果存在复燃、重击穿、涌流、截流、NSDD（非保持破坏性放电）等现象，也可以产生操作过电压。

特快速暂态过电压（VFTO）属于最高频率范围，达 100kHz ~ 50MHz，并且主要由气体绝缘开关设备产生，特别是隔离开关的操作。由于隔离开关合闸/分闸慢，产生大量非常陡峭的电压暂态过程，这是由隔离开关间隙反复击穿引起的。这些暂态电压在 GIS 壳体内传播而几乎不衰减，起到波导的作用，而且能够在不连续处（例如套管）离开 GIS。该暂态电压可能对一次设备如变压器产生直接冲击，或者对二次控制系统产生冲击，这是因为其强大的电磁干扰电压的作用[287]。

各种类型的过电压都可以得到控制。以下方法能够用来限制暂时过电压：

- 中性点处理的策略；
- 波形临界点选相合闸；
- 极性可控合闸与合闸电阻的结合；
- 断路器合闸和分闸（预插入）电阻；
- 并联补偿；
- 串联补偿，在很长的交流线路中串联电容器组；
- 使用并联电抗器；
- 降低负载侧电抗。

通过限制工频暂时过电压，操作过电压通常也可降低到可接受的范围内。另外，可以采用以下方式来降低操作过电压：

1）采用诸如在线路上安装电压互感器或避免快速重合闸的方式来释放残余电荷，或者在重合闸前让线路中的电荷释放掉。

2）临界点相控（同步）开合（包括合闸与分闸的）。

在没有任何控制措施的情况下，操作过电压可能会达到 3. 5pu。在采用合闸电阻时，该过电压水平会达到 2. 5pu，而采用相控开合时则为 2. 0pu。

如果过电压会超出其绝缘水平，那么重要设备需要使用以下一些过电压防护装置：

- 火花间隙；
- 避雷器；
- 阻容形式的过电压抑制器。

在全部列出的方法中，只有分闸与合闸电阻可以看作是断路器的内部组件。

6.7.1　合闸电阻及其作用

为降低空载输电线路关合与重合闸引起的过电压，给断路器装配合闸电阻或预投入电阻是一种有效方法。

合闸电阻是断路器的一部分。合闸过程中，在断路器主触头闭合前按预定的时间投入电阻 R，并与波阻抗为 Z 的输电线路串联（见图 6-88）。电阻的投入导致沿线路行进的过电压在远端以比率 k_1 降低：

$$k_1 = \frac{2Z}{R+Z} \tag{6-60}$$

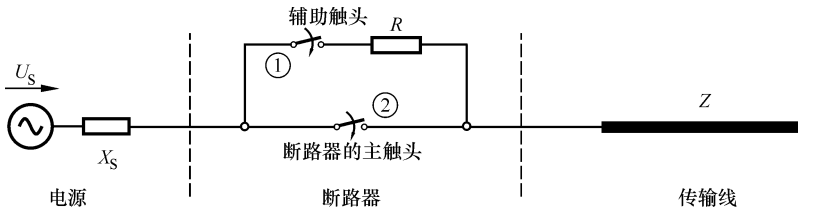


图 6-88　单级合闸电阻断路器

因为该过电压在线路末端加倍，出现的过电压系数为 2。式（6-60）表明 R 的数值越高，过电压的数值越低。

在短延时后，断路器的主触头闭合而将电阻短接并到达其承载电流的正常合闸位置㊀。去除电阻也产生按比率 k_2 变化的行波过电压：

$$k_2 = \frac{2R}{R+Z} \tag{6-61}$$

随着电阻 R 增加，该过电压升高，在线路末端也会加倍。线路因此按两个阶段关合并产生两次过电压。与没有电阻时产生的过电压相比，这两次过电压水平都降低。式（6-60）和式（6-61）表明，当起始投入电阻和随后短接电阻产生的过电压相等时，就获得随系统条件变化的最优电阻值，与线路波阻抗 Z 在同一量级，通常在 300～500Ω 的范围内。

除了电阻值，电阻投入时间是合闸电阻的第二个重要参数。电阻投入时间由两个相互矛盾的要求确定：首先，该时间要足够长以使暂态过程衰减；其次，该时间要足够短以不超过电阻的热容量。如果投入时间小于断路器极柱分散性与两倍的输电线路行波传输时间之和，就会导致过电压升高。投入时间应该大于 8ms，以保证合闸电阻的有效作用。

图 6-89 说明了合闸电阻的作用。该图给出了 140.6km 长的 500kV 空载输电线

㊀ 在合闸操作完成后辅助触头可以立即打开，因为其在分闸过程中不起作用。

路重合闸引起的操作过电压数值与合闸电阻值的关系。

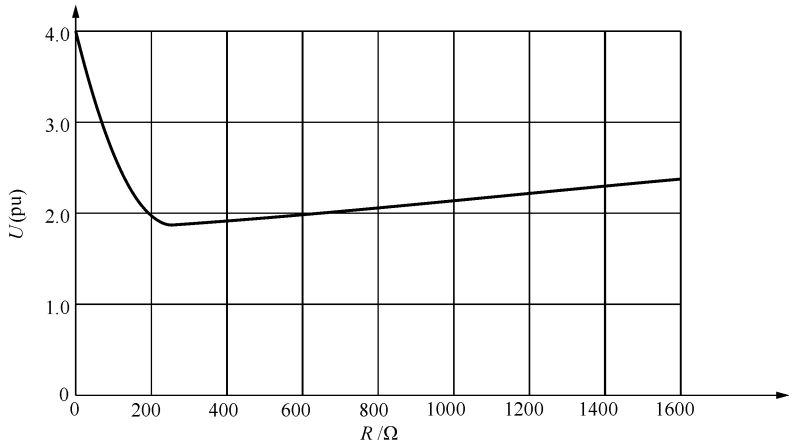


图 6-89　140.6km 的 500kV 空载输电线路重合闸过程中操作过电压与合闸电阻值的关系

如果断路器装配有两级合闸电阻，操作过电压会降低至 1.7pu 以下。

因为在关合长空载输电线路过程中的操作过电压非常依赖于关合时刻，目前越来越多地采用相控或同步关合[⊖]来替代合闸电阻。而且，因为具有辅助开关的合闸电阻的机械复杂性及其在可靠性和维护方面存在的固有问题，导致其他如同步开合等解决方法的使用。

6.7.2　避雷器

在开合过程和故障发生过程中，操作过电压的出现是不可能避免的。电网中也必然会出现雷电过电压。尽管根据预期的内部和外部过电压来选择电力系统中的设备，但完全避免超过设备绝缘水平的过电压是不可能的，一般可以接受发生概率小于 2% 的过电压[242]。因此，必须阻止过电压侵入会造成最大破坏的变电站组件，使变电站能够防护危险的过电压。

通过合适的绝缘配合，使变电站的元件具有不同的绝缘水平。其目的是将过电压引起的破坏性放电指向变电站中价值较低或更容易更换的元件；其中电力变压器是主要需要保护的。

此外，避雷器用于将过电压限制到规定的防护水平，最主要是低于设备的耐受电压。

理想避雷器在规定的电压水平下，即超过其额定电压一定数值时开始导电，在过电压持续时间内保持该电压水平，而且一旦其两端电压返回至规定电压水平以下

⊖　见第 8 章。

的数值时就停止导电。因此，避雷器只吸收与过电压有关的能量。

最早的过电压防护手段之一，并且仍在广泛使用的是火花间隙。通过使间隙放电，可以阻止电网中不希望出现的过电压传播。然而，火花间隙实际上并不是非常有效的过电压防护方法，其主要缺点是击穿电压随极性和环境条件变化，而且事实上一旦电弧产生，即使过电压消失后还会继续燃烧，产生单相接地故障。

从那时起，没有表现出上述缺点的避雷器已经经历了几个主要发展阶段。在过去的20年中，避雷器的设计与运行已彻底从碳化硅（SiC）阀式避雷器转变为无间隙金属氧化物或氧化锌（MO、ZnO）避雷器。

6.7.2.1　阀式避雷器

具有火花间隙的避雷器（见图6-90），也称为阀式避雷器。它由用绝缘环隔开的平板型间隙和与之串联的非线性压敏电阻构成，压敏电阻就是阻值随电压变化的电阻。在大多数情况下，压敏电阻是用碳化硅（SiC）制成的。火花间隙执行开关作用，碳化硅电阻限制通流并且使避雷器恢复原状。关于避雷器电压和电流的非线性基本关系式由下式给出：

$$i = ku^n \tag{6-62}$$

式中，k 是常数并且 $n>6$，是由压敏电阻的电气特性决定的非线性系数。

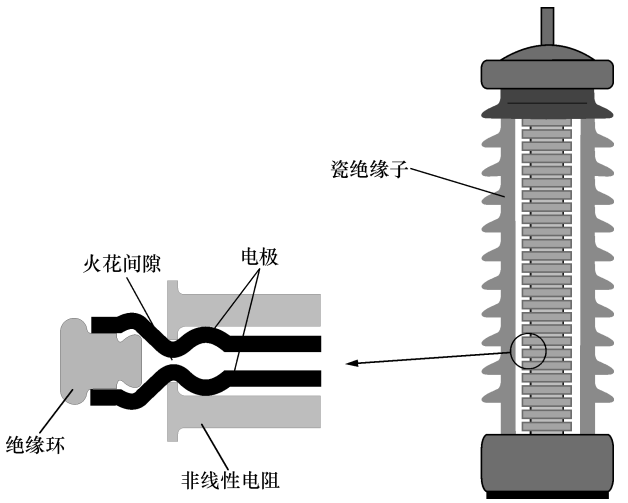


图6-90　阀式SiC避雷器

与火花间隙相比，阀式避雷器有很多优点并且保持相对较高的保护水平。

SiC元件有严格的规格标准，因为避雷器上的电压大部分由压敏电阻承担而电弧电压可忽略不计。通过引入磁吹火花间隙，阀式避雷器获得了重要改进，也称为具有磁吹间隙的避雷器或具有限流间隙的避雷器，其允许在更低的电压水平下进行保护。其能量吸收能力大约比平板式避雷器高三倍，而且由压敏电阻吸收的能量减少。一部分能量被拉长的电弧吸收，而其他能量仍保留在电力系统中，因为在避雷

器上有很高残压时续流就已经被限制并开断了。

6.7.2.2　金属氧化物避雷器

随着额定系统电压的升高，由 SiC 避雷器提供的相对较高的保护水平变得越来越不经济。因此，具有火花间隙的避雷器已经被无间隙的避雷器取代。无间隙避雷器是以金属氧化物（MO）为基础的，它具有极其优异的非线性伏安特性和高能量吸收能力，被称为金属氧化物避雷器。

金属氧化物材料是一种陶瓷，通过将氧化锌（ZnO）与少量添加剂混合，如 Bi_2O_3、CoO、Cr_2O_3、MnO 和 Sb_2O_3，使混合物成晶粒状，然后烘干并压制成片，最终烧结而成。氧化锌晶粒的直径约 10μm，具有 $10^{-2}\Omega m$ 的低电阻系数，但是被 0.1μm 厚的氧化物晶界层所包围，其电阻率呈非线性变化，从低电场强度下的 $10^{8}\Omega m$ 到高电场强度下的 $10^{-2}\Omega m$。

金属氧化物电阻片可以用图 6-91 所示的等效电路表示。R_{ZnO}为氧化锌晶粒的电阻，L 表示金属氧化物电阻片的电感并且由电流路径的几何形状决定。该图中的 R 表示晶界层的非线性电阻。晶界层的相对介电常数在 500 ~ 1200 之间，取决于制造过程，其电容在电路中用 C 表示。

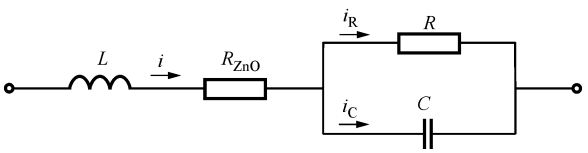


图 6-91　金属氧化物的等效电路

金属氧化物电阻片的伏安特性如图 6-92 所示。基于金属氧化物电阻片材料微观结构的导电机理，可分为三个区域[188]：

（1）低电场区域（区域 1）

这一区域的导电机理要通过晶界层存在的势垒来解释。该势垒阻止电子从一个晶粒运动至另一个晶粒。电场的存在具有降低该势垒的作用，被称为肖特基效应，使得一定数量的电子在热作用下通过势垒，所产生的电流很小，在毫安范围内。应该注意，这一小电流的直接结果是使得省去串联间隙成为可能。具有更高温度的金属氧化物电阻片增加了电子能量，使其能够更容易地通过势垒。

（2）中电场区域（区域 2）

当晶界层的电场达到某一特定数值时，即约 100kV/mm，电子利用隧道效应通过势垒。在这一区域中，在很大的电流范围内电压变化非常慢。

（3）高电场区域（区域 3）

在这一区域中，由于隧道效应势垒上的电压降较小，氧化锌晶粒的电阻 R_{ZnO}上的电压降占据主导地位。然后电流逐渐达到与电压之间的线性关系。

为了在系统运行电压下保持金属氧化物避雷器中较小的功率损耗，避雷器的持

续运行电压必须在区域 1 内选取。在该区域中，电阻性电流分量的峰值通常小于 1mA，而容性电流分量占据主导。这一事实意味着在运行电压下的电压分布是容性的，因此受到杂散电容的影响。

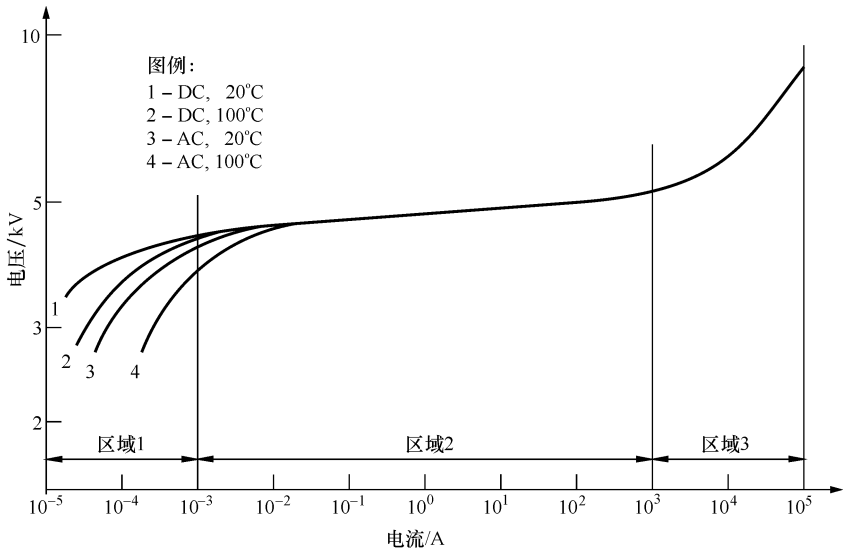


图 6-92　金属氧化物电阻片的伏安特性（直径为 80mm，高度为 20mm）

金属氧化物避雷器的保护特性由区域 2 和区域 3 的伏安特性决定。在该区域中，温度和杂散电容的影响已经不存在了，避雷器上线性电压分布的偏差仅由电阻性伏安特性的分散性决定。由于该分散性很小，电压分布是线性的。

金属氧化物的伏安电压特性具有一定程度的非线性，这对于在系统运行电压下满足大电流和小电流的低防护水平这一相互矛盾的需求，即低功率损耗是必要的。

金属氧化物避雷器本质上是数以亿计的金属氧化物晶粒在微观上的结合，其在微秒级的时间内导通和关断，从而形成从避雷器高压端到接地端的电流路径。它可以看作是快速动作的电子开关，在运行电压下断开而在操作和雷电过电压下闭合。

对于全部运行电压，金属氧化物避雷器适合操作过电压的防护。与过去的 SiC 避雷器相比，金属氧化物避雷器也更好地实现了雷电过电压防护。

产生此结论的原因如下：

1）由于没有火花间隙，无间隙避雷器更优越。其动作更快，从而更有效地抑制了过电压，因为没有击穿过程中常见的“火花形成时间滞后”，因此可以更有效地抑制通常在击穿过程中产生的冲击电压。此外，在间隙击穿时刻，不会有突然的电压暴跌，即从波前火花放电电压到 SiC 电阻残压的非常陡峭的电压变化。

2）同 SiC 材料相比，ZnO 材料的伏安特性更突加平坦。

习惯上使用陶瓷封装金属氧化物避雷器（见图 6-93）。为了获得令人满意的性

能，在避雷器电阻片的寿命周期内该单元保持密封是很重要的。避雷器每一端的密封布置由带有橡胶垫圈的不锈钢板构成。该不锈钢板在橡胶垫圈上施加持续的压力，作用在绝缘子表面。它还可以通过弹簧来固定金属氧化物电阻片的柱体。这个密封板旨在担当过压释放系统。如果避雷器承受超过其设计能力的载荷，会出现内部电弧，电离气体导致内部压力快速上升，反过来使密封板打开而气体从排气管道流出。因为管道彼此相对，会导致外部电弧，因而释放了内部压力并防止了绝缘子的剧烈破坏。

然而，因为密封问题，陶瓷封装避雷器已经倾向于舍弃。由于聚合物密封设计的优点，导致陶瓷封装几乎全部转换为聚合物封装。

聚合物封装配电避雷器（图 6-94）与带电部件之间通过硅橡胶完美粘合，因此不需要垫圈或密封圈。如果避雷器承受的电气载荷超过其设计能力，会产生内部电弧，导致外壳破裂而不是爆炸。电弧会很容易地烧穿柔软的硅材料，使产生的气体迅速并直接地释放掉。因此，避免陶瓷封装爆炸的专用压力释放排气装置在这一设计中就不需要了。

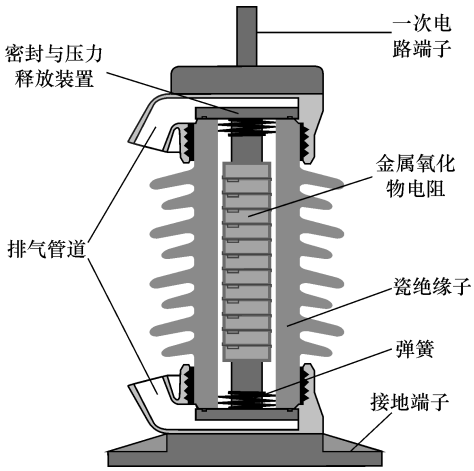


图 6-93　陶瓷封装的金属氧化物避雷器

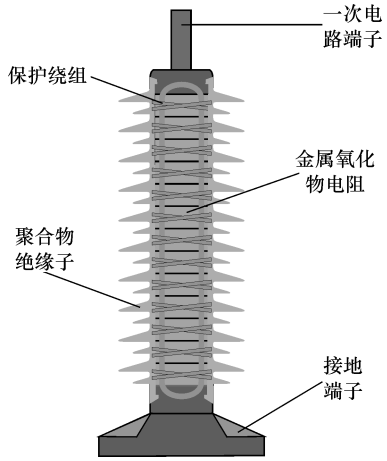
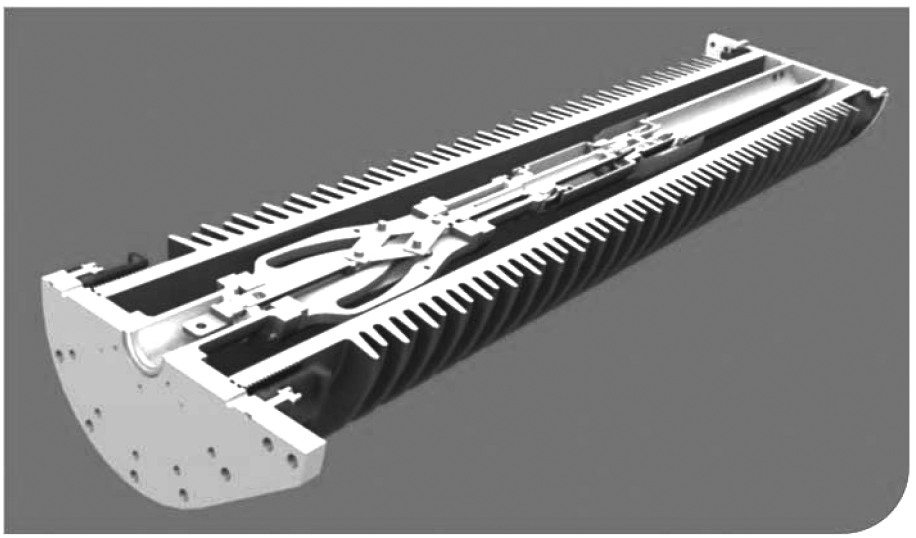


图6-94　聚合物封装的金属氧化物避雷器

另外，聚合物封装配电避雷器比陶瓷封装更便宜。

对于输电系统电压等级，陶瓷封装也将越来越多地被聚合物封装替代。

第 7 章　断路器的工作原理与设计



7.1　断路器的要求

安装在电力系统中的高压断路器的基本要求可归纳如下：

1）在合闸位置时，断路器应该是理想导体（$Z_{CB}=0$）。

2）在分闸位置时，断路器应该是理想绝缘体（$Z_{CB}=\infty$）。

3）在合闸位置时，断路器应该能够在任意时刻开断不超过其额定值的任何电流而不会发生以下情况：

- 不能再进行操作；
- 在开断过程中或其后产生过高的过电压。

4）在分闸位置时，断路器应该能够在任何时刻（包括可能是在短路条件下）迅速关合而不会发生以下情况：

- 不能再进行操作；
- 在关合过程中产生过高的过电压。

尽管实际的高压断路器不可能满足前两项要求，但是在电流开断的时刻希望触头间隙的电导率在很短的时间内，即 $10^{-5}\sim10^{-6}$s，下降 13～15 个数量级。目前，除了半导体之外，已知的具有如此快速的电导率转换的唯一介质就是电弧等离子体，只要其温度变化 1～2 个数量级后就可以实现。

按照第 3 和第 4 个要求，断路器必须能够从理想导体向理想绝缘体转换，反之亦然。

在开断电流和额定电压方面的最高技术要求是为输电断路器设定的，必须满足：

① 持续承载达 4000A 的额定电流而不超过其部件的允许温度；核电站中的发电机断路器甚至高达 40000A；

② 短时（不超过 3s）耐受高达 100kA（峰值 250kA）的大电流；

③ 在最高达 1150kV 的额定电压下开断从数安培到 80～100kA 短路电流的所有电流，出于系统稳定性的原因而要求最短开断时间在两个周期之内；

④ 经常要在闲置较长一段时间甚至数年后，对脱扣或合闸信号能立即做出反应。

断路器经常安装在户外变电站中并暴露在各种气候条件下，从湿度极大的热带高温气候到低至 −55℃的北极寒冷气候。断路器也要能够暴露在重污染的环境中。高压断路器还应该设计具有抗地震性能。

在电网中某个地点发生短路的情况下，断路器是电力系统保护链中的最后环节，是保护电网的唯一手段。因此，断路器在运行可靠性方面必须满足非常高的要求。

7.2　断路器的分类

断路器可以按多种方式进行分类，例如电压等级、安装方式、结构设计、灭弧原理和灭弧介质等。

断路器最基本的分类方式是根据其设计的电压水平。根据这一准则断路器主要分为两类：

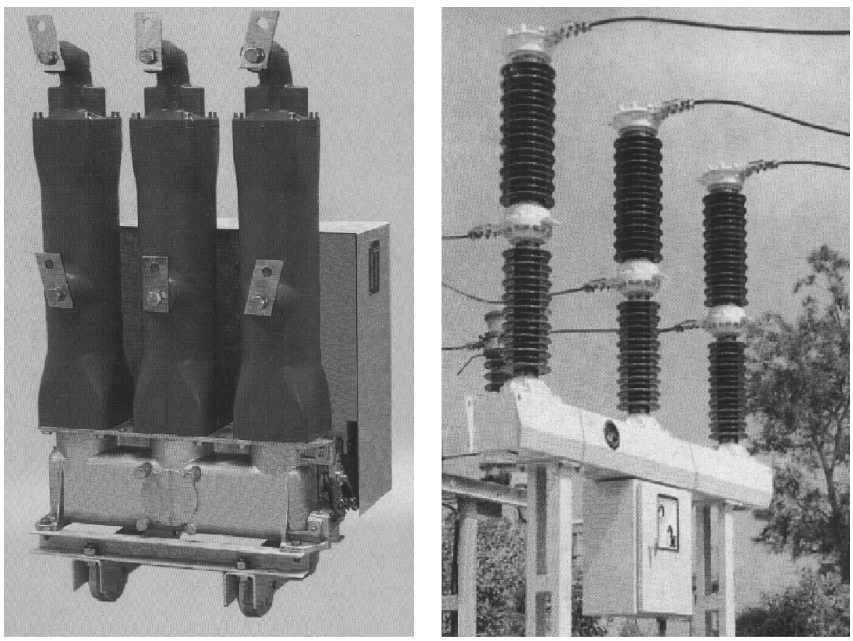
1）低压断路器，即额定电压 1000V 以下的断路器；

2）高压断路器，即额定电压 1000V 及以上的断路器。

断路器这一分类方式目前被 IEC 和 IEEE/ANSI 标准所采纳。

其中每一类又可以进一步分成若干子类。额定电压 123kV 及以上的高压断路器称为输电等级，而额定电压 72.5kV 及以下的高压断路器称为配电或中压等级。

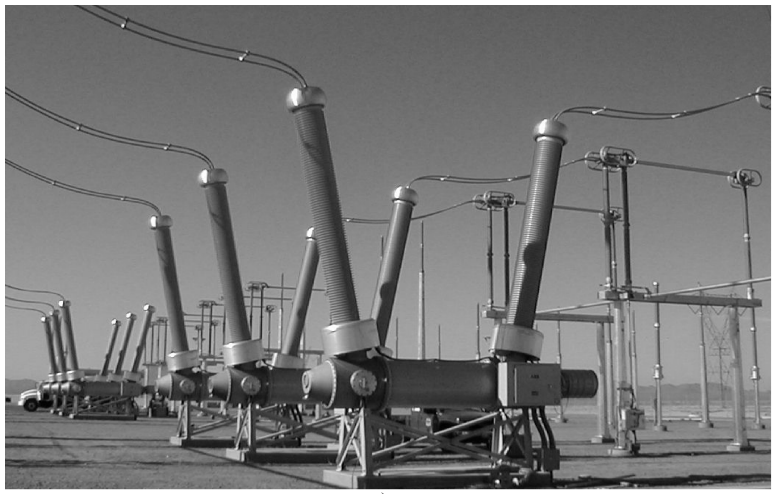
高压断路器可以设计用于户内或户外安装使用。户内断路器只能用于建筑物内或不受气候影响的遮蔽物内。中压户内断路器常设计用于金属铠装开关设备外壳内部。户内和户外断路器的根本区别在于所采用的外部封装和外壳材料，如图 7-1 所示。在很多情况下，户内和户外断路器的灭弧室和操动机构是相同的。因此，两者具有相同或非常接近的开合性能。



a)　　b)

图 7-1　a）24kV 户内断路器；b）72.5kV 户外断路器

户外断路器根据其结构设计可以分为两类（见图 7-2）：落地罐式断路器和外壳带电的断路器。



a)

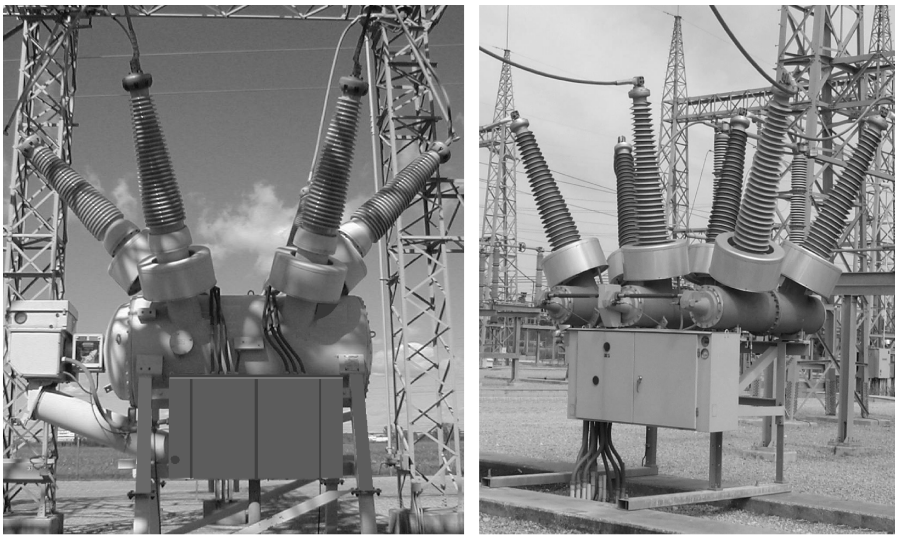


b)

图 7-2　a）500kV 落地罐式断路器；b）420kV 外壳带电的断路器

落地罐式断路器的外壳处于地电位，通常用于采用 IEEE/ANSI 标准的国家，特别

是美国。三相分箱型和三相共箱型两种结构的落地罐式断路器均有应用（见图 7-3）。



a)　　b)

图 7-3　落地罐式断路器

a）三相共箱型　b）三相分箱型

与外壳带电的断路器相比，落地罐式断路器具有以下优点：

- 整体重心低，抗振能力强；
- 在低电位下断路器两侧都可以安装多个电流互感器；
- 工厂进行装配调整后可以整体运输。

外壳带电的断路器具有处于高电位的灭弧室外壳，是遵循 IEC 标准的国家，特别是欧洲首选的断路器。

外壳带电的断路器与落地罐式断路器相比也有某些优点：

- 成本低，只是不能安装电流互感器；
- 对安装空间的要求更小；
- 灭弧介质的用量更小。

断路器最重要的分类方式可能就是根据绝缘介质、灭弧介质和开断电流所用的方法分类。断路器技术的进步与新介质的出现密切相关。

在电气化早期的几十年间采用的是空气和油，在 20 世纪前半叶得到了广泛应用，并开发出非常可靠的设计方案，其中很多目前仍在运行。这些产品一直生产到 20 世纪 80 年，此后就被采用真空和六氟化硫（SF_6）气体的断路器代替了。

真空和 SF_6 大约在 20 世纪下半叶初期同时用于断路器。目前，真空和 SF_6 已成为占据绝对优势和主导地位的技术，真空用于中压领域，而 SF_6 用于高压领域。这两项技术是目前产品的基础，因此本书在这方面集中了更多内容。

高压断路器也可以根据其操作方式分类，有三极联动断路器和单极操作断路器，如图 7-4 所示。



a)　　b)

图 7-4　a）单极操作的 123kV 断路器；b）三极联动的 123kV 断路器

三极联动断路器采用一台操动机构同时操作全部三相灭弧室。这样的设计方案通常用于中压领域，在额定电压不超过 170kV 的场合占据主导地位。在较低额定电压下普遍采用三极联动方式主要是考虑成本因素，因为全部三极仅需要一台操动机构。在此电压等级下，单极操作断路器仅在输电线路需要单相自动重合闸的场合中使用。由于全部三极的机械联结，这种类型的断路器可以在分合闸过程中保证极间更好的同步性。

单极操作断路器采用三台独立的操动机构来分别控制三相。该设计方案主要用于额定电压 240kV 以上的场合，主要是因为受到如此大的断路器的外形尺寸、相关操作功和受力的限制。

用于 SF_6 气体绝缘金属封闭开关设备（GIS）的断路器代表了单独的一类高压断路器。SF_6 气体绝缘开关设备的独特优点如下：

- 体积小，因而所需安装空间小，这一点在城市环境中特别重要；
- 操作人员特别安全，不会接触到带电部件，因为开关设备的所有带电部件都包含在一个接地的金属外壳内；
- 对污染的完全防护，不会受到包括高海拔在内的外部环境气候影响；

- 安装地点的范围广，不破坏周边环境的美观；
- 现场安装时间短，因为大多数完整间隔都预先制造并进行出厂试验；
- 紧凑的模块化设计；
- 开关设备的快速简便扩展；
- 维护工作不受天气条件制约。

GIS 断路器主要有两种外壳设计方案：三相分箱型（见图 7-5a）和三相共箱型（见图 7-5b）。除了极少数例外情况，三相分箱型用于额定电压 170kV 以上等级（见图 7-6），否则外壳的直径会太大。对于额定电压 170kV 及以下等级，与三相分箱型相比三相共箱型有明显优势：



a)　　b)

图 7-5　a）三相分箱型 123kV GIS 断路器；b）三相共箱型 123kV GIS 断路器

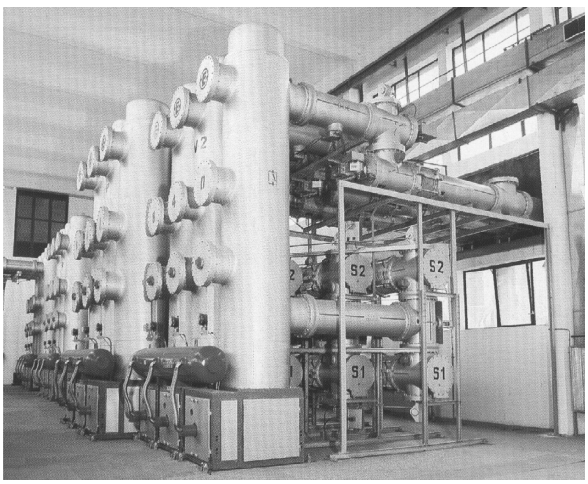


图 7-6　三相分箱型 420kV GIS 断路器

- 外壳总数减少到 1/3；
- 间隔宽度和占地面积显著减小；
- 特别是三相共箱型 GIS 中不会产生涡流，因此外壳中的电损耗小到可以忽略不计；
- 更大的气室保证了在内部故障的情况下压力上升更慢；
- 在内部故障的情况下，外壳烧穿的可能性大大降低，因为相对地故障通常在几十毫秒内转变成相间燃弧；
- 由于气室数量减小导致垫圈总长度减小，气体泄漏的可能性更小。

7.2.1　油断路器

从历史角度看，油断路器是最早为大容量应用所设计的断路器。在 20 世纪初，油断路器的开断能力足以满足当时电力系统并不过高的要求。目前，油断路器仍然在世界各地电力系统的不同场合运行。但是，油断路器早已远离高压断路器的发展方向。

油断路器根据用油量可以分为多油断路器和少油断路器。

最初，多油断路器采用最简单的设计，基本上就是把一组触头简单地浸入到油中而不配置任何灭弧室。美国最早公开发表的简单开断的断路器之一是由 J. N. Kelman 在 1901 年设计和制造的[191]（见图 7-7），在 40kV 下能够开断的最大短路电流为 300～400A。Kelman 设计的断路器由两个敞开的木桶组成并用水和油的混合物填充。两个断口串联并用公共的手柄操作。这台断路器运行了不到一年，从 1902 年 4 月到 1903 年 3 月，在较短的时间内进行了多次电路开断，燃烧的油喷到周围的木制品上并引发了火灾。

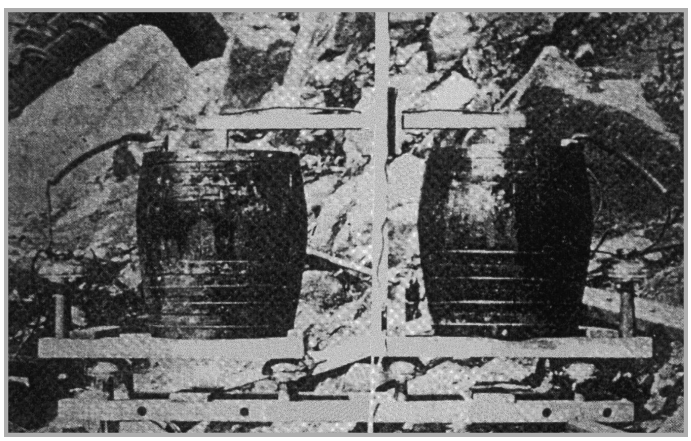


图 7-7　1901 年制造的 Kelman 设计的油断路器

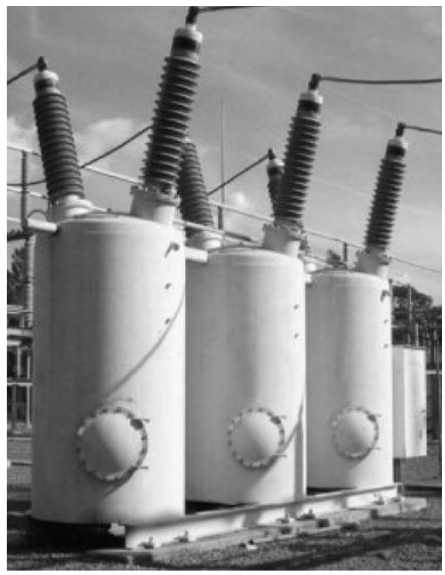
后来，在 20 世纪 30 年代，重新开发的灭弧室可适用于已有的简单开断的油断

路器而未对油箱做重大修改，从此多油断路器被广泛接受，特别是在美国。

在 72.5kV 及以下电压等级，所有三相通常是装入一个油箱（见图 7-8a）。然而，在更高电压下油断路器具有三个独立的油箱（见图 b）。



a)



b)

图 7-8 a）单箱油断路器；b）多箱油断路器

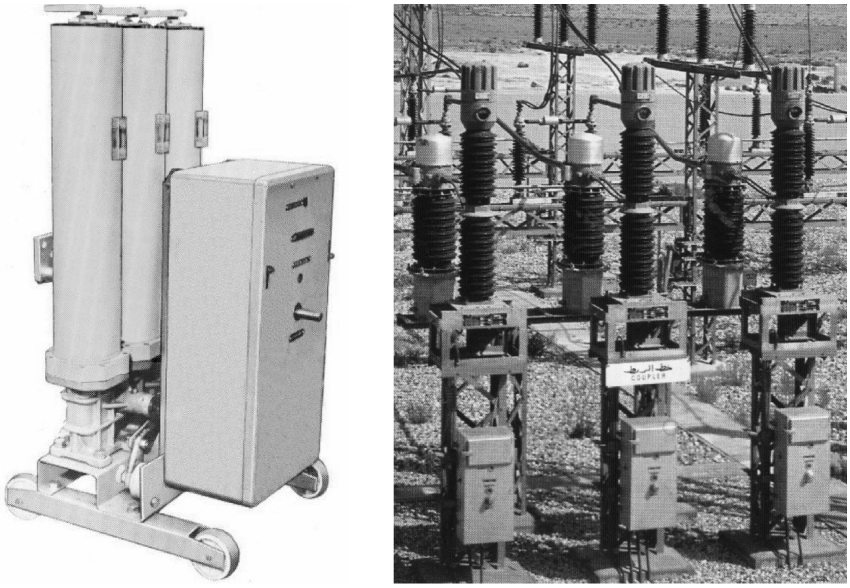
多油断路器需要大容积油箱和大量的油，这也是它被称为多油断路器的原因，以保证断路器带电部分与接地箱壳之间有足够的绝缘距离。例如，对一台 145kV 断路器来说大约需要 12000L 油，而对一台 245kV 断路器来说则要增加到 50000L 以上。需要强度非常大的地基来支持断路器的重量和操作过程中的冲击载荷。

与目前的技术相比，多油断路器的机械寿命和电寿命都要低很多。多油断路器需要频繁检修以去除电弧在油中燃烧的过程中油分解产生的自由碳原子，否则会导致油的绝缘性能进一步劣化，对整个变电站造成极大的爆炸风险和潜在的火灾危险。因为油断路器容易产生较高的过电压，尤其是在较小的容性电流开合过程中情况更甚。

因为需要降低油的高成本，开发出了用油量非常少的新型断路器，它也因此被称为少油断路器。这种类型的油断路器在欧洲的应用比美国更加普遍。

多油断路器和少油断路器的主要区别是少油断路器仅将油用作灭弧介质，而采用固体绝缘材料来实现绝缘功能，多油断路器则用油来实现这两种功能。

少油断路器要归入外壳带电的断路器。通过固体支持绝缘子将带电部分与地之间绝缘，油的用量大大减少。在中压领域应用时，这些绝缘子用强化玻璃纤维制造（见图 7-9a），在更高电压时则采用陶瓷（见图 b）。



a)　　b)

图 7-9　a）户内少油断路器；b）户外少油断路器

直到 20 世纪 70 年代的很长时间内少油断路器是开关技术领域的主导技术，特别是在 145kV 及以下电压等级，每极只要一个灭弧室或断口就足够了。少油断路器结构简单、重量轻、成本低，检修相对简便但仍很频繁。

245kV 双断口和 420kV 四断口外壳带电的少油断路器的模块化概念已经是成熟的（见图 7-10）。多断口少油断路器曾试验性地扩展至 750kV 电网，但在超高压领域被压缩空气断路器取代。



图 7-10　每极具有四断口的 420kV 带电外壳的少油断路器

7.2.2 空气断路器

最初掌握的在大气压下空气中开断电流的原理是很简单的：触头分开并且电弧被拉长直至自身无法维持。

当然，这种技术方法的开断能力是很有限的。为了提高这些原本简单的空气断口开断装置的性能，增加了“去离子”室或是让气流穿过触头。这一开断原理至今仍在应用，并且几乎是低压断路器的唯一选择。对于中压断路器来说，通过采用陶瓷灭弧片的去离子室并提供外加磁场的方法，在大气压下空气介质中开断电路是可行的。尽管大气压下空气的绝缘强度相对较低，但这一原理仍然有效。

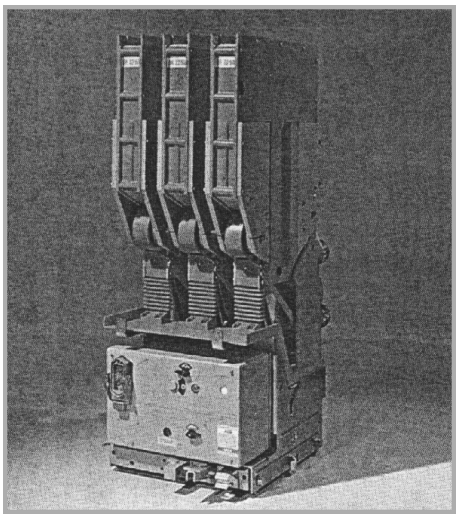


图 7-11 具有磁吹功能的 15kV 空气断路器

借助绝缘的去离子室，在电弧被驱入绝缘板之间的狭窄空间时，通过电弧拉长可以实现电弧的冷却并使之最终熄灭。另外，电弧与绝缘板接触后也受到冷却。通过磁场的作用可以驱动电弧运动，利用通常嵌入在外部支持板中的线圈可以产生“磁吹”。这类断路器的实例如图 7-11 所示。

由于压缩空气比大气压下的空气具有更高的绝缘强度和更好的热性能，利用气吹开断原理可以获得更高额定值的断路器。气吹原理就是将空气压缩并使气流吹向电弧，气流最好是沿电弧长度方向，即采用轴向气流。该技术在 50 多年的时间里都是超高压领域的首选和主导技术，直至 SF_6 断路器的出现。压缩空气断路器一度不仅占据统治地位，而且是 345kV 以上电压等级唯一可以应用的断路器类型。

压缩空气断路器具有开断能力大和开断时间短的优点。然而，其灭弧室的绝缘耐受能力相对较低，受到触头分闸速度的限制。该速度只能通过多断口系统的应用才能有效地提高。因此，如图 7-12 所示，额定电压 420kV 以上的断路器每极需要 10 个甚至 12 个灭弧室串联。

这种类型的应用面临的主要困难是要确保在开断过程中，每个灭弧室都工作在相同的空气动力学和电气条件下。从空气动力学的角度看，每个灭弧室必须维持相同的气流。电气方面则要求瞬态恢复电压必须平均分配到每一组触头上。压力下降可能会影响气流，为了避免这种情况，每个灭弧室需要采用单独的吹气阀。为了改善间隙上的电压分布状况，通常采用均压电容或电阻。

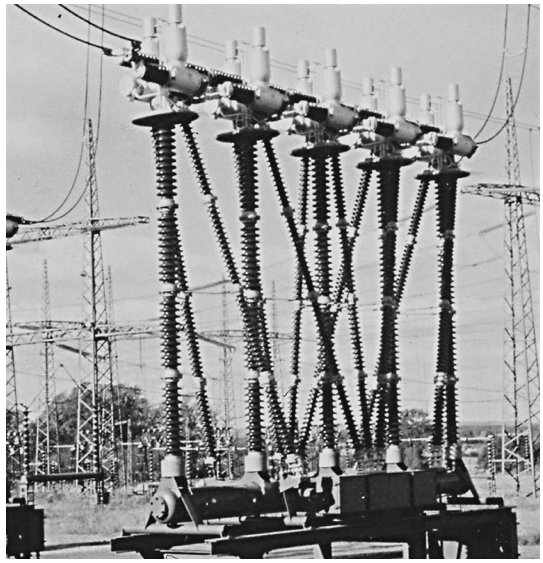


图 7-12　每极有十个灭弧室的压缩空气断路器

另一个困难是灭弧所需要的空气压力相当高，大约 2MPa。因此，压缩空气断路器需要大功率压缩机，操作时的噪声非常大，特别是当电弧被吹入大气的时候，例如户外敞开式自由喷射型断路器，如图 7-13 所示。

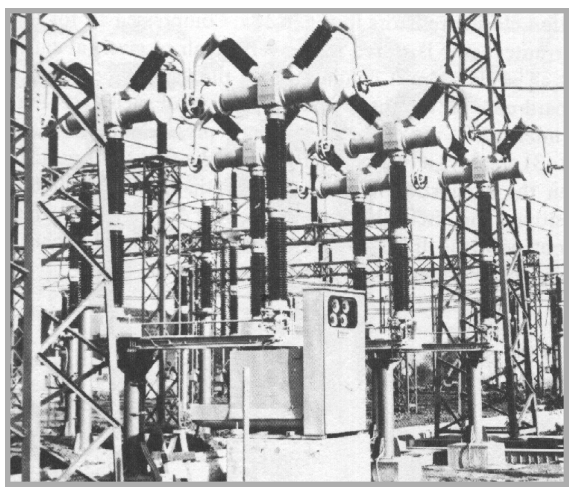


图 7-13　自由喷射型压缩空气断路器

压缩空气断路器非常快速、可靠而且特别适合特大电流开断。因此，压缩空气断路器目前仍然作为大容量实验室中的主断路器来使用，而且是几乎唯一的选择（见图 7-14）。

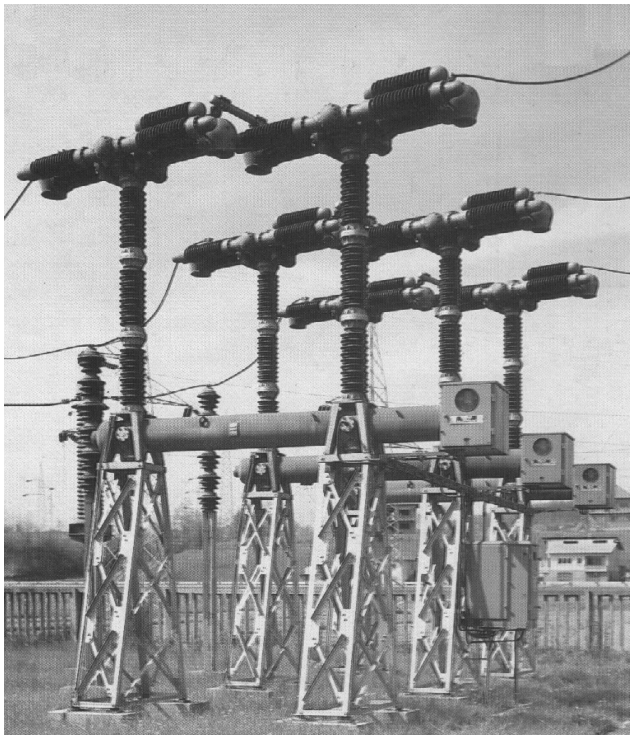


图 7-14 每极有四个灭弧室的 245kV 压缩空气主断路器，位于维索科（波黑）的 Energoinvest 大容量实验室

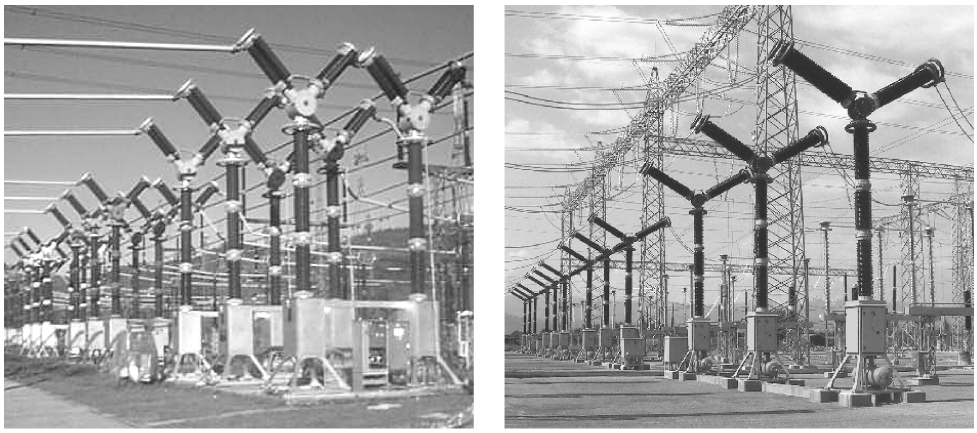
7.2.3 SF_6 断路器

SF_6 气体特异的绝缘性能早已为人所知，而 SF_6 用于电流开断的最早工业应用却是在大约 40 年后的 1953 年。SF_6 用于高压领域的 15 ~ 115kV 负荷开关，具有 600A 的开断能力。最早的 SF_6 断路器是西屋公司在 1956 年开发出来的，在 115kV 下的开断能力仅有 5kA，但每极有六个串联的灭弧室，其工作原理为外能与自能相结合。

之后，在 1959 年，最早的具有大短路电流开断能力的高压 SF_6 断路器由西屋公司制造出来。这种落地罐式断路器可以在 138kV 下开断 41.8kA，在 230kV 下开断 37.6kA。该性能已经具有重要意义，但每极三个灭弧室和所需 SF_6 压力高达 1.35MPa 成了限制因素，在随后的发展中必须克服。双压力式 SF_6 断路器设计仅仅是在 20 世纪 60 年代初到 70 年代中期在美国市场流行，随即就被单压力式或“压气式”断路器代替。

起初，压气式断路器的应用仅限于对开断电流要求较低的场合，但是在 1965 年左右引入了具有高开断能力的压气式断路器。

在 20 世纪七八十年代，压气式断路器已扩展至 800kV 及以下电压等级，在设计中已进行了明显的简化，每极的灭弧室数目和操作功都大大降低了，如图 7-15 所示。这使得断路器的可靠性大幅度提升。



a)　　b)

图 7-15　a）四断口 420kV 压气式 SF_6 断路器；b）双断口 550kV 压气式 SF_6 断路器

1980 年，第一台单断口 245kV，40kA 压气式断路器开发成功并在 KEMA 大容量实验室通过了型式试验。20 世纪 90 年代，日本研制成功了 420kV 和 550kV 单断口和 1100kV 双断口压气式断路器，如图 7-16 所示，后来中国也获得成功，从而使压气式 SF_6 断路器在全部高压范围内占据统治地位。



图 7-16　日本的双断口 1100kV GIS 断路器

压气式灭弧室设计所取得的进步已经把操作功降低到相当低的程度。然而，正如 7.2.3.2 节所给出的说明，操作功不可能降至某一阈值以下。

从20世纪80年代起，已经开始研发被称为“自能式”技术的新型开断原理。自能式的特点是利用电弧自身能量来产生对电弧进行气吹所必需的压力并实现电流开断。因此，自能式技术常被称作“热膨胀”或“自动压气”技术。

在压气式断路器发展的同时，对“旋弧”技术也进行了研究。与利用运动气体实现电弧冷却的其他类型 SF_6 灭弧室不同，旋弧灭弧室是利用被开断电流产生的磁场使电弧运动。对低操作功的要求促进了这一研究方向的发展，但迄今为止该原理的性能还达不到其他技术的效果。

因此，共有四种类型的 SF_6 断路器：

- 双压力式；
- 压气式；
- 自能式；
- 旋弧式。

7.2.3.1 双压力式 SF_6 断路器

双压力式 SF_6 断路器是在采用纵吹的压缩空气断路器设计方案的基础上改进而成的，主要区别就是空气被 SF_6 所取代。双压力式 SF_6 断路器一般是落地罐式结构，其灭弧室置于箱壳内，与油断路器所用的箱壳类似，充入低压力的 SF_6 气体。另外，高压贮气罐通过吹气阀与低压力箱壳隔离开。SF_6 气体被压缩并贮存在高压贮气罐内，与压缩空气断路器中的空气几乎一样。当触头分离时，吹气阀同步打开，因而产生了用于冷却电弧的 SF_6 气流。高压力的 SF_6 气体利用吹气阀并通过喷口释放到低压力箱壳内，而不是耗散到大气中。每次开断后，SF_6 气体经过滤器回收并重新压缩回高压贮气罐以备随后的操作。

因为在1.6MPa时 SF_6 的液化温度约为10℃，所以要在高压贮气罐周围安装加热器以防止高压力 SF_6 气体液化。除了在气体加热过程中造成非常大的能量损耗外，这也给断路器增加了额外的故障概率，因为当加热器无法工作时，断路器也不能运行。

在双压力式 SF_6 断路器的众多缺点中最主要的有如下几点：

- 吹气阀的应用导致机械复杂度高；
- 体积大；
- SF_6 气体用量大；
- 由于运行压力高而存在高泄漏率的趋势；
- 需要额外的压缩机系统来保持 SF_6 的高压力；
- 为防止 SF_6 液化，所需加热器的能量损耗。

这就是双压力式 SF_6 断路器迅速从市场上消失的原因。

7.2.3.2 单压力（压气）式 SF_6 断路器

所有的压气式断路器都具有一个共同的特点：气缸与活塞之间形成压气室且二者之一会随动触头一起运动，在分闸过程中压气室内的 SF_6 气体被压缩。在大多数

压气式设计中，将动触头作为压气缸（见图 7-17）。在压气室内部，气体压力升高后推动气流通过喷口，而电弧在喷口中燃烧。当动触头到达最终分闸位置时，气流停止。在从最短燃弧时间到最长燃弧时间的全部时间范围内提供有效的气吹是非常重要的，这可以通过合理设定压缩行程的大小来实现。

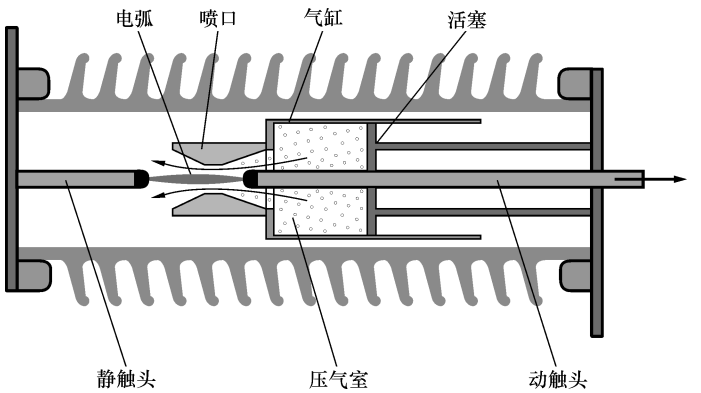


图 7-17　SF_6 压气式断路器的工作原理

压气式灭弧室具有与电流有关的压力增强特性。在没有电弧的空载情况下，压气室内部的最大压力一般是充气压力的两倍，如图 7-18 中的曲线 a。然而，在大电流阶段弧触头之间的电弧燃烧会阻碍气体流过喷口，称为“喷口阻塞”。对于气体来说，喷口内部的电弧相对于一个横截面随时间变化的阀，导致压气室内部附加的压力升高。在某种情况下，当喷口在较大的电流瞬时值期间被电弧临时堵塞或减小了有效直径时，喷口内部的一部分电弧能量不能有效地释放。因此，压气室中的能量增加，电弧能量通过这种方式使压力升高。压气室内的最大压力可以是空载时最大压力的数倍，如图中的曲线 b。因而，产生的压力更高。当电流向零点下降时，电弧直径也减小，为气流留出了越来越多的空间。因而在电流零点时建立起全部气流，在最需要的时候产生最大的冷却作用。

电弧阻塞总是或多或少地伴随有喷口材料的蒸发，在压气室内额外产生一定量的气体。这一效应可以显著增加大电流开断过程中的气体压力、密度和流量，另外也影响了压气式灭弧室的触头行程特性[198]。

压气过程中的高压力要求较大的操作力以防止断路器触头运动减慢、停止甚至反向，该操作力要转移到操动机构上。因此，分闸操作所需的气吹能量几乎全部由操动机构来提供。需要开断的电流越大，则需要的力就越大。因此，压气式断路器需要满足高能量输出要求的大功率操动机构。合闸所需要的力要比分闸的小很多。

用压缩气体所积累的能量来强迫电弧冷却的方式有多种，一些基本的喷口设计原理被用于 SF_6 压气式灭弧室，（见图 7-19）可分为以下几种气吹方式：

- 采用绝缘喷口的单向气吹；

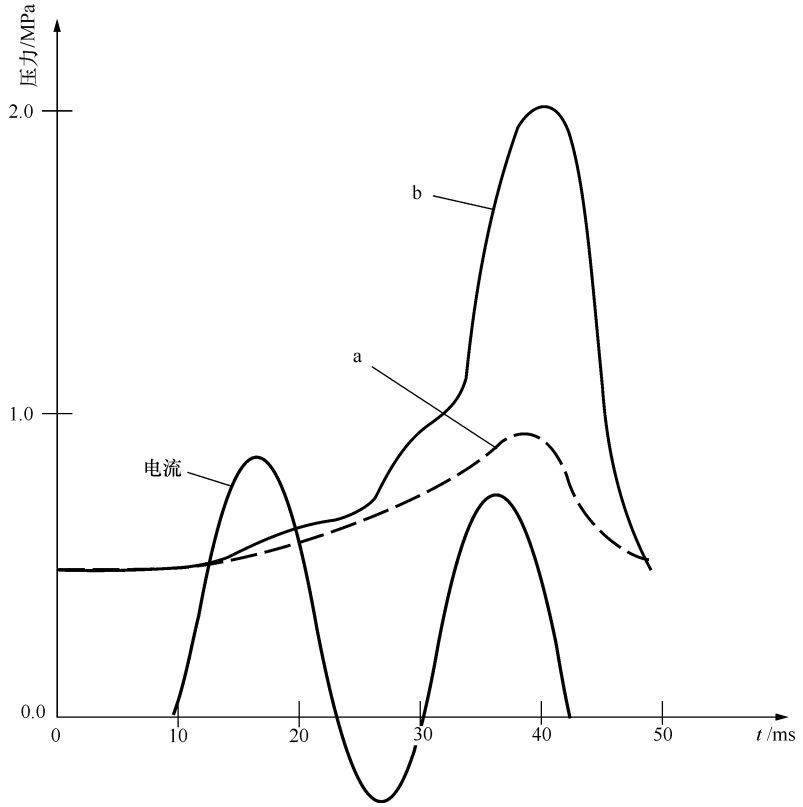


图 7-18 SF_6 压气式断路器的工作原理

- 采用绝缘喷口的部分双向气吹；
- 采用绝缘喷口的全双向气吹；
- 采用绝缘和导电喷口相结合的全双向气吹；
- 采用导电喷口的全双向气吹。

每种类型都有其能够取得最佳使用效果的额定值范围。与单向气吹相比，采用双向气吹的 SF_6 压气式灭弧室的熄弧能力更强。然而，在双向气吹灭弧室中，由于其排气口更大，为达到特定的压力而需要更大的压气室，如图 7-19c、d 和 e 所示，用来分闸的操动机构的输出能量也应该增加。这就是经常采用图 a 所示的单向气吹和图中其他部分双向气吹的原因。采用部分双向气吹的折中解决方案可以将灭弧能力提高 20%，既不需要增加压气室的体积，也不需要增加分闸操作的能量。

为了提高压气式断路器的额定电流，有利的做法是将触头按其功能分为用于持续电流导通的主触头和用于开断和关合电路的弧触头，如图 7-20a 所示。持续电流通过处于外层的主触头。主触头的这一位置不仅使其获得了更好的冷却效果，而且

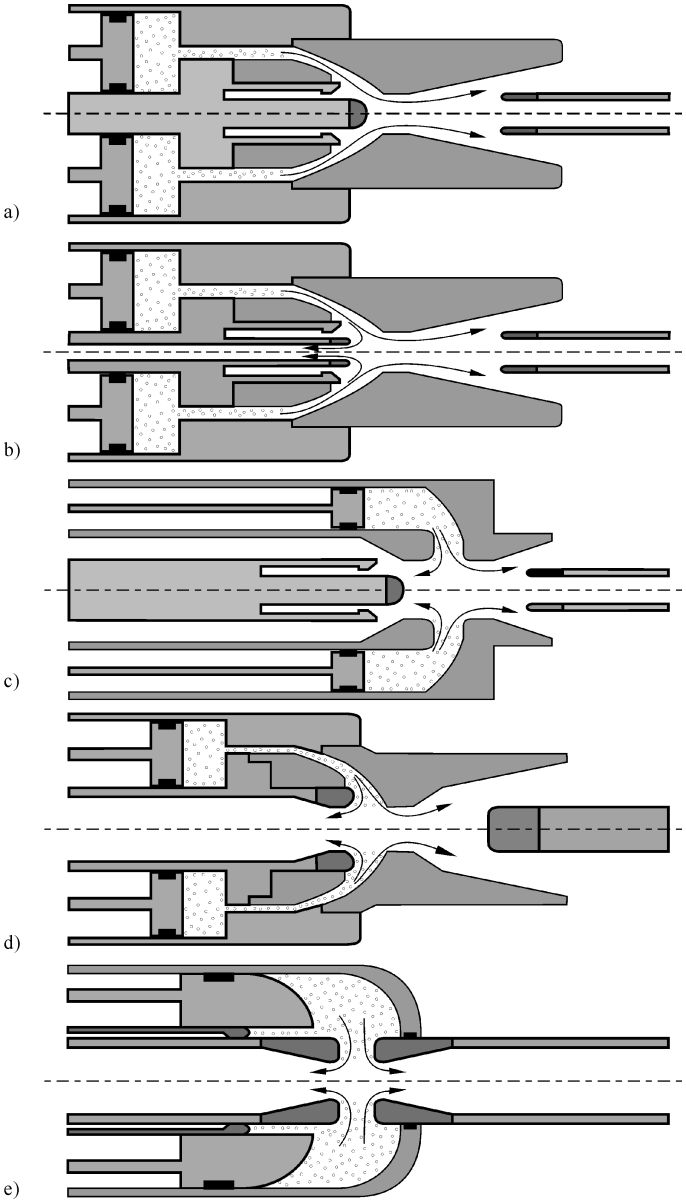


图 7-19　SF_6 压气式灭弧室的喷口设计原理：a）采用绝缘喷口的单向气吹；b）采用绝缘喷口的部分双向气吹；c）采用绝缘喷口的全双向气吹；d）采用绝缘和导电喷口相结合的全双向气吹；e）采用导电喷口的全双向气吹[281]

更加容易地实现了较大的导体横截面，因而可以提供更大的额定电流值。分闸时，主触头先分离，电流转移到置于喷口内的弧触头。

仅对最小额定电流值，主触头和弧触头才会都置于喷口内，如图 7-20b 所示。

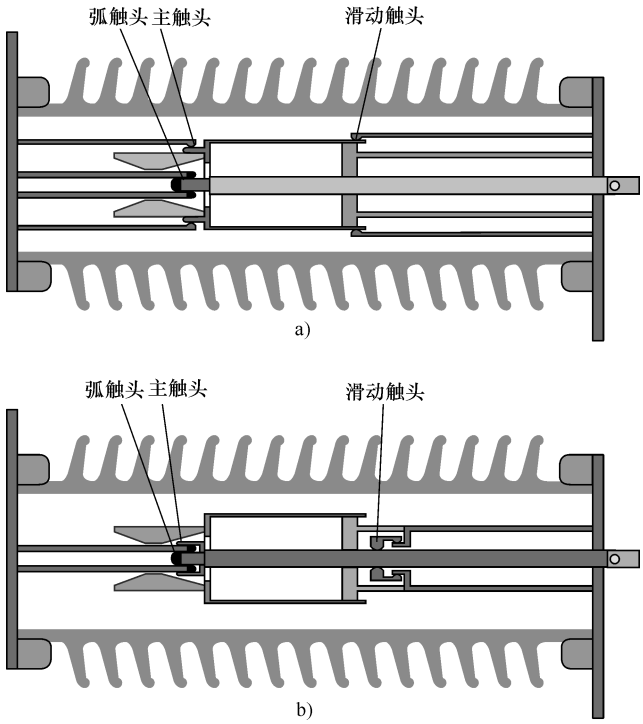


图 7-20 SF_6 压气式断路器中的触头布置原理

a）主触头在喷口外部 b）主触头在喷口内部

图 7-21 所示为采用部分双向气吹和绝缘喷口的压气式灭弧室的 SF_6 断路器的一极。

在合闸位置，电流通过上接线端子 2、静主触头 6、动主触头 8、导电杆 10、滑动梅花触头 12 和下接线端子 16。

压气缸 9、动主触头 8、喷口 5 和动弧触头 7 与导电杆 10 一起运动，并通过安装在支持套管 14 中绝缘拉杆 13 与操动机构 17 相连。在分闸过程中，主触头首先分离，电流转移至弧触头，压气室内的压力开始上升。

在合闸操作过程中，弧触头首先闭合，接着是主触头闭合。弧触头在发生预击穿而流过电流的起始时刻开始导通电流，直到主触头接触的时刻为止。当触头到达完全闭合位置时，压气室重新被低温气体填充，为下一次分闸操作做好准备。

在灭弧室的上部有一个装有吸附剂、分子筛或活性氧化铝的过滤器，其主要作用是吸收水分和大多数燃弧后的 SF_6 分解副产品，特别是 HF。吸附剂具有非常快速和有效的作用，如果在设备中有足够的量，即便 SF_6 分解物并不是微不足道的，那么它造成的腐蚀程度也会非常轻微。

三极中的每一极都装有安全膜，它按预先确定的压力在套管损坏之前爆破。

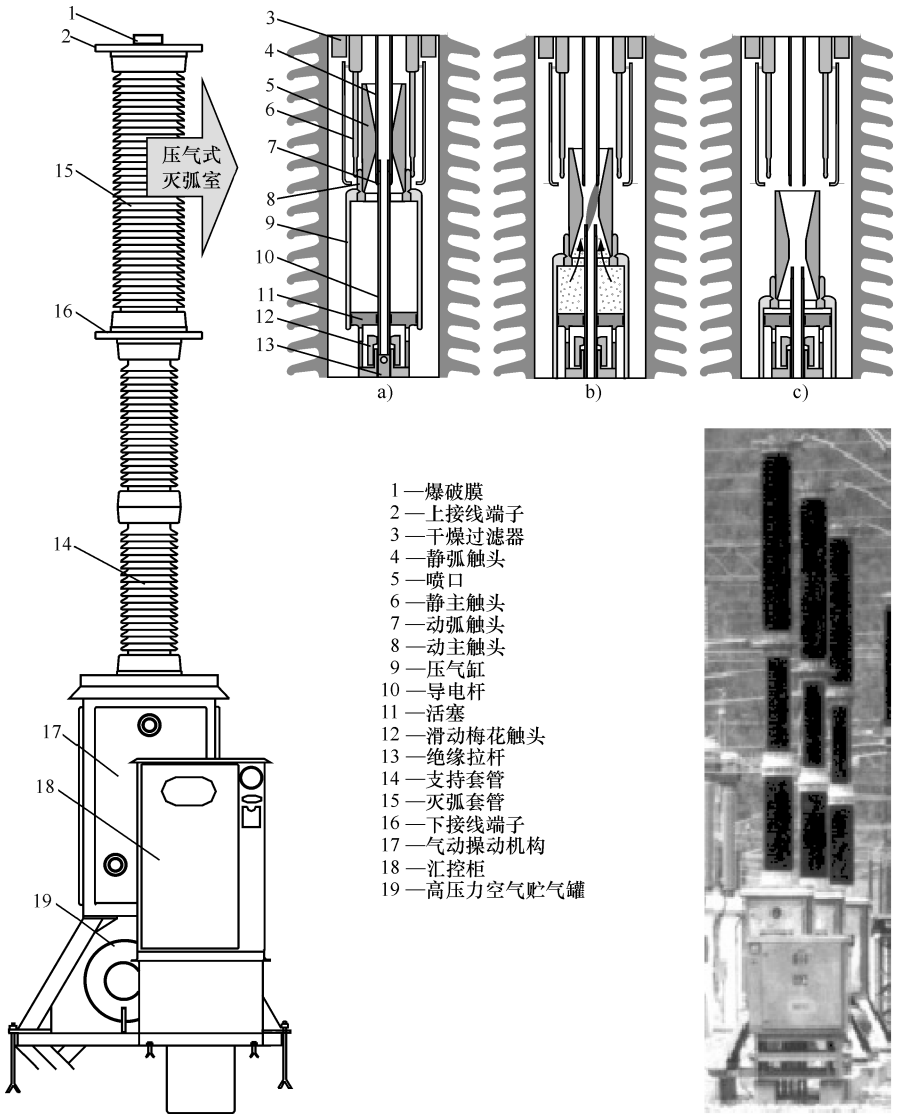


图 7-21　采用部分双向气吹和绝缘喷口的压气式灭弧室与气动操动机构的 245kV SF_6 断路器

a）合闸位置　b）熄弧过程　c）分闸位置

压气式断路器的一大优点是其灭弧室结构简单，增强了断路器的可靠性和机械寿命。每极灭弧室数目的减少也提高了最高电压等级断路器的可靠性。SF_6 的优异特性使得开发每极仅有四个灭弧室的 800kV 以上电压等级的断路器成为可能（见图 7-22）。这并不是极限，因为一些制造商已经开发出每极只有一个灭弧室的额定电压 550kV 的压气式断路器。

先前提到的压气式断路器的优点在金属封闭 SF_6 气体绝缘开关设备（GIS）中



图 7-22 每极有四个灭弧室的 800kV 断路器的极
相邻的是每极有一个灭弧室的 123kV 三极联动断路器

得到了充分利用，因为它为减小 GIS 体积提供了极大的可能。

然而，压气式断路器的主要缺点是需要相对较长的行程和较大的操作力，只能由满足高能量输出要求得很复杂的大功率操动机构来提供。压气式断路器所需要的操作功远大于油断路器。因此，除了额定短路电流较小的情况外，使用简单可靠的弹簧操动机构是不可行的。当额定短路电流在 40kA 以上时，在传统的压气式断路器中不得不采用气动或液压机构，这就对此类断路器的可靠性和成本产生了负面影响。

7.2.3.3 自能单压力式 SF_6 断路器

单压力式断路器或者归属于压气式断路器范畴，或者归属于自能式断路器范畴。这两种断路器类型的主要区别是，在压气式断路器中，利用由操动机构提供的机械能来压缩 SF_6 气体；而自能式断路器是利用电弧所释放出的热能来加热气体并使其压力升高，这就是其称作“自能式”断路器的原因。自能式断路器这一名称是由最早在市场上推广这一原理的制造商引入的，其他制造商还采用了各种各样的专有名称：自压缩式、自动膨胀式、电弧辅助式、热辅助式、自动压气式等，均描述了同样的工作原理。

每一种单压力式断路器都属于自能式断路器的范畴，因为实际上在所有压气式断路器中，电弧的热能都部分地用于增强压气室内的气体压力。

运行经验表明由于开断能力不够引起断路器故障的概率是很小的。事实上，大多数现场发生的故障都是机械方面的。因此，开关设备制造商都集中精力来生产简单可靠的操动机构。为了实现这一目标，制造商提出了如何降低分闸操作中作用在操动机构上的阻力这个基本问题。这样的思路引导了向自能式灭弧室方向的发展，可显著降低阻力并使可靠的小功率弹簧操动机构的应用成为可能。因此，自能式灭弧室代表了高压断路器发展的一个里程碑和重大进步。

在压气式断路器中，操动机构的大部分能量用来产生气吹压力。只有少量电弧热能用于增加气体压力。如果电弧能以某种方式提供产生气吹压力所需的全部能量，即与少油断路器类似，那就是理想的状况。这样，操动机构仅提供触头运动所需要的能量。基于这一原理的灭弧室是非常简单的，如图 7-23 所示。触头置于绝缘的灭弧室中（见图 a）。触头分离后，电弧在这个封闭的空间内燃烧一段时间，电弧释放的热能在此处累积，因而使灭弧室内部压力大幅度升高（见图 b）。当动触头离开喷口时，强烈的气流在电流零点熄灭电弧（见图 c）。

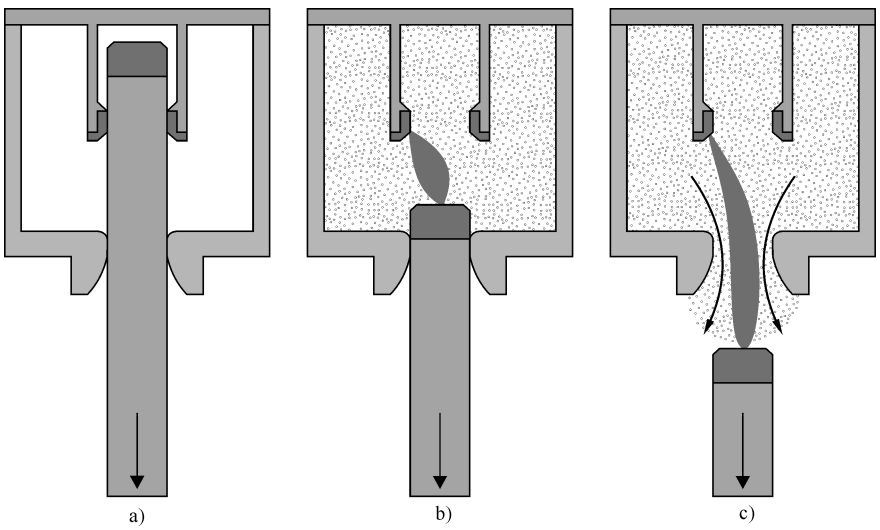


图 7-23　SF_6 自能式灭弧室的基本原理

a）合闸位置　b）封闭空间电弧　c）电弧的气吹与熄灭

然而，实验已经表明，至少在目前这种理想的状况是不可能实现的。当开断小电流时就会出现问题，因为电弧能量不足以产生足够高的气体压力来进行有效的气吹。这就是在过去的 20 年中一直采用自能式和压气式灭弧原理相结合的方式开发断路器的原因。由于流体力学计算机仿真的进步，可以准确地预测出气流的动态特性，从而促进了断路器在这方面的发展。

基于这种自能式与压气式相结合的工作原理，简单、可靠、功率小、电动机储能的弹簧操动机构也能很好地用于高压 SF_6 断路器。这类机构的应用早期局限于少油断路器和几乎所有的中压户内断路器。

对于不超过 30% 额定短路开断电流的较小电流开断来说，只需要相对较小的气吹压力，只有这部分能量需要由操动机构来提供。对于更大的电流，电弧自身就可以提供能量来产生足够的压力以保证电弧的有效气吹和冷却作用。

用来避免所产生的压力对操动机构造成不利影响的方法有很多，最常用的方法是采用带有合适的过压阀的自能式双气室灭弧室，避免了触头系统在运动过程中的减慢和停止。图 7-24 所示为应用此原理的自能式断路器的实例。

当开断不超过几千安的相对较小的电流时，这种灭弧室的工作方式与传统的压气式灭弧室完全相同。SF_6 气体在压气室 V_2 内被压缩，经过容积不变的热膨胀室 V_1 并沿着电弧流过喷口喉部（见图 7-24b）。此时没有产生足够的气体压力来关闭单向阀，因而热膨胀室和压气室形成了一个大的压气室。与传统压气式灭弧室不同，这种自能式断路器需要通过机构产生的气吹压力来开断部分额定短路电流的，即 20%~30%[282]。

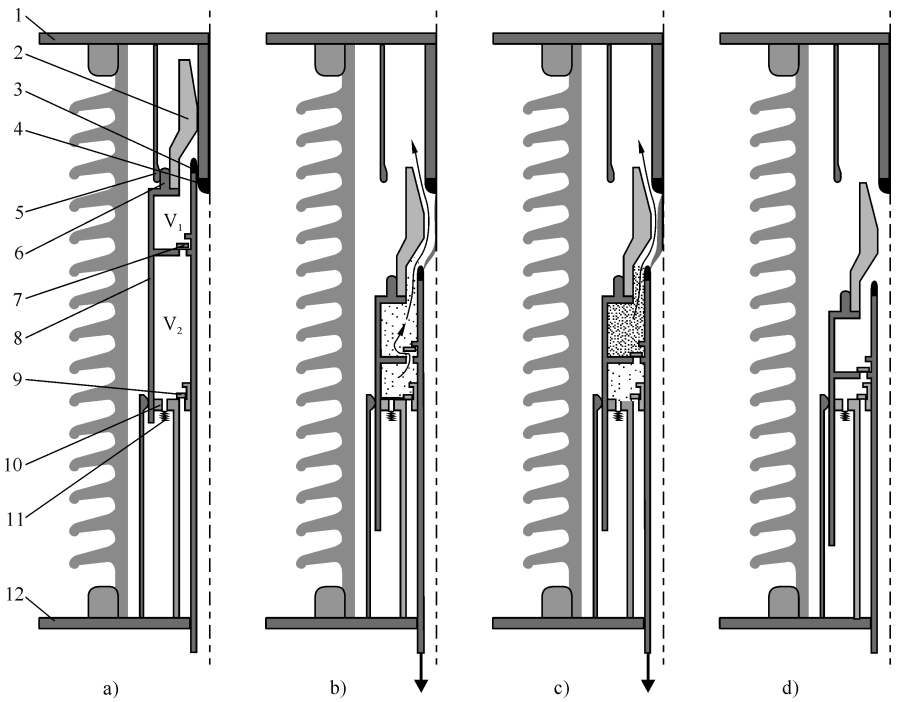


图 7-24 合理配置过压阀的 SF_6 自能式双气室灭弧室

a）合闸位置 b）开断小电流 c）开断大电流 d）分闸位置

V_1—热膨胀室 V_2—压气室

1—上接线端子 2—喷口 3—动弧触头 4—静弧触头 5—静主触头 6—动主触头 7—过压阀 8—压气缸 9—回气阀 10—活塞 11—过压阀 12—下接线端子

当开断更大的短路电流时，弧柱中释放的热能累积在热膨胀室 V_1 中，由于温度上升以及压气缸与静止活塞之间气体压缩导致压力升高。热膨胀室 V_1 内的气压持续上升直到其能够驱动单向阀到达闭合位置。至此，开断所需的全部 SF_6 气体都进入到容积不变的热膨胀室 V_1 中。随后该气室内气体压力的任何增加都只与电弧加热作用有关（见图 7-24c）。

大约在相同时刻，压气室 V_2 内的气压达到了足够高的水平而打开过压阀。由于压气室 V_2 内的气体从过压阀排出，就不再需要较高的额外操作功来解决 SF_6 气体压缩的问题，同时可以保持耐受恢复电压所必需的触头运动速度。从喷口喉部打开的时刻起，在机构作用下和/或较小瞬时电流值下电弧直径减小时，热膨胀室和周围空间的压力差所产生的气流沿着电弧流过喷口，使电弧在电流零点熄灭。

在合闸时，回气阀打开使 SF_6 气体进入热膨胀室和压气室。

这种类型的自能式灭弧室在相同开断能力下需要的操作功远小于传统的压气式灭弧室，即在 50%~70% 之间。

图 7-25 给出了另一种高压断路器灭弧室的工作原理，也采用了自能式和压气式灭弧相结合的原理。该灭弧室基本上是传统压气式灭弧室改进而成的，即在静触头的支持件上增加一个辅助活塞并合理设计喷口使其起到压气缸的作用，从而共同形成了一个具有容积可变的进气室的灭弧室。

在分闸过程中，当触头刚刚分离后，出现所谓的封闭空间电弧并持续数毫秒，造成压气活塞和辅助活塞之间的空间内压力升高。在开断较大电流时，电弧的热效应更加显著，使得封闭空间中的 SF_6 气体压力大幅度升高。

在辅助活塞作用下增加的压力产生了与驱动力同方向的附加力，从而帮助操动机构完成分闸操作。进气室内的压力上升会部分或全部作为压气室内压力提高所消耗能量的补偿。因此，该灭弧室也利用了自压缩原理。当辅助活塞脱离喷口后，集中了压气室内累积电弧能量和分闸弹簧能量的强烈气流使电弧冷却。从这一刻直至行程结束，该灭弧室与传统压气式灭弧室没有任何区别。在电流零点时电弧熄灭。

当开断小电流时，由压气活塞的压气作用和辅助活塞的进气作用共同驱动 SF_6 气流通过喷口。

在触头分离后的数毫秒时间内，由压气室和进气室组成的整个空间是封闭的并且容积会减小。这意味着该空间所处的压力较高，因而降低了小电容电流开断时的重击穿概率。

从机械结构的简易程度来看，该灭弧室与传统压气式灭弧室相当。

工作原理如图 7-26 所示的灭弧室以类似的方式操作，不同之处在于该断路器将辅助活塞安装在压缩活塞下方的动弧触头后面，而不是安装在静触头的支持件上。在该设计中，辅助活塞和压缩活塞的直径可以做到近乎完全相同，几乎能够实现全补偿。因而，触头运动变得实际上与电流无关了[198]。

以上提及的所有设计方案都属于单动灭弧室。这是最简单的一类设计，仅用了

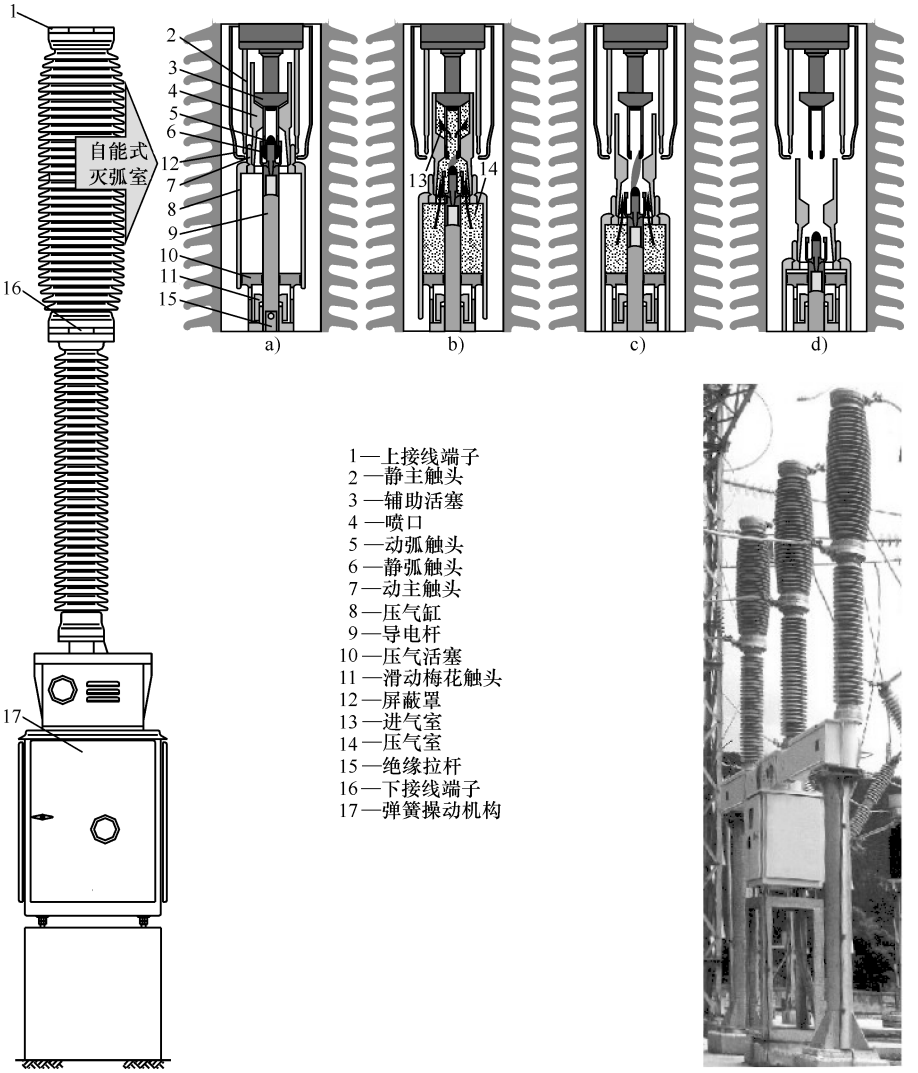


图 7-25　采用自能式和压气室灭弧原理相结合的配弹簧操动机构的 145kV SF_6 断路器

a）合闸位置　b）封闭空间电弧　c）熄弧过程　d）分闸位置

一组动弧触头和动主触头。将自能式、自补偿式和压气式灭弧室相结合，采用小功率的弹簧操动机构，对于额定电压 170kV 及以下断路器保证了高效灭弧室驱动的可靠性。因此，这种设计方案目前主导了市场。

7.2.3.4　双动原理

对于额定电压 245kV 及以上的断路器来说，触头行程和分闸速度必须增加。在操动机构的全部能量中，运动部件中的动能部分将迅速增加，这是因为该动能是随分闸速度的二次方与运动部件质量的乘积增加的；而对于旋转动能来说则是随角

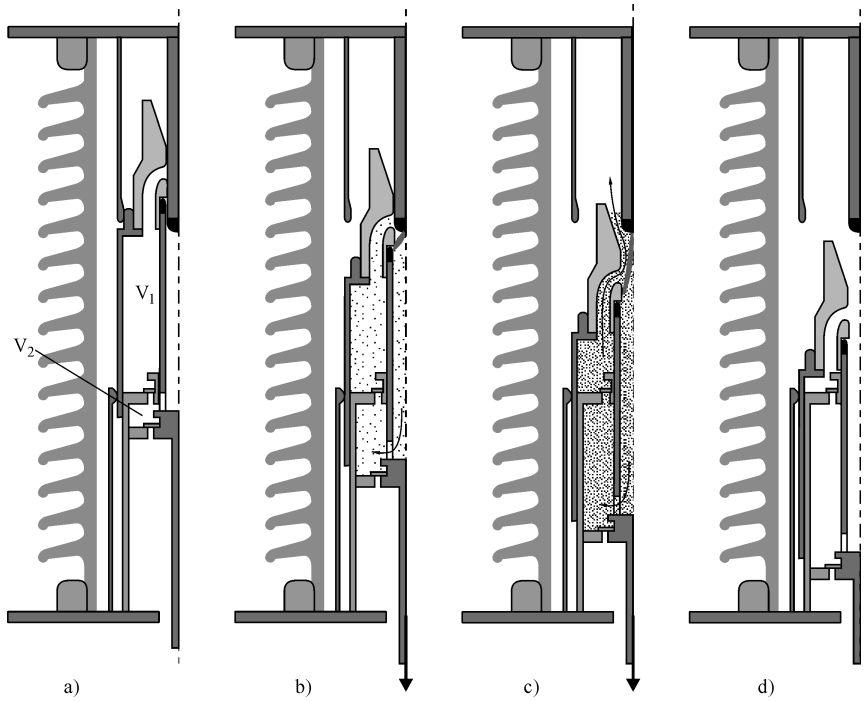


图 7-26　在压缩活塞下方动弧触头后面安装辅助活塞的
自能式和压气室灭弧原理相结合的 SF_6 灭弧室

a）合闸位置　b）封闭空间电弧　c）熄弧过程　d）分闸位置

V_1—压气室　V_2—吸气室

速度的二次方与转动惯量的乘积增加的。因此，虽然几乎满足仅提供动能的要求，但还是对大功率操动机构提出了要求。然而，结合了自能式、自补偿式和压气式灭弧原理的单动灭弧室可以利用双动原理来进一步优化。该原理的主要内容是置换两个反向运动的弧触头，此系统使分闸功显著降低。

图 7-27 所示为采用双动原理进行操作的断路器灭弧室。可运动的上触头系统通过连接系统与喷口相连，上、下触头系统就能按相反方向运动。这样，由于触头速度将是运动的上、下触头之间的相对速度，来自操动机构的速度要求会大幅度降低。如果两触头的速度都下降 50%，那么相对运动速度仍是 100%。同时，假设运动部件的质量不变，那么所需要的动能就会下降 4 倍。事实上，这一倍数是无法实现的，因为对更高额定电压来说运动部件的质量也将增加，这是因为绝缘距离更大并且必须运动的部件的质量相应更大。总的分闸功也包括压缩功，这对单动和双动原理来说都同样可以替代，因为主要依靠电弧自身能量来使压力升高的自能式和自补偿式原理可以与双动技术相结合。

存在这样的双动机构，它可以使上部的屏蔽罩运动来优化电场分布并获得更好

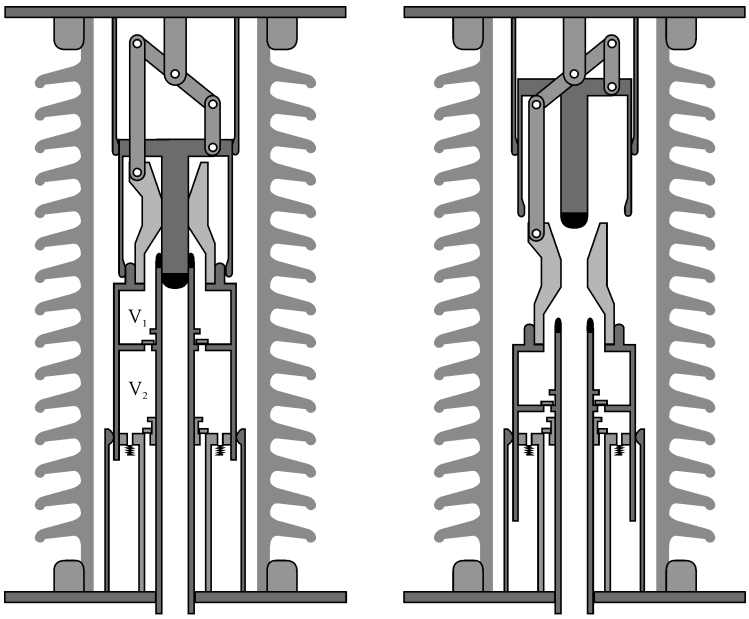


图 7-27 采用双动触头的 SF_6 灭弧室

a）合闸位置 b）分闸位置

V_1—热膨胀室 V_2—压气室

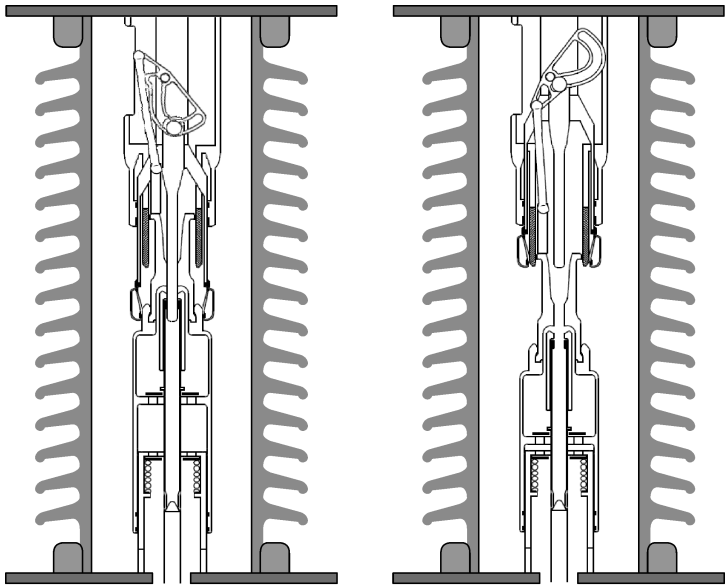
的绝缘性能。如果该屏蔽罩的运动速度与上弧触头的运动速度不同，可以认为是三动原理。

实现上动触头的非线性运动也是可能的。图 7-28 ~ 图 7-30 给出了基于此原理的三个不同实例，不同的制造商已在额定电压 245kV 及以上的断路器中实现了商业应用。

在图 7-28 给出的设计方案采用了旋转导向凸轮，其形状决定了上动触头的速度。上弧触头直到弧触头分离前 12mm 才开始运动，这时它以相反方向运动并加速，其速度几乎只能维持大约 10ms。然后，上弧触头开始减速，全部动能被转移到灭弧室下部的运动部件。旋转凸轮上导向的形状控制了定时和速度。在剩余行程期间的触头行程特性与未采用该机构时相同。

由图 7-29 所示的连接系统可以使上动触头产生类似的非线性运动。

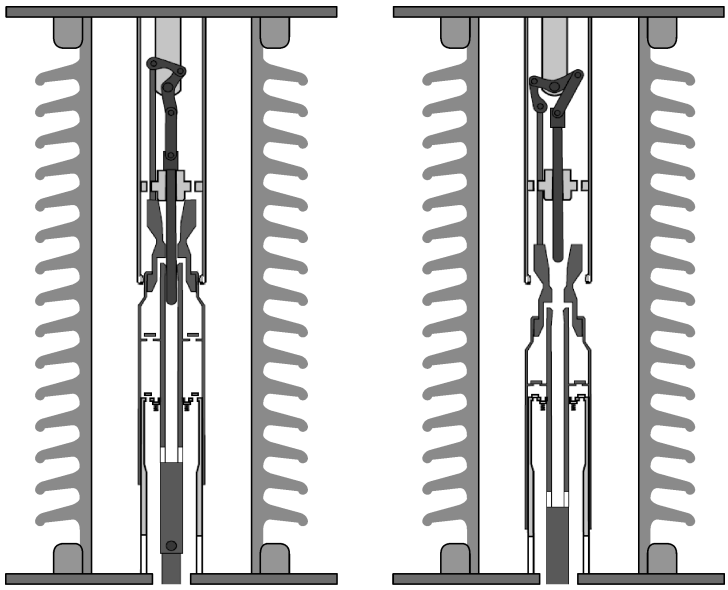
另一种非线性双动机构，即利用一个叉-杆副将上弧触头杆从一个位置移动到另一个位置，如图 7-30 所示。触头杆的附加运动明显增大了触头分离后大约前 10ms 内的相对分闸速度（见图 7-31）。在合闸时，弧触头在触头接触前的相对合闸速度也增大。这样，预击穿时间就减小了。通过控制电场分布使预击穿时的间隙距离更小，又减小了预击穿时间。为了减小电场应力，将屏蔽罩固定在喷口上。



a)　　b)

图 7-28　采用具有特别形状导向的旋转凸轮的双动机构

a）合闸位置　b）分闸位置



a)　　b)

图 7-29　具有产生非线性运动的连接系统的双动机构

a）合闸位置　b）分闸位置

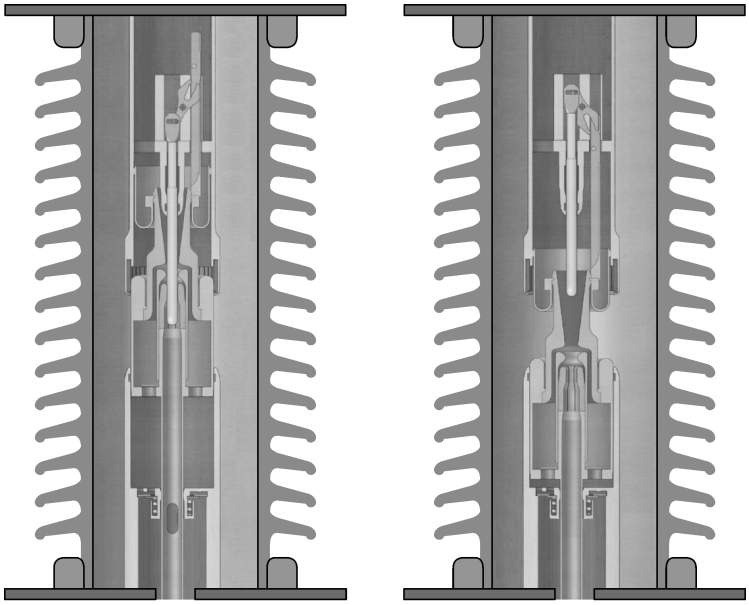


图 7-30 具有叉-杆副的双动机构

a）合闸位置 b）分闸位置

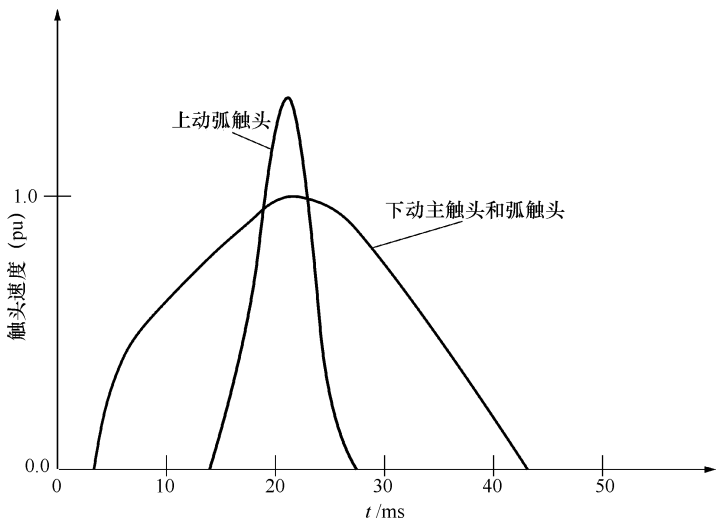


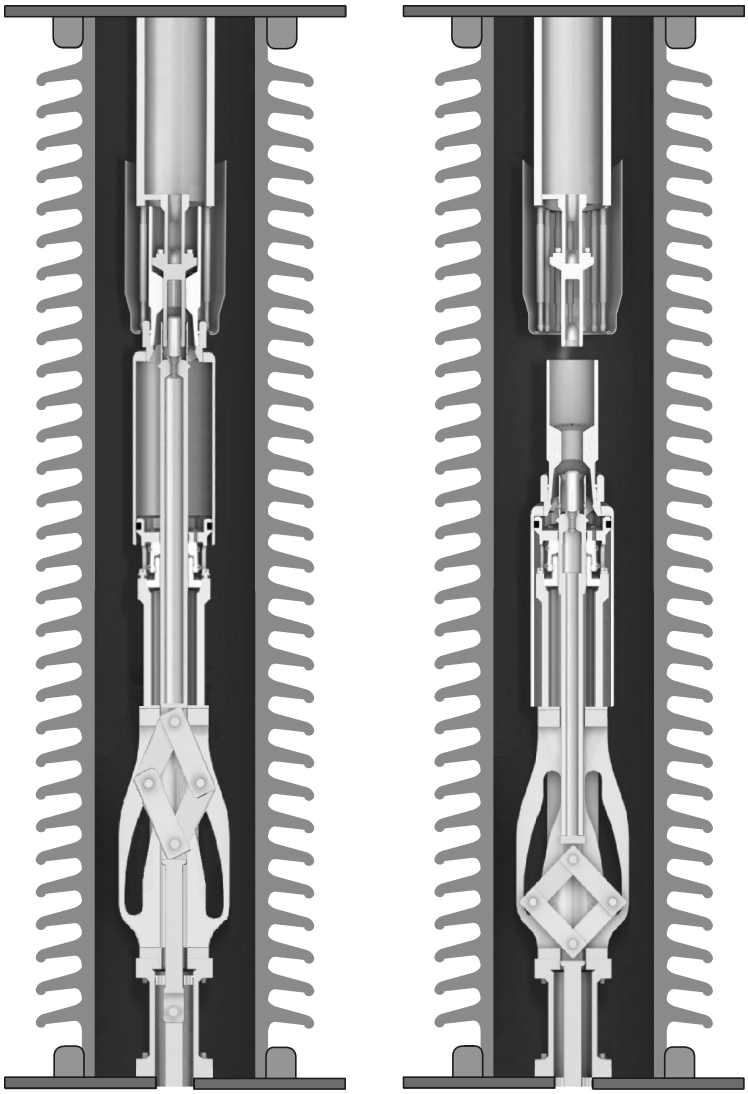
图 7-31 两触头的绝对速度

以上提及的实例说明了触头系统的双动原理如何能够使小功率弹簧操动机构应用到较高额定电压下。目标是通过降低操作功和简化设计来保证可靠性。

毫无疑问，操作功的降低减少了动力载荷，对操动机构的可靠性具有积极作用，因而对整个断路器的可靠性都有积极作用。然而，单动灭弧室的简易性却同时丧失了，因此这种灭弧室的可靠性预期会降低。

7.2.3.5　倍速原理

具有双倍速度的单动触头行程的灭弧室是双动原理的一个可能替代方案，可以通过安装在动触头下方的强有力的机构来实现（见图 7-32）。



a)　　b)

图 7-32　具有倍速触头行程的 SF_6 灭弧室

a）合闸位置　b）分闸位置

倍速触头系统的基本概念是将全部断路器运动部分的质量 m 分为两部分，上部质量 m_1 和下部质量 m_2，并临时将下部质量的一部分动能转移到上部质量，根据能量守恒原理有

$$E=\frac{mv^2}{2}=\frac{(m_1+m_2)v^2}{2}=\frac{m_1v_1^2+m_2v_2^2}{2} \tag{7-1}$$

为了实现动触头的稳定驱动并沿直线运动，采用了几个特定形状的导向器。同时，导向器的形状控制动触头的速度。导向器的第一部分是直线和平行的，使其两侧产生相同的运动。导轨的曲线部分在弧触头分离前约 12mm 处开始工作。这样，整个运动链的上部质量开始加速，而下部分质量开始减速。这一增加的速度只能在触头分离后维持 10ms，之后导向器又变成直线和平行的，使其两侧速度相等，剩余的行程则与没有倍速机构时的情况相同。

上部质量速度（分闸速度）的实际提高也取决于运动链的驱动和灭弧室侧的质量比，并降低到同一点。分闸速度的提高仅在触头分离后十毫秒是必需的。利用导向器的合理形状，甚至可以在不增强触头碰撞的情况下提高分闸速度，图 7-33 中的曲线对此进行了说明。由于通过灭弧室喷口的上下触头之间的固定机械连接不是必需的，灭弧室的机械简易性几乎被完全保留下来，使得在套管中安装和拆卸灭弧室更加容易，这是倍速原理的重要特点。

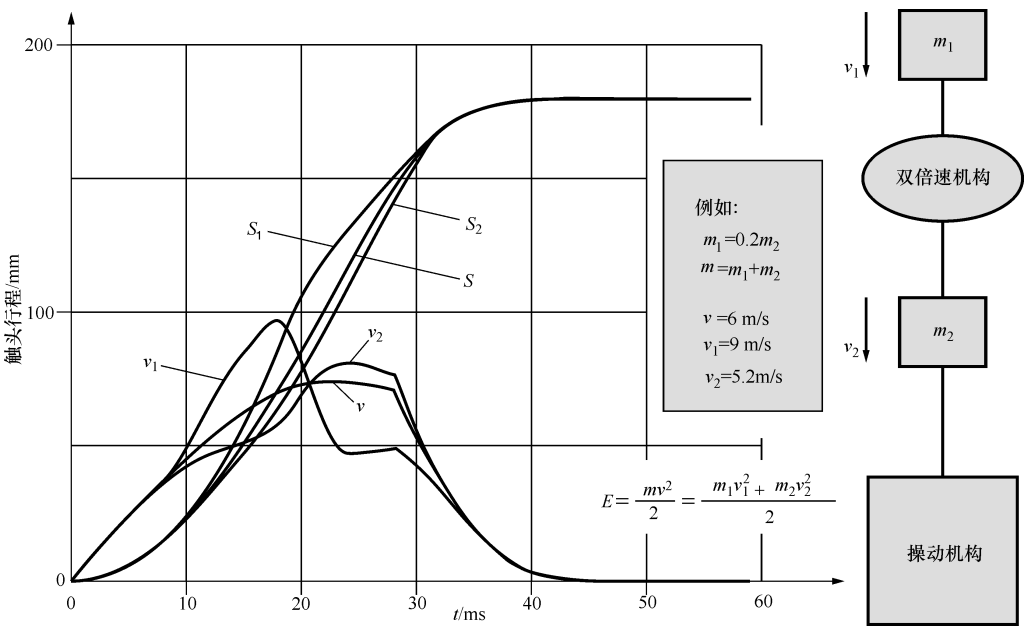


图 7-33 倍速（单动）触头行程的基本概念

将自能式、自补偿式和压气式原理相结合，无论是倍速还是双动触头，都显著降低了分闸功。与第一代压气式断路器相比，这种结合使所需的操作功几乎降低了

一个数量级。这很好地说明了在过去 40 年里高压 SF_6 断路器发展领域中所取得的巨大进步。

而且，自能式和自补偿式原理还减少了灭弧所必需的 SF_6 气体用量，因此灭弧室外壳的总容积可减小 40%[269]。这在经济和环境方面都是非常重要的。

有些事情值得关注，最早致力于 SF_6 断路器的研究者们即使在当时就已经试图开发利用电流开断过程中的电弧热能，然而效果并不显著。这方面的工作在 30 年后又重新开始，此时作为实现优化并不断进步的先进手段，设计者们已经有了更好的电弧模型和运算速度更快的计算机来处理问题。目前，断路器操作过程的计算机仿真已经广泛应用于灭弧室结构、灭弧室与操动机构之间机械相互作用的优化。仿真的另一个目的是通过减小操动机构和整个运动链上的受力来进一步提高断路器的可靠性。

新的计算机仿真工具的发展，以及对开关物理过程理解的深入，推动了现有灭弧室的优化和新型灭弧室的设计，这也减少了新型断路器研究、开发和型式试验过程中所必需的昂贵的短路与开合试验的数量。计算机辅助技术已经代替了产品开发中较早采用的经验方法，并且在缩短开发周期方面有明显趋势。

7.2.3.6　旋弧式 SF_6 断路器

在所有其他类型的 SF_6 断路器中，电弧冷却都是通过沿着电弧驱动气流来实现的。只有在旋弧式 SF_6 断路器中，气体不运动而是让电弧运动并在静止的 SF_6 气体中旋转。最终的效果在本质上是相同的，倘若由被开断电流产生的磁场足够强，那么用这种方式就可以实现有效的冷却和成功的熄弧。

旋弧技术有一个巨大的优势，就是所需的触头行程短、操作力小，因此操动机构的操作功非常小。旋弧式 SF_6 断路器可以设计采用功率更小因而价格更低的操动机构，实现比压气式断路器更为紧凑的设计。旋弧技术的更深层次优点是降低了触头磨损，因为它驱使弧根运动。并不令人惊讶，这就是几十年来致力于此灭弧原理的研究和一些相当宏大的计划的原因所在。然而，迄今为止，旋弧式灭弧原理还没有 SF_6 气体中的其他灭弧原理那样有效。在大多数情况下，仍需要附加的电弧气吹，即辅助压气作用来增强较低故障电流水平下的性能。这是因为当自生磁场强度不足以维持有效的电弧运动时，高效并安全地开断较小电流是不可能的。换句话说，如果没有辅助压气作用，结果会是没有或仅有很小的气流，断路器在开断电容电流时就可能存在问题，关键在于究竟有没有可能解决这一问题。目前，SF_6 气体中的旋弧技术仍是一个挑战。

7.2.4　真空断路器

与目前已知的所有其他类型断路器相比，真空断路器在机械上是最简单的，基本上仅由安装在真空泡内的静触头和动触头组成。当触头分离时，电弧由提供灭弧介质的阴极或负极性触头释放出的电离金属蒸气来维持，这与采用电离气体作为灭

弧介质的充气或充油灭弧室的情况不同。当电流接近零点时，电离作用消失和蒸气冷却都是非常快的，保证了有效的电流开断，几乎与瞬态恢复电压的上升率无关。

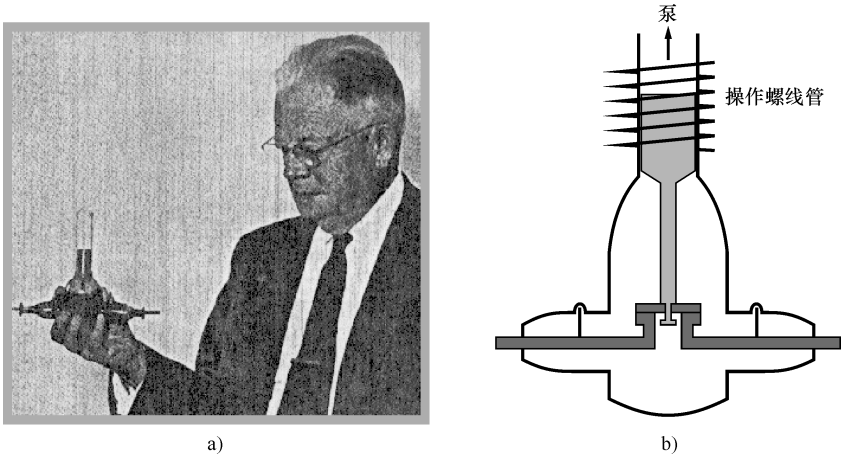
从概念上讲真空断路器通常是很简单的，但其发展却比其他任何开断原理需要更多的时间和研究工作，这是由于当时一些支撑技术是无法实现的。

首先，这些问题与高度除气的触头材料，即被称为不含气电极的制造有关。除气是防止初始真空状态劣化所必需的，因为通常留在金属材料内部的大量气体在燃弧过程中会释放出来，气体累积并破坏真空度。

另一个问题是缺乏合适的技术实现陶瓷和玻璃外壳与金属外壳的焊接或钎焊、陶瓷-金属密封，而这是在密封断路器的 20～30 年寿命期间保持高真空所必需的。早期真空灭弧室的另一个薄弱环节是由截流产生的严重的过电压，那时采用高熔点金属，如钨和钼作为触头材料以吸收燃弧过程中由电极形成的气体。

最后，高度清洁的触头表面在真空中产生严重的熔焊，这经常在正常触头压力和空载情况下发生[174]。

最早提出利用金属蒸气作为灭弧介质的观点是在 19 世纪，但是对真空开断的第一次认真研究是由 R. W. Sorensen 和 H. E. Mendenhall 于 20 世纪 20 年代在加利福尼亚理工学院（美国）进行的。他们证实了电流的成功开断，并在 1923 年研制出第一台真空开关（见图 7-34）。



a)　　b)

图 7-34　a）摄于 1962 年的照片：Sorensen 博士与 1923 使用的真空开关；
b）真空开关的结构示意图[174]

许多年来，真空灭弧室的巨大优势深深地吸引着开关设计者们，这完全是由于作为开断介质的“真空”的内在特性。除了已提到的机构简易性外，真空灭弧室不需要外界提供任何气体或液体，所以是不可燃的且不会释放出火焰或高温气体。由于气体分子之间没有非弹性碰撞，在电流零点电弧开断后真空具有最快的介质恢复强度。这意味着不存在气态介质中引发介质击穿的雪崩机理。

因此，真空断路器不需要电容器或电阻器来开断近区故障。由于燃弧时间短，触头间隙和电弧长度小，耗散在真空中的电弧能量几乎是 SF_6 中的 1/10，甚至比油中还要少。电弧能量小使得触头烧蚀程度低。至少与其他类型的断路器相比，真空断路器需要相对较小的机械能来操作，因而可以采用简单可靠的操动机构，并且操作过程中噪声小。

以上提及的优点是克服现存技术问题的动力。到 20 世纪 50 年代末，经过长时间的努力并几乎开发出成功的真空断路器后，这些努力终于产生了结果。等离子体物理知识的进展和触头熔炼、陶瓷焊接领域的发展提供了支撑，使得真空灭弧室变成现实。最终，美国通用电气公司于 1962 年宣布开发出第一台商用真空断路器，从那时起真空泡作为可行的灭弧室而牢固地确立了自己的地位。

真空断路器的核心部件是真空灭弧室，也称为真空泡，它是一个由密闭封接在一起的陶瓷和金属部件制成的真空密封容器，气体被完全排空而达到高真空状态。真空灭弧室内部的压力小于 10^{-2}Pa。一对触头置于真空灭弧室内部，利用金属波纹管使其中一个触头运动，从而将触头分开，这是因为对于真空来说任何类型的垫圈都不足以密封。电弧由电极蒸发出的金属蒸气来维持并在触头分离过程中被拉长。电弧在电流零点熄灭，蒸气粒子凝结在固体表面。

真空灭弧室的成功开断几乎与瞬态恢复电压的上升率无关，但其介质恢复特性在很大程度上受阳极斑点形成的影响，这主要取决于电极材料及其设计。阳极斑点是相对较大的熔融金属“池”，在正弦电流幅值附近产生。如果阳极斑点大到无法在电流过零点时凝固，将继续发射蒸气，因而削弱了介质恢复强度。因此，真空灭弧室触头系统中的电弧控制装置旨在抑制阳极斑点的形成[㊀]。为此，开断过程中真空触头的输入能量密度最小化是很重要的。为了实现这一目标，电弧应保持扩散形态，这样可以减少每平方毫米的能量输入；或使电弧保持螺旋运动，以避免电弧滞留在某一个位置。因为没有机械的方法来控制真空电弧，影响电弧通道的唯一可能是通过与磁场相互作用的方式。已经提出了许多设计方案来实现这样的相互作用，但两种最实用的方法如下：

1）利用电弧电流与其产生的横向磁场之间的相互作用；

2）利用安装在真空灭弧室内部或外部且作为灭弧室组成部分的产生纵向磁场的线圈。

取决于所采用的方法，磁场可以按径向/横向或纵向的方向与电弧发生作用。

真空灭弧室的开断能力还取决于触头的表面积。在纵向磁场条件下，较大的电极具有更好的开断能力（见图 7-35）。额定电流也与触头表面积有关。因此，触头面积必须足够大以吸收电弧能量而不会过热，而且要在足够的面积中提供充足的接

㊀ 见第 4 章。

触点，从而在额定电流通过期间保证合理的功率耗散。

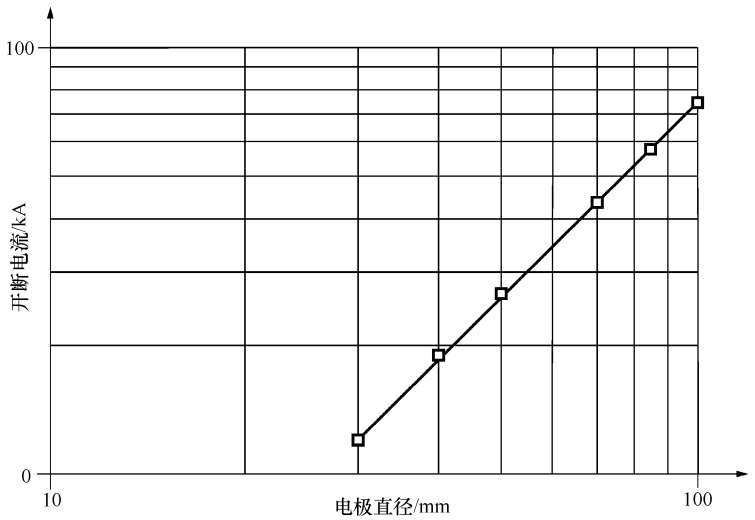


图 7-35　纵向磁场下真空灭弧室的开断能力与电极直径的关系[156]

真空灭弧室中进行开断的空间位于触头间隙、触头自身的长度以及触头与屏蔽罩之间。

因为真空的高绝缘强度，真空灭弧室内部空间可以相当小，但是真空灭弧室外部的绝缘强度同样要满足要求。因此，主要是外部绝缘强度决定了真空灭弧室的绝缘筒长度。某些专门设计的灭弧室在使用时浸入到 SF_6 中，比在空气中使用的灭弧室要短得多。

很多可能的真空灭弧室设计方案都已经被考虑，图 7-36 给出了其中最重要的两种。总体上讲，绝大多数商用灭弧室都是这两种类型的。

在方案 a 中，触头被冷凝金属蒸气的主屏蔽罩包围，该屏蔽罩用来保护绝缘的陶瓷内壁使之不会被冷凝的金属蒸气变成导电的。两个端部屏蔽罩阻止金属蒸气从端部盖板反射到绝缘筒上。在大多数设计中，主屏蔽罩处于悬浮电位，因为那样开断性能更好。屏蔽罩还有另外一个功能，就是减轻陶瓷与金属连接处的电场应力。所谓的三体交界处：即导体、绝缘体和真空之间是引起击穿的放电源点。减小三体交界处的电场应力可以降低击穿概率。

这一设计方案中，灭弧室的长度比它的直径略大一些。导电杆相对较短，简化了机械和热方面的设计。

图 7-36b 给出了一种替代设计方案，以增加长度为代价使真空灭弧室的直径减小。主屏蔽罩成为外壳的一部分，将绝缘筒等分为两部分并分别置于灭弧室两端。另一个附加的屏蔽罩用来保护波纹管，以免它被来自触头的炽热粒子烧穿。

从设计的角度来看，重要的是主屏蔽罩要具有足够的热容量和热导率来吸收热

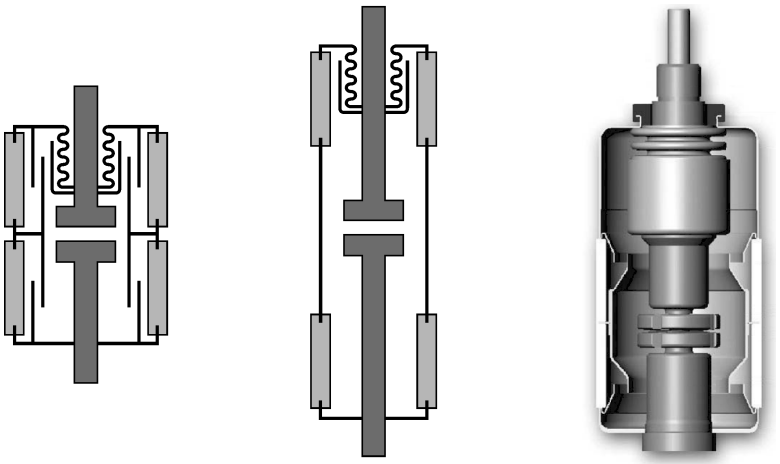


图 7-36　真空灭弧室设计方案，每个都具有相同的触头和屏蔽罩尺寸

a）长度较小而直径较大　b）长度较大而直径减小　c）采用设计方案 a 的真空灭弧室横截面[289]

流而不会使温升过高。

除了超常的开断能力外，真空灭弧室最重要的特点是它的机械寿命和电寿命。真空灭弧室的机械寿命超过了断路器所要求的机械寿命。真空灭弧室可以在免维护的情况下进行 1 万次正常负载操作，并且能够满足标准要求的延长的电寿命。真空灭弧室是环境友好型产品并且不会造成潜在的健康危险，在其寿命结束后也不需要进行专门的废物处理。另外，真空灭弧室的结构是对用户友好的，易于安装在真空断路器中（见图 7-37）。在任何需要的时候更换真空灭弧室也是很方便的（见图 7-38）。

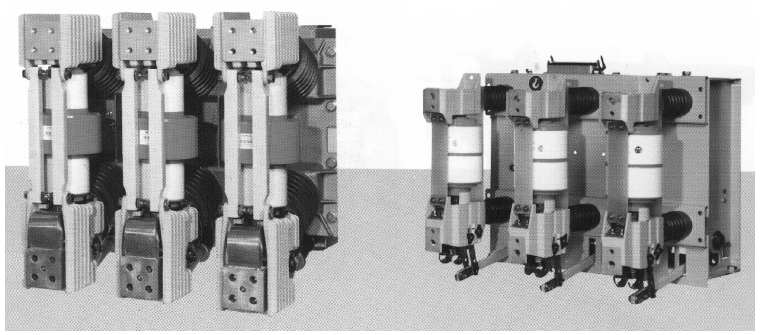


图 7-37　真空断路器

真空技术被认为最适合用于中压领域。虽然 72.5kV 和 145kV 的商用灭弧室已经开发出来，但还没有得到广泛应用。目前一致认为真空断路器将在 21 世纪的中

压技术领域特别是在工业应用领域占据主导地位。

之前提到，在额定电压 52kV 以上的高压领域，真空断路器的运行经验十分有限。尽管如此，目前仍可预计会有越来越多的真空断路器将在额定电压 72.5kV 与 170kV 之间的场合安装使用；最多的是在日本，已经安装了数千台高压真空断路器。主要驱动力是对 SF_6 气体强温室效应日益增长的全球性关注[⊖]。然而，在这方面的讨论中必须要考虑真空对 SF_6 的全寿命周期分析。尤其是与 SF_6 断路器相比，真空断路器具有较高的负载损耗。对于公正的碳足迹分析来说，这一点必须要考虑在内。使用高压真空断路器的其他原因还有开关操作次数多，在极低温度下无液化问题和少维护等。

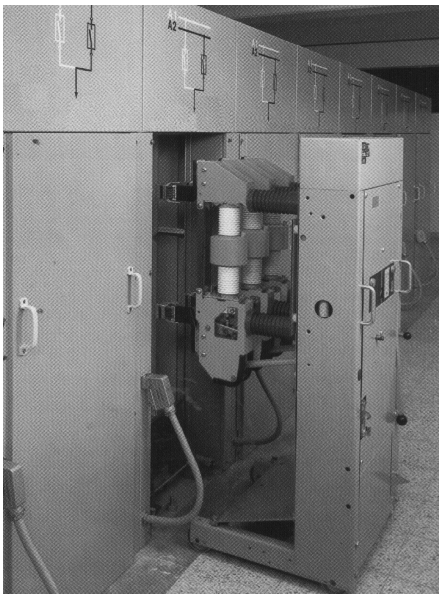


图 7-38　在中压开关柜内的可抽出式真空断路器

7.3　操动机构

断路器操动机构的首要功能就是提供操作功和实现触头合分的手段。起初，这似乎是一个相当简单的要求。但是，大多数断路器投入运行后就在很长一段时期内处于分闸或合闸的静止状态。而要求开断或关合时就必须可靠动作，不能有延时或迟缓。

另外，操动机构应为电网控制和保护系统提供接口。

操动机构是断路器的非常重要的部件，机构的故障会造成非常严重的后果，操动机构在所有运行条件下都必须高度可靠并保持性能的一致性。因此，重要的是要特别关注诸如使用的油脂类型、闭锁点和轴承的最大压力等问题，其中最重要的是操动机构的输出功。

对不同类型的断路器可以有许多不同类型的机构以供选择。所有机构的共同点是在弹性媒质中储存势能，该势能可以在较长时间内由小功率源储能来获取，例如小功率电动机。在关合或开断操作时，积累的能量在数毫秒时间内释放，在触头分离前提供很大的操作力以使触头加速到需要的速度。

⊖　见第 5 章。

不同类型的断路器对操作功和操作力有不同的要求，这取决于开断能力、灭弧介质和熄弧原理。例如，压气式 SF_6 断路器需要很大的操作力以压缩压气缸中的 SF_6 气体。开断电流越大，则需要的力就越大。但是，关合时需要的力就要小很多。

一般要求总的开断时间要尽可能短。通常，当要求较短的开断时间时，例如两周波断路器，开断时间必须小于工频电流的两个周期，对于 50Hz 是 40ms，对于 60Hz 是 33.3ms。获得如此短的开断时间是非常困难的，特别是带有相当重的触头的压气式断路器。为了使加速度保持在合适的数值范围内，以保证断路器具有足够长的机械寿命，从接到分闸指令起到触头行程开始的时间间隔，即所谓的延迟时间，必须降低到绝对最小值（见图 7-39）。在此期间，分闸指令必须被放大到一定水平使其能够释放积累的操作功。

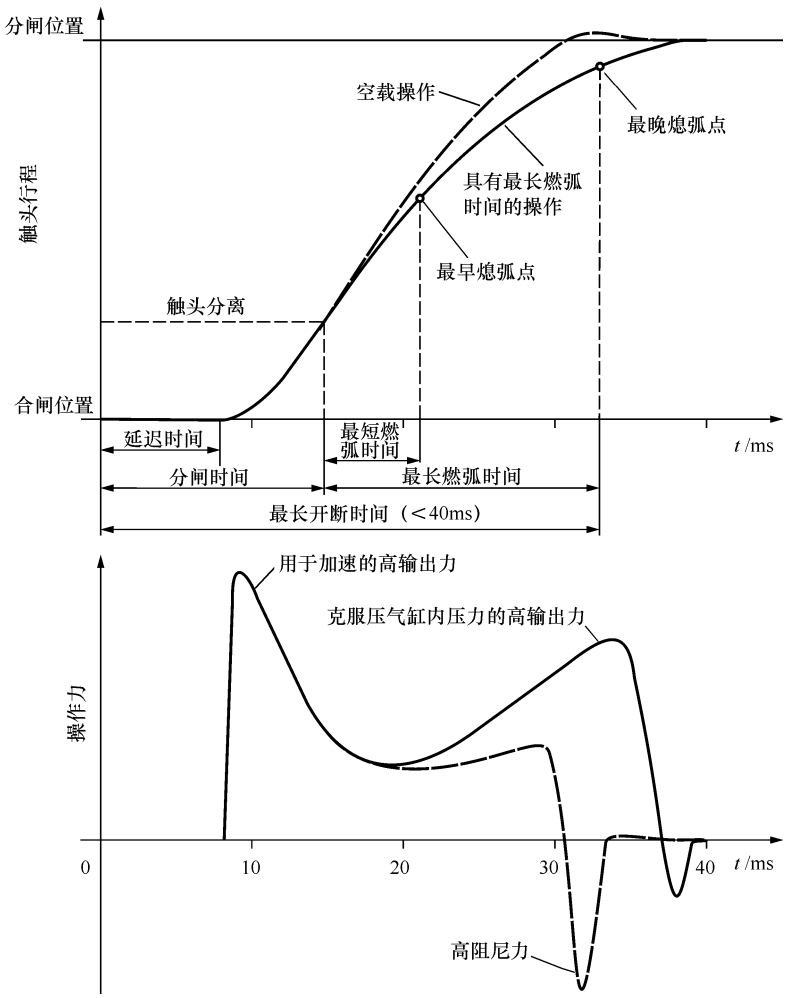


图 7-39　两周波压气式断路器开断要求的实例

两周波压气式断路器的操动机构必须具有以下特性[281]：

1）在触头行程开始前的延迟时间要最小；

2）强大的操作力能在触头分离前加速触头至所要求的速度，并在尽可能短的时间内到达最早熄弧点；

3）在触头行程末尾继续保持强操作力，恰好在熄弧前电弧在压气缸内产生了高压力；

4）在空载操作中，需要适当的阻尼装置来吸收所释放的操作功。

在关合过程中，对于操作力或关合时间并没有任何实际问题。

无论操动机构的类型如何，大多数断路器的共同要求是在没有外部电源的情况下实现分-合-分的操作顺序。在合闸操作后，断路器应总能在无蓄意时延的情况下立即分闸。根据 IEC 62271-100[180]，有以下两种可供选择的额定操作顺序㊀：

1）O-0.3s-CO-3min-CO，用于快速自动重合闸的断路器。0.3s 的无电流时间是基于故障情况下系统中外部电弧周围的空气的恢复时间。3min 的时间是在 O-0.3s-CO 后操动机构重新储能所需的时间。取代 3min 的其他值，即 15s 和 1min 也可用于快速自动重合闸的断路器。

2）CO-15s-CO，用于无快速自动重合闸的断路器。

根据操作要求，即单相或三相自动重合闸，断路器可能有一台或三台操动机构。

根据能量储存方式的差别，适用于高压断路器的操动机构可分为气动、液压或弹簧驱动。在一个设计方案中也可能将多种类型相结合，例如气动分闸和弹簧合闸，反之亦然。另外，还有些设计方案基本上使用与气动机构相同的技术，但是用 SF_6 气体代替空气。

某些中压断路器要求的操作功底，例如真空断路器，能够借助电磁操动机构或电磁执行机构来分闸与合闸，作用在灭弧室触头上的操作力由受控的磁场产生。

最新发展的一种操动机构是电动机驱动的㊁。用于电动机驱动操作的能量以电场的形式储存在电容器组中。

7.3.1 气动操动机构

气动操动机构将势能储存在压缩空气中。压缩空气贮存在靠近操动机构的罐体内，其压力通常为 1.5～2MPa，通过大型主阀门并经短管进入操作气缸内以减少操作时间。图 7-40 说明了这种气动操动机构的工作原理。在分闸时，电磁铁驱动数个级联闭锁构成的运动链，最后一个闭锁打开主阀门。在分闸活塞的全部行程期

㊀ O 表示一次分闸操作；C 表示一次合闸操作；CO 表示一次合闸操作后立即（即无任何故意的时延）进行分闸操作。

㊁ “驱动”是操动机构的通用术语。

间，主阀门保持打开状态。该活塞通过链接与旋转轴上的外部双杠杆相连。运动传递到断路器的操作杆，缓冲装置用来保证行程结束时触头的柔性制动并吸收多余的能量（图中并未给出）。压缩空气从另一个气缸中排放到周围空气中，通常要经过噪声抑制器。除了压缩空气供给合闸活塞外，合闸操作与此相似。

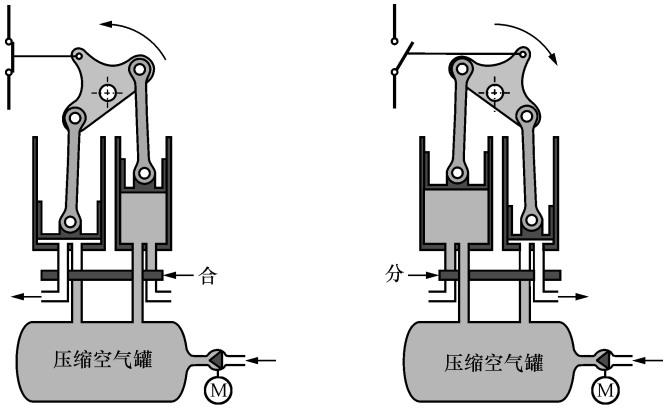


图 7-40　气动操动机构的工作原理

图 7-41 说明了将气动分闸和弹簧合闸相结合的另一种机构的工作原理。它使用分闸活塞来驱动灭弧室并给合闸弹簧储能。当灭弧室触头分开时，机构的主杠杆阀门通过死点并使断路器保持在分闸位置。合闸过程则是通过给合闸线圈通电来打开合闸阀，提供压缩空气给操作活塞来实现的。压缩空气的气动力仅释放死点闭锁，而在剩余行程中则由合闸弹簧驱动灭弧室。

气动机构对于压缩空气断路器来说是一个合理的选择，因为压缩空气已用于绝缘和开断。但是，气动机构也用来操作 SF_6 和油断路器，特别是 420kV 及以上的快速断路器，过去在这方面的选择通常限于气动或液压操动机构。

然而，由于高操作压力，总是存在空气泄漏的危险，特别是在低温的情况下。由于压缩空气中的水分，还存在腐蚀的风险。在开式循环的气动系统中，空气能在二氧化碳和二氧化硫的冷凝物中产生碳酸和硫酸。冷凝水冻结也会产生问题。因此，气动和液压操动机构的使用正逐渐减少。

在不久前，由于自能式 SF_6 灭弧室的引入，弹簧操动机构也应用于高电压等级的 SF_6 断路器。由于其简单的设计方案，可靠性和成本优势超过其他操动机构，弹簧操动机构是几乎全部电压等级断路器的优先选择。

7.3.2　液压操动机构

在液压操动机构中，能量通常是存储于一种压缩气体——氮气中。不可压缩的液压油仅仅作为蓄能器和操作活塞之间能量传输的介质。因此，液压操动机构在某

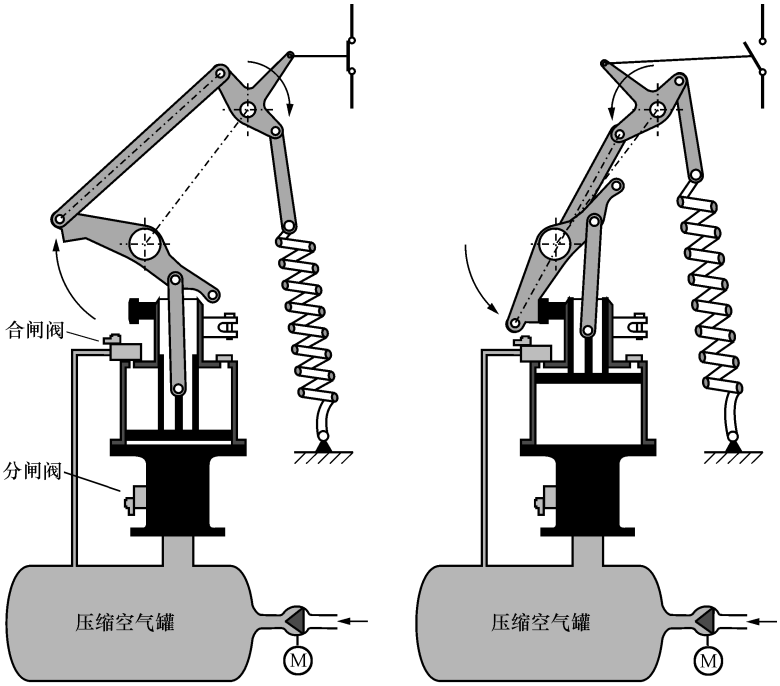


图 7-41 将气动分闸和弹簧合闸相结合的操动机构的工作原理

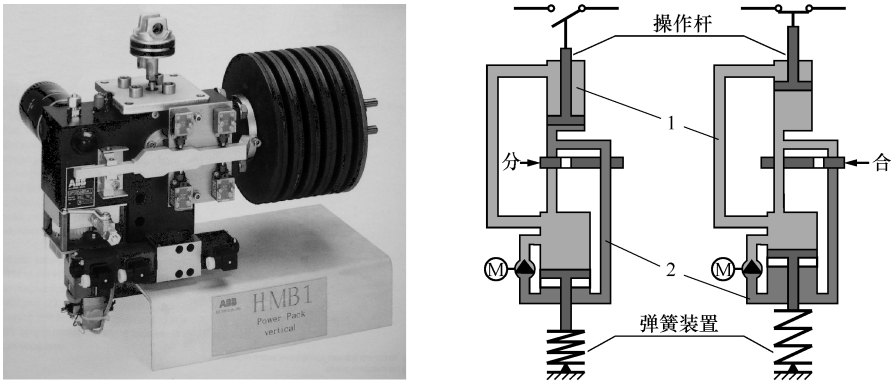
种程度上代表了气动操动机构的变体。

约 30MPa 的高操作压力使操作活塞和整个操动机构体积小且操作力和操作功大。

液压操动机构的能量也可储存于弹簧液压装置中，使其以液压的方式储能。液压弹簧驱动适用于需要较小操作功来执行开关操作的自能式 SF_6 断路器，其体积小，没有蓄能器的气体泄漏问题，消除了环境温度对储存能量的影响，具有显著的优势。

液压弹簧驱动的工作原理示意图如图 7-42 所示。差压工作活塞通过被碟形弹簧组压缩的油来驱动，用来在分闸和合闸过程中操作断路器。液压泵在一定压力下将油输送到高压存储容器中，其中储能活塞与碟形弹簧组相连。液压泵与高压容器之间的单向阀能够避免液压泵停止运转时的压力损失。差压工作活塞的操作杆一侧不断受到系统高压力作用，当其前端与低压存储容器相连时（见图 b，左），操作杆稳定地处于分闸位置。系统高压力施加时，借助连接活塞前表面的转换阀（见图 b，右），工作活塞运动至合闸位置，这是因为储能活塞前表面的面积大于工作活塞操作杆一侧的面积。

根据开关操作所需要的油量，弹簧装置的势能被释放，该油量立刻由液压泵补



a)　　b)

图 7-42　a）液压弹簧驱动[290]　b）工作原理示意图
1—高压油　2—低压油

偿。只要系统中高压力得以维持，差压工作活塞就会保持在合闸位置。受压力控制的机械连锁能够避免活塞在压力降低的情况下自动运动至分闸位置，图中未给出相应情况。

当转换阀切换到分闸位置时，工作活塞前端的油流到低压存储容器，从而使工作活塞运动到分闸位置。弹簧装置的势能再次释放并由液压泵自动储能。

与气动机构相比，在液压操动机构中防止泄漏就要重要得多，因为液压油要保存并循环使用。因此，大多数零部件的制造公差要小很多。液压操动机构，特别是最早一代产品，由于垫圈的问题大多具有相对较高的故障率，尤其是在低温的情况下。弹簧装置内的能量存储与氮气蓄能器相比具有显著优势，不存在蓄能器气体泄漏的可能性，也消除了环境温度对储存能量的影响。

液压操动机构的另一个缺点在于必须使用复杂而昂贵的测量和自动压力保持系统，该系统也要求运行人员在技术方面具备较高的技能。

液压操动机构噪声水平低，适用于各种类型的断路器。然而，因其复杂程度和高成本使其仅限于应用在需要高能量输入的大功率断路器中。

7.3.3　弹簧操动机构

只要能量要求适中，在弹簧中储存操作能量这一简单方式还是非常有吸引力的。弹簧操动机构的主要优点是开断能量总是可用的，只要被释放就行。

因为弹簧通常由电动机储能，这种类型的机构常被称为电动机储能弹簧操动机构。

通过近一百年的运行经验，特别是因为具有优异的机械可靠性，证明弹簧操动机构与气动和液压机构相比具有很大的优越性，与多油断路器和压缩空气断路器相

比，少油断路器优秀的机械可靠性很大程度上是因为使用了弹簧操动机构。少油断路器中的弹簧操动机构设计用于传输高合闸功，而 SF_6 压气作用则需要高分闸功。因此，合闸弹簧中储存能量的主要部分必须在合闸时转移到分闸弹簧中。

在过去的 20 年中，SF_6 自能式和自补偿式灭弧室不断发展并在最近得到更多应用的主要原因之一在于一个简单目标：对于制造商而言，使得到充分证明的可靠的小功率弹簧操动机构的应用成为可能。在 20 世纪，弹簧操动机构已用于中压断路器并扩展至更高的额定电压。这一发展目标是将弹簧操动机构也应用于 245kV 及以上电压等级，50kA 及以上电流等级的 SF_6 断路器。

图 7-43 说明了带有螺旋合闸弹簧的电动机储能弹簧操动机构的传统概念。

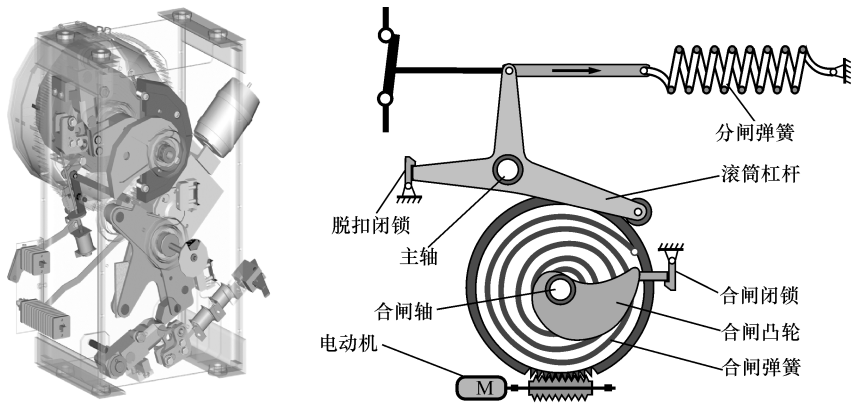


图 7-43 a）电动机储能弹簧操动机构[288]；b）工作原理示意图

当断路器处于分闸状态时，仅有合闸弹簧储能。在合闸过程中，操动机构的任务是关合灭弧室并给分闸弹簧储能。当达到合闸位置时，电动机自动给合闸弹簧再次储能。当合闸、分闸弹簧都被储能时，操作顺序“分-合分”即可实现，即使是在电动机供能失效的情况下。

在合闸操作过程中，具有相对较高惯性的合闸轴被螺旋合闸弹簧通过 360° 旋转而加速。最后，运动部分通过合闸闭锁保持。大部分剩余能量在摩擦中耗散掉。

动态负载的显著降低只能通过具有螺旋弹簧的曲柄式合闸系统来实现。该系统以更加匹配的方式工作。这一概念能够进一步降低动态负载，采用更轻的结构，对提高操动机构可靠性具有积极作用[199]。

弹簧机构的操作释放是线圈闭锁型的。操作指令驱动电磁铁来触发具有相继增长的释放力的一连串闭锁。该操作释放非常快：每一步机械放大的时间小于 1ms。

弹簧操动机构通常装配手动分闸装置，在辅助电源失效的情况下用于断路器的紧急分闸，要求安装在本地控制柜上的可见位置。

7.3.4　电磁驱动机构

真空灭弧室的触头运动行程短，大大降低了运动部件的能量和速度。随着近来永久磁铁领域的发展，中压真空断路器中的真空灭弧室可以装配电磁驱动机构，也称作磁执行机构。永磁断路器是过去 50 年中操动机构技术的第一个重大进步。因其设计简单、运动部件数量大幅度减少，这一新技术使得在设备寿命周期内并且几乎不检修的情况下具有近乎无限制的机械寿命。

在分闸位置对真空灭弧室操作时所需的力较小，而在合闸位置所需的力较大，这是因为需要产生触头压力。与弹簧操动机构相比，磁驱动恰好可以满足所需要的特性。在行程结束位置产生最大的力，强永久磁铁锁住断路器的位置。由于采用了永久磁铁，既不需要机械闭锁也不需要恒定电流源来维持断路器的两个外部位置，即分闸或合闸位置。

装配电磁驱动机构的真空断路器和真空接触器近乎实现真正的免维修特性。原因在于：

1）真空灭弧室不需要任何维修且在其 20 ~ 30 年的寿命周期内是密封的；

2）电磁驱动机构基本上只有一个机械受力部件——铁心，因而具有很高的机械寿命。

图 7-44a 所示为电磁执行机构，它由一个双稳态磁系统组成，其中对应于相对位置的铁心开合要受到两个励磁线圈的磁场作用（见图 b）。真空灭弧室仅依靠永久磁铁的力就可以保持在分闸位置，在这一阶段永久磁铁的力必须大于通过大气压试图关合真空灭弧室触头的“自闭力”。当合闸线圈通电时，其磁场叠加到永久磁铁的磁场上并降低了它的保持力。铁心开始向上运动。通过将间隙减小到零，空气

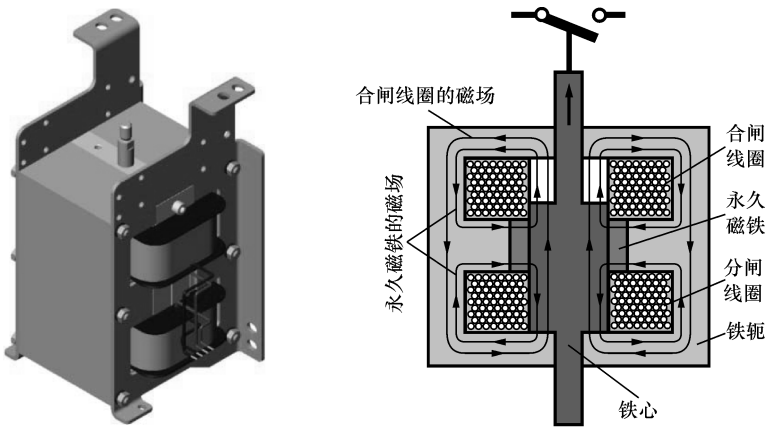


图 7-44　a）磁执行机构[288]；b）处于分闸位置的执行机构横截面

间隙中产生的力使得灭弧室触头能够承载其额定电流。达到合闸位置后，辅助开关切断合闸线圈的电源，灭弧室仅依靠永久磁铁产生的力而保持在合闸位置。当断路器分闸时，给分闸线圈提供一个电信号，此时铁心以类似的方式开始向下运动。

激励两个线圈和断路器动作的电能储存在两个电解电容器中。电容器储存的能量能够完成标准“分-合分”的操作循环，电容器可在一个操作循环后的 2s 内充电并准备操作。存储的能量允许在失去控制电压后 200s 内进行紧急操作。利用专门的手动操作工具，断路器也能手动分闸。为了提高永磁断路器的可靠性和操作能力，利用电感式接近传感器监测分闸和合闸位置，这样就不再需要标准辅助开关[291]。

以上提到的永磁机构的优势使其非常适合中压真空接触器和真空断路器应用。但是，这种机构还未得到广泛接受，许多场合仍优先选择弹簧操动机构。

7.3.5　电动机驱动机构

电动机驱动机构是最新的操动机构㊀。电动机驱动机构是一种能够高精度和高可靠性地直接驱动断路器触头的数字控制伺服电机系统，本质上是一个数字系统（见图 7-45），其控制柜内有电容器、充电/供电单元、控制器、转换器和 I/O 单元。

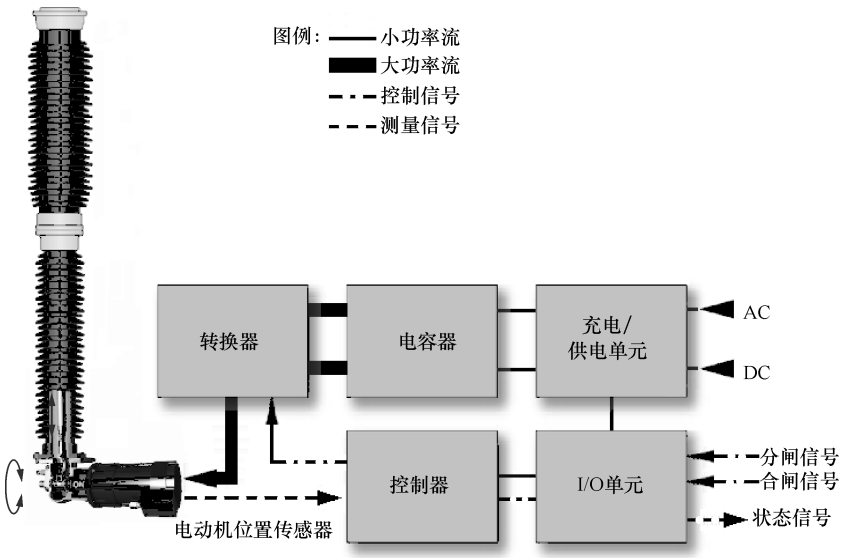


图 7-45　电动机驱动的功能模块图

㊀　电动机驱动机构自 2002 年起已用于额定电压 170kV 及以下的断路器装置中。

充电/供电单元吸收多余的交流和直流电源输入并为电容器、I/O 和控制器提供内部电源，供电负荷要求很低。

电容器中用于驱动的操作能量会减少，对其进行持续监测可确保只在能量充足的时候进行操作。电容器的容量要与 IEC 和 ANSI 标准规定的断路器自动重合闸要求相适应，即“O-0.3s-CO-3min-CO”或“CO-15s-CO”。

I/O 单元接受所有给断路器的操作指令并提供信号指示返回至变电站控制系统。I/O 单元包含了取代传统机械辅助触头的双稳态继电器。

分闸或合闸操作指令一经 I/O 单元确认，就传给包含并执行程序化断路器行程曲线的控制器，使之执行预先编好的断路器动作曲线。控制器发送内部命令给转换器。切除电容器的直流电源，转换器会提供数字控制的交流电压和电流给电动机，从而按照要求的动作特性驱动电动机。

电动机转子直接与断路器的操作轴相连。因而，机械系统就减少到只有唯一的运动部件——旋转的电动机轴。电动机中集成的位置传感器不间断地监测转子位置，该信息反馈至控制器。控制器核实所测量的位置，并根据预定程序的行程曲线在该时刻所要求的位置进行对比。控制器发送进一步的控制信号给转换器以使断路器继续运动。这样，根据控制器内存中存储的预定程序的行程曲线，通过反馈来精确控制断路器的运动。

断路器极柱下端包含一个连接齿轮，将电动机轴的旋转运动转化为动触头的直线运动，从而实现断路器的平稳且无噪声操作。

为了获得系统中所有电气和机械元件状态的信息，电动机驱动机构通过微动作进行功能测试。在正常工作状态下，即断路器承载负载电流时，主触头运动 <1mm 的微小距离但触头并未分离。这可以通过程序指令或经串行通信接口命令自动执行。

电动机驱动机构也配置有用户界面程序，收集并存储大量数据，并可在计算机上显示、下载和分析。

7.4　断路器的维修和状态监测

断路器在整个寿命周期内都对可靠性有极高的要求。为保证这一要求，必须在断路器寿命的所有阶段应用正确的维修策略和寿命管理。

目前在实践中至少有四种组织实施断路器维修的概念：

1）改进性维修（CM）或者修复维修。这意味着“在不得不维修前不进行任何工作或检修”。

2）定期维护（TBM）。这是预防性维修的概念并意味着“按预定时间间隔进行工作或检修，而不考虑设备的状态”。

3）状态维修（CBM）。这是预见性维修的概念并意味着“只有当设备状态需

要时才进行工作和检修”。

4）以可靠性为中心的维修（RCM）。这是针对保持功能可靠性的概念，意味着“优先对关键位置的设备进行维修”。

大多数的实际应用都根据图 7-46 给出的断路器寿命中的相关时间节点采用定期维修的概念[202]。断路器的有效寿命从出厂常规测试开始，即最初的机械和绝缘性能测试。出厂后，断路器经过运输，也可能会存储，然后在现场安装并投入运行。在安装过程中，各种负载作用可能会影响断路器性能，如运输中的加速度、撞击、振动、极端的温度、温度变化和湿度。

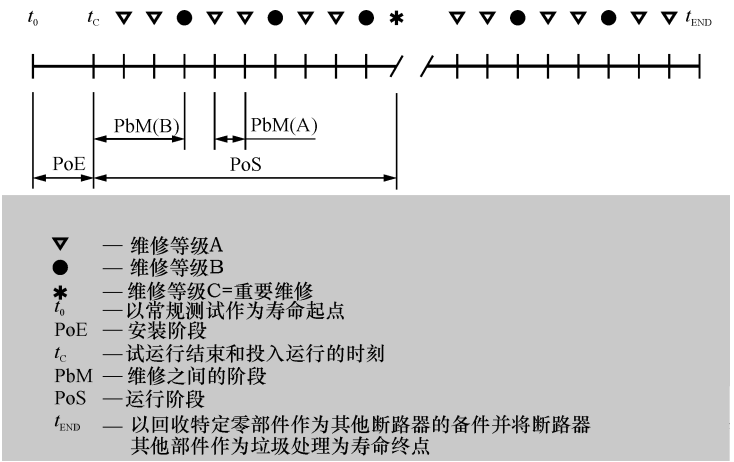


图 7-46　断路器的典型寿命周期的定义

不考虑断路器的年代和技术，大多数实际应用都采用了定义为 A、B 和 C 的维修等级所对应的固定时间间隔，反映了采用较陈旧技术断路器的自身经验。

维修等级 A 是在断路器不退出运行的情况下进行检查，例如外观检查和机械零部件的润滑。维修等级 B 是在将断路器退出运行但不拆卸的情况下进行检查、检验和其他工作，例如测量机械功能和清洗外部绝缘子。维修等级 C 是在预定的运行阶段后进行的重要检修（大修），要拆卸断路器进行内部检查，这一工作可包括清洗、润滑、零部件更换、功能调整，例如操作速度的调整。

近年来，断路器维修的发展趋势是状态维修和以可靠性为中心的维修，而不再是定期维护[294]。基于风险评估的更先进的维修计划，如以可靠性为中心的维修，仍然很少采用[293]。这些维修计划，正如用于航空工业或核电厂那样，人力消耗非常大并且需要扩展的故障模式数据库。

高压断路器的状态维修（CBM）要求获得设备的状态信息。用来获得和处理这些信息的方法通常被称为监测与诊断技术，包括一个状态监测系统用来进行连续监测（所收集的数据连续传输）和定期监测（非连续监测，所收集的数据可定期获得）。状态监测非常依赖于可靠且相关的监测和诊断技术。

断路器的状态监测意味着要对特性参数自动监视以验证断路器能够正确执行其功能。与断路器永久连接的传感器和数据处理设备所采集参数的测量值要与规定值或者先前通过常规试验和试运行试验获得的测量值进行比较。这可在断路器运行中或退出运行时进行。

状态监测系统变化很复杂，可以从简单人工检查的一个极端到计算机系统的另一个极端。

高压断路器状态监测与诊断技术最重要的功能之一就是避免不必要的拆卸。

CIGRE（国际大电网会议）WG（工作组）13.06 对可靠性进行了广泛调查，证实了随着技术的发展和更简单、改良的断路器设计方案的引入，断路器的可靠性和实用性正不断提高。随着对断路器可靠性要求的提高，状态监测和相关诊断技术的地位变得越来越重要。它给用户带来了许多潜在的好处，包括降低寿命周期成本、主动灵活的控制、提高操作者和系统的安全性、提高实用性、提高维修的有效性、在维修中能够安排任何有必要的中断、最终更精确的寿命终止评估。

从实用的观点看，大多数情况下明显需要监测的是陈旧的、可靠性低的设备而不是新设备。遗憾的是，这个任务并不容易完成，因为适当的传感器在应用时经常要接入到现有结构的内部。

已经装配有数字接口、可靠且易于管理的传感器和现代数字控制系统的新型元件得到了发展，这就支撑了断路器状态监测系统的应用趋势。诊断和状态监测的发展潜力巨大，但是关于要监视的关键参数的认识依然有限，而且常常缺乏可应用的意义明确的验收准则。

7.4.1　监测参数的选择

有许多功能和参数可能需要监测，同时有许多执行监测功能的方法。因为状态监测将维修活动与断路器状态明确联系起来，就有必要知道对于各种不同的断路器技术哪些功能和参数是必须监测的。优化的系统应考虑以下问题：

1）断路器元件的故障统计；

2）故障的严重性和可能性，故障对维修成本、安全性和环境造成的后果；

3）专用传感器和监测功能实施的复杂性、实用性、可靠性和难度；

4）预防性监测的经济影响，因为监测系统自身需要维修和保养，存在可靠性问题，当然也有寿命问题，它比被监测设备的寿命更短。

决策要基于对断路器的认识、用户的操作经验和制造商的建议。在发展期间的各种试验中可以获取经验，包括型式试验和出厂试验、现场试运行、运行、诊断试验和长期运行实践。目前在应用中主要是适合实用策略和经验，而不是制造商的建议。

经验的缺乏可能会增加不必要的维修成本。单压力式 SF_6 压气式断路器的例子

是众所周知的。对于这种断路器的第一代产品，制造商通常建议预定的大修时间间隔为 10 年，相比旧技术小于 6 年的时间间隔已经有了显著的进步。通过在压气式灭弧室大修过程中的经验积累，这一时间间隔增加到 20 年。目前大多数制造商声称这些断路器根本不需要大修，除非达到了允许的电气磨损或机械操作次数的最大值。

CIGRE（国际大电网会议）对引发故障的元件进行了专门的研究和分析[201,294]，发现高压断路器最多数量的故障归于机械问题（70%）、与电气辅助和控制回路相关的问题（19%）。少数故障（11%）可归于基本部件、灭弧室和主电流路径，见图 7-47。故障调查的结果没有给出专注于灭弧室单元监测技术的理由。最多数的次要故障源于 SF_6 气体系统的泄漏和操动机构的问题。

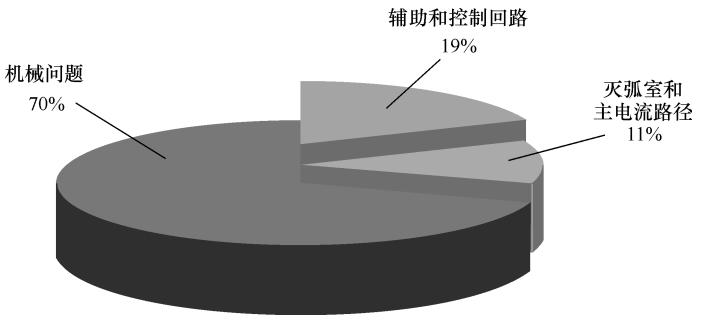


图 7-47　主要元件引起的断路器故障

因此，要监测的最重要参数是 SF_6 密度、操动机构以及电气控制、辅助和监测回路的参数。

故障模式的进一步的、更加详细的分析可以作为选择要监测的最重要元件的导则。根据断路器的五个基本功能，作为一个实例，这里给出了对采用弹簧操动机构的单压力式 SF_6 断路器进行监测的建议[294]：

1）绝缘

- SF_6 密度；
- 水分含量；
- SF_6 纯度；
- 气体泄漏；
- 气体分解物；
- 局部放电；
- 绝缘电阻。

2）承载电流

- 触头温度；

- 接触电阻；
- 动态接触电阻；
- 接触熔焊；
- 过载电流的持续时间；
- 电流端子温度。

3）开合

- 开断电流；
- 开断电流总和；
- 燃弧时间；
- 弧触头磨损；
- 喷口烧蚀；
- 压气室内压力升高。

4）机械操作

- 动作时间；
- 触头行程（提供关于动作速度、过冲和缓冲的信息）；
- 触头开距；
- 终点位置；
- 极间不同期性；
- 动作次数；
- 弹簧储能时间；
- 机械振动模式/信号；
- 断路器静止时间。

5）控制和辅助功能

- 状态信号（断路器分闸或合闸）；
- 线圈电流波形；
- 电动机起动和运行电流；
- 电动机线圈温度；
- 加热器状态；
- 电源电压。

以上仅作为建议。其他参数也可以认为是重要的并添加到其中，而另外一些参数则可以忽略。当诊断和监测成为电子控制和保护系统的一个集成部分并在断路器操作和维修中占据重要地位时，预测将来哪些参数使用最多是很困难的。

7.4.2　监测特性的解释

对用于高压断路器的安全高效的状态监测系统来说，传感器和方法的可靠性要求是非常高的。制订决策中应用的通过/失败标准也要准确定义。

有两种信号需要监测：

1）前瞻性信号，在断路器动作前处于静止状态时测得的信号；

2）反应信号，仅能在例如断路器分闸或合闸的动态条件下测得的信号。

通过提供动作的机会，即当被监测元件之一发生故障时发送警报或阻止断路器动作，前瞻性信号真正实现了状态监测的意图。可由断路器或间隔层做出决策并持续发送信息给上级变电站/SCADA 层，而当所有状态正常时则不必发送信息。

至于反应信号，只有断路器分闸或合闸过程中监测到偏差超过最大允许限值时，才会发出警报或阻止下一步操作。

触头行程特性，即分闸和合闸操作过程中动主触头的位置与时间的对应关系，是反应信号的典型实例。它提供了关于触头位置、速度、加速度和其他断路器重要功能的信息，常与断路器可能发生的故障有关。触头行程特性监测是一种可用于几乎所有类型断路器的相对简单的方法，尽管对结果的解释需要技能和经验。

几种引起触头行程特性发生偏差的重要故障模式为（见图 7-48）：

a）操动机构释放延迟，常由润滑较差的闭锁引起；

b）触头速度低，通常由操作功不足引起；

c）缓冲不足，例如因为有缺陷的缓冲器；

d）触头行程减小，因为不正确的装配或错误的调节。

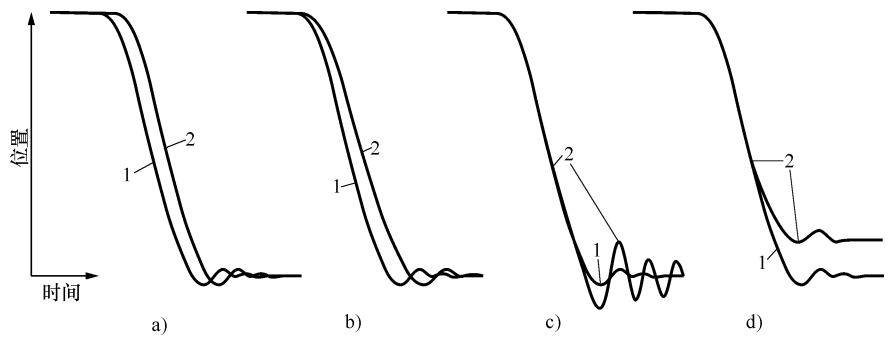


图 7-48　触头行程特性的偏差

a）释放机构延迟　b）触头速度低　c）缓冲不足　d）触头行程减小

1—预期行程　2—观测到的行程

图 7-49 给出了一个基于前瞻性信号和反应信号动作的简单逻辑图。该图仅是举例，实际中有必要采用包括所有其他监测参数的更为复杂的逻辑。

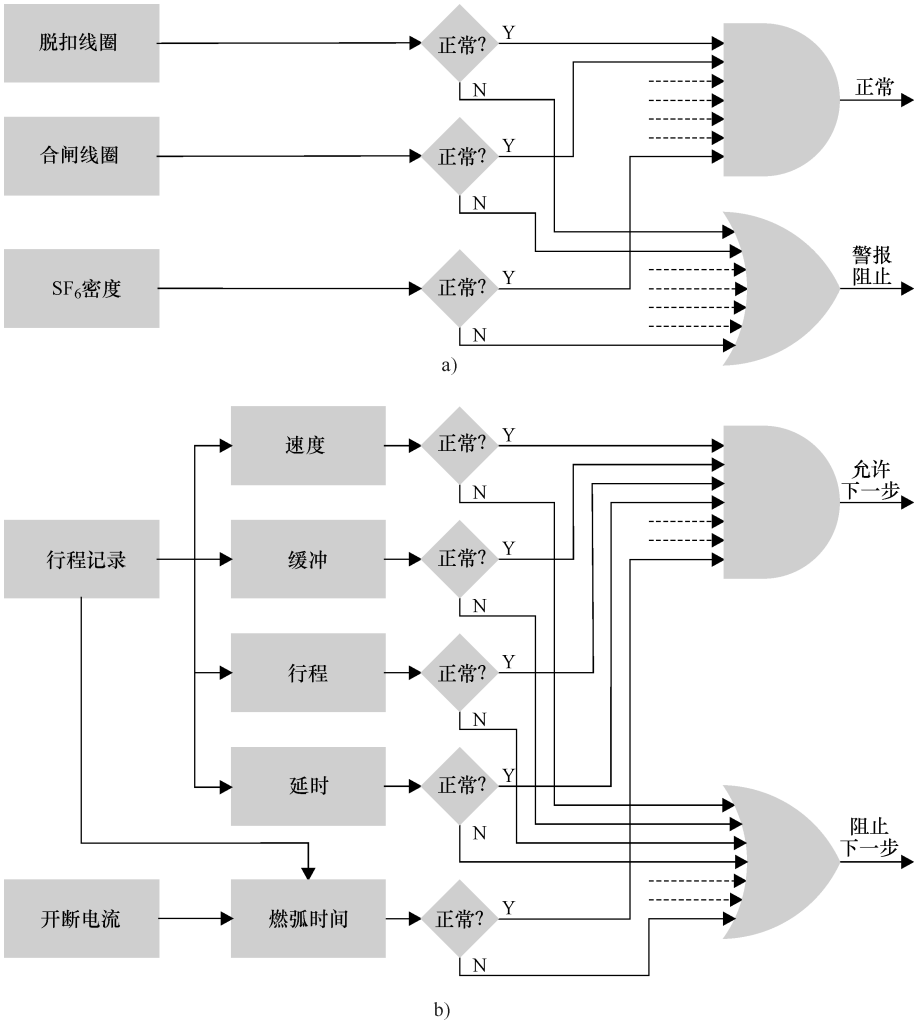


图 7-49　基于 a）前瞻性信号；b）反应信号的动作逻辑图

第 8 章　选 相 开 合



所有电网开合操作在某种程度上都会导致在电力系统中传播的暂态响应。由高压断路器开合引起的暂态过程的严重程度，主要取决于开断或关合电路的时刻。通常，该时刻是随机的，在某些重要的断路器应用场合，特别是并联电抗器、电力变压器，并联电容器组和架空输电线路等，这些随机的关合或开断会导致严重的电压和电流暂态过程。在这种情况下，会出现上升率和峰值都很高的电压冲击或非常大的涌流，给断路器和其他元件施加较高的绝缘和机械负载，造成设备立即或逐步损坏。

因此，在例如空载架空输电线路关合并且特别是重合闸时，由于架空输电线路的被隔离部分上存在残余电荷和电压行波，会产生非常高的过电压。如果开合时刻在最不利的相位角，会导致短路和关合失败。

开合暂态过程出现在一次高压电路中，但也会在控制和辅助电路中感应出暂态现象，从而导致在控制、保护和通信系统以及计算机和处理器中产生大量干扰。

历史上，为了抑制系统设备承受的暂态过程，采用了三种主要方法：应用合闸电阻、阻尼电阻和避雷器。虽然这些方法对减小暂态过程的影响是有效的，但也是不可靠的或是昂贵的。事实上，这并没有从根本上解决问题。

开关操作也能够以瞬时电压或波形临界点作为参照，在恰当的开合时刻动作。合理控制断路器合闸和/或分闸时刻可以减小开合暂态现象，这种方法称为选相开合[㊀]。选相开合具有避免几乎所有开合暂态现象的潜能，从而替代用来减少暂态现象影响的其他常规方法，例如采用合闸电阻、避雷器、阻尼电抗器以及类似的方法。

这并不是最近的想法，由于其理论上的可能性，对选相开合的认识已经有很长时间了。然而，只有随着电子技术的迅猛发展，这种方法才会成为标准做法。由于效率和可靠性高并且投资成本低，在实用中对选相开合的需求快速增长。

8.1　选相开合的原理

“选相开合”这一术语通常用于描述电子控制设备，即控制器，在相关参考电信号的预定点完成开关装置触头操作的过程[204]，分别用于选相分闸和选相合闸。参考电信号可以是分闸操作的电流或合闸操作的电压，如图 8-1 所示。选相分闸这一术语是指在断路器每极触头分离时，用控制电流相位角来控制燃弧时间以使电力系统的元件承受最小负载的技术。

同样地，使用选相合闸来控制关合或电流起始时刻的系统电压相位角，可以使承受的负载最小。

㊀ “选相开合”是正在应用的几个术语之一。其他普遍应用的术语包括“波形临界点开合”、“同步开合”和“智能开合”。

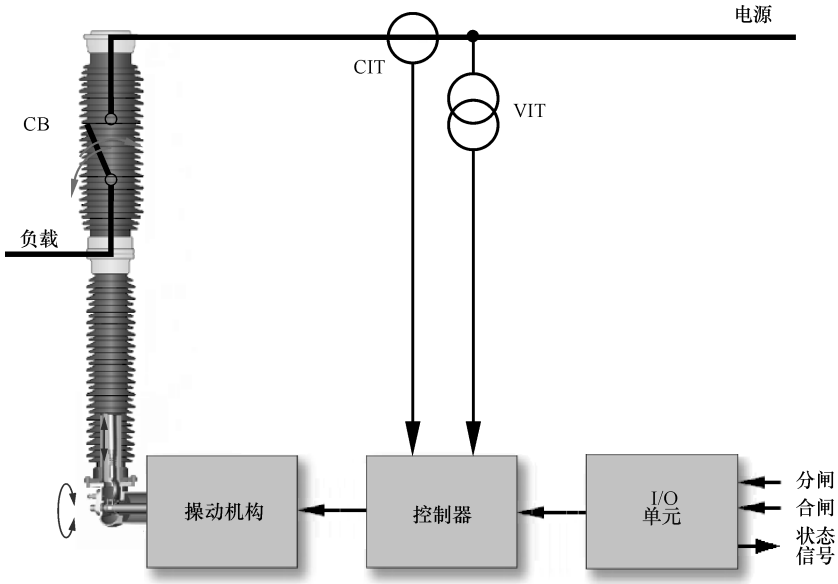


图 8-1　选相开合原理框图

8.1.1　选相分闸

为了实现选相分闸，要监测通过断路器的电流。根据电流波形设定触头分离时刻来控制每极的燃弧时间。

图 8-2 给出了选相分闸的时序原理图。为了更好地理解术语，其中的时刻是用

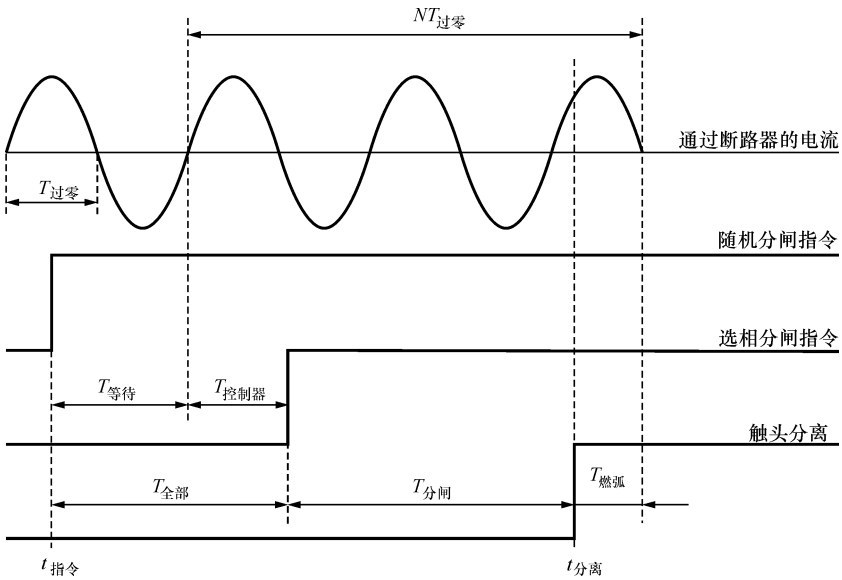


图 8-2　选相分闸的时序原理图

小写字母 t 来标识，而时间间隔则用大写字母 T 来表示。相对于参考信号的相位角，起始分闸指令在某一时刻 $t_{指令}$ 随机发出。开关控制器对该指令进行延时。全部延时是用于内部操作和控制器计算的等待时间 $T_{等待}$ 与相对于有关电流过零点设定的同步时间 $T_{控制器}$ 之和，即

$$T_{全部} = T_{等待} + T_{控制器} \tag{8-1}$$

$T_{控制器}$ 是由机械分闸时间 $T_{分闸}$ 和燃弧时间 $T_{燃弧}$ 决定的，其目标是

$$T_{控制器} = NT_{过零} - T_{燃弧} - T_{分闸} \tag{8-2}$$

因此，触头分离时刻 $t_{分离}$ 的精确控制有效地确定了燃弧时间。

分闸时间是从合闸线圈通电与触头分离之间的时间间隔。$NT_{过零}$ 是所需的由整数个半波时间组成的时间间隔，是实现合理的 $T_{控制器}$ 值所需要的。

8.1.2　选相合闸

选相合闸时，开关控制器监测电源电压，并且在相对于参考信号一定相位角的某一时刻 $t_{指令}$，起始分闸指令随机发出。控制器相应地延迟该指令。这里，预定的同步延时 $T_{控制器}$ 由机械合闸时间 $T_{合闸}$、预击穿时间 $T_{预击穿}$ 和目标关合时刻的实际相位角决定。图 8-3 给出了选相合闸的时序原理图。该实例是关于感性负载的，其中最佳关合时刻是在电压峰值。

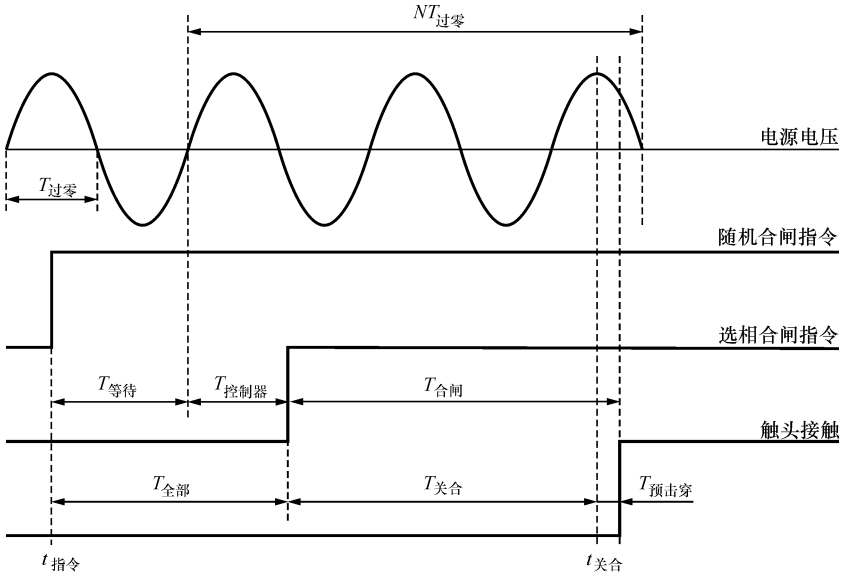


图 8-3　选相合闸的时序原理图

给定合闸时间和预击穿时间，控制器根据下式计算 $T_{控制器}$：

$$T_{全部} = T_{等待} + T_{控制器} \tag{8-3}$$

$$T_{控制器} = NT_{过零} - T_{过零}/2 - (T_{合闸} - T_{预击穿}) = NT_{过零} - T_{过零}/2 - T_{关合} \tag{8-4}$$

关合时刻 $t_{关合}$ 是有电流开始流过的时刻。机械上的合闸时间 $T_{合闸}$ 是合闸线圈带电与触头在机械上接触之间的时间间隔。预击穿时间 $T_{预击穿}$ 是预击穿时刻与触头接触之间的时间间隔。关合时间 $T_{关合}$ 是合闸线圈带电与关合时刻之间的时间间隔。

8.2　对断路器的功能要求

对选相开合而言，理想断路器应具有以下特性：

1）动作时间不变。

2）合闸过程中，只要触头没有接触，触头间隙的绝缘耐受特性是无穷大，因此不存在预击穿和预击穿燃弧时间。关合时刻总是与合闸时刻相同。

3）在分闸过程中，最初开断后的复燃和重击穿概率为零。

8.2.1　机械特性

任何实际断路器的动作时间，即分闸与合闸时间都会有一定变化。合闸时间变化的绝对值通常大于分闸时间，因为分闸时间常常比合闸时间的一半还小。如果该变化有重要影响，那么可采用不同的方法校正。

动作时间的可预测变化和随机变化必须加以区分。利用控制器可以对动作时间的任何变化进行精确预测，不会降低选相开合的效果，并且可以通过自适应控制来补偿或消除。

容易用合适的传感器和变换器进行现场测量，并使动作时间产生确定变化的动作参数的所有变化，例如控制电压水平、操动机构的储能或环境温度，都可以补偿。

自适应控制是指应用先前测量得到的动作时间来检测动作特性的变化并预测下一次操作的动作时间。它可以有效地补偿例如与长期老化和磨损有关的多次操作后动作时间的偏移。

对选相开合的应用来说，即使在完全相同的动作参数和环境条件下，也会出现动作时间的某些固有分散性，选相开合这可以通过统计的正态分布函数标准差 σ_{mesh} 很好地描述。它可以通过与现场完全相同的条件下的操作来进行评估。最大的分散性可能约为 $3\sigma_{mesh}$。

就选相开合而言，单极操作断路器与三极操作断路器之间存在重要差别，因为三相电力系统的三相电流之间彼此相差 120°。只有在单极操作断路器的情况下，选相开合才能达到最优，因为断路器每极要独立地控制和操作，而且会遇到所谓“三极联动”断路器的情况，即用一台操动机构并且极间有固定的机械不同期。然而，对于采用机械方式实现不同期的三极联动断路器来说，控制器不能顾及电压或电流信号中可能出现的理想工频波形的最终畸变，因为所有极是通过机械方式连接。与较低额定电压相比，对于 245kV 及以上电压等级，单极操作的设计方案占据了主导地位，选相开合更加需要。对于三极操作断路器，针对特定的应用需要引

入极间的机械延时，即不同期。因此，三极操作断路器大多不适合选相开合。

8.2.2　电气特性

对于给定的触头间隙，存在特定的电压水平使得在此间隙下发生击穿并且有电流流过。在不考虑燃弧的情况下，大致上击穿电压会随触头分离后的间隙距离线性增加。当断路器触头的行程特性已知时，介质恢复强度上升率（RRDS）直接与时间相关，对选相分闸而言这是非常重要的电气特性。

在开断电容电流时，对特定断路器存在一定的重击穿概率，这取决于在电流零点时的触头间隙和介质恢复强度上升率。如果恢复电压作用在较大的间隙上，介质应力会降低。选相分闸可以通过避免短燃弧的方法使电流开断发生在触头间隙相对较大的时刻。通过这种方式，介质压力和复燃概率会显著降低。

当开断小电感电流时，由于触头间隙在电流零点可能不足以耐受由特定断路器和负载特性的截流水平决定的恢复电压，还存在一定的复燃概率。燃弧时间由此确定的电流零点时的触头间隙应足够大，以保证开断时不发生复燃，而应用选相分闸技术则是实现这一目标的合适方法。

选相合闸的重要电气特性是介质强度下降率（RDDS）。在合闸过程中，当触头接近于接触时，耐受电压下降的平均值近似为时间的线性函数。斜率 S_0 与合闸速度的平均值和气体断路器的气压成正比。对于理想断路器，S_0 是无穷大的。

关合时刻 $t_{关合}$ 是作用于断路器上的电压超过触头间隙耐受电压的时刻，可以通过求解式（8-5）给出的关于 t 的方程获得。由于可忽略极性效应，作用在断路器上的电压用绝对值给出，如图 8-4 所示。

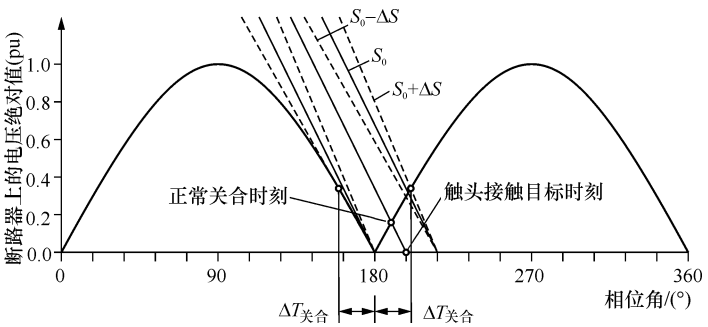


图8-4　预击穿特性与机械和电气特性偏差对目标电压零点影响的原理图

$$|u_{12}(t)| = -S_0(t - t_{目标}), \qquad t \leqslant t_{目标} \tag{8-5}$$

式中　$t_{目标}$——触头接触的目标时刻；

$|u_{12}(t)|$——断路器所承受电压的绝对值；

S_0——RDDS。

介质击穿的统计特性对介质强度衰减率具有重要影响。实际的介质强度衰减率

表现出一定的分散性，最大的分散性可近似为 $\Delta S = 3\sigma_E$。

图 8-4 给出了电压零点时的目标，例如当关合电容器组时，图中指出了由合闸时间的机械偏差和预击穿特性确定的关合时刻。虚线表示介质强度衰减率偏差的影响，实线表示机械特性偏差的影响。在轮廓线确定的边界范围内的任何电压值都可作为实际关合电压出现，相应的关合时间窗口由电压零点附近的 $\pm\Delta T_{关合}$ 来定义。目标点的设定应使在关合电压下降和上升率的对称性得以实现。

如果关合目标是在电压峰值，例如为获得对称电流，目标点的优化如图 8-5 所示，相应的关合时间窗口由电压峰值附近的 $\pm\Delta T_{关合}$ 来定义。

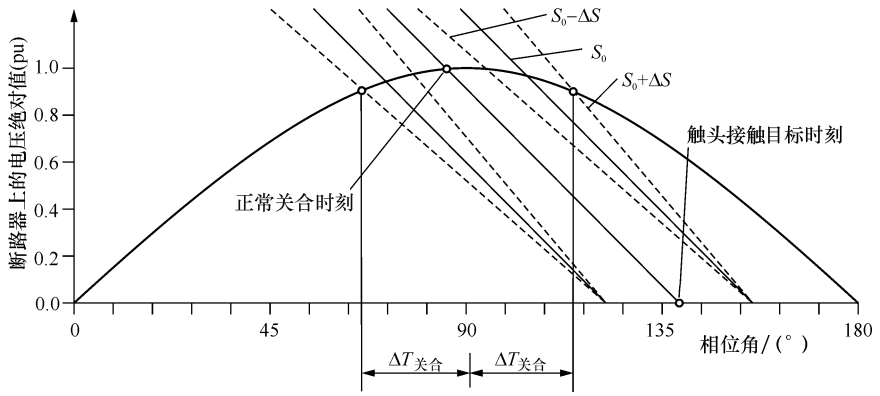


图 8-5　预击穿特性与机械和电气特性偏差对目标电压峰值影响的原理图

应该注意的是，当介质强度衰减率的数值非常小时，例如在接地开关中，无论机械特性偏差有多大，都可保证在电压峰值附近关合。

8.3　选相开合的实际应用

目前已认识到选相开合的潜在优势取决于要开断电路的特定性质，或者更明确地说是负载性质。这些优势包括单纯的技术因素，也包括应用成本和免维护成本等重要的经济因素。

已有大量选相负载开合得到发展和应用。迄今报道最多应用的是并联电容器组和电抗器组的选相开合。表 8-1 总结了由 CIGRE WG A3.07 报道的常规选相开合应用的百分数，这些数据是在对 1984 年到 2001 年期间选相开合装置调查的基础上获得的。在世界范围内，估计已安装 2500 台控制器。

表 8-1　1984～2001 年世界范围内选相开合应用的调查

应　　用	所报道的占全部应用的百分数（%）
并联电容器关合和/或开断	64
并联电抗器开断和/或关合	17

（续）

应　　用	所报道的占全部应用的百分数（%）
仅变压器关合或由选相开断支持的变压器关合	17
线路关合或自动重合闸（无补偿或并联电抗器补偿）	2
机械上不同期的三极操作断路器的联合选相分闸与合闸	7

自 20 世纪 90 年代末起，选相开合装置的安装数量快速增长。目前，像电容器和电抗器投切中的选相开合已是常规应用，并且其发展集中在更加复杂的领域，例如变压器投切中。

除了广为接受的情况，例如容性和感性电流开合，选相开合的应用可以获得潜在的技术方面的优势。理论上讲，几乎所有的开合工况都可得益于选相开合的合理应用。

选相开合不仅要抑制开合暂态现象，而且要减小触头和灭弧室的磨损或使维护最优化。因此，旨在减少触头和灭弧室磨损的选相故障开断和旨在降低频繁操作断路器维护工作量的选相负载开断都被认为是合理的。

然而，负载开断对灭弧室而言并不是最重的负载，在断路器频繁开合负载的情况下，维护可能成为最重要的成本因素。抽水蓄能电站中的发电机断路器可能要每天操作两次，而用于电弧炉变压器的断路器每天可能操作 20 次，这些都是常见的例子。在这种情况下，选相负载开断的目标是降低维护费用，而不是抑制开合暂态现象。

选相故障开断的目标是脱扣指令的同步发出可以使断路器在选定的“最佳”燃弧时间下实现开断。对于特定的开断方式，控制断路器在接近其最短燃弧时间的情况下开断，与较长燃弧时间相比，能够减小灭弧室承受的电气负载与磨损。由于“非选相”断路器的平均燃弧时间明显超过最短燃弧时间，这会产生不必要的触头和灭弧室磨损。

选相故障开断在很大程度上是一个更加复杂的任务，存在很多烦琐的限制条件[296,297]。因此，目前仅在实验室证明了其功能，而商业产品迄今尚未实现。

然而，随着用于控制和保护的数字设备的快速进步，可以预见在未来几年里，选相开合将得到更加广泛的应用并且成本效益更好。这很可能导致在所有的应用领域中选相开合技术的更广泛应用。

8.3.1　并联电容器组的选相开合

并联电容器组的选相开合是最常见和最直接的应用。这是因为容性负载存在定义明确的暂态特性。

从所有断路器在运行中都具有一定的重击穿概率这一事实出发，即使在电容电流开断时具有极低重击穿概率的断路器，即 C2 级断路器，电容器组的选相分闸也

是有益的。通过选相开合的方式，保证在电流开断时有足够的燃弧时间，从而具有较大的触头间隙，重击穿概率能够进一步降低，如图 8-6 所示。

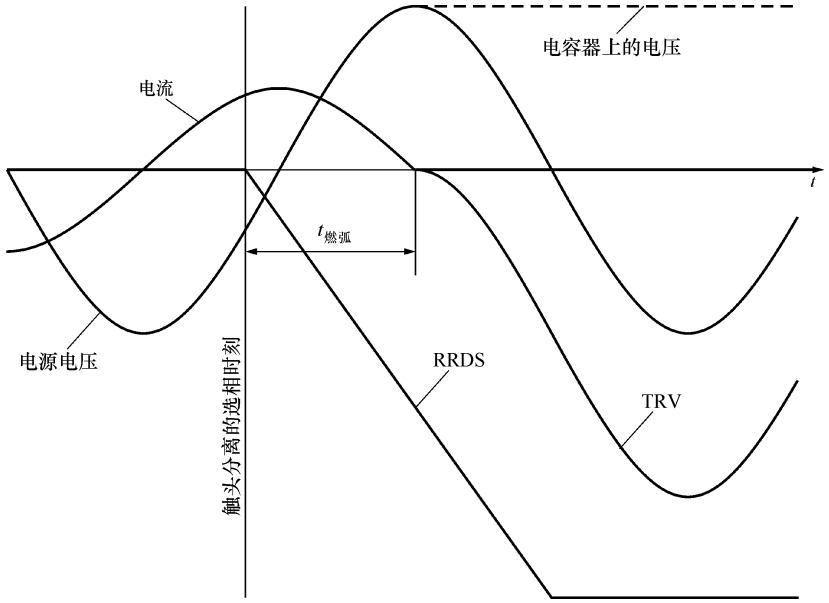


图 8-6　选相分闸情况下触头间隙耐压特性与电容性恢复电压的比较

在系统电压峰值时关合并联电容器组，有时会产生过大的涌流并且在放射状连接的架空线远端产生过电压。单个电容器组开合会导致更高的过电压，而背对背开合工况则会产生更大数值的涌流。

如果没有残余电荷，单相电容器组关合的最佳时刻是断路器上电压为零的时刻。由于中性点接地的电容器组可以看作三个单相电容器组，理想的关合目标是分别在各相电压的过零点。全部三相可在 120°内关合，如图 8-7a 所示。

就选相关合而言，中性点非有效接地的电容器组要求有不同的策略。两相应在其相应的线电压过零点同时关合，如图 8-7b 所示。第三相则在 90°后的下一个相对地电压过零点关合。

通常，电容器组是在没有残余电荷的情况下关合，因为残余电荷可通过与电容器并联的电阻或电磁式电压互感器放电。

8.3.2　空载架空线的选相开合

架空线操作过电压的物理现象本质上是电磁波沿线路的传播。电磁波传播是由断路器关合操作引起的。电压幅值与预击穿时刻的电压量值直接相关。这使得选相开合成为抑制关合空载线路时的过电压的自然和有效的方法。

由于行波的作用，空载线路选相开合的最佳关合时刻是在断路器一极的两端子

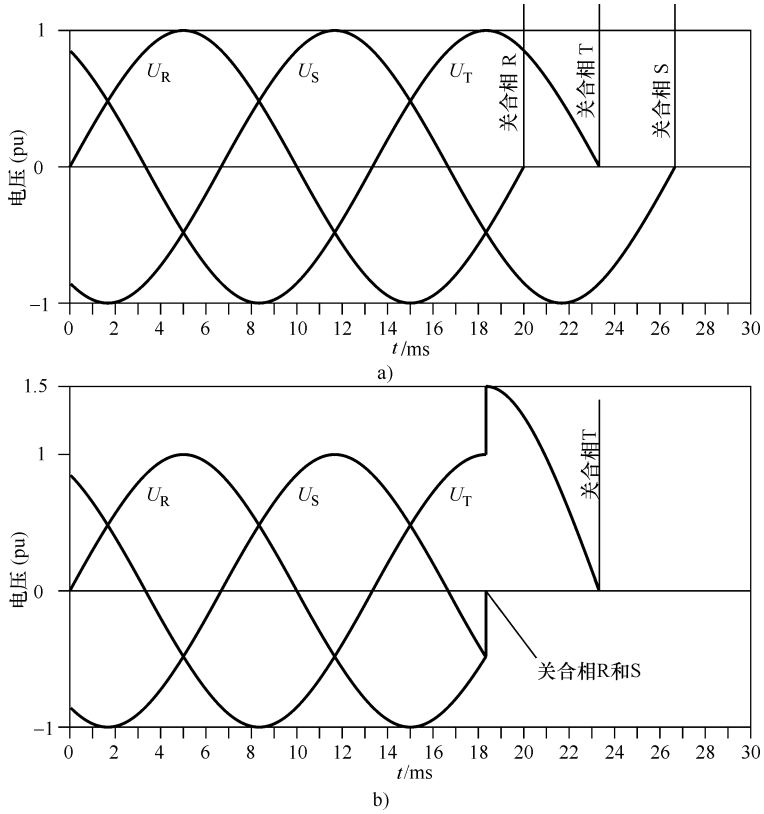


图 8-7　最佳关合目标

a）中性点接地电容器组　b）中性点不接地电容器组

间电压达到最小的时刻。

对于线路选相关合而言，控制策略会根据线路是否有并联补偿而有所变化，如果线路上还存在残余电荷，如自动重合闸的情况，控制策略也会变化。

在没有残余电荷的情况下，空载线路的关合并不重要。在这种情况下，线路可以采用与并联电容器组近似的方式来处理，目标点是断路器电源侧电压的过零点。

由于在已断开的线路上存在残余电荷，自动重合闸使得选相关合目标变得复杂。因为自动重合闸非常快（≤300ms），线路上的残余电荷会保留到所要求的重合闸时刻。图 8-8 给出了由 0.8pu 残余电荷导致的断路器上的电压随时间的变化情况。如果关合发生在与残余电荷极性相反的电源电压峰值时刻，行波反射后过电压能够达到 3pu 的数值[㊀]。因此，自动重合闸的目标是在电源电压峰值附近关合并且

㊀　见 6.4.10 节。

此时的电源电压与残余电荷的极性相同。最佳关合时刻及其偏差可由机械上的偏差和介质强度下降率及其偏差来获得。

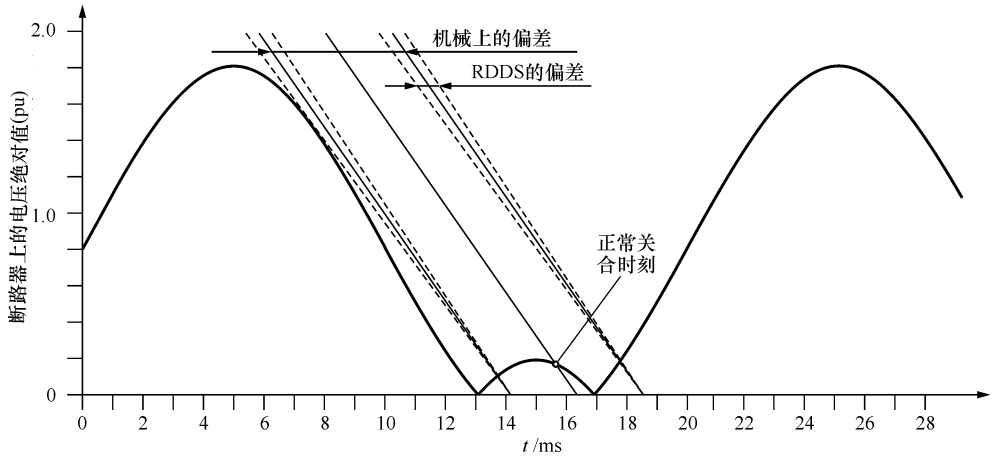


图 8-8　在具有残余电荷情况下的关合

在补偿线路的工况下，选相线路重合闸甚至更加复杂，这是因为并联补偿线路电压的振荡特性。取决于补偿程度，断路器上的电压或多或少都具有拍频波形。最佳关合时刻是在断路器上的电压过零点，最好在拍频最小的时刻。这意味着必须监测断路器两侧的电压并作为控制器的参考信号。

8.3.3　并联电抗器的选相开合

长期以来，并联电抗器的开合已经被确认为电流和电压暂态过程的来源。由于截流和复燃引起的过电压对所有相关设备都是有害的㊀，因此希望降低该过电压。

在具有铁心的并联电抗器的关合过程中，由于在不利时刻的关合，会产生较大的非对称涌流。该涌流会产生电动力或使较大数值零序电流的持续时间延长。对于这两种情况，都可以应用选相开合来减少预期的暂态现象[204]。

在并联电抗器的开断过程中，截流和/或复燃会产生过电压。对于现代 SF_6 断路器，截流过电压的典型值为 1.2 ~ 2.0pu。虽然截流过电压随燃弧时间的增加而升高，但是它通常对电抗器自身和周围系统没有危害，因此截流过电压并不是应用选相分闸的真正原因。

然而，所有断路器在燃弧时间小于其最短燃弧时间的情况下都表现出高复燃概率。复燃会在电抗器中产生高频暂态电压和电流，通常为数百千赫，这会影响到断

㊀　见 6.5.3 节 ~ 6.5.5 节。

路器元件：喷口烧穿、弧触头之外的电弧和电抗器绝缘。由复燃引起的非常陡峭的暂态电压将会不均匀地分布在电抗器和变压器的绕组上，最大的电压负载作用在起始的线匝上，导致绕组绝缘击穿的风险是存在的。避雷器甚至也不能保护绕组免受这种电压负载的危害。因此，需要消除复燃。如图 8-9 所示，使得触头分离时刻在复燃窗口[⊖]之外，是消除复燃的主要准则。选相分闸可以对断路器触头分离时刻进行控制，这样就可以避开复燃窗口，使其具有一定的安全裕度。当促使更长的燃弧时间出现时，有必要考虑截流过电压会随燃弧时间增加。然而，由于复燃过电压通常比截流过电压更加严酷，采用选相分闸以增加燃弧时间是普遍做法。

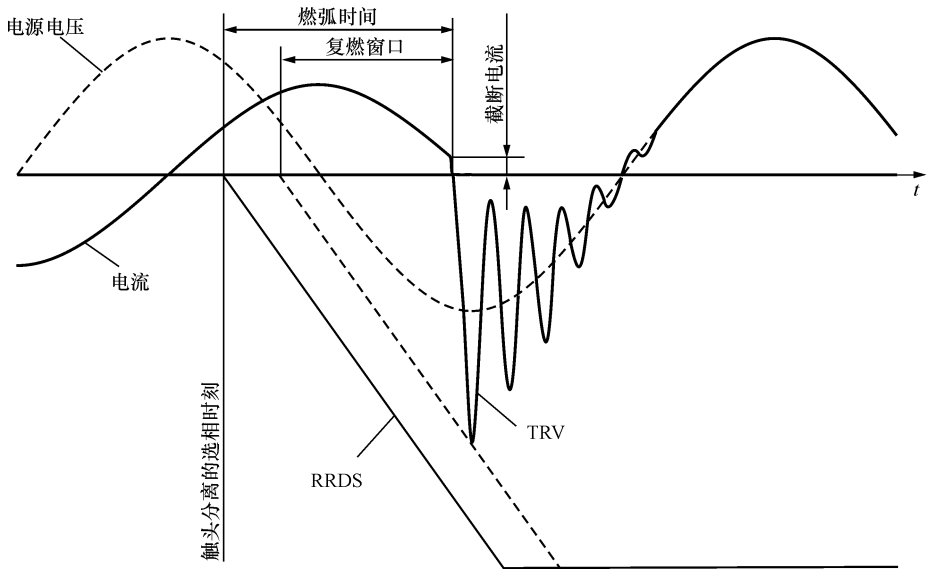


图 8-9　对电抗器进行选相分闸的情况下触头间隙耐压特性与恢复电压的比较

使电抗器涌流最小的关合目标是在工频电压峰值时刻关合。对于理想的单极操作断路器，最佳关合时刻如图 8-10 所示：

- 控制 R 和 S 极在相间电压最大时关合；
- 控制 T 极在 90°后关合。

该顺序导致在全部三相中产生对称关合电流，使得最大涌流为 1pu。

在这种情况下，相应的操作过电压通常较低，但是这一策略会将关合时刻触头间隙击穿引起的陡峭的电压波前沿施加到电抗器绝缘上。因此，要同时降低涌流和暂态电压负载是不可能的，需要采取折中的解决方案。在实践中，必须由用户决定如何达到最符合其要求的方案。

⊖　见 6.5.4 节。

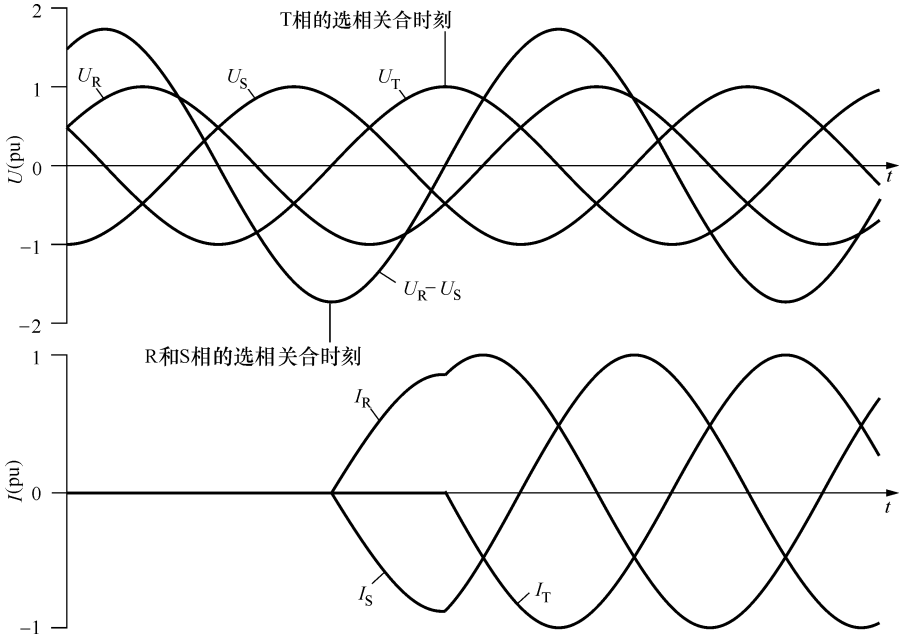


图 8-10　对于理想的单极操作断路器，并联电抗器的最佳关合时刻

8.3.4　空载变压器的选相开合

电力变压器是电网中至关重要的元件，并且是变电站中最昂贵的设备。变压器有各种各样的配置来针对不同使用目的，而且与并联电抗器/电容器相比，通常情况下很少开合，可能每年一次或两次。另外，空载变压器开合方式的严酷程度低于并联电抗器[180,181]。变压器绕组的固有振荡更加不强烈而且衰减更快。空载变压器开断过程中产生的过电压幅值较低并且通常认为是无危害的。因此，对于限制过电压而言，选相分闸是不必要的。如果认为空载变压器选相开断的好处足够多，可以采用与并联电抗器开断相似的方法实现。

对于电力变压器选相开合而言，优先考虑的重点是选相合闸。目标是使暂态涌流最小，以达到如下目的：

- 减少绕组上的电动力；
- 防止暂时的谐波电压，它会引起电能质量下降；
- 避免较大零序电流对二次回路的干扰，并且避免继电保护误动作。

空载电力变压器的关合在很多方面与并联电抗器的关合策略相似，但也存在一些差别。也就是说，在开断后变压器铁心中仍存在残余或剩余磁通㊀，并且影响随

㊀　由于磁性材料的磁滞，变压器开断导致了铁心的永久磁化。铁心磁通的这一数值称为剩余磁通。

后的关合条件。与电抗器相比，剩余磁通对空载变压器的选相合闸来说是更加关键的因素，因为电抗器是空心的或具有带气隙的铁心。由于气隙的存在，铁心不可能严重饱和。出于经济原因，设计变压器时让磁通量的工作峰值尽可能接近饱和，这样铁心材料可以得到充分利用。变压器铁心中的磁通量和绕组上电压的积分成正比，所产生的稳态励磁电流由非线性的磁化特性决定。因此，即使在稳态条件下，励磁电流也具有明显的非正弦形状，如图 8-11 中的实例所示。

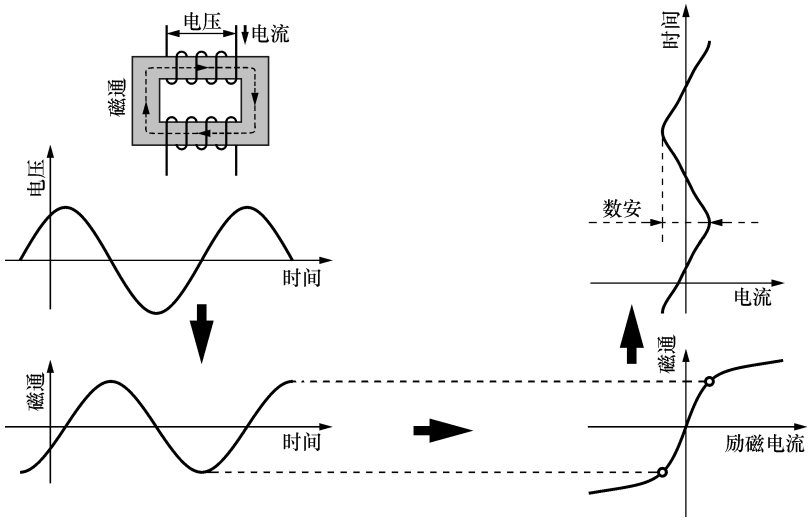


图 8-11　稳态空载条件下的电力变压器

由于饱和与磁惯性的影响，即使变压器中没有剩磁，在不利时刻的关合仍会引入较大的磁通非对称性。在没有剩磁的情况下，最不利的时刻是电压为零的时刻。在这种情况下，起始磁通为零，所产生的最大磁通将是正常工作峰值的两倍。由于工作峰值已经接近饱和，而磁通增加两倍，相应地会产生严重的铁心饱和。结果，电感下降并且励磁电流快速增加到很大的数值，如图 8-12a 所示。

如果由先前的分闸操作引起的剩余磁通与磁通变化具有相同极性，涌流甚至会达到更高的数值，因为这种情况会激起磁路更加严重的饱和。因此，最佳关合时刻非常依赖于剩余磁通的大小和极性。在预期磁通满足剩余磁通要求，且该方法实现了磁通对称性并立即达到稳态条件的时刻关合，即是优化目标，如图 8-12b所示。

在选相合闸操作之前，通过对刚刚开断前和稳态开断过程中变压器端子上每相电压进行测量并积分，可以确定先前分闸操作产生的剩余磁通。与直接测量剩余磁通相比，该信号更容易获得。根据计算所得的剩余磁通，随后的合闸操作的控制方式是通过优化与电源电压相关的关合时刻使涌流最小。

选择控制时刻时一般通常并未考虑变压器铁心中的剩余磁通，这意味着选相合

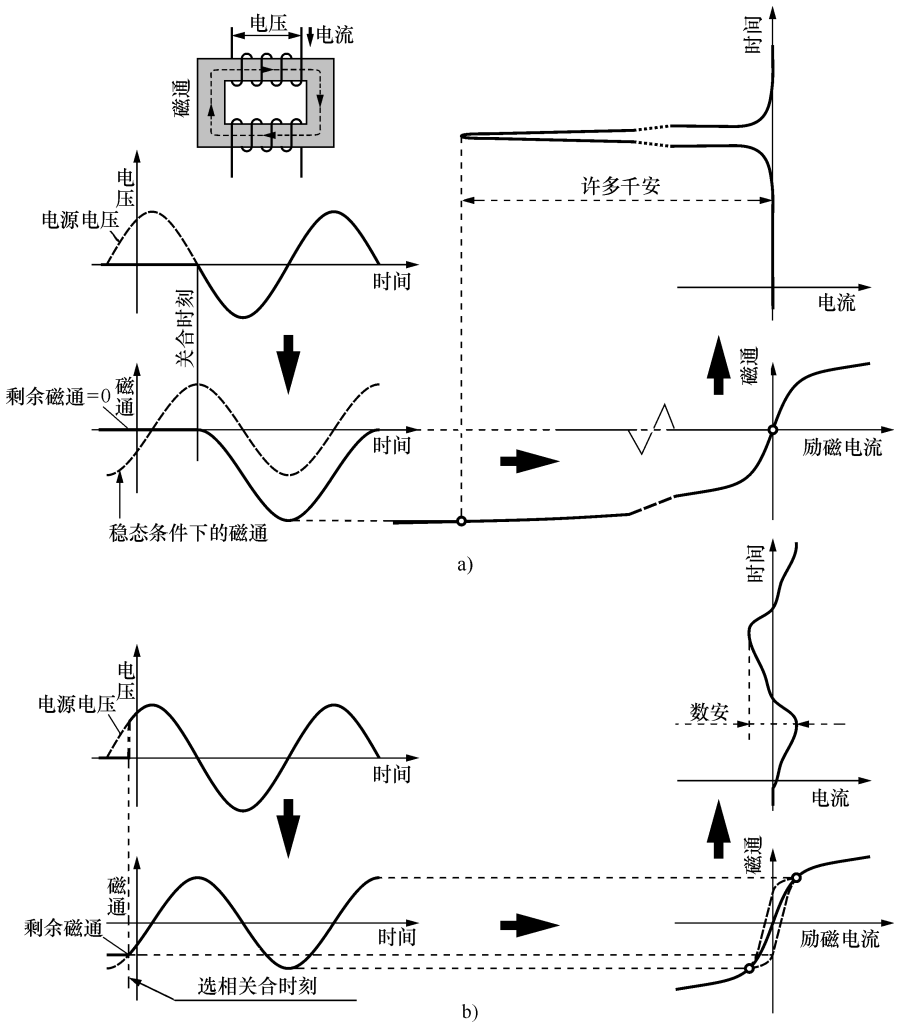


图 8-12　a）在电压零点关合所产生的较大涌流；b）考虑剩余磁通的理想关合时刻

闸并未实现真正的优化。通常认为在合闸前有剩余磁通是理所当然的。

因为在电流自然过零点开断会产生最小的剩余磁通，为了下一次选相合闸操作，可能会采用选相分闸来控制剩余磁通水平，包括其数值和极性。因此，在可能存在剩余磁通的情况下，采用选相分闸作为选相合闸的支撑，甚至可以进一步限制涌流。

优化的控制目标还取决于铁心和绕组的布置方式。根据其布置方式，每相在开合操作过程中可能相互影响或互不影响。在某些情况下，第一相关合会在其他铁心截面或铁心柱中产生暂态磁通，这在应用选相开合时必须加以考虑。该暂态磁通定

义为动态铁心磁通，在下列几种工况下会产生影响：

- 在开合侧中性点不接地的变压器；
- 三柱式变压器铁心；
- 具有三个独立铁心，二次侧为三角形联结或具有第三绕组的变压器。

而在下列工况下则没有影响：

- 中性点直接接地的变压器；
- 五柱式变压器铁心。

如图 8-13a 所示的五柱式铁心使三相在磁特性上彼此独立，而如图 b 所示的三柱式铁心则使相间存在磁耦合，图中用 1、2 和 3 箭头指出了每相的磁通。因此，对选相开合而言，铁心的类型影响了开合顺序。

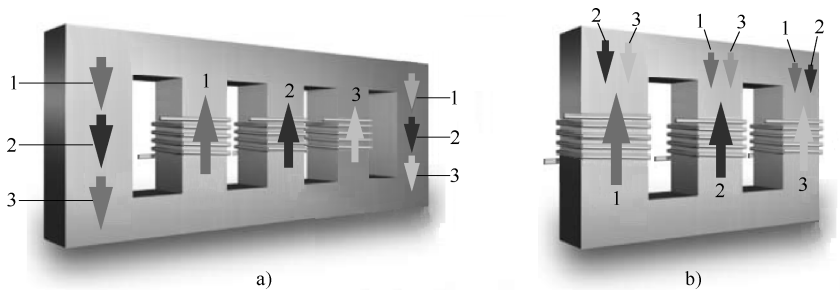


图 8-13　a）五柱式变压器铁心；b）三柱式变压器铁心

对于空载变压器的选相开合，断路器应是单极操作的。采用三极操作是不可取的，因为无法实现相关的机械不同期。

8.4　可靠性问题

选相开合系统的可靠性必须作为一个整体来考虑，即断路器、控制器、传感器和辅助装置，以客观地对此进行说明。当采用任何电子装置时，控制器自身都有发生故障的风险。电子设备发生故障的平均时间间隔大约是 SF_6 断路器的 1/10[298]。可以假定这也适用于控制器。因此，组合的可靠性将由控制器的可靠性决定，相应地比断路器自身的可靠性低。

在某种程度上，使包括并联电容器、电抗器或变压器在内的被开合设备可靠性提高并具有合理寿命，这是可以得到补偿的。能够预料到，由于选相开合使负载降低，也会降低该设备的故障率。因此，从可靠性的角度出发，必须考虑包含各种元件的整个电网。

另外还要考虑外部环境条件，因为作为电子设备的控制器工作时，必须面对的环境条件不可能像计算机那样精细控制。至少，包含在断路器内的那些元件要暴露

在苛刻的环境条件下，这是由当地气候、机械振动以及电场和磁场造成的。

如果控制器出现错误，开合操作应仍可按非选相方式工作。出于这一原因，断路器仍必须满足现有标准，并且要证明其适合于基本职能。而且，对于电力系统中电容器、电抗器和变压器的保护来说，作为备份，传统措施仍然需要。这就意味着断路器仍必须配置避雷器、限制涌流的电抗器等。

选相开合系统的可靠性是最重要的，另外故障的后果也是特别重要的。在开合系统的技术规范中，应考虑这些后果。

选相开合系统具有多种故障模式。以下故障模式会发生，但其中一些比其他模式更易处理：

1）控制器无预兆地未能按照指令操作。由于不存在预先动作，需要对该事件是否导致自动或手动操作做出决定，选择包括重复尝试、阻止命令、将控制装置旁路、选取替代的开关装置等。

2）控制器按照指令错误地操作而没有警告。除了反复尝试的选择外，可能的选择与模式 1 相同。

3）控制器在无指令的情况下操作。这会是很危险的，最合适的反应是阻止该命令直到完成进一步的调查。

4）控制器使断路器的动作时间偏离其正常值或开合目标错误。这种故障的后果可能比非选相操作更糟糕。

5）表现为不能在所要求的公差范围内操作，例如精度不足或总操作时间过长。必须评估可能的后果并且设定不再执行该操作。这种情况需要仔细考虑，因为在整个装置内可能并不存在进一步的保护措施。

6）显示输入信号故障，例如参考电压、环境温度等。这与模式 5 相似，但是取决于失去的输入信号的性质，选相开合系统或许可以继续操作。这需要在设计阶段对关键和非关键输入进行评估。

7）控制器仅传送指令，其结果与非选相操作相同。

8）显示控制器失去电源。一个可能的选择是将控制装置旁路。

对于不允许出现故障的关键装置，两重或三重控制器以及复杂的自检装置是需要的。

在少数情况下，应用选相开合有可能使断路器承受比常规试验中更加严酷的条件。其特定实例如下[205]：

1）最明显的例子是当中性点不接地系统中的开关装置关合已存在的故障时，刻意的非同步关合对关合电流的影响。IEC 标准规定，在 50Hz 下额定短路关合电流峰值是额定短路开断电流的 2.5 倍，在 60Hz 下是 2.6 倍，这是在一些假定条件下导出的，其中之一就是关合时各极的不同期性小。在实际关合操作过程中，显著的不同期性会导致非对称关合电流峰值增加。例如，在两极同步关合而第三极滞后 90°关合的情况下，即所谓的超级非对称性，在 50Hz 下对于标准直流时间常数

$\tau = 45$ms，理论上的峰值电流系数为 3.01，在 $\tau = 120$ms 时甚至达到 3.21。应该引起注意的是，这种情况下的不同期性恰好与中性点非有效接地的电容器组关合的情况相同（见图 8-7b）。

2）对于中性点接地的电容器组的关合，如果断路器在最适宜的不同期性条件下关合，即各相电压零点之间的时间间隔为 60°（见图 8-7a），这将在三相中的每一相都产生完全非对称的故障电流。在这种情况下，非对称开断的要求比标准规定的更加繁重。

虽然这些实例代表了极端的情况，但这些工况在系统设计阶段应当预先考虑到。

最后，整个选相开合系统的功能性试验及其元件的型式试验，包括断路器、控制器和传感器，都必须按照相关技术规范进行，以验证其功能。选相开合应用的多样性和复杂性意味着只能笼统地涵盖许多问题。对功能性和型式试验而言，最好的导则是 IEC/TR 62271-302[302]：

试验中应包括以下项目：

- 机械特性试验，用来评估与断路器特定运行条件有关的操作时间。
- 电气特性试验，用来评估介质强度上升率和下降率的变化。
- 由断路器、控制器和传感器组成的完整系统的选相开合试验。以电容电流开合试验为例：按照使重击穿概率最低的设置进行选相分闸；试验方式 T100a；在电压零点进行选相合闸。
- 根据 IEC 62271-100 进行断路器的型式试验。
- 控制器的特定试验，例如功能性试验、电磁兼容（EMC）试验、机械振动试验、环境试验等。
- 传感器/仪用互感器的特定试验。
- 整个系统的功能性试验。

除了这些项目之外，对自检设备和故障情况下控制器的旁路或禁用功能进行试验也是必要的。

为了可靠，选相开合系统需要持续维护和进行寿命管理，而不可安装后就被遗忘。

8.5　优势与经济因素

选相开合的优势既有技术上的也有经济上的，并且可以认为与断路器、所开合负载和整个电力系统性能有关。从纯技术角度来看，这种优势是明显的。但是，其经济价值在假设条件不明确的情况下不宜清晰确定。有鉴于此，其主要优势可概括地分为以下几类[304]：

1）技术上的优势：改善或增强特性，例如选相断路器开断电容电流其重击穿

概率低。

2）定性节约成本：成本节约不好准确量化，但结果是确定的，例如设备寿命会延长但不好量化。

3）定量节约成本：选相开合节约的成本可以准确地确定。例如，采用选相开合后设备维修时间间隔会增加。

对于选相开合的每种应用，以上三类情况都会出现。所有情况都存在一定优势，但是其影响程度取决于很多特定因素。

选相开合的优势包括：

- 降低重击穿概率；
- 减少暂态现象；
- 改善电能质量；
- 延长电力系统设备的寿命；
- 降低设备故障的风险；
- 增强断路器性能；
- 减少触头和喷口磨损；
- 增加断路器维修或更新的时间间隔；
- 取消合闸电阻；
- 取消合闸电阻和辅助灭弧室维修。

并联电容器组的选相分闸会降低重击穿概率。因此，它使得灭弧室元件发生物理损坏（例如喷嘴烧穿）的风险减小，使偶然出现但至关重要的与非计划维修或灾难性故障有关的开支达到最小。因为对于设计完好的断路器来说，重击穿造成的损坏是很少发生的，作为延长本质上薄弱的断路器寿命的改进方案，这仅是一个主要优势。

并联电容器组的选相合闸降低了暂态过电压和涌流，并且可替代固定电抗器、合闸电阻或合闸电感使用。

合闸电阻已经被广泛应用以降低因并联电容器组关合产生的操作过电压和涌流。在输电电压等级，合闸电阻使断路器成本增加 20%～25%，该成本远高于在此电压等级下应用选相开合系统的成本。

与随机开合相比，传输线路的选相开合显著降低了线路上的过电压。对于线路上存在残余电荷的快速重合闸，这一效果更加显著。选相开合的优势是显著降低了线路上发生闪络的概率，并且降低了继电保护误动作的概率。

与合闸电阻相比，由于运动部件的减少，传输线路的选相开合降低了初始成本并且提高了断路器的可靠性，后者对断路器维修成本和有关传输线路的实用性具有直接效果。

并联电容器组选相开合的引入显著降低了灭弧室电磨损，从而使断路器在其电气寿命结束之前可达到 10000 次机械操作的程度，即 M2 级断路器的规定值。

理论上讲，对并联电容器组的相选相开合可以使电容单元应用在更高电场梯度下，从而显著降低（可达 45%）电容器单元的成本。

在并联电抗器开合的工况下，因为复燃窗口通常较大，达到数毫秒，避免复燃的经济效益明显。从经济上评估就是把选相开合装置及其维护增加的成本与恢复破坏性故障所需的成本进行直接对比。

变压器的选相开合具有很大的潜在经济优势。超高压变压器的故障率显著高于较低电压等级的变压器，诊断出的主要故障是绝缘击穿[307]。选相开合可以降低这些负载，从而减少故障。涌流和陡峭的电压波前沿对变压器剩余寿命的影响还没有完全了解清楚，也无法准确量化。然而，倘若不存在这种负载，变压器的预期寿命应该会延长。由于变压器的高成本，一年的寿命延长或递延投资都足以证明应用选相开合的合理性。对于每台单相超高压变压器，因采用选相开合而减少任何故障的意义都非常重要。

同时，必须认识到绝大多数选相开合的应用都是针对需要频繁操作的负载，例如并联电抗器和电容器组。

电能质量方面的优势很少有明确的定义，在很多监管环境中，其优势会非常大，特别是在应用中面对与技术复杂的工业产品损失相关的成本时更是如此。

在发挥其预期优势时，选相开合系统的可靠性是至关重要的。在某些开合工况下控制器故障可能比预期优势更重要。因此，采用选相开合时应该考虑控制器故障可能造成的后果。

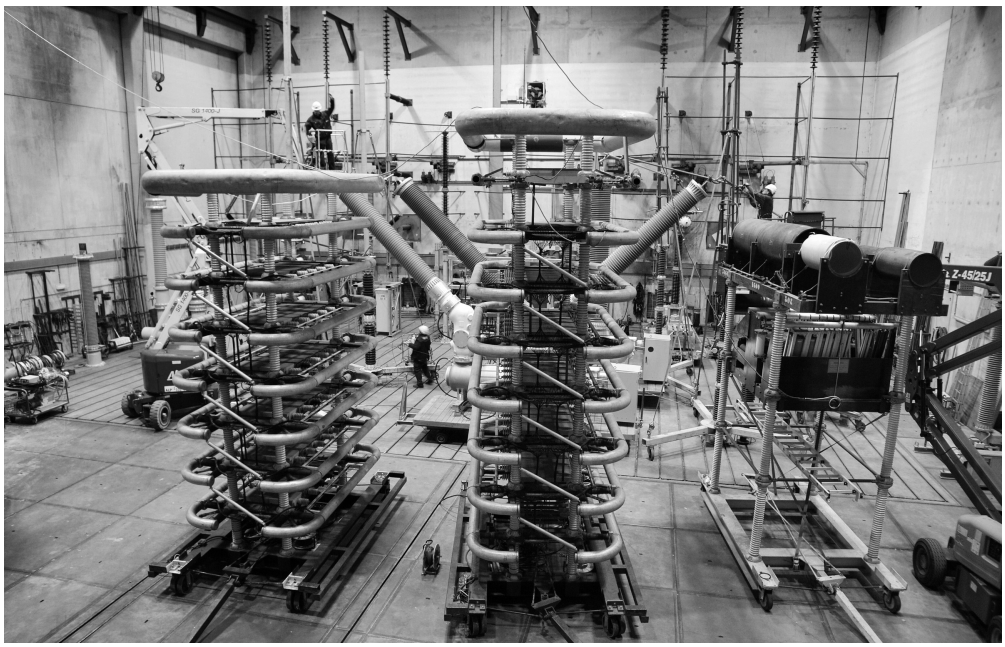
例如，尽管输电线路的选相开合降低了过电压并取消了合闸电阻，但是为了在选相开合系统出现故障的情况下保证更好的结果和安全性，任何开合策略都必须连同线路端子上的避雷器一起使用。

作为断路器全部价格的百分数，实现选相开合所增加的成本取决于额定电压。对于 72.5 ~ 170kV 的额定电压，成本比率约为 1.5 ~ 1.6。在此电压范围内，与断路器单独的成本相比，控制器的成本显然是至关重要的。对于 245kV 断路器，成本比率降至 1.2 ~ 1.3，而在 362kV 及以上则达到最小值 1.05 ~ 1.1。对于气体绝缘变电站来说，由于开关设备自身的初始成本更高，此比率会进一步降低。

因此，选相开合通常在更高电压等级下具有更大的吸引力，并且经济平衡点可能在 123 ~ 170kV 的电压等级。

如果控制算法能够以最低的成本融入数字化变电站控制，选相开合将会具有更大的效益，此时不再需要额外的硬件，选相开合将变成单纯的软件问题。

第 9 章　短路与开合试验



作为保护设备的断路器需要开断短路电流并隔离电网中的故障部分。断路器开断失败不仅会使自身受损，而且还会对邻近设备和系统运行造成危害。因此，断路器的性能必须具有高可信度。断路器试验是验证其能否在电力系统最严酷的工况下可靠工作的主要手段，需要进行大规模的短路与开合试验来建立这一可信度。

诸如 IEEE/ANSI[㊀]和 IEC[㊁]等国际学术组织制订的标准对断路器试验做出了规定。随着对电力系统和开断现象的深入理解，试验标准也在不断发展。世界范围内主要应用的是 IEC 标准，而 IEEE/ANSI 标准则主要应用于美国。IEC 和 IEEE/ANSI关于高压断路器的标准正在协调统一的过程中。

在研究和开发过程中，断路器试验用于验证产品设计的性能和在特定条件下新设计方案的极限。最终具有代表性的设计方案的性能要通过不同型式试验方式的完成和检查来得到证明。而且，在一段时间后，通常是五年或十年，还要重复进行这些型式试验方式，以保证断路器制造水平、材料和工艺质量。这些试验都是在大容量实验室中完成的。

9.1　大容量实验室

根据电源的不同，大容量实验室可分为两类。一类是实验室直接由电网供电（见图 9-1a），另一类是实验室拥有与电网分开的独立电源，即发电机、电容器组（见图 b）。

虽然由发电机供电的实验室不可能模拟出与实际电力系统完全相同的运行条件，但与由电网供电的实验室相比仍具有巨大的优势。

在电网中，适合进行大容量试验的地点相对较少。为了避免短路试验过程造成供电电网的不稳定，实验室所在地的电网短路容量应是实际试验中最大容量的十倍左右[183]。电网不能承受频繁的短路和高过电压的影响，而且试验参数不能根据需要进行灵活调节，特别是试验电压的匹配不易于实现。

另外，即使是最大的网络实验室，可获得的电网容量比目前开断能力可达到数十吉伏安（GVA）的高压断路器所需要的短路容量还是小得多。

采用发电机的大容量实验室的最大容量也不能满足大多数的高压断路器试验的要求。因此，替代的试验方法，即“合成试验”用来给断路器施加足够的负载（见 9.3 节）所需要的电源容量比电网提供的小。在发电机试验站中为试验提供短路容量的短路发电机是一种专门设计的三相发电机，如图 9-3 所示。这种发电机的特性与传统的用于商业发电的发电机有显著差别。

㊀ IEEE—美国电气与电子工程师学会；ANSI—美国国家标准学会。

㊁ IEC—国际电工委员会。

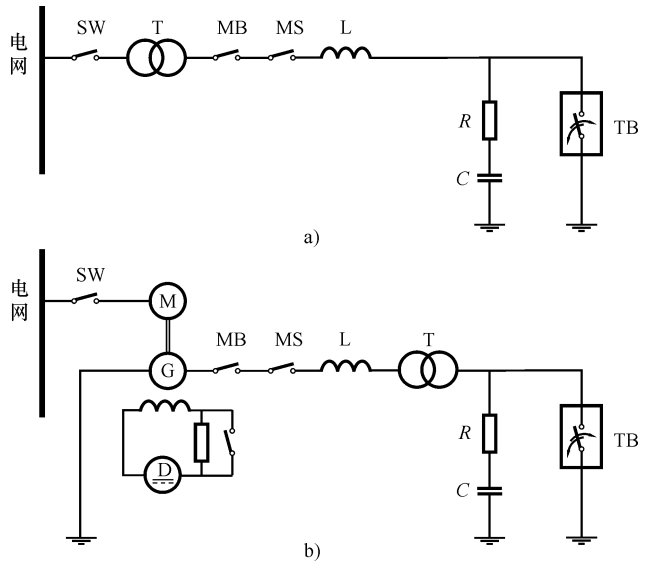


图 9-1 采用 a）网络和 b）短路发电机作为电源的实验室的简化单线图

SW—电源侧断路器 MB—保护断路器 L—限流电抗器 M—电动机 T—短路变压器 MS—合闸开关 *R*、*C*—TRV 调节元件 D—励磁机 TB—被试断路器 G—短路发电机

短路发电机具有非常低的电抗，绕组的机械强度高，以承受电动力和离心力。而且适用于冲击励磁和低于额定转速速度的情况下运行。在试验前采用电动机加速转子以达到其同步额定运行模式。在短路试验中，短路时的定子、励磁机和转子质量的动能基本上能够提供短路容量。因为需要大约 20min 的时间才能使发电机达到额定转速，电网的供电容量可远低于试验所需的短路容量。

位于荷兰阿纳姆的 KEMA 实验室是目前世界上规模最大的采用短路发电机的大容量实验室，同时也拥有最为齐全的大容量试验设备，如图 9-2所示。KEMA 实验室可提供的短路试验容量达到单相 5000MVA，三相 8400MVA。这样的容量足够对额定电压 145kV，最大短路开断电流 31.5kA 的三相断路器进行试验。在此等级之上的断路器必须进行单相试验或采用其他间接试验方法，如合成试验、单元试验、分步试验。

还有规模较大的网络实验室，包括由 EdF（法国电力公司）运营的位于法国 Renardières 的实验室；由 CESI（意大利电技术实验中心）运营的位于意大利 Rondissone 的实验室；印度也有一个大型网络实验室在建。

其他大型的知名第三方大容量实验室还有意大利米兰的 CESI；由 CESI 经营的德国柏林的 IPH；由 KEMA 经营的捷克共和国布拉格附近 Bechovice 的 Zkušebnictvi；匈牙利布达佩斯的 VEIKI；罗马尼亚卡拉瓦约的 ICMET；俄罗斯莫斯科的 KEI；中国西安的 XIHARI；印度班加罗尔的 CPRI；韩国昌原的 KERI；美国宾夕法尼亚州

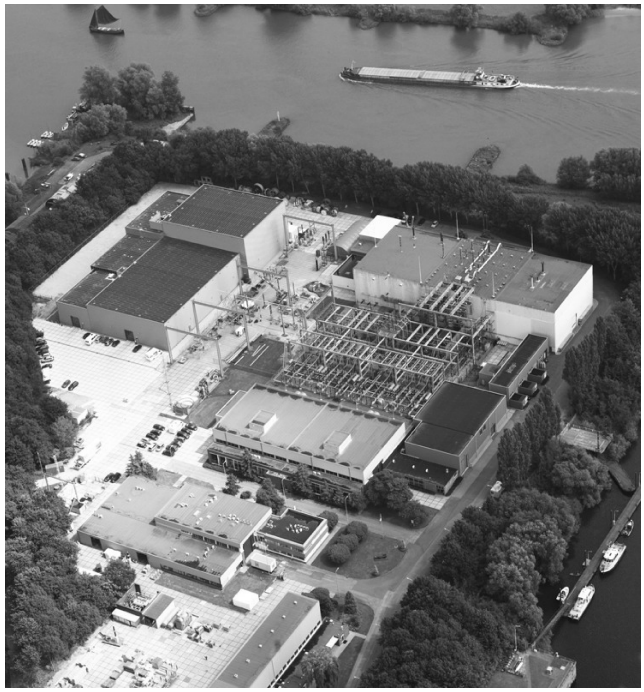


图 9-2　位于荷兰阿纳姆的 KEMA 大容量实验室

Chalfant的 KEMA Powertest；加拿大温哥华的 PowerTech；墨西哥伊拉普阿托的 LAPEM 和巴西里约热内卢的 CEPEL。

另外，大多数大型开关设备制造商都有自己的大容量实验室：西门子公司的在德国柏林；ABB 公司的在瑞典卢迪维卡和瑞士巴德；AREVA 公司的在法国维勒班；施耐德公司的在法国格林诺布尔；日本的三菱、AE Power 和东芝公司也有自己的实验室。

Energoinvest 公司在波黑共和国维索科的 INERG 也有一个大容量实验室，但 1992 年波黑战争时就停止运营了，战后也没有恢复运营。

9.2　直接与间接试验

开断能力的试验方法可以分为直接试验和间接试验两类。

直接试验是外施电流和电压由单一电源获得的试验，电源可以是短路发电机（见图 9-3）、电力系统或者是两者的组合。直接试验基本上是全电流和全电压条件下在三相回路中对三相断路器进行试验。直接试验可以进行现场试验和实验室试验，在任何可能的情况下，直接试验自然是更好的选择。

间接试验则允许以其他方式评价三极断路器的性能，而不是在可提供全部短路容量的三相回路中进行试验。间接试验包括单相试验、合成试验、单元试验和分步试验。



图 9-3　KEMA 大容量实验室发电机房内的短路发电机

9.2.1　三相直接试验

在图 9-4 所示的三相试验回路中，保护断路器 MB 直接置于短路发电机 G 之后。在被试断路器 TB 试验失败和试验装置发生短路的情况下，保护断路器要承担开断短路电流的任务。在被试断路器进行开断试验时，起始处于合闸位置，保护断路器也处于合闸位置，而合闸开关 MS 处于分闸位置。可调电抗器 L 用来额外增加试验回路电抗，从而在选定的电压下获得所需要的试验电流。由于短路发电机的端电压相对较低，在 10～15kV 之间，所以需要专门设计的短路变压器 T 来将短路容量转换到较高的试验电压下。TRV（瞬态恢复电压）调节元件 R、C 与变压器高压侧相连。当发电机达到工频标称值时，转子被激励，合闸开关合闸，短路电流开始通过被试断路器。接到分闸指令时，被试断路器开断电流。成功开断后，被试断路器要承受由 TRV 调节元件 R、C 及包括发电机同步电抗和变压器电抗、漏电抗的全部回路电抗所共同决定的瞬态恢复电压的作用。

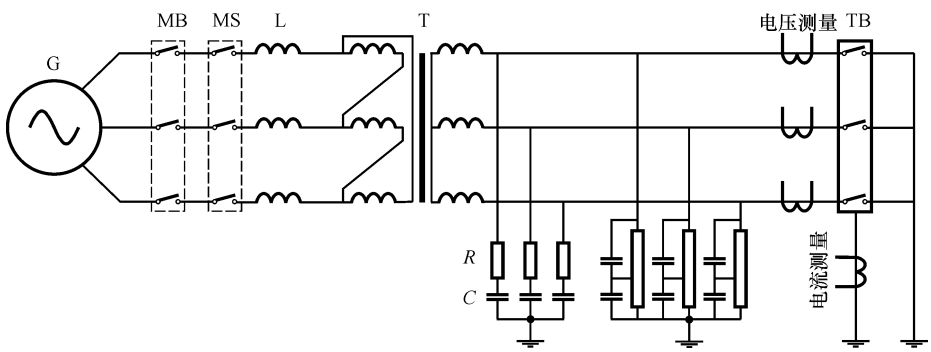


图 9-4　三相直接试验回路原理图

图 9-5 所示为 KEMA 实验室直接试验回路中用于调节瞬态恢复电压的电阻器和电容器组。当瞬态恢复电压消失之后，被试断路器要承受工频恢复电压的作用。

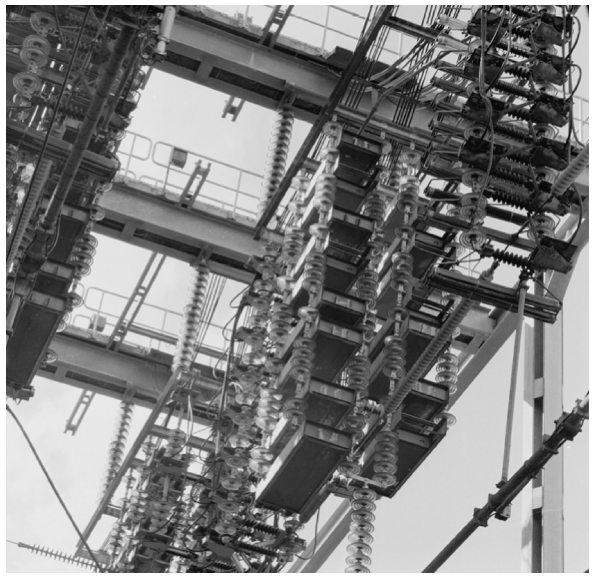


图 9-5　KEMA 实验室直接试验回路中用于调节瞬态恢复电压的电阻器和电容器组

当被试断路器进行合分试验时，断路器必须关合短路电流。在合分试验前，被试断路器处于分闸位置。当合闸开关闭合后，开路电压施加到被试断路器端子上，随后被试断路器合闸。

在大容量实验室中进行的任何试验都需要记录大量不同时间范围内的电流和电压数据。其他随时间变化的参数，如被试断路器触头位置或压缩容积内的压力也能够记录。对数据记录而言，可以使用多通道数字瞬态记录仪，其采样范围可达 25MS/s 且具有 12 位垂直分辨率。其主要优点是一旦数据以数字方式存贮，可以用计算机进行分析并可永久保存以便将来研究。

9.2.2　单相直接试验

利用直接试验方法，可以进行单相试验来替代三相试验，但必须注意保证施加最严酷的负载，这是由于在开断过程中被试断路器的各个极所承担的负载条件并不相同。单相直接试验可用于图 9-6 所示的中性点接地系统中的不接地短路故障或图 9-7所示的中性点非有效接地系统。

在对称三相电路中，三相电流的自然过零时刻彼此相差 120°，因此断路器的各个极不可能同时开断。假定极 R 在触头分开后的时刻 t_1 首先达到电流零点，此时三相短路故障变成了两相短路故障。出现于首先开断极上的恢复电压为 $1.5U_r/\sqrt{3}$，U_r为额定线电压。

首开极开断全部短路电流，即 $I_R = I_{SC}$。在首开极开断的时刻，另外两极的电流将分别产生 ±30°的相移，并且幅值变为 $I_S = -I_T = \sqrt{3}I_{sc}/2$，这两相电流将在 90°后，即时刻 t_2 达到零点，开断后这两极将承受线电压的作用。假设恢复电压是均匀分配的，后开断的两极将各自承受 $U_r/2$。

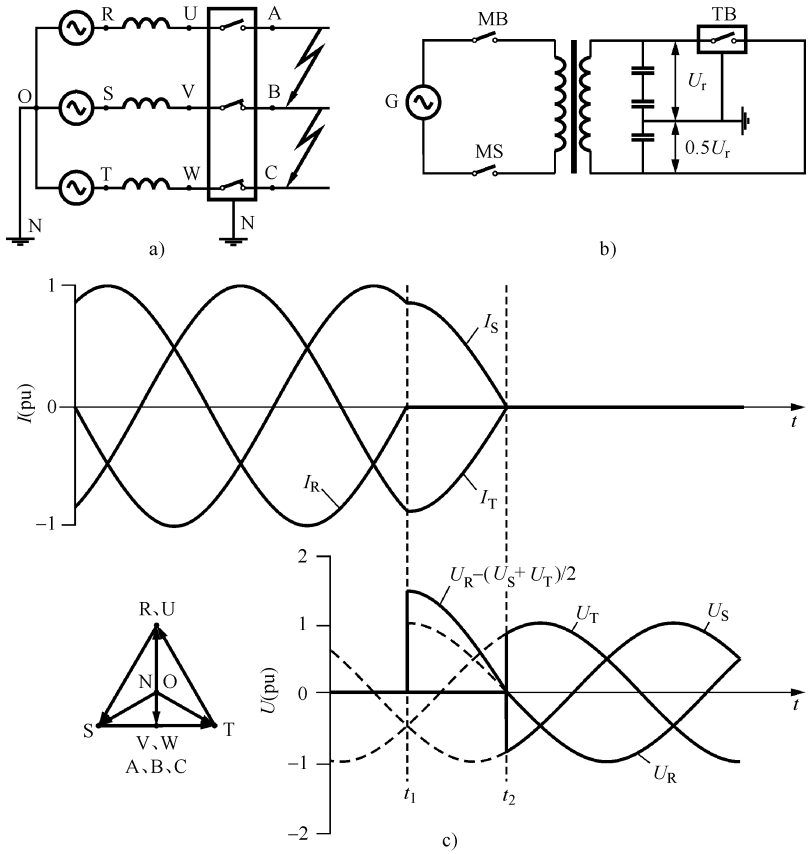


图 9-6 a）中性点接地系统中的不接地短路故障；b）等效单相试验回路；c）开断顺序

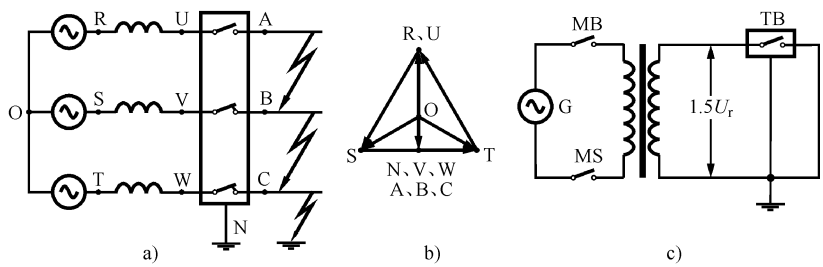


图 9-7 a）中性点非有效接地系统中的接地短路故障；b）相量图；c）等效单相试验回路

从能量的角度看，首开极开断了全部三相短路容量 P_{SC} 的 50%。

$$P_{1PC}=\frac{1.5U_rI_{SC}}{\sqrt{3}}=0.5P_{SC} \tag{9-1}$$

其他两极串联在一起开断剩余的 50% 短路容量，每一极约承担 25%。

$$P_{2PC} \approx P_{3PC} \approx \frac{\sqrt{3} U_r I_{SC}}{4} = 0.25 P_{SC} \tag{9-2}$$

首开极的工况代表了关于瞬态恢复电压的最严酷负载，但是另外两个后开极的燃弧时间更长。由于在单相直接试验中采用的燃弧窗口和瞬态恢复电压都是很重要的，所以将后开极的燃弧时间和首开极的瞬态恢复电压结合到一起是一种可能的替代方法。按照 IEC 和 ANSI/IEEE 标准的要求，采用这一替代方法可以只进行三次开断操作，但需要延长燃弧时间。然而，这样的单相试验要比三相试验严酷得多[243]，因为三相试验中的最高恢复电压仅施加在燃弧时间较短的首开极上。由于采用后开极的燃弧时间和首开极的瞬态恢复电压，这种替代三相试验的单相试验更加严酷。

另一种可以完全再现三相开断时负载情况的替代方法也是可行的，但需要更多的开断次数以提供全面证明。在首开极系数 $k_{PP} = 1.3$ 时，每个试验方式需要 9 次开断操作而非 3 次开断操作；在首开极系数 $k_{PP} = 1.5$ 时，每个试验方式需要 6 次开断操作而非 3 次开断操作。这样才能证明所有极的全部性能，因为每一相的工况都需要 3 次有效开断操作才能证明其性能符合要求。

而且，在单相直接试验中，其试验程序会引起无效试验从而造成被试断路器承担的负载过重和发生损坏。因此，特别是对于小电流接地系统，推荐使用合成试验方法来代替单相直接试验[308]。

非对称电流的试验程序更加复杂，因为开断可以发生在电流大半波或小半波末。

对于单相试验，需要确定试验是否只对一个极产生影响。开断过程要受到电动力、邻近极排出的气体、触头运动速度、灭弧介质压力等因素的影响。操动机构的能量输出应该仔细评估，因为在单相试验中，被试断路器承受的负载仅需要较小的操动力来操作一个独立极。

换言之，如果断路器的三个极使用一个共用操动机构并处于一个共用的外壳内，那么断路器的设计和极间的相互作用就特别重要。这种情况下，短路性能试验只能进行三相试验。而对于具有独立操作极且不处于同一外壳内的断路器（如外壳带电断路器）则不需要这方面的考虑。

当模块化的概念应用于具有两个或多个灭弧室单元串联的高压断路器设计时，一个完整极的性能乃至最终整个断路器的性能都可以通过一个单元的性能来进行评价。为了保证单元试验的有效性，所有单元在结构上必须完全相同，必须同步操作且在性能上没有相互影响。

试验电流必须与实际运行电流相同，试验电压则与额定电压成适当的比例关系，这一比例取决于单元个数及各单元上的电压分布状况，试验电压要对应于各单元上可能出现的最大电压。为了让固有频率保持与全部回路中的相同，回路电感 L 要按比例降至 L/n，而电容 C 则需要按比例升至 nC，如图 9-8 所示为每极由三个完全相同的灭弧室串联组成的断路器。

为了保证给单元施加合适的电压，必须评估不同单元上从工频到TRV等效频率下的电压分布情况。这就包括了电压暂态过程的计算，要考虑对地和杂散电容的影响。

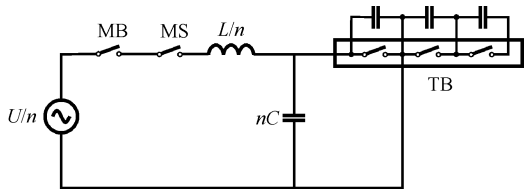


图9-8　单元试验的基本原理

试验按照承受最高电压的单元上所出现的电压来进行，该单元通常与供电回路相连，且这一电压总是大于U/n。特别是对于不采用均压电容器的设计方案，电压分布仅由杂散元件来决定，甚至使得断路器在实验室内的安装位置都成为影响参数，可以观察到电压分布具有很大的不均匀性。

9.3　合成试验

断路器试验需要很大的短路容量。目前，很多断路器的短路额定值非常高，以至于不再可能在直接试验回路中验证其开断能力。开断容量最大的灭弧室可以在550kV下开断63kA电流，直接试验需要单相容量达26GVA容量的电源，这大约是目前规模最大的实验室最大输出容量的五倍。因此，要采用合成试验进行替代。

合成试验中全部电流或者大部分电流从一个电源，即电流回路获得，而外施电压和/或恢复电压，包括瞬态和工频恢复电压全部或部分从另一个或多个独立的电源，即电压回路获得[271]。这就是称为合成试验的原因。

合成试验方法是基于以下物理现象：在开断过程中，当大电流通过断路器时，分开的触头间仅有相对较低的电弧电压；当分开的触头间出现高电压时，断路器中仅有很小的电流通过。这两种现象是在不同的时间段发生的。基于这一事实，合成试验方法就是用两套电源来模拟断路器所承受的电气负载：一个大电流电源（电流源），如短路发电机，用于在大电流阶段提供低电压下的大电流；一个高电压电源（电压源），如电容器组（见图9-9），用于在高电压阶段以相对较小



图9-9　KEMA实验室合成试验设备中的主电容器组

容量来提供高电压。

合成试验的一个基本前提是断路器所承受的工况要与所有直接试验方法中的同样严酷。目前已获得广泛认可的是合成试验方法在短路试验方面可实现高度等价性并被认为适用于高压断路器型式试验。

由于电源容量的原因，采用合成试验来满足电力系统的需求是必要的。然而，不能把合成试验方法仅仅看作是直接试验的替代方法。在应用得当的情况下，合成试验具有其自身的优点，其中一个优点就是合成试验是非破坏性试验。由于可以分别控制电流和电压负载，这也使合成试验成为理想的研发手段。

然而在某些工况下，如电容器组电流开合试验，合成试验也有缺点，因为容性合成回路中的重击穿不会像实际回路中的那样破坏断路器内部，而在实际回路中发生重击穿时要释放很大的能量，对断路器的破坏程度远大于放电能量很小的容性合成回路。因此，对于 C1 级断路器，与在直接容性回路中发生重击穿相比，在容性合成回路中重击穿后的剩余次数操作试验的通过率更高。

由于其重要性，IEC 颁布了合成试验的标准[271]。

9.3.1　开断过程的几个阶段

仔细观察开断过程中的电压和电流负载，可以分为三个阶段，如图 9-10 所示。

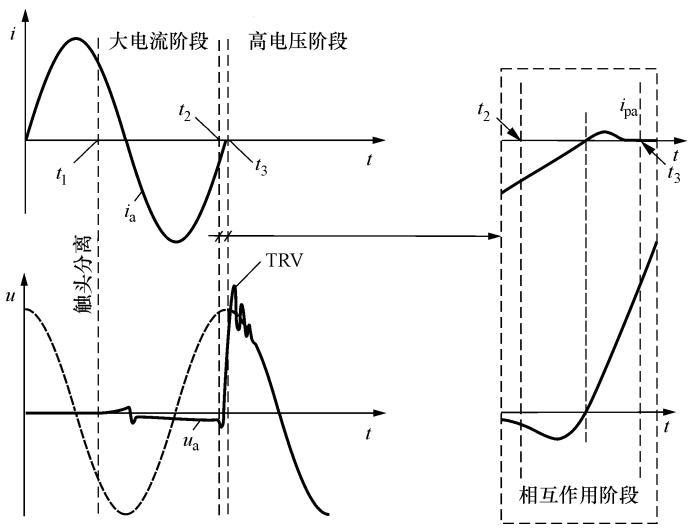


图 9-10　开断过程的时间段

- 大电流阶段 $t_2 - t_1$；
- 相互作用阶段 $t_3 - t_2$；
- 高电压阶段或恢复阶段 t_3 后；
- 触头分离时刻 t_1—电弧电压开始显著变化 t_2—电流停止流过 t_3，如果有的话，

还包括弧后电流。

大电流阶段是从触头分离到电弧电压开始显著变化，即增加到熄弧尖峰的这一段时间。在大电流阶段，试验回路施加到被试断路器上的负载应使得相互作用阶段的起始条件与系统条件下相同。

相互作用阶段是从电流零点之前电弧电压显著变化时刻起到电流（如果有的话，包括弧后电流）停止流过断路器为止的这一段时间。在相互作用阶段，由短路电流负载转入高电压负载，且断路器的性能会显著影响回路中的电流和电压。

随着电流趋于零，电弧电压可能上升，对并联电容充电并使得流经电弧的电流发生畸变。在电流零点以后，弧后电导会对瞬态恢复电压产生附加的阻尼作用，从而影响断路器两端的电压以及输入到触头间隙中已电离介质的能量。

在相互作用阶段，回路与断路器之间的这种相互作用对开断过程极为重要，这一阶段是断路器热击穿模式的关键时期。因此，在相互作用阶段至关重要的是合成试验中施加到断路器上的负载应与系统条件下相同。

高电压阶段是电流停止流过被试断路器时刻起到试验结束的这一段时间。在高电压阶段，被试断路器的触头弧隙要承受恢复电压的作用。在合成试验中，恢复电压原则上是直流电压，因电压源能量有限而按照指数规律衰减。

与系统中的交流恢复电压相比，这样的衰减直流恢复电压会给被试断路器施加不合适的负载。

在合成试验中，直流恢复电压必须尽可能避免，因为空间电荷积累使得灭弧室内部状况与交流电压下有所不同。另外，恢复电压不能衰减得太快，在额定频率的1/8 周波时间内，恢复电压瞬时值应不低于工频恢复电压的等效瞬时值。

不论是使用指数衰减的直流恢复电压，还是交流恢复电压或者是交流和直流恢复电压的组合，其瞬时值（直流恢复电压）或峰值（交流恢复电压或交流和直流恢复电压的组合）原则上应尽可能接近 $U_r\sqrt{2}/\sqrt{3}$，且在任何情况下，0.1s 内不应低于 $0.5U_r\sqrt{2}/\sqrt{3}$。特别是真空断路器，由于其对延迟的重击穿敏感，尽可能在更长时间内将恢复电压保持在 $U_r\sqrt{2}/\sqrt{3}$是十分重要的。

9.3.2 关合过程的几个阶段

在关合之前，断路器承受施加到其端子上的电压。在关合过程中，断路器开始承载短路电流。仔细观察关合过程中的电流和电压负载情况，可以分为三个阶段，如图 9-11 所示。

- 高电压阶段 t_0 前；
- 预击穿阶段 t_0-t_1；
- 扣锁阶段 t_1-t_2。

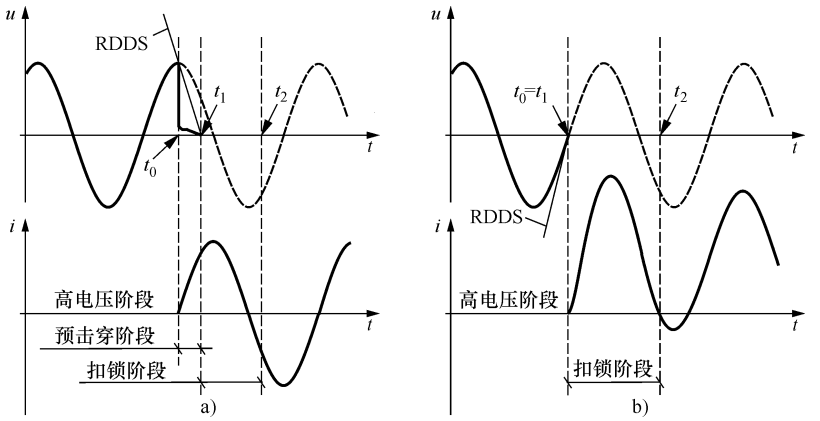


图 9-11　关合过程的主要时间段

高电压阶段是从断路器处于分闸位置承受电压到触头间隙发生击穿或预击穿时刻为止的这一段时间。因此，在高电压阶段中试验回路施加到被试断路器的负载应使预击穿阶段的起始条件与系统条件下相同。

预击穿阶段是在断路器合闸过程中，从触头间隙发生预击穿的时刻起到触头接触为止的这一段时间。在预击穿阶段，断路器受到由电流产生的电动力和电弧能量产生的烧损效应的作用。因关合时刻不同，可能出现两种典型的情况，如图 9-11a 和 b。

1）击穿发生在外施电压峰值附近，产生几乎对称的电流。具有最大的预击穿能量。

2）击穿发生在外施电压零点附近，产生非对称电流，预击穿能量可予忽略但电动力最大。

扣锁阶段是在断路器合闸过程中，从触头接触到触头到达完全闭合或锁定位置的时刻为止的这一段时间。在这个阶段，断路器必须在电流和触头摩擦力分别产生的电动力和气体动力存在的情况下合闸。

考虑到合成试验方法的基本原则是验证断路器的开断能力，在关合试验中，如果断路器仅在低电压下的大电流回路中关合全部非对称电流，会出现不切实际的情况。即使提供了预击穿电弧的最严酷负载，也必须对全部外施电压和对称电流下的额定短路关合能力进行试验，因为在这样的条件下才能体现预击穿电弧的实际情况。只有当预击穿发生在外施电压峰值附近时，断路器的对称关合性能试验才能正确进行，此时会产生具有最长预击穿时间的对称关合电流。

SF_6 断路器与其他断路器，如少油断路器相比，在关合过程中对预击穿并不敏感。这是因为在不可压缩的油中的预击穿电弧冲击波造成的损害要比在气体中严重得多。

9.3.3　合成试验方法的类型

目前有多种不同的合成回路在应用，但实际上都是从两种基本方法演变而来的：

- 电流引入法；
- 电压引入法。

合成试验通常用于单相试验，但也可应用于三相试验。三相合成试验采用一个三相电流源和两个[㊀]、甚至三个电压源，在中性点不接地的情况下，一个电压源用来提供首开极的瞬态恢复电压，其余电压源用来提供第二、第三开断极的瞬态恢复电压。

9.3.3.1　电流引入法

电流引入法取决于工频短路电流零点前不久的电流叠加。电压回路提供的幅值较小、但频率较高的电流叠加到被试断路器上，使得被试断路器中电流零点的出现滞后于辅助断路器。这样，在被试断路器电流零点之前辅助断路器就将两个电源分开。在被试断路器中的电流开断时，它已经接入电压回路。因此，在电流负载与施加电压负载之间没有延迟。同时，辅助断路器将电流回路与高压的电压回路隔离[㊁]。

对于电流引入法来说有两种主要的实现方法：串联和并联电流引入。图 9-12 所示为电压回路与被试断路器并联的电流引入回路的简化线路图。用于并联电流引入试验的合成试验回路通常称作 Weil-Dobke 回路。图 9-13 举例说明了在并联电流引入回路中通过被试断路器的开断电流。

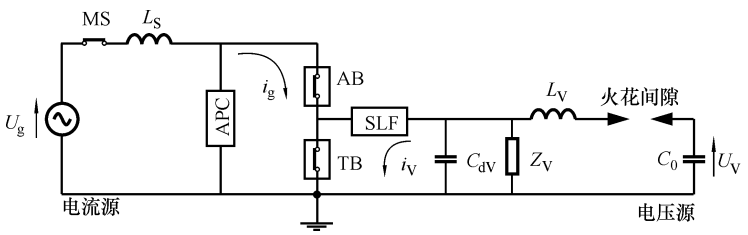


图 9-12　电压回路与被试断路器并联的典型电流引入回路

试验前，辅助断路器 AB 和被试断路器 TB 都处于合闸位置。合闸开关 MS 闭合使电流源提供的短路电流 i_g 得以流过。大约同时，在时刻 t_0 辅助断路器和被试断路器的触头分开。延弧回路（APC），也称为重燃回路，是必不可少的，以在合成试验中产生符合实际情况的燃弧过程。如果没有这个回路，电流在较早的过零点就已经被开断，因为在该电流零点时瞬态恢复电压仅由中等电压的大电流电源回路来提供。

在时刻 t_1，火花间隙点火，试验前已经充好电的电压源主电容组 C_0 通过电抗

㊀　这就是三相试验回路通常被称为双合成试验回路的原因。

㊁　因此，辅助断路器也被称为隔离断路器。

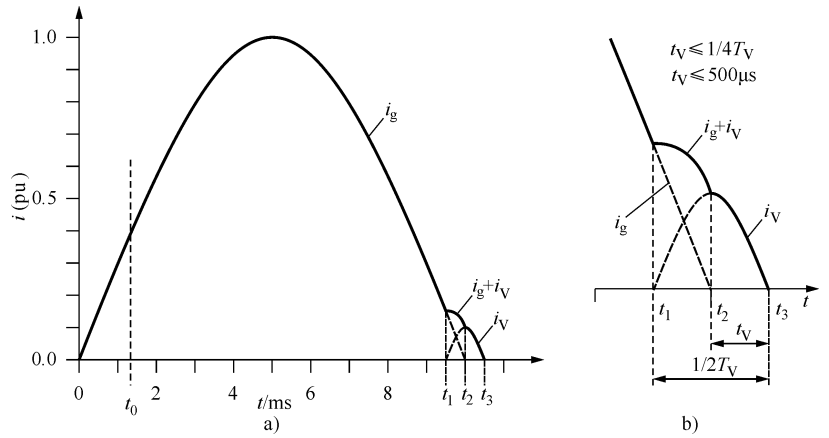


图 9-13　a）并联电流引入回路中通过被试断路器的电流；b）电流引入时间（IEC 要求）

器（阻抗 L_V）放电，引入高频电流 i_V 并与电流 i_g 叠加。电流引入时刻由一个与电流无关的控制回路确定。在 $t_1 \sim t_2$ 的时间范围内，电流源回路和引入电流回路以并联的形式与被试断路器相连，通过被试断路器的电流为两者电流之和 $i_V + i_g$。

在时刻 t_2，工频短路电流 i_g 过零。因为电流源的激励电压相当低，对于辅助断路器而言开断工频短路电流 i_g 相对容易。因此，辅助断路器便将大电流回路与高电压回路分开。当被试断路器在时刻 t_3 开断引入电流时，就要承受由电压回路提供的受参数 C_{dV}、Z_V 和 L_V 控制的瞬态恢复电压的作用。在此期间火花间隙仍保持导通状态，称为 SLF 的用于近区故障条件下高压断路器试验的人工线路能够加到高压回路中。

在电流引入阶段，主电容器组上电压极性会改变。当瞬态恢复电压振荡衰减结束后，剩余恢复电压为一直流电压，与直接试验回路中的工频交流恢复电压相比，这给被试断路器施加了更高的负载。为解决这一问题，阻抗 Z 应包含一个高品质因数的并联电抗器，与主电容器组 C_0 配合调谐至工频。

如果被试断路器在时刻 t_3 开断失败，后续电流仅是电压源所提供的引入电流，从而限制了可能对断路器造成的损坏。当进行研究性试验时，这是一个主要优点。

为了保证与实际运行条件的最大等价性，电流变化率与运行条件保持一致是非常重要的（$\mathrm{d}i_V/\mathrm{d}t\big|_{i=0} = \mathrm{d}i_g/\mathrm{d}t\big|_{i=0}$）。除了合适的引入电流变化率外，引入电流的频率应在 250 ~ 1000Hz 范围内，最好在 500Hz 左右。

为了防止过分影响工频电流的波形，引入电流的频率下限为 250Hz。

引入电流的最高频率为 1000Hz，是由电弧电压显著变化阶段确定的，这一阶段应比电弧仅由引入电流供电的时间要短。为了满足这一要求，引入频率的周期至少应是电弧电压显著变化阶段的四倍。

引入电流开始的时刻应使得被试断路器单独由引入电流作用的时间不大于引入

电流频率的1/4周期，且不超过500μs。如被试断路器单独由引入电流供电的时间小于200μs，则应注意断路器承受的负载可能过于严酷，这是因为直到 t_2 时刻，由于电流源和电压源的叠加而导致 $\mathrm{d}i/\mathrm{d}t$ 过大。

并联电流引入法不可避免地人为延长了燃弧时间，这一延长的时间 $t_V = t_3 - t_2$ 如图9-13所示。不考虑满足上述关于引入电流的所有要求，燃弧时间的延长会影响到电弧的冷却。这一影响取决于被试断路器的开断原理。因此，并联电流引入法的等价性应考虑特定的断路器。自能式 SF_6 断路器的计算机仿真表明，人为延长燃弧时间约1ms，会导致电流过零时压缩容积内气吹压力和通过喷口的气体质量流量显著降低（>5%）。压气式灭弧室对燃弧时间的人为延长并不如此敏感。

电流引入的另一种实现方法是串联电流引入法。图9-14所示为电压回路与辅助断路器并联的电流引入回路的简化电路图。电压 U_g 和 U_V 具有相反的极性，因此高压回路中的引入电流 i_V 要从通过辅助断路器AB的工频短路电流 i_g 中减去。在辅助断路器中的合成电流被开断（时刻 t_2）后，振荡电流就转移到被试断路器和电流回路。电流波形上有一个曲折点，如图9-15所示，它与辅助断路器中电流的开断相对应。此时，被试断路器是电流回路和电压回路串联组成的电路的一部分。被试断路器中的合成电流被开断（时刻 t_3）后。由电压回路和电流回路共同提供瞬态恢复电压。恢复电压的波形可通过改变 Z_V、C_{dV} 以及 Z_S 和 C_{dS} 来进行调节。

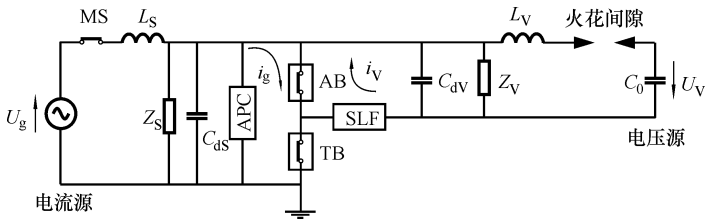


图9-14　电压回路与辅助断路器并联的典型电流引入回路

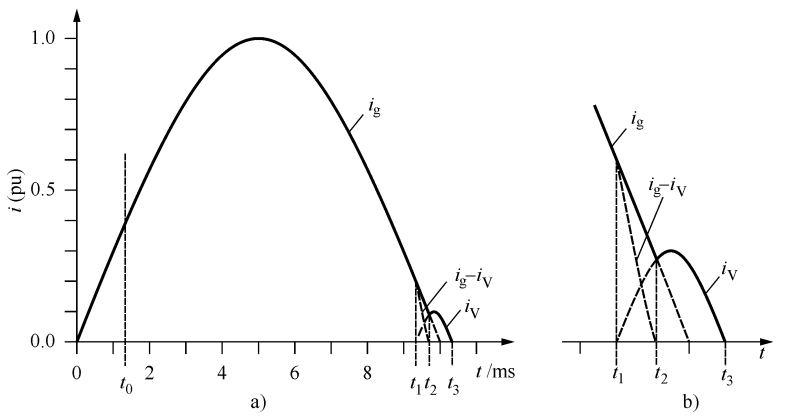


图9-15　a）串联电流引入回路中的电流；b）展开图

近年来，对比试验和试验经验证明并联电流引入法与实际运行条件的等价性最好，因此世界上许多大容量实验室都采用了这种方法。

9.3.3.2　电压引入法

电压引入法与并联电流引入法类似，也采用一个电流源和一个独立的电压源，区别在于电流源除提供短路电流外，还要提供瞬态恢复电压的起始部分。在最后一个电流零点之后由电流源所提供的恢复电压峰值附近，通过电压源引入提供瞬态恢复电压的高压部分。一台容量足够大的电容器与辅助断路器并联，能够有效地将电流源提供的瞬态恢复电压施加到被试断路器上。

图 9-16 所示为电压回路与辅助断路器并联的串联电压引入合成试验回路。该回路与图 9-14 给出的串联电流引入法基本相同，主要区别在于高压回路参数的数值和火花间隙的触发时刻不同。

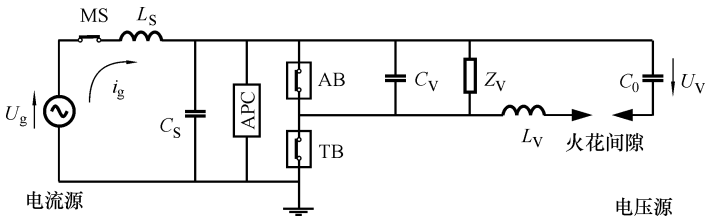


图 9-16　电压回路与被试断路器串联的典型电压引入回路

试验前，辅助断路器 AB 和被试断路器 TB 都处于合闸位置。当合闸开关闭合后，电流源为被试断路器提供短路电流和弧后电流。在整个相互作用阶段，辅助断路器与被试断路器中的电弧串联。在图 9-17 中的时刻 t_1，两台断路器同时开断。当断路器开断短路电流后，电流回路的全部瞬态恢复电压基本上都通过并联电容 C_V 加到被试断路器上。通过这种方式，电容器为弧后电流提供必需的能量。在时刻 t_2，恰好在恢复电压达到峰值之前，火花间隙点火，电压回路的振荡电压与电流回路的恢复电压叠加后施加到被试断路器上。辅助断路器上的瞬态恢复电压实际上仅由电压回路来提供。

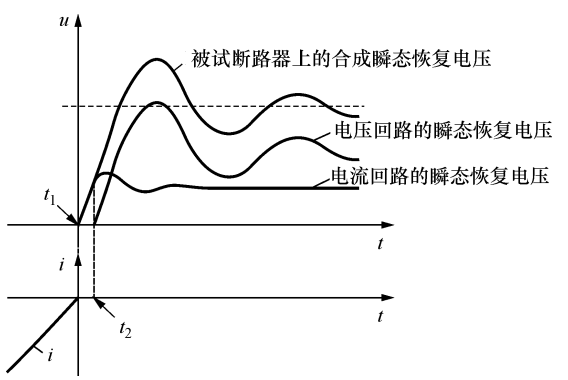


图 9-17　串联电压引入试验回路中的电流和瞬态恢复电压

由于引入电流小，电压回路中的能量相对较低，对主电容器组的容量要求比电流引入法要低很多。因此，电压引入法更加经济。然而，在相互作用阶段，电压引

入回路的电路参数与电流供电回路的电路参数不同。这不同于电流引入回路，也正是基于这个原因，电压引入法没有获得普遍应用。因此，IEC 标准规定：电压注入法仅能在没有起始瞬态恢复电压（ITRV）要求，或者无延时的近区故障（SLF）试验已涵盖这些要求的情况下使用。

电压回路也可以与被试断路器并联，而不是与辅助断路器并联。然而，这种方法并不常用。

9.3.3.3　三相合成试验方法

在一定的条件下，标准允许在单相的基础上进行试验。然而，因为型式试验所要验证的主要性能是三相故障的开断，只要可能，就希望进行三相试验。这对于三极在同一个壳体内的断路器或者三极由同一个操动机构来操作的断路器来说就尤为重要。为了根据燃弧窗口、非对称性百分数、小半波、大半波和延长的大半波持续时间来重现所要求的负载，有必要采用三相试验程序。上述所有负载最好在同一个试验中应用。如果不可能的话，分步试验程序或许是唯一的方法。

单相合成试验方法已经得到确认，三相合成试验还是相当新的方法。单相合成试验通常采用的原理，即通过电流源获得电流并在选定的电流零点由电压源提供恢复电压，也适用于三相合成试验。三相合成试验回路采用一个三相电流源，并通常使用两个电压源。一个电压源为首开极提供瞬态恢复电压，另一个电压源为第二和第三开断极提供瞬态恢复电压。

全部相引入的三相合成回路如图 9-18 所示，并且由以下元件组成：

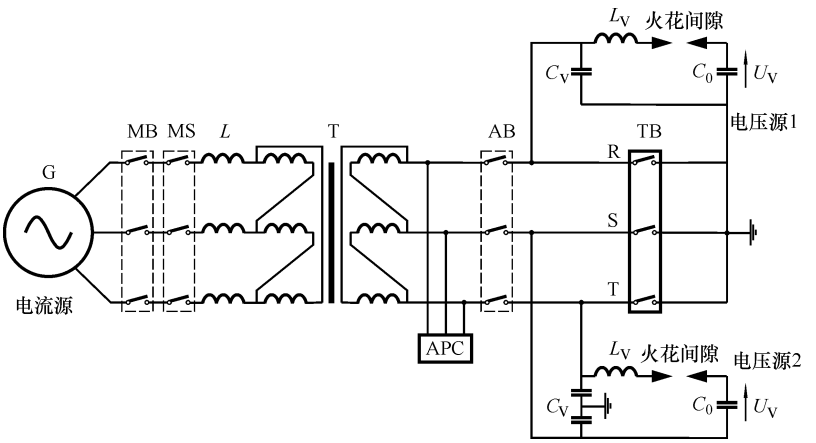


图 9-18　对于 $k_{pp}=1.5$，全部相引入的三相合成回路

- 三相电流源 G；
- 具有与首开极并联的电流引入回路的电压源 1；
- 如上所述，连接在另外串联的两极上的电压源 2；
- 三相辅助断路器 AB；

- 三相被试断路器 TB；
- 与各相相连的延弧回路，以防止被试断路器提前开断，并检查其可能的最长燃弧时间。

采用均压电容可以使恢复电压在两个后开断极之间合理分布。

应该注意的是，在中性点接地系统中发生接地故障的情况下，首开极系数小于 1.5，此电路并不能涵盖。对于这样的系统，断路器的合成试验甚至需要三个电压源。回路的操作是相当复杂的，因此只在极少数的大容量实验室中才能够完成[310]。

9.3.3.4　对特高压断路器进行试验的合成回路

对于各种大规模输电工程，特别需要特高压（额定电压≥800kV）断路器。这些设备的试验本身就是一项挑战。

事实上，此类断路器通常包括至少两个灭弧室，必须验证的（故障）电流开断能力的部分试验可以仅用断路器的 1/2（或 1/4）来完成。对于采用均压电容器的外壳带电的断路器来说，这通常是适用的。

然而，为了满足金属封闭开关设备的要求（正如 IEC 62271-203 所规定的那样[322]），在开断的过程中其带电部分与外壳之间要具有正确的介质负载，除了在完整断路器上进行试验外，其他试验在技术角度上都是不正确的。

金属封闭超高压和特高压断路器单元试验（或两单元情况下的 1/2 极）的情况下，正确表示与完整极试验相关的机械、气动、电动和绝缘负载是非常困难的。对于单相试验，要考虑的负载如下：

a）电流开断过程中的介质负载

金属封闭断路器的 1/2 极试验不能表示带电部分与外壳之间正确（全部）的绝缘负载，至少对于短路电流试验是这样的（见图 9-19a），因为内部带电部分与外壳之间仅有 1/2 试验电压。

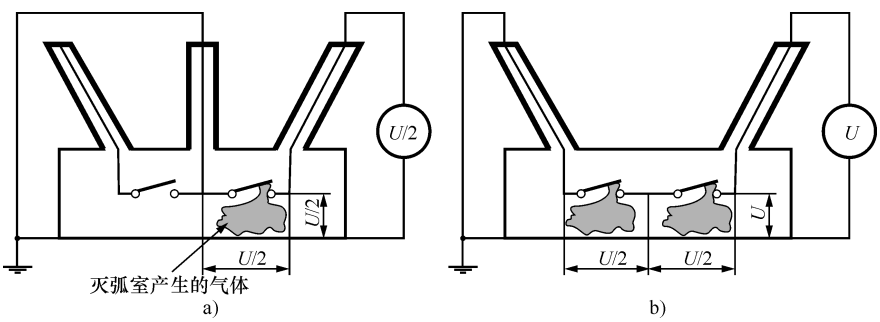


图 9-19　a）金属封闭断路器的 1/2 极试验：灭弧室上的电压是正确的，带电部分与外壳之间的电压是不正确的；b）金属封闭断路器的完整极试验：灭弧室上的电压是正确的，带电部分与外壳之间的电压是正确的

在带有均压电容器的金属封闭断路器（包括外壳带电的类型）的试验中，由

于灭弧室不完全相同的绝缘特性，单元试验或许不能等效所出现的暂态负载。在单元试验中，均压电容器（例如在预击穿过程中出现的）和断路器灭弧室上的负载无法等效施加。这并非不重要，CIGRE 近期的工作表明均压电容器是断路器故障的一个主要原因。

在单元试验中，通常应用一定百分比的安全裕度，这是考虑到由于断路器（杂散）电容分布不相等引起的电压分布不均匀。因为均压电容器通常比这些杂散电容要大得多，不均匀电压分布的安全裕度可略高于 50%（对于双断口断路器）。对于没有均压电容器的设计方案，这一安全裕度偏小或许不够充足。

显然，在未考虑上述负载时，对于运行中的被试对象的正确性能而言，1/2 极试验给出的证据是不充分的。完整极试验可以给出更充分的数据。

b）气动负载

取决于相关的设计（气体连通结构中具有或者没有灭弧介质），两个灭弧室的动态气压和气流可能互相影响气动现象，这会干扰灭弧过程。

所产生的高温气体还可能使得灭弧室周围空间的绝缘耐受能力变差（极间、灭弧室两端、到外壳），如图 9-19 所示。

对于 GIS 和落地罐式断路器来说，在决定进行单元试验还是完整极试验和决定最大介质负载要施加到断路器哪一侧时，必须考虑气体动态特性和所产生（高温的、电离的、受污染的）气体的影响。

c）电动力负载

在未采用其他单元作为辅助断路器时，1/2 极试验需要短路电流的等效导电路径，在试验中正确模拟其对单元中电弧的影响。基于同样的原因，三相金属封闭断路器由于其紧凑的设计，三相试验和单相试验都是必要的。与被试对象邻近的大电流连接部分必须非常仔细地设计，要考虑作用在电弧和断路器结构上的实际电动力负载。

这些考虑因素导致 KEMA 专门设计了新型特高压合成试验回路，以在完整极条件下，对具有地电位的金属外壳的落地罐式和 GIS 断路器进行试验。

为了实现这一目标，采用了两级合成的解决方案（见图 9-20），其中试验间内

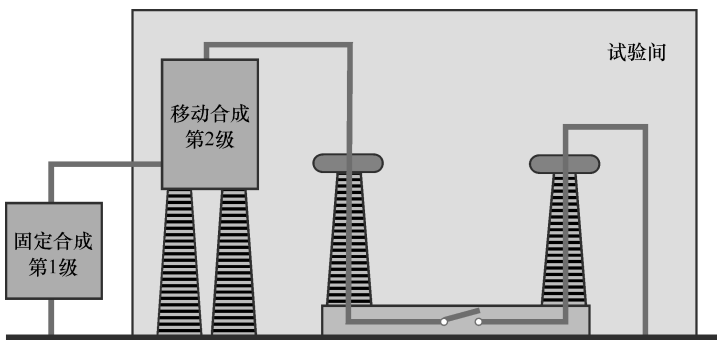


图 9-20　KAMA 展示的额定电压达 1200kV 的特高压试验方案的试验装置原理

的移动合成装置提供瞬态恢复电压的第 2 级，叠加到固定（永久）合成装置产生的电压波形（瞬态恢复电压的第 1 级）上。对于起初并非为特高压试验而设计的试验建筑，该方法在不过分增加其套管和元件的电压负载的情况下使特高压（甚至 1200kV）试验成为可能。

用来进行特高压短路试验的替代解决方案是在断路器两侧施加合适的电压，断路器必须置于绝缘平台上。然而，该方法存在缺点，例如需要使控制和电源信号处于高电位，机械稳定性差，建造时间长等。

根据叠加原理，采用两个独立的合理触发的高压振荡回路来产生用于 800kV 断路器的四参数瞬态恢复电压，如图 9-21 所示。

在图 9-22 中，给出了 IEC 试验方式 T10 的示波图（对于首开极系数 $k_{pp}=1.5$，峰值电压为 2060kV）。

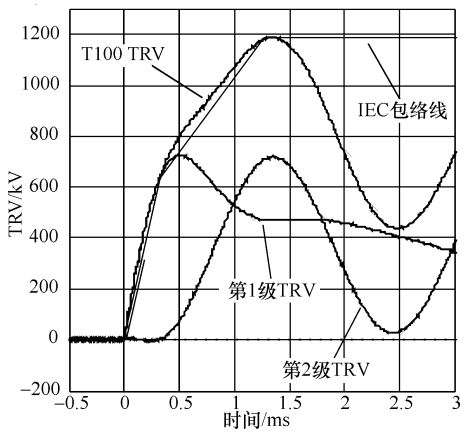


图 9-21　800kV 断路器两级合成四参数 TRV 的示波图与 IEC 规定的 TRV 包络线

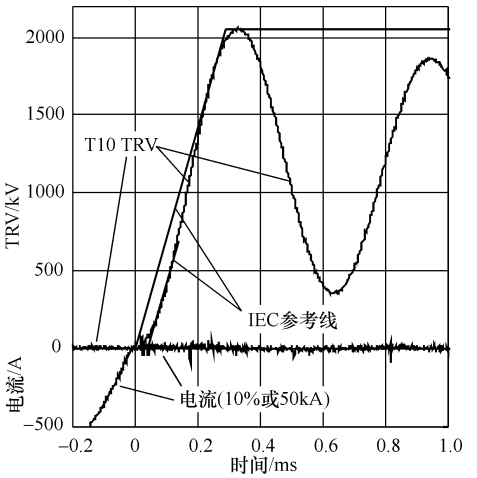


图 9-22　1100kV 断路器试验方式 T10（$k_{pp}=1.5$）的实际 TRV 与基于 2×550kV 的 IEC 规定的 TRV 包络线

在缺少标准值的时候，瞬态恢复电压参数是根据 IEC 62271-100[180] 对额定电压 550kV 下的要求线性外推获得的。目前，CIGRE 已经对于额定电压在 800kV 以上的瞬态恢复电压参数值提出了建议，但尚未形成标准[325]。

被试断路器是落地罐式四断口断路器，图 9-23 给出了在 KEMA 实验室中该被试对象的概况。

为了避免由于非常多的串联电弧（8 断口串联，全部的电弧电压至少约 14 ~ 18kV）而在特高压试验回路㊀中出现不可接受的电流畸变，KEMA 采用电压为

㊀　见 9.3.5 节。



图 9-23　KEMA 用于 1100/1200kV 断路器完整极短路试验的装置

60kV 的发电机进行这些试验。

9.3.4　延弧回路

对于电流和电压引入法而言，由于作为电压源的主电容器组仅能投入一次，合成试验需要延长电弧的方法，在开断试验中要防止经很短燃弧时间后就开断。

可以采用几种方法来延长电弧，但是如图 9-24 所示的延弧回路，也称作重燃回路是最常用的。在电流过零前约 10μs 时，此电路提供快速上升的电流脉冲，该电流与工频电流具有相同的极性，但具有很高的 di/dt。因此，通过断路器的电流以很高的 di/dt 被强迫过零而不能开断。引入电流由电容器 C_r 通过辅助断路器和被试断路器放电而获得。串联电阻 R_r 精确地阻尼电路，实际上调节了引入电流的峰值和重燃回路的时间常数。有时在重燃回路中会嵌入电感，用来限制通过火花间隙和电容器的 di/dt。基本要求是火花间隙具有精确的点火时刻，即恰好在工频电流过零前。

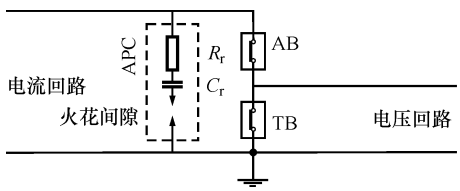


图 9-24　用来延长电弧持续时间的典型重燃回路原理图

可以在多个电流回路中，采用多个这样的延弧回路来延长燃弧时间。同样的重燃回路原则上可用于被试断路器和辅助断路器。然而，通过适当地延迟辅助断路器的分闸时刻，就不必使两断路器都重燃。

9.3.5　电流回路的电压

合成试验的关键因素是电压等级，要在此电压等级下提供短路电流。在 SF_6 断路器的试验中，至少有两台断路器串联，即被试断路器和辅助断路器，每台断路器都具有多个串联的电弧，每个灭弧室都有一个电弧。这意味着所有这些串联电弧的全部电弧电压降低了驱动试验电流的可利用电压。因此，特别是对于超高压/特高压等级的试验，在每台断路器中有多达四个电弧串联，总共至少有八个电弧，当断路器的触头分离后，试验电流将减小（见图 9-25）。为了将电弧电压引起的试验电流减小保持在一个可接受的水平以下，电流源的电压必须尽可能的高，对于超高压/特高压试验则要在 50kV 的量级。

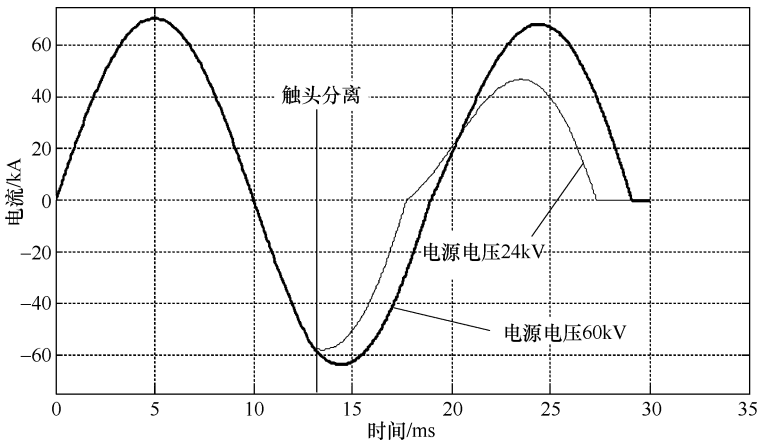


图 9-25　具有 8 个灭弧室（每个 1kV）的合成试验中，24kV 和 60kV 的电流源电压下试验电流的对比

对于具有较低电弧电压的断路器试验，例如真空断路器，这一论据将不起作用，并且相当低的电流源电压，例如 1kV，就能够满足要求。

9.4　短路和开合试验的实例

设计和装备大容量实验室，用来对高压断路器进行各种短路和开合试验，所完成试验的结果以适当的试验文件的形式记录下来，即试验报告或者试验证书。试验文件包括以下内容：标识被试断路器的数据，即制造商、类型名称、序列号，相关标准的试验条款，生产商指定的额定值，试验见证人员名单，所进行试验的目录，试验安排的详情，试验电路原理图，试验过程中断路器特性的说明，试验后断路器的状态和试验过程中任何更换或检修的零部件，正如相关标准所规定的每次试验或者每个试验方式过程中相关波形的记录，说明开关设备和控制设备或其部件在试验

前后状态的照片，以及许多其他有关的数据和信息。为了解释所记录的试验结果，需要长期的经验和知识库。

对于制造商，也就是设计者而言，试验方法、测量系统、数据记录技术以及试验报告的内容和编排在断路器的研究与开发过程中是特别重要的。他们用试验来验证理论上的假设并确定新型断路器设计在特定条件下的极限能力。对试验结果的正确和完整的解读能够加快开发速度并促进实现高品质和高可靠性的断路器。

就电力系统，即用户而言，试验文件证实断路器是否满足特定的要求和规定的标准。为了在这方面给电力系统提供帮助，独立的大容量实验室，像 KEMA 实验室，发布两种试验文件：型式试验证书和性能报告。

KEMA 采用以下定义：

型式试验证书包括严格遵循公认的标准进行的一系列型式试验的记录。被试设备满足该标准的全部要求，并且制造商指定的相关额定值被 KEMA 认可。证书仅适用于被试设备，包括基本图样和对被试设备的描述，KEMA 对证书的有效性和内容负责。制造商有责任保证与被试设备名称相同的任何设备的一致性。具体规则详见 KEMA 证书程序。

只有相关实验全部成功完成，才能出具型式试验证书。认证流程由用来对 STL㊀通用导则[212]对IEC 62271-100的技术要求的说明予以定义。

试验证书的基本类型如下：

1）全部型式试验的型式试验证书。该证书提供了对于由制造商按照 IEC 62271-100 条款 4 指定的断路器特性的验证。证书包含用以表明符合IEC 62271-100 条款 6 详述的所必需的全部型式试验。

2）绝缘性能的型式试验证书。

3）温升性能的型式试验证书。

4）短路/关合与开断性能的型式试验证书（见图 9-26）。

5）开合性能的型式试验证书。

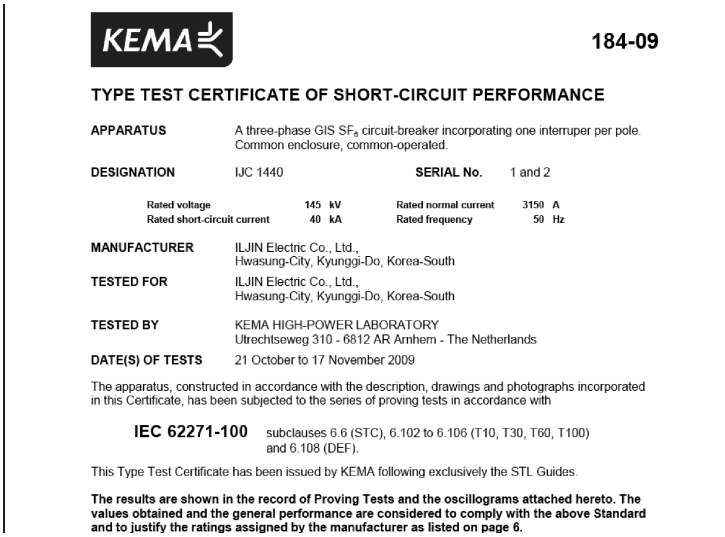
按照上述条款标识的证书可以合并为一个或多个文件，在这种情况下，标题应指明试验所涵盖的已证明的额定值。

性能报告包含根据客户指示所进行的一项或者多项试验的记录。按照公认的标准，这些试验不是必需的。试验结果并不证明被试对象的额定值。所进行的试验可基于公认的标准或特定的条件。

KEMA 发布三种类型的性能报告：

1）“试验严格按照……进行，设备符合相关要求。”如果试验按照公认的标准

㊀ STL-短路试验联盟



KEMA　184-09

TYPE TEST CERTIFICATE OF SHORT-CIRCUIT PERFORMANCE

APPARATUS A three-phase GIS SF_6 circuit-breaker incorporating one interruper per pole. Common enclosure, common-operated.

DESIGNATION IJC 1440　**SERIAL No.** 1 and 2

Rated voltage	**145 kV**	**Rated normal current**	**3150 A**
Rated short-circuit current	**40 kA**	**Rated frequency**	**50 Hz**

MANUFACTURER ILJIN Electric Co., Ltd., Hwasung-City, Kyunggi-Do, Korea-South

TESTED FOR ILJIN Electric Co., Ltd., Hwasung-City, Kyunggi-Do, Korea-South

TESTED BY KEMA HIGH-POWER LABORATORY Utrechtseweg 310 - 6812 AR Arnhem - The Netherlands

DATE(S) OF TESTS 21 October to 17 November 2009

The apparatus, constructed in accordance with the description, drawings and photographs incorporated in this Certificate, has been subjected to the series of proving tests in accordance with

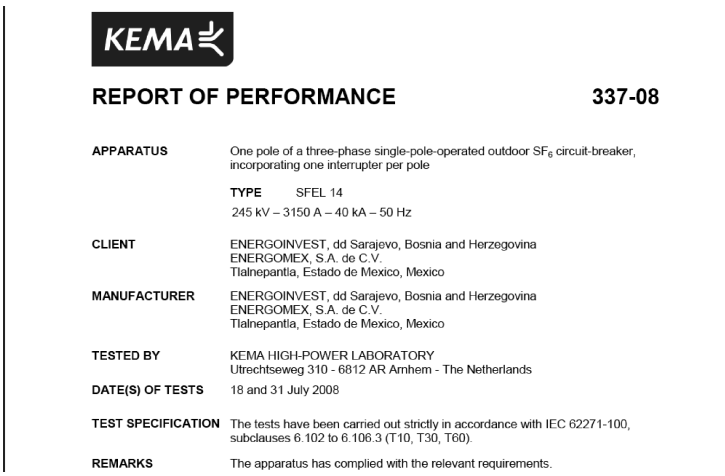
IEC 62271-100 subclauses 6.6 (STC), 6.102 to 6.106 (T10, T30, T60, T100) and 6.108 (DEF).

This Type Test Certificate has been issued by KEMA following exclusively the STL Guides.

The results are shown in the record of Proving Tests and the oscillograms attached hereto. The values obtained and the general performance are considered to comply with the above Standard and to justify the ratings assigned by the manufacturer as listed on page 6.

图 9-26　KEMA 大容量实验室发布的型式试验证书首页

进行，这句话会出现在性能报告的首页，但是该系列试验并不完全满足符合性证书的要求，例如试验方式的数目并不是全部系列的型式试验。报告包括已核实的图样和被试设备的描述。具体规则详见 KEMA 证书程序报告中给出了试验后被试对象状态的评估和记录（见图 9-27）。



KEMA

REPORT OF PERFORMANCE　337-08

APPARATUS One pole of a three-phase single-pole-operated outdoor SF_6 circuit-breaker, incorporating one interrupter per pole

TYPE SFEL 14
245 kV – 3150 A – 40 kA – 50 Hz

CLIENT ENERGOINVEST, dd Sarajevo, Bosnia and Herzegovina ENERGOMEX, S.A. de C.V. Tlalnepantla, Estado de Mexico, Mexico

MANUFACTURER ENERGOINVEST, dd Sarajevo, Bosnia and Herzegovina ENERGOMEX, S.A. de C.V. Tlalnepantla, Estado de Mexico, Mexico

TESTED BY KEMA HIGH-POWER LABORATORY Utrechtseweg 310 - 6812 AR Arnhem - The Netherlands

DATE(S) OF TESTS 18 and 31 July 2008

TEST SPECIFICATION The tests have been carried out strictly in accordance with IEC 62271-100, subclauses 6.102 to 6.106.3 (T10, T30, T60).

REMARKS The apparatus has complied with the relevant requirements.

图 9-27　KEMA 大容量实验室发布的性能报告首页

2）“试验根据客户的指示进行，试验程序和试验参数基于……。”如果试验的次数，试验程序和试验参数是基于公认的标准并且与制造商指定的额定值有关，这句话会出现在性能报告的首页。如果电器没有通过试验，这样的特性会在首页中提

及。如果提交了图样，那么图样的核实与试验后状态的评估只在客户的要求时进行。

3）“试验按照客户的指示进行。”如果试验，即试验程序和试验参数并未依据公认的标准，这句话会出现在性能报告的首页。报告中会描述试验结果，但试验并不一定都是成功的。因此，用户要仔细检查此类报告的内容，即试验条件，所获得的试验结果，以及对于全部型式试验要求的完整性和符合程度。这一任务通常只能由专家完成。

在极少数的情况下，经 KEMA 检查员的见证，由指定的第三方实验室按照公认的标准进行的所有相关型式试验均通过时，可以发布证明。

本节的目的是提出并简要地检查为高压断路器发布的一些试验文件的内容。主要关注的是对示波图的阅读和解释，这是因为经常性地，特别是用于招标的情况下，只有首页联同试验结果总结列表会提供给用户来用于验证。

9.4.1 试验文件中包括的信息

短路与开合试验的试验文件包括的信息通常按照以下顺序出现：

1）恰当的首页；

2）被试断路器的标识：

- 按相关标准规定，由制造商指定的被试断路器额定特性的全部细节，包括最小分闸时间；
- 被试断路器的描述；
- 图样的清单；

3）试验见证人员的名单，要经过其认可；

4）所进行试验的清单，包括严格遵循相关标准情况下的任何偏差；

5）试验条件的描述，连同试验电路的原理图；

6）试验结果的恰当记录；

7）瞬态恢复电压特性，通常在独立页中详述；

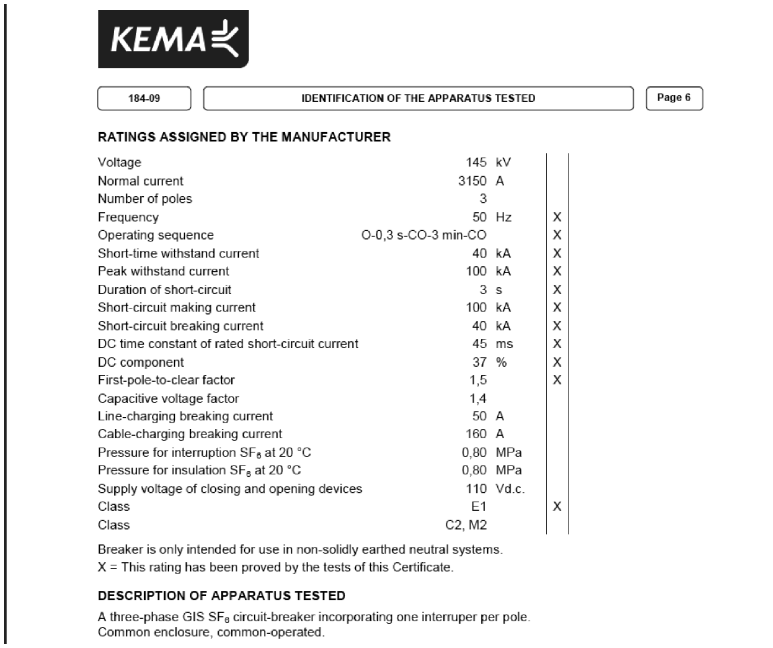
8）试验后的状态和检查，包括试验前后的照片和新零件的照片。

在本章所给出的大部分实例中，被试断路器的额定特性如图 9-28 和图 9-29 所示。

9.4.2 短时耐受电流和峰值耐受电流试验

额定短时耐受电流是指在规定的短时间内，断路器在合闸位置能够承载的电流的有效值。额定峰值耐受电流是指断路器在合闸位置能够承载的额定短时耐受电流第一个大半波的电流峰值。

断路器应该经受试验，以检验其承载额定峰值耐受电流和额定短时耐受电流的能力。可以进行三相试验或单相试验。对于在三极断路器上进行单相试验的情况，既可在相邻的两极上也可在相间距离处装设返回导体的单极上进行试验[209]。



KEMA

184-09 | IDENTIFICATION OF THE APPARATUS TESTED | Page 6

RATINGS ASSIGNED BY THE MANUFACTURER

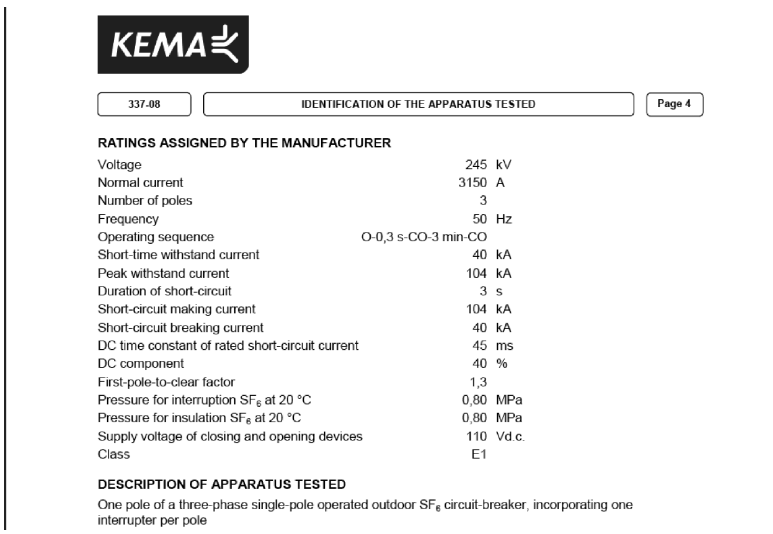
Voltage	145	kV	
Normal current	3150	A	
Number of poles	3		
Frequency	50	Hz	X
Operating sequence	O-0,3 s-CO-3 min-CO		X
Short-time withstand current	40	kA	X
Peak withstand current	100	kA	X
Duration of short-circuit	3	s	X
Short-circuit making current	100	kA	X
Short-circuit breaking current	40	kA	X
DC time constant of rated short-circuit current	45	ms	X
DC component	37	%	X
First-pole-to-clear factor	1,5		X
Capacitive voltage factor	1,4		
Line-charging breaking current	50	A	
Cable-charging breaking current	160	A	
Pressure for interruption SF_6 at 20 °C	0,80	MPa	
Pressure for insulation SF_6 at 20 °C	0,80	MPa	
Supply voltage of closing and opening devices	110	Vd.c.	
Class	E1		X
Class	C2, M2		

Breaker is only intended for use in non-solidly earthed neutral systems.
X = This rating has been proved by the tests of this Certificate.

DESCRIPTION OF APPARATUS TESTED

A three-phase GIS SF_6 circuit-breaker incorporating one interruper per pole.
Common enclosure, common-operated.

图 9-28　由制造商指定的额定值且带（X）标志表示其经 KEMA 大容量实验室发布的型式试验证书中的试验所验证



KEMA

337-08 | IDENTIFICATION OF THE APPARATUS TESTED | Page 4

RATINGS ASSIGNED BY THE MANUFACTURER

Voltage	245	kV
Normal current	3150	A
Number of poles	3	
Frequency	50	Hz
Operating sequence	O-0,3 s-CO-3 min-CO	
Short-time withstand current	40	kA
Peak withstand current	104	kA
Duration of short-circuit	3	s
Short-circuit making current	104	kA
Short-circuit breaking current	40	kA
DC time constant of rated short-circuit current	45	ms
DC component	40	%
First-pole-to-clear factor	1,3	
Pressure for interruption SF_6 at 20 °C	0,80	MPa
Pressure for insulation SF_6 at 20 °C	0,80	MPa
Supply voltage of closing and opening devices	110	Vd.c.
Class	E1	

DESCRIPTION OF APPARATUS TESTED

One pole of a three-phase single-pole operated outdoor SF_6 circuit-breaker, incorporating one interrupter per pole

图 9-29　KEMA 大容量实验室发布的性能报告中由制造商指定的额定值

试验电流施加的时间原则上应该等于额定短路持续时间。如果试验设备的特性使得在规定持续时间的试验中不能得到试验电流峰值和有效值，IEC 允许以下偏差[180]：

1）试验电流的有效值可以降低到规定值以下，并且试验的持续时间可以适当增加，条件是峰值电流不小于规定值和持续时间不大于5s。

2）试验电流的有效值可以提高到规定值以上，并且可以相应地缩短试验的持续时间。

3）允许把峰值耐受电流试验和短时耐受电流试验分开进行。在这种情况下，要进行两项试验：

- 对于峰值耐受电流试验，施加短路电流的时间应不小于0.3s；
- 对于短时耐受电流试验，施加短路电流的时间应于额定持续时间相等。然而，符合1）和2）两项的偏差是允许的。

试验过程中的热当量值，即电流通过期间 $i^2\mathrm{d}t$ 的积分，应不小于由额定短时耐受电流和额定短路持续时间计算得到的值 $i_r{}^2 t_r$。

试验过程中，断路器应持续承载额定电流而不超过温升限值。试验后断路器应能够正常操作。

下列各项内容足以检查这些要求：

1）试验后应立即进行断路器的空载操作，而且应在第一次操作时分闸；

2）试验前后应测量主回路电阻。试验后测得电阻的增加不应超过20%。

图9-30给出了KEMA大容量实验室进行三相短时耐受电流和峰值耐受电流试验的试验电路，该电流用于145kV三相共箱型GIS中SF_6断路器的型式试验，其中每极包含一个灭弧室。通过图9-31中所阐明的试验，短时耐受电流（40kA，3s）和峰值耐受电流（$100\mathrm{kA_{peak}}$）都得到检验。在C相中获得了峰值。试验后能够使断路器能够脱扣，证明了触头没有熔焊到一起，如图9-32所示，并且主回路电阻的增加未超过20%。

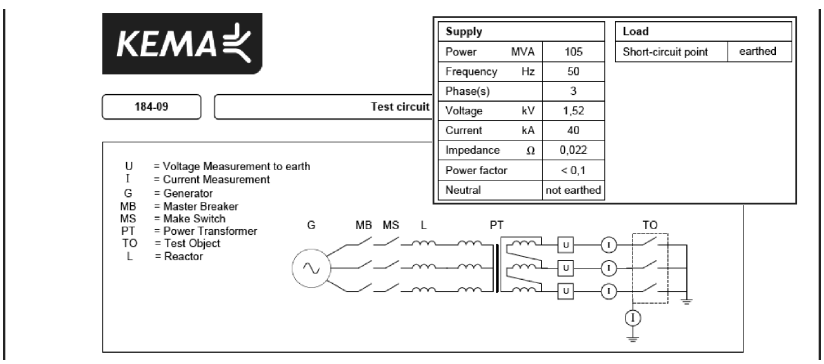


图9-30　三相短时耐受电流和峰值耐受电流试验的试验电路（40kA、3s）[311]

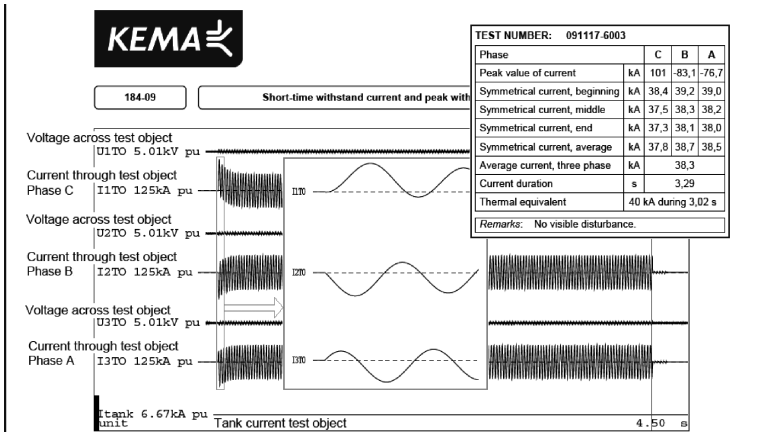


图 9-31　三相短时耐受电流和峰值耐受电流试验（40kA，3s）[311]

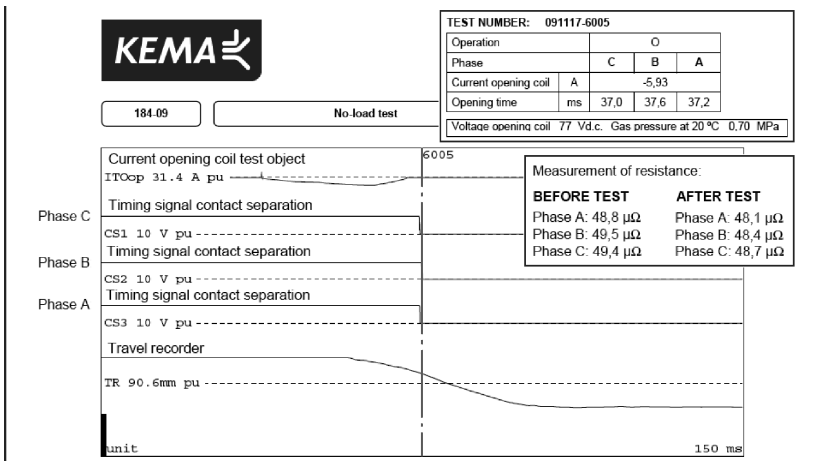


图 9-32　三相短时耐受电流和峰值耐受电流试验后的空载试验[311]

9.4.3　出线端故障试验

出线端故障是直接位于断路器出线端的故障。因此，全部短路阻抗非常接近于电源阻抗。因而，出线端故障提供了最大的短路电流。

在不超过额定短路关合与开断电流 I_r 的范围内，都要求断路器关合与开断短路电流而无论其数值大小。实际上，通过任何系列的试验，验证断路器在全部电流范围内具备这样的能力都是不可能的。然而，根据 IEC 62271-100[180]，认为通过与对称出线端故障有关的四个基本短路试验方式和一个非对称试验方式可以对此进行验证：

- 在 10% I_r 的电流下进行的试验方式 T10，对称的；
- 在 30% I_r 的电流下进行的试验方式 T30，对称的；

- 在 60% I_r 的电流下进行的试验方式 T60，对称的；
- 在 100% I_r 的电流下进行的试验方式 T100s，对称的；
- 在 100% I_r 的电流下进行的试验方式 T100a，非对称的。

在每一个试验方式中，要对不同燃弧时间下的开断能力进行检验。如果试验方式 T10、T30 或 T60 中的任一试验方式的最短燃弧时间超过相邻的一个试验方式的最短燃弧时间一个半波或更长，断路器就具有“临界电流”值，此时的开断会比大电流时更具挑战性。在这种情况下，需要两个附加的试验方式。这两个试验方式的试验电流应等于对应于出现延长的燃弧时间的试验方式的开断电流与以下对应电流的平均值：①对于一个试验方式，开断电流对应于相邻的较高开断电流；②对于另一个试验方式，开断电流对应于相邻的较低开断电流。

如果延长的燃弧时间出现在试验方式 T10 中，对于一个试验方式，临界电流开断试验应在额定短路开断电流的 20% 下进行，即 10% 与 30% 的平均值；对于另一个试验方式，则应在额定短路开断电流的 5% 下进行，即 10% 与 0% 的平均值。

9.4.3.1　试验方式 T10

对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T10 由 10% 的额定短路开断电流下，触头分离时刻的直流分量不超过交流分量的 20%，并且在 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的额定操作顺序组成。

对于 245kV 断路器的试验方式 T10，规定的基本试验参数的实例如图 9-33 所示。应该注意的是，类似其他试验方式，由于不同的影响㊀，规定值是预期值并且可能与试验中的测量值或多或少有差异。在短路电流较小时，如在 T10 的条件下，

额定电压：		245 kV
额定短路开断电流：		40 kA
试验电流：	4 kA	± 20 %
直流分量：	<20%	
操作顺序：	O-0.3s-CO-3min-CO	
预期TRV：	u_C = 459 kV t_3 = 66 μs t_d = 10 μs u' = 153 kV t' = 32 μs	
上升率：	u_C / t_3 = 7 kV/μs	

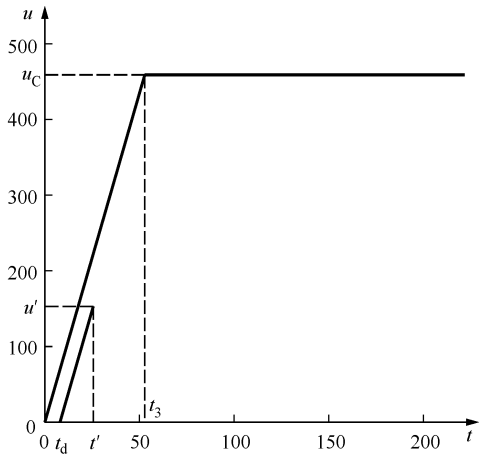


图 9-33　对于 245kV、40kA 断路器[313] 的试验方式 T10，由 IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数和 TRV 包络线

㊀ 见 6.3.14 到 6.3.18 节。

邻近的变压器对短路电力影响很大。因此，瞬态恢复电压主要由变压器相对较高的固有频率来决定。

在 T10 的条件下，预期瞬态恢复电压的包络线用两参数来表示：瞬态恢复电压峰值 u_C 和时间 t_3。时间 t_3 由变压器的固有频率来决定。在直接或合成试验中，可能很难满足较小的 t_3 值。应采用所能达到的最小值，但不应小于规定值。所使用的数值应在试验报告中指明。

对于额定电压 170kV 以上的情况，虽然全部系统及其变压器都被认为是中性点有效接地的，但是对于试验方式 T10，1.3 的首开极系数并不适用，在试验中要使用 1.5 的首开极系数，以考虑变压器馈电故障㊀。

KEMA 大容量实验室针对试验方式 T10 的单相电流引入合成试验回路如图 9-34所示。在三次有效试验的顺序中，针对在试验回路中的开断操作，优选顺序是在最后一次开断操作中实现“中”燃弧时间，即最短和最长燃弧时间的平均值。

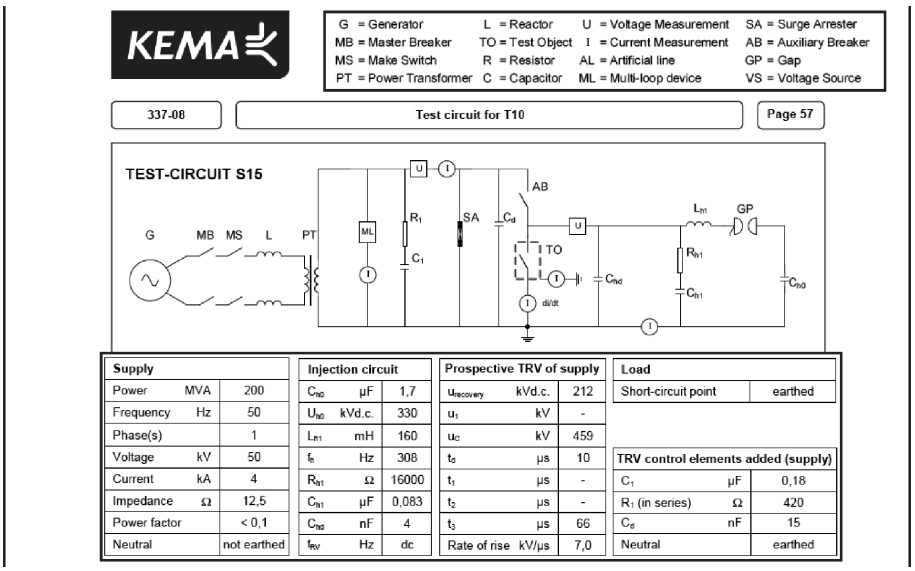


图 9-34　试验方式 T10 的单相电流引入合成试验回路
（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[313]

作为每个开断试验方式的一部分，必须验证断路器的最短燃弧时间和正确的重燃特性。在该试验方式开始时至少需要两次开断试验，一次开断而另一次重燃。因此，对于试验方式 T10，合成试验程序如下㊁。

㊀ 见 6.6.1.1 节。

㊁ 对于基本试验方式 T10、T30、T60 和 T100s，试验程序的相同的。对于试验方式 T100a，试验程序则多少有些差异。

1）第一次有效开断操作应验证在尽可能短的燃弧时间下的开断，所产生的燃弧时间被称为最短燃弧时间。当触头分离增加 18°的时延而导致重燃时，即可确定该最短燃弧时间。这个最短燃弧时间可以通过以 18°的步长来改变脱扣脉冲的整定值来获得，可能这必须重复数次。该试验由单分操作组成，如图 9-35a 所示。

2）下一步是检验断路器正确的重燃特性的试验，如图 9-35b 所示。当确定最短燃弧时间时，所得到的重燃并不表明断路器的失效。然而，确定该重燃仅发生在弧触头之间是很重要的。当使用电流引入法时，重燃后经多个半波引入电流的开断常常是对此进行判断的有力手段。应进行零件的仔细检查：喷口、屏蔽、弧触头和主触头等，以检验其正确的特性。

3）作为额定操作顺序的一部分，第二次有效开断操作应在最长燃弧时间下进行。

4）作为额定操作顺序的一部分，第三次有效开断操作应在中长燃弧时间下进行，近似等于第一次和第二次有效开断操作燃弧时间的平均值。

通过被试断路器的电流和瞬态恢复电压的重要细节在图 9-35a 和 b 中进行了展示。应注意到重燃包含一个额外半波的引入电流，改变了瞬态恢复电压的极性。

在前一个工频电流零点，能够看到由重燃回路提供的快速上升的电流脉冲，这一强制重燃的作用是避免过早的开断。因为在该过零点的瞬态恢复电压作用非常轻微时，这种情况是会发生的。如果给出的特定燃弧时间比开断电流的一个半波时间短，在该试验中电流零点的重燃是不必要的。

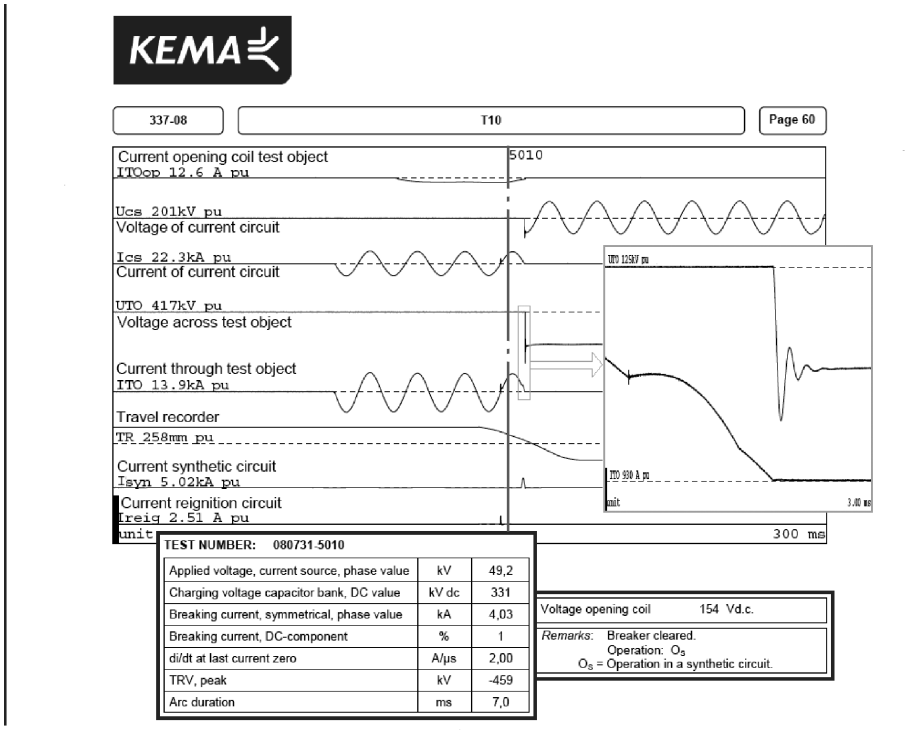
虽然根据 IEC 62271-101，在 250～1000Hz 之间的任何值都可以选取，但是由电压回路提供的引入电流频率选定为 308Hz。通常，具有较小短路电流的试验方式所使用的频率，如试验方式 T10 的情况，与试验方式 T100s 所使用的频率相比，更接近于下限，因为引入电流的 di/dt 更加容易调节，它必须与预期工频电流的 di/dt 相符。

因为相对较小的 T10 电流，与空载行程特性相比，即使更加细密的观察也不会发现触头行程的任何变化。

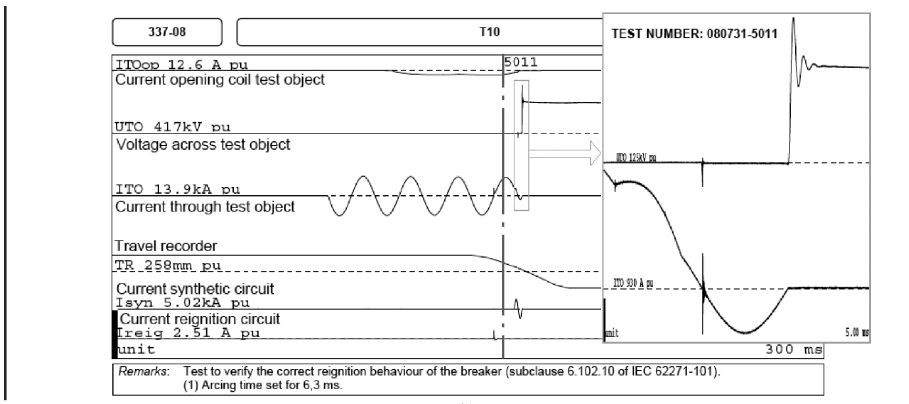
在进行直接试验的场合，在确定最短燃弧时间的过程中，可能会导致最长燃弧时间或超过最长燃弧时间的有效试验。在直接试验回路中，对于操作顺序所需的三次分闸操作，每次分闸将触头分离时刻的设定值改变 40°，从而自动获得所需的燃弧时间。按照这种方式，考虑到每隔 60°就有一相中的电流过零，最短燃弧时间在小于 20°的准确度范围内确定。

9.4.3.2 试验方式 T30

对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T30 由 30% 的额定短路开断电流下，触头分离时刻的直流分量不超过交流分量的 20%，并且在 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的额定操作顺序组成。



a)



b)

图 9-35　试验方式 T10 的最短燃弧时间的示例：a）第一次有效开断操作；b）检验断路器正确的重燃特性的试验[313]

对于 245kV 断路器的试验方式 T30，规定的基本试验参数的实例如图 9-36 所示。在 T30 的条件下，预期瞬态恢复电压的包络线用两参数来表示，正如 T10 的条件下那样。对于额定电压 170kV 以上的情况，全部系统被认为是中性点有效接地的，因此首开极系数为 1.3。

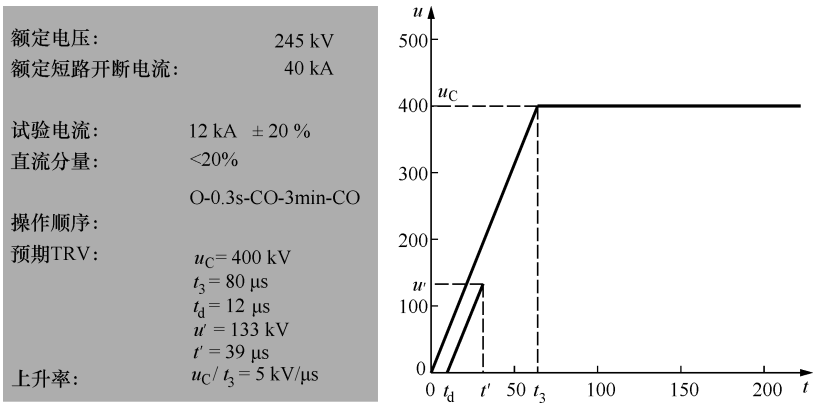


图 9-36　对于 245kV、40kA 断路器[313]的试验方式 T30，由 IEC 62271-100[180]规定的基本试验参数

在试验方式 T30 中，与 T10 相比，短路开断电流达到 3 倍，瞬态恢复电压峰值 u_C 和瞬态恢复电压上升率（5kV/μs）减小，而时延 t_d 多少有些增加。

KEMA 使用的试验方式 T30 的单相电流引入合成试验回路与试验方式 T10 等同。只是增加了电抗器 L_{h3} 以提供交流恢复电压，并且元件和参数的数值不同，如图 9-37 所示。图 9-38 给出了合分操作记录的实例，包括在中燃弧时间下的第三次有效开断操作。关合操作仅在电流源电压下进行。与所给出的试验方式 T10 实例中使用的试验回路不同，用于试验方式 T30 的回路中的恢复电压是交流的。在瞬态恢复电压振荡后，高压回路开始以 49.3Hz 的频率衰减振荡，因此产生的负载与直接试验中所得到的近似。直流恢复电压作用在被试断路器上的负载比交流恢复电压更加严酷。

最近，提出了一种混合试验回路，能够在全部所要求的 300ms 时间内保持交流恢复电压而没有衰减。这对于验证高压真空断路器在全部标准的恢复阶段内不存在延时重击穿是特别重要的。该回路是合成和直接试验回路的结合[318]。

图 9-39a 给出了 KEMA 使用的试验方式 T30 的单相直接试验回路。只有在具有足够容量的直接试验回路中，自动重合闸方式循环（O-0.3s-CO）中两次有效开断和一次有效合闸操作才能够在一次试验中得到验证，如图 b 所示。在合适的外施电压下进行合闸操作，给出准确的预击穿电弧特性，在第二次分闸操作中获得最长燃弧时间。在这种情况下，被试断路器要面对试验方式 T30 的最严酷条件。

由于在该直接试验回路中断路器的端子未接地，被试断路器上的电压采用差分测量。

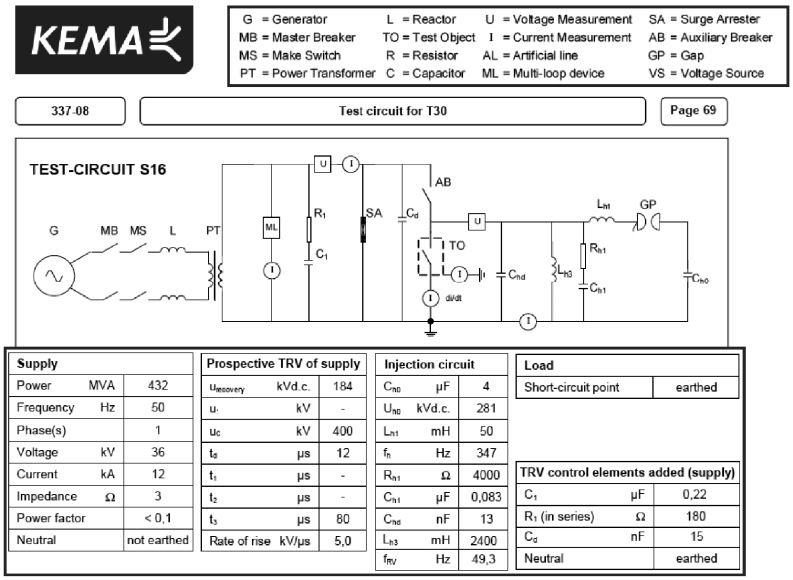


图 9-37　试验方式 T30 的单相电流引入合成试验回路

（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[313]

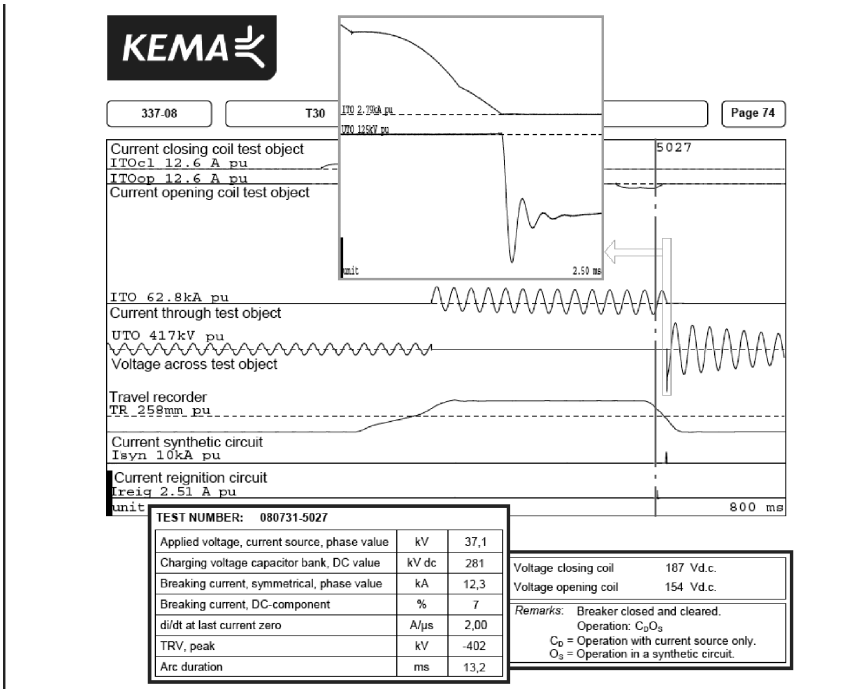
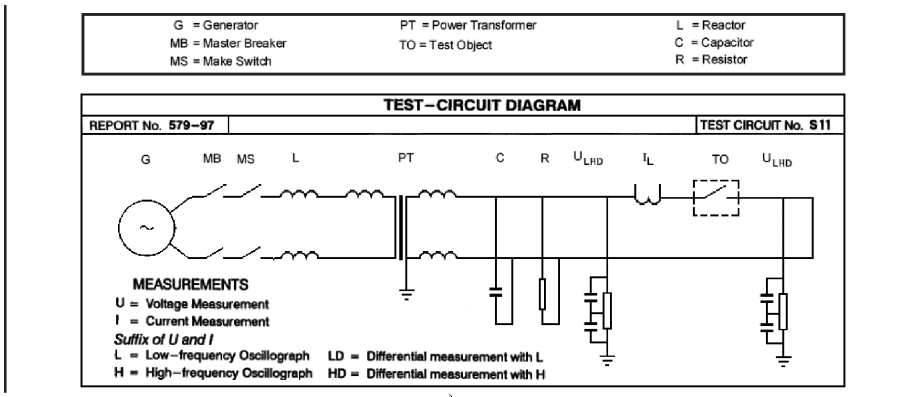
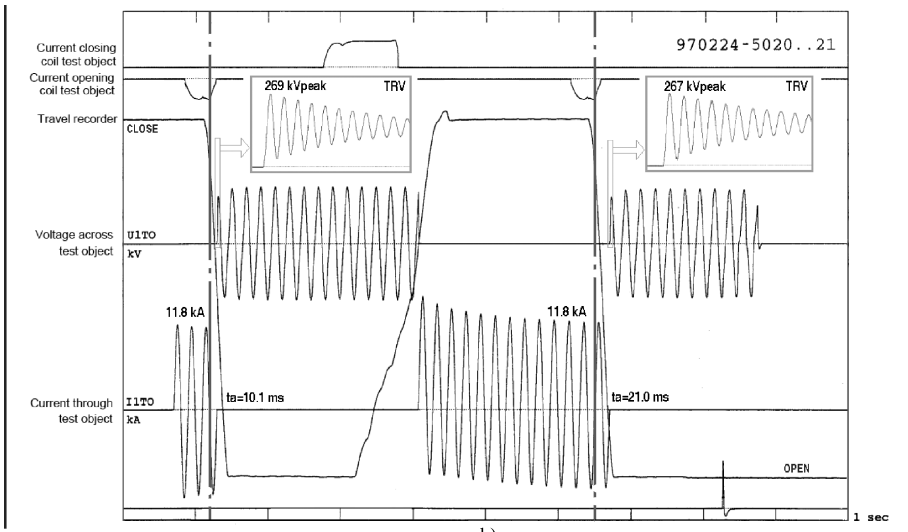


图 9-38　在单相电流引入合成试验回路中进行的试验方式 T30 的合分操作的示波图

（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[313]



a)



b)

图 9-39　试验方式 T30 长燃弧时间的示例（145kV、31.5kA）[317]：
a）单相直接试验回路；b）自动重合闸方式循环（O-0.3s-CO），
在第二次分闸操作中实现 21.0ms 的最长燃弧时间

9.4.3.3　试验方式 T60

对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T60 由在 60% 的额定短路开断电流下，触头分离时刻的直流分量不超过交流分量的 20%，并且在 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的额定操作顺序组成。

对于 245kV 断路器的试验方式 T60，规定的基本试验参数的实例如图 9-40 所示。在 T60 的条件下，预期瞬态恢复电压的包络线用四参数来表示，不同于用两参数表示的 T10 和 T30 条件。对于额定电压 170kV 以上的情况，全部系统被认为是中性点有效接地的。因此，对于 245kV 断路器的试验方式 T60，1.3 的首开极系数是适用的。对于额定电压 100～170kV 的情况，1.3 的首开极系数仅对中性点有效

接地系统适用，而 1.5 的首开极系数对中性点非有效接地系统适用。

额定电压：	245 kV
额定短路开断电流：	40 kA
试验电流：	24 kA　± 10 %
直流分量：	<20%
操作顺序：	O-0.3s-CO-3min-CO
预期TRV：	u_C = 390 kV u_1 = 195 kV t_1 = 65 μs t_2 = 390 μs t_d = 2~20μs u' = 98 kV t' = 35~52μs
上升率：	u_1 / t_1 = 3 kV/μs

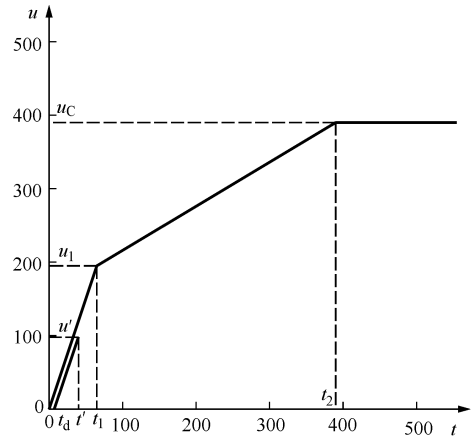


图 9-40　对于 245kV，40kA 断路器[313]的试验方式 T60，
由 IEC 62271-100[180]规定的基本试验参数

对于试验方式 T60，与 T30 相比，短路开断电流达到两倍，瞬态恢复电压峰值 u_C 几乎相等且瞬态恢复电压上升率（3kV/μs）减小，给出了时延的两个值，即试验应使用的下限和上限。

试验方式 T60 的单相电流引入合成试验回路与试验方式 T30 相同。对于四参数瞬态恢复电压，仅增加了一些瞬态恢复电压元件，并且元件和参数的数值不同，如图 9-41 所示。

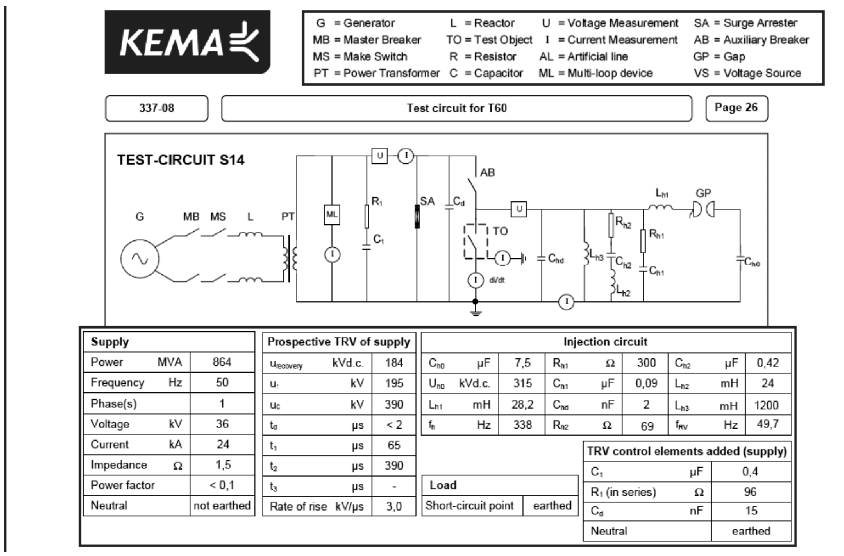
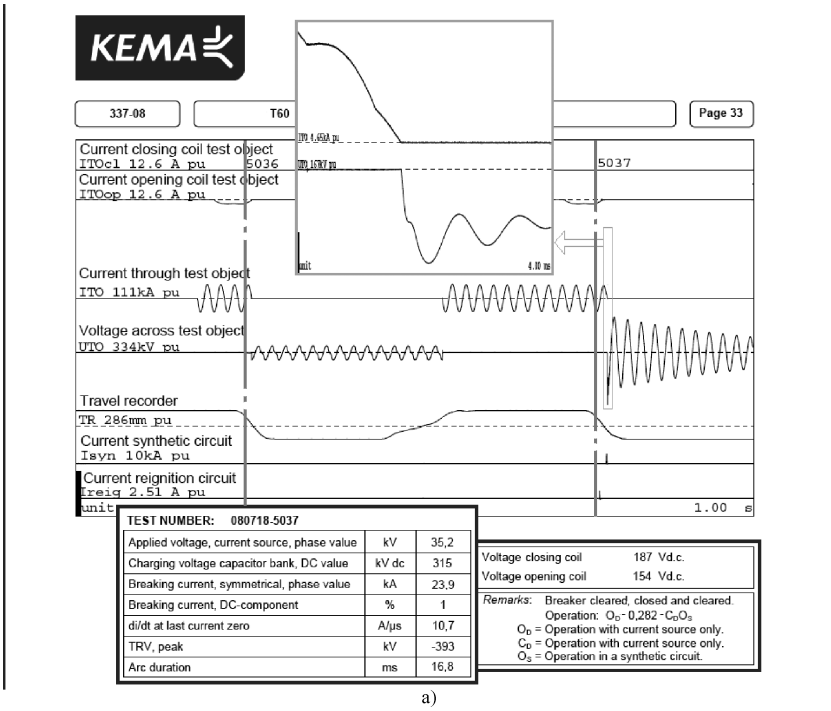
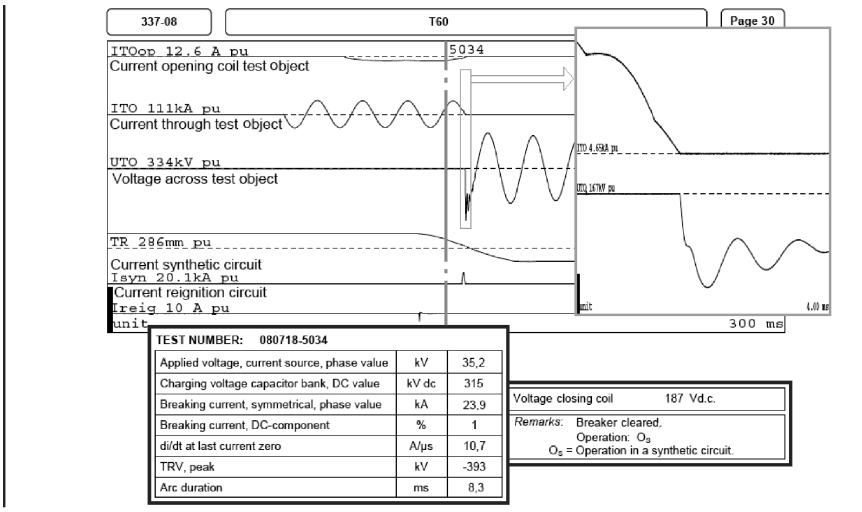


图 9-41　试验方式 T60 的单相电流引入合成试验回路
（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[313]

图 9-42a 中的示波图展示了在该试验回路中进行的自动重合闸方式循环 O-0.3s-CO，在最后一次分闸操作中具有最长燃弧时间。然而在该试验回路中仅使用一个瞬态恢复电压回路，只有第二次开断是有效操作。因此，试验前必须在正确的负载和最短燃弧时间下进行一次附加的单分操作，如图 b 所示。



a)



b)

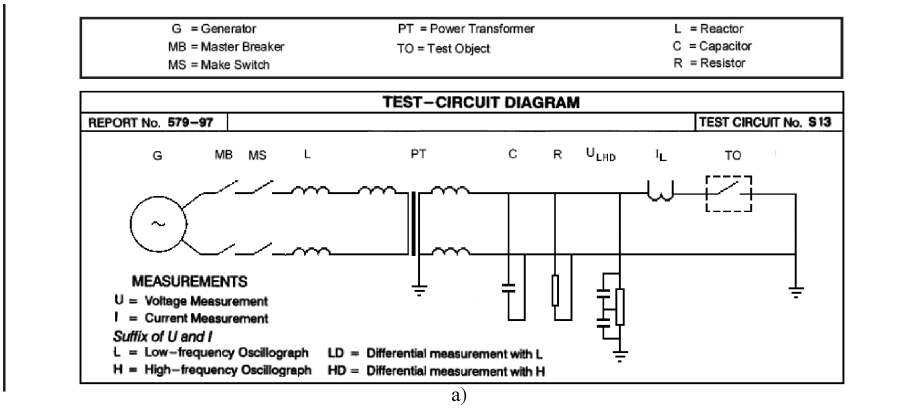
图 9-42　单相电流引入合成试验回路中进行的试验方式 T30 的示波图（245kV、40kA）[313]

a）在第二次分闸操作中产生有效开断的 O-0.3s-CO 操作　b）正确负载下的附加开断

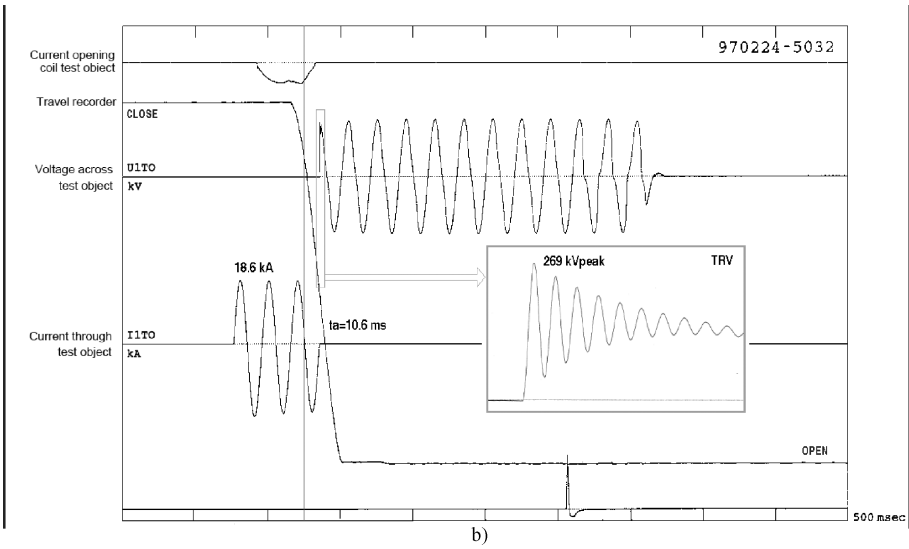
图 9-42 中延展的细节给出了用四参数表示的双频瞬态恢复电压的典型波形。

在瞬态恢复电压消失后，高压回路开始以 49.7Hz 的频率进行衰减振荡，因此产生类似直接试验中所获得的电压负载。

图 9-43a 给出了 KEMA 使用的试验方式 T60 的单相直接试验回路。验证最短燃弧时间的第一次有效开断开断操作在图 b 中给出。通过断路器的一个端子对地来进行断路器上电压的测量，因为在该直接试验回路中断路器的另一个端子是接地的。



a)



b)

图 9-43　a）KEMA 的试验方式 T60 的单相直接试验回路；b）在单相直接试验回路中试验方式 T60 的最短燃弧时间的示例（145kV、31.5kA）[317]

9.4.3.4　试验方式 T100s

断路器关合额定短路关合电流的能力和开断对称额定短路开断电流的能力，都应在试验方式 T100s 中进行验证。

对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T100s 由 100% 的额定短路开断电流和 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的额定操作顺序组成。对于该试验方式，触头分离时刻的直流分量百分数不超过交流分量的 20%。

在试验方式 T100s 中，关合与开断可以分开进行。在电压波形上的任一点发生预击穿电弧时，断路器应能够关合该电流。在试验方式 T100s 的关合试验过程中，试验程序的目的在于验证断路器的能力以满足以下两个要求：

1）断路器能够在外施电压的峰值处关合，导致最长的预击穿电弧，产生对称短路电流。该电流应是额定短路开断电流的对称分量。

2）断路器能够在电压波的零点处关合，无预击穿，产生完全非对称短路电流。该电流应是额定短路关合电流。

通过试验方式 T100s 中的这些关合试验，可以认为断路器在其他基本试验方式下的关合能力得到了验证。因此，为试验方便起见，对于试验方式 T10、T30 和 T60，允许在任何开断操作之前省略关合操作。

当需要分开进行试验方式 T100s 的关合与开断试验时，包含关合操作的部分被定名为 T100s（a）；包含开断操作的部分被定名为 T100s（b）。

对于 245kV 断路器的试验方式 T100s，规定的基本试验参数的实例如图 9-44 所示。在 T100s 的条件下，预期瞬态恢复电压的包络线用四参数来表示，如 T60 的条件那样。对于额定电压 170kV 以上的情况，全部系统被认为是中性点有效接地的。因此，对于 245kV 断路器的试验方式 T100s，1.3 的首开极系数是适用的。对于额定电压 100～170kV 的情况，1.3 的首开极系数仅对中性点有效接地系统适用，而 1.5 的首开极系数对中性点非有效接地系统适用。

额定电压：	245 kV	
额定短路开断电流：	40 kA	
试验电流：	40 kA	+ 5 %, - 0 %
直流分量：	<20%	
操作顺序：	O-0.3s-CO-3min-CO	
预期TRV：	u_C = 364 kV u_1 = 195 kV t_1 = 98 μs t_2 = 392 μs t_d = 2 (27) μs u' = 98 kV t' = 51 (76) μs	
上升率：	u_1 / t_1 = 2 kV/μs	

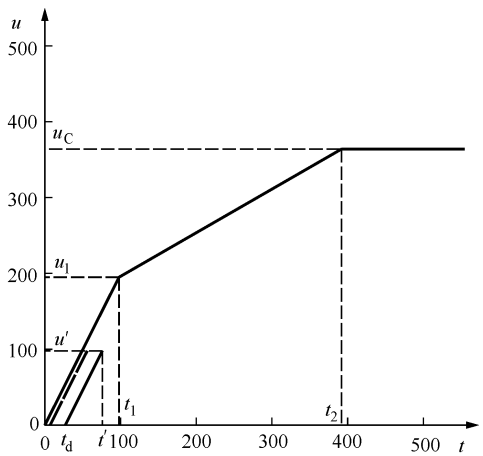


图 9-44　对于 245kV、40kA 断路器[313] 的试验方式 T100s，由 IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数

对于试验方式 T100s，与 T60 相比，短路开断电流更大，瞬态恢复电压峰值 u_c 更小且瞬态恢复电压上升率（2kV/μs）减小。IEC 给出了试验方式 T100s 时延 t_d 和时间 t' 的两个值，其中一个在图 9-44 中的括号内。如果还要进行近区故障试验，可使用括号内的数值。如果情况不是这样，则使用较短的时间。

试验方式 T100s 的单相电流引入合成试验回路与试验方式 T60 相同，仅元件和参数的数值不同，如图 9-45 所示。图 9-46 给出了使用该回路进行的试验记录的实例。所示的四次试验说明了采用合成试验进行 T100s（b）试验的程序[㊀]。

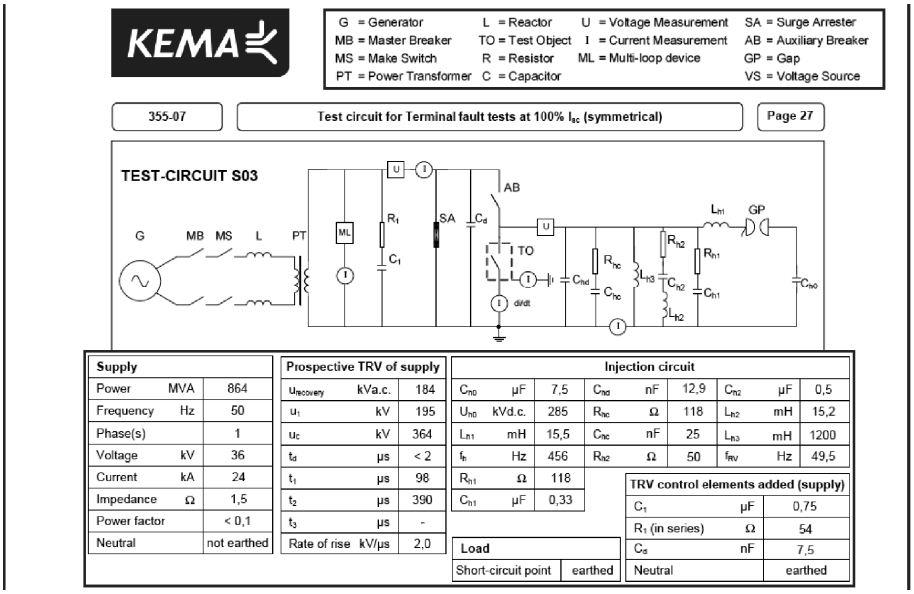


图 9-45　试验方式 T100s 的单相电流引入合成试验回路
（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[316]

在图 9-46a 中，第一次有效开断操作验证被试断路器在最短燃弧时间（此处为 9.6ms）下的开断性能。接下来是在 T100s 的条件下检验断路器正确的重燃特性的试验，如图 9-46b。

作为自动重合闸方式循环的一部分（O-0.3s-CO），在电压零点处关合并且无预击穿的情况下进行第二次有效开断操作，在完全非对称短路电流关合后的第二次“分”操作中具有 18.2ms 的最长燃弧时间。所测得的关合电流的非对称峰值为 $110\text{kA}_{\text{peak}}$，而所要求的数值为 $100\text{kA}_{\text{peak}}$。因此，试验方式 T100s 中的关合试验所指定的两个要求之一得到了验证。另一个要求，即在外施电压的峰值处关合，产生具有最长预击穿电弧的对称短路电流，并不能进行验证，这是因为断路器仅在电流源

㊀　见 9.4.3.1 节。

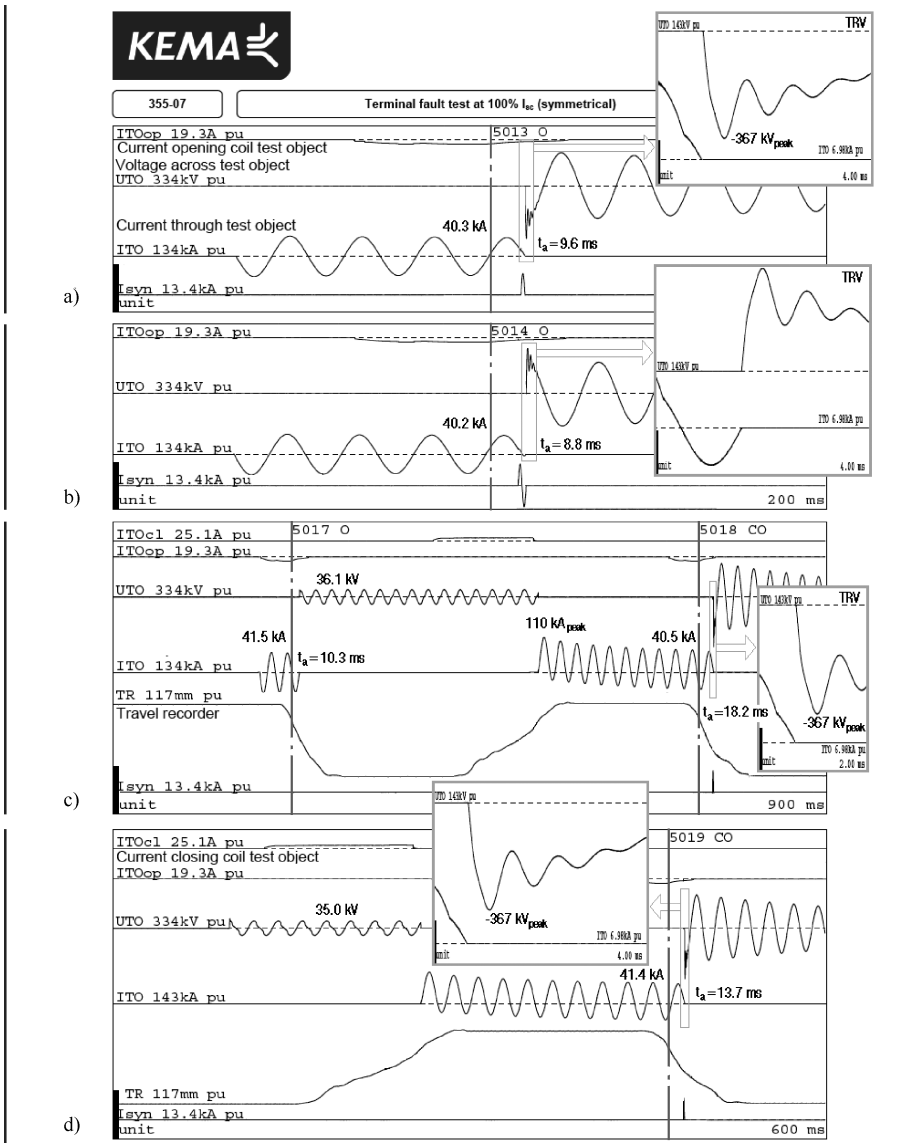


图 9-46 单相合成试验回路中进行的试验方式 T100s 系列[316]

a）第一次有效开断操作 b）检验正确的重燃特性的试验 c）自动重合闸方式循环

d）作为 CO 顺序部分的第三次有效开断操作

降低的电压下关合。因此，在 T100s（b）之前必须在能够产生正确的外施电压和对称电流的独立回路中进行对称关合试验，即 T100s（a）。第一次“0”操作仅作为电流源的一次操作，所以不是有效开断操作，因为没有适当的瞬态恢复电压，进行该操作的目的在于为第二次开断操作提供正确的初始条件。

这样，被试断路器面临最严酷的条件，即恰好在第一次开断操作并关合完全非

对称短路电流后具有最长燃弧时间。

作为“CO”顺序的部分，第三次有效开断操作在 13.7ms 的中燃弧时间下进行。

触头分离的时刻在示波图中用粗点画线标明，通过记录试验过程中的触头行程特性并与试验前断路器空载开合时记录的触头行程特性进行比较来确定。

对于三相断路器，在所有极在一个外壳内或具有一台共用机构的情况下，单相试验是不允许的。因此，下一个实例说明了三相合成试验的方法，包括关合与开断。这里也需要将试验方式 T100s 的关合与开断操作分为由关合操作组成的试验方式 T100s（a）和由开断操作组成的试验方式 T100s（b）。

对于试验方式 T100s（a），首先需要在减小的关合电流下确定最长预击穿时间[⊖]。用来确定试验方式 T100s（a）预击穿时间的试验回路如图 9-47a 所示。在三

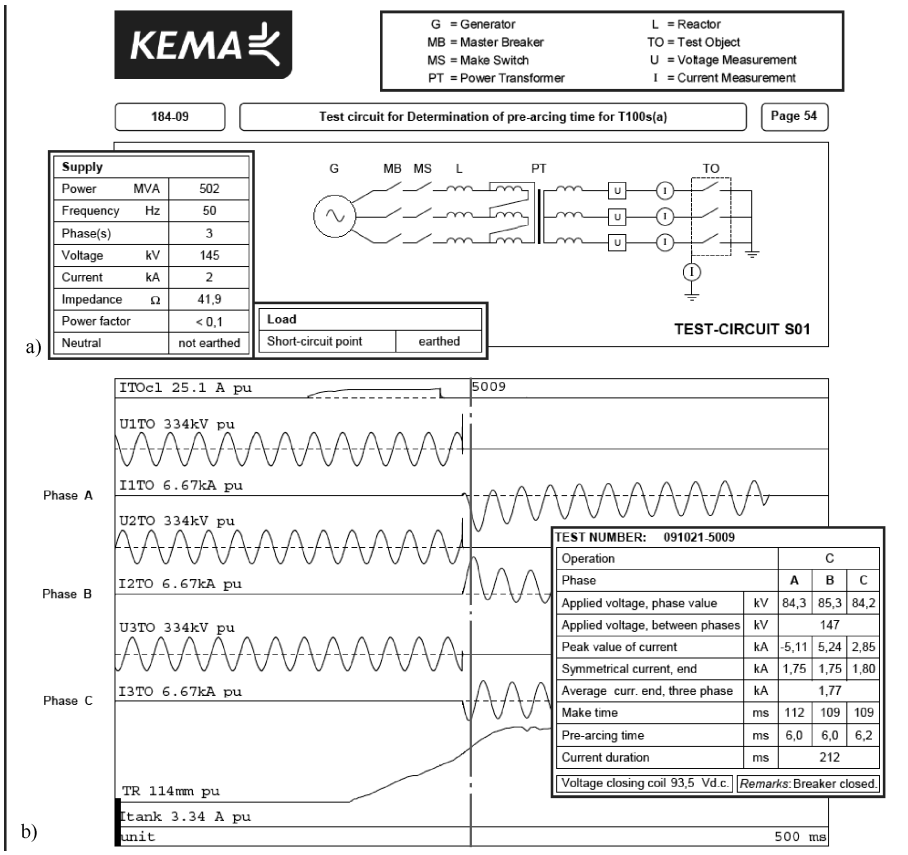
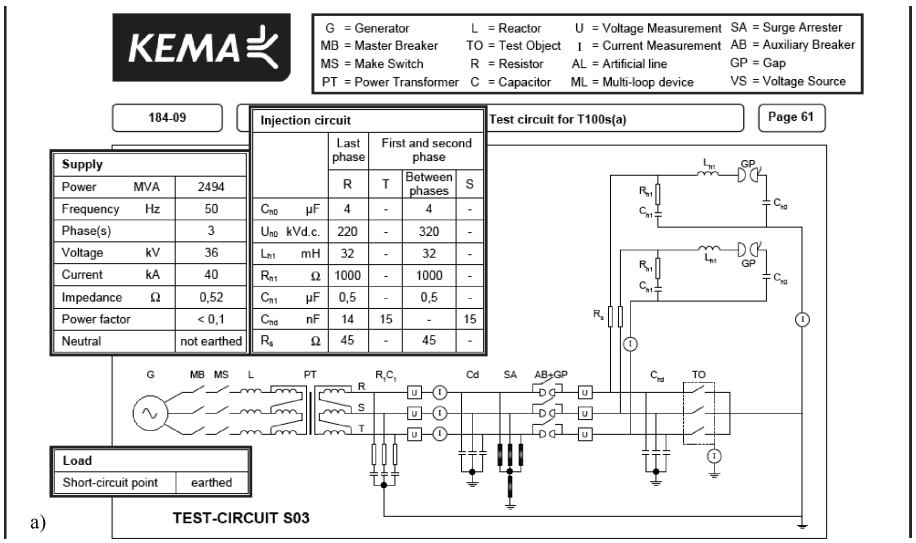


图 9-47　a）确定试验方式 T100s（a）预击穿时间的试验回路（额定电压：145kV）[311]；b）显示最长预击穿时间的示波图

⊖　预击穿时间是合闸操作过程中，第一极中流过电流的时刻到所有极触头接触的时刻之间的时间间隔。

相电路中该试验程序由相间施加额定电压时的五次关合操作组成，每次合闸操作中将合闸脉冲提前 10°。在 C 相中具有 6.2ms 的最长预击穿时间，如图 9-47b 所示。可以看出，C 相中预击穿发生在外施电压的最大值附近，因此该相中的短路电流是对称的。根据标准，如果电流从外施电压峰值的 ±15°内开始流过，就认为短路电流是对称的。然而，与电压峰值条件下的情况相比，正公差的预击穿条件（即电弧能量）严酷程度偏低，而负公差则严酷程度偏高。

在图 9-48a 中，KEMA 使用的试验方式 T100s（a）的三相合成关合试验回路包括：



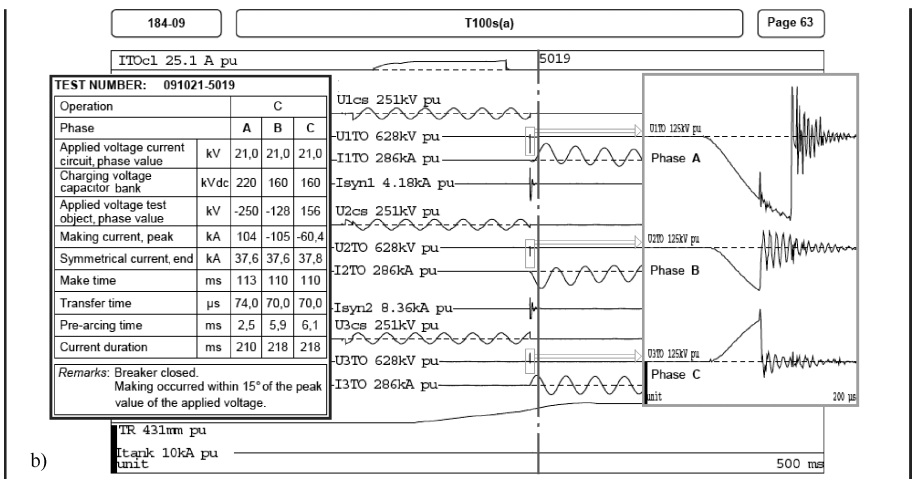


图 9-48　a）试验方式 T100s（a）的三相合成关合试验回路　（额定电压：145kV；额定短路开断电流：40kA）[311]；b）在 C 相中具有最长预击穿时间的对称电流下断路器关合的示波图

1）一个三相电流回路；

2）两个单相电压回路。

所使用的这一电压用来确保断路器的预击穿持续时间是正确的并且为最长预击穿时间设置，与全部外施电压下直接预击穿试验所确定的相同。

在 KEMA 试验回路的 T 相和 C 相中，第一和第二预击穿相与直流电压源连接，在预击穿时提供了较陡峭的上升率。这些相之间正确的电压分布通过电容 C_{hd}来实现。通过将这两相连接到同一个电压源，在第一和第二预击穿相之间实现正确的相互作用，与三相系统中相同。

第三预击穿相连接到第二个直流电压源，在 R 相中提供陡峭的上升率。

故障电流通过触发间隙（GP）产生，在对应相的预击穿时刻触发。击穿与故障电流起始之间的延迟就是转换时间。在转换时间内必须有适当的电路元件维持电弧。

对于额定操作顺序 O-0.3s-CO-3min-CO，试验方式 T100s（a）由顺序 C-3min-C组成。第一次合闸操作（见图 9-48b），在 C 相中提供了具有最长预击穿时间的对称电流下的断路器关合。在试验方式 T100s（b）中（见图 9-49），如果

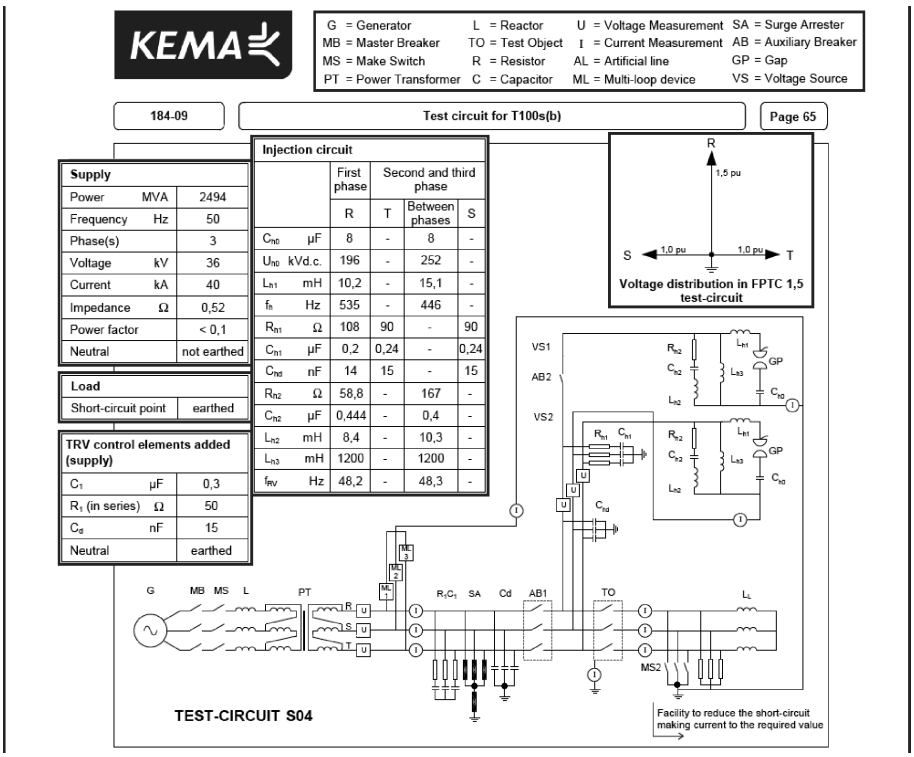
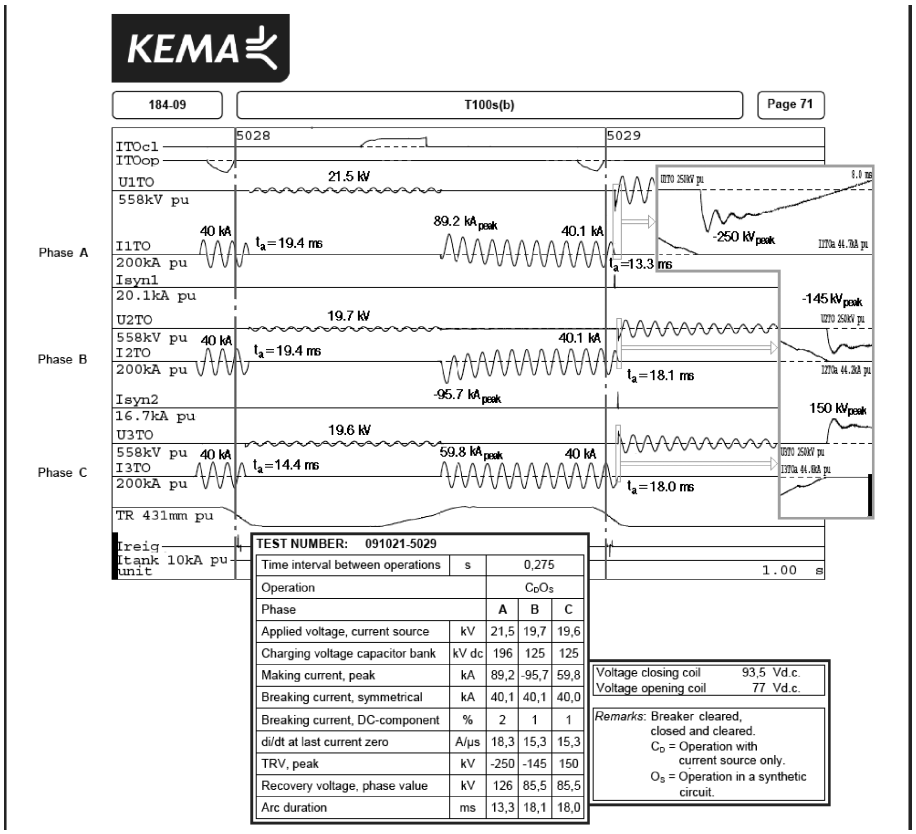


图 9-49　试验方式 T100s（b）的三相合成开断试验回路

（额定电压：145kV；$k_{pp}=1.5$；额定短路开断电流：40kA）[311]

至少一次合闸操作中达到了额定短路关合电流，则试验方式 T100s（a）中的第二次合闸操作可以省去，因为已经得到了验证（见图 9-50）。因此，在这一实例中，仅一次试验就足以完成试验方式 T100s（a）。



TEST NUMBER: 091021-5029

Time interval between operations	s	0,275		
Operation		C_DO_S		
Phase		A	B	C
Applied voltage, current source	kV	21,5	19,7	19,6
Charging voltage capacitor bank	kV dc	196	125	125
Making current, peak	kA	89,2	-95,7	59,8
Breaking current, symmetrical	kA	40,1	40,1	40,0
Breaking current, DC-component	%	2	1	1
di/dt at last current zero	A/μs	18,3	15,3	15,3
TRV, peak	kV	-250	-145	150
Recovery voltage, phase value	kV	126	85,5	85,5
Arc duration	ms	13,3	18,1	18,0

Voltage closing coil　93,5 Vd.c.
Voltage opening coil　77 Vd.c.

Remarks: Breaker cleared, closed and cleared.
C_D = Operation with current source only.
O_S = Operation in a synthetic circuit.

图 9-50　图 9-49 给出的试验方式 T100s（b）的三相合成开断试验回路中显示操作顺序 O-0.3s-CO 的示波图[311]

对于预击穿时间超过 1/2 周波的断路器，可能需要超过两次的关合操作以满足最严酷的条件。

如图 9-49 所示，在首开极系数为 1.5 的情况下，KEMA 使用的试验方式 T100s（b）的三相合成开断试验回路包括：

1）一个三相电流源：电源回路的中性点是绝缘的并且短路点是接地的。

2）两个并联的电流引入的瞬态恢复电压回路：两回路之一用于首开极条件下的试验。在 KEMA 试验回路的 R 相中，该回路施加到首开极的端子间，其中一侧接地并且首开极系数为 1.5。

第二个回路用于后开极。在 KEMA 试验回路的 S 相和 T 相，该回路作用到这

两极上，并且对地是悬浮的。借助于电容器，这两极之间的电压平均分配。

通过使用高品质因数的空心电抗器，这两个回路施加的恢复电压为衰减的工频电压。

3）多个半波重燃回路：多个半波重燃回路用于所有相。

关合试验，即试验方式 T100s（a）在开断试验，即试验方式 T100s（b）之后进行。对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T100s（b）由 100% 的额定短路开断电流下，并且在 IEC 62271-100[180] 和 IEC 62271-101 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的额定操作顺序 O-0.3s-CO-3min-CO 组成。

在试验方式 T100s（a）和试验方式 T100s（b）之间不允许检修。

图 9-50 中给出了额定操作顺序部分，在 S 相中具有 18.1ms 的最长燃弧时间的自动重合闸方式循环（O-0.3s-CO）。在第二个“O”操作中实现了完全非对称短路电流下的合闸。因此，在这一实例中，试验方式 T100s（b）的开断试验过程中，试验方式 T100s（a）的关合试验的两个规定要求的另一个得到了验证。

如图 9-51 所示，在首开极系数为 1.3 的情况下，KEMA 使用的试验方式 T100s（b）的三相合成开断试验回路包括：

1）一个三相电流源：电源回路的中性点通过适当的阻抗接地并且短路点是固定接地的。

2）三个并联电流引入瞬态恢复电压回路：

① 三个回路中的第一个回路用于首开极条件下的试验。在 KEMA 试验回路的 R 相中，该回路施加到首开极的端子间，其中一侧接地并且基于 1.3 的首开极系数 k_{pp}。

② 第二个回路用于获得第二开断极的条件。在 KEMA 试验回路的 T 相，该回路施加到第二开断极的端子间，其中一侧接地并且基于 $k_{pp}=1.27$。

③ 第三个回路用于获得第三开断极的条件。在 KEMA 试验回路的 S 相，该回路施加到第三开断极的端子间，其中一侧接地并且基于 $k_{pp}=1$。

通过使用空心电抗器，所有回路的恢复电压转换为衰减的工频电压。

3）多个半波重燃回路：多个半波重燃回路用于所有相。

图 9-52 给出了在该试验回路进行的自动重合闸方式循环（O-0.3s-CO）的试验记录的实例，在第二个分闸操作中实现了有效开断。与首开极系数为 1.5 的情况下所使用的试验回路不同，在首开极系数为 1.3 的情况下所有极具有不同的燃弧时间并结合不同的瞬态恢复电压，验证中性点有效接地系统（$X_0/X_1 \leqslant 3$）中三相故障时的条件。这样，被试断路器在试验过程中面对真实条件，而没有可能的过载。首开极具有最短的燃弧时间而与最高的瞬态恢复电压相关联（A 相），第二开断极具有较长的燃弧时间而瞬态恢复电压稍低（C 相），第三开断极具有最长的燃弧时间并结合最低的瞬态恢复电压（B 相）。

试验次数仍是三次有效开断。

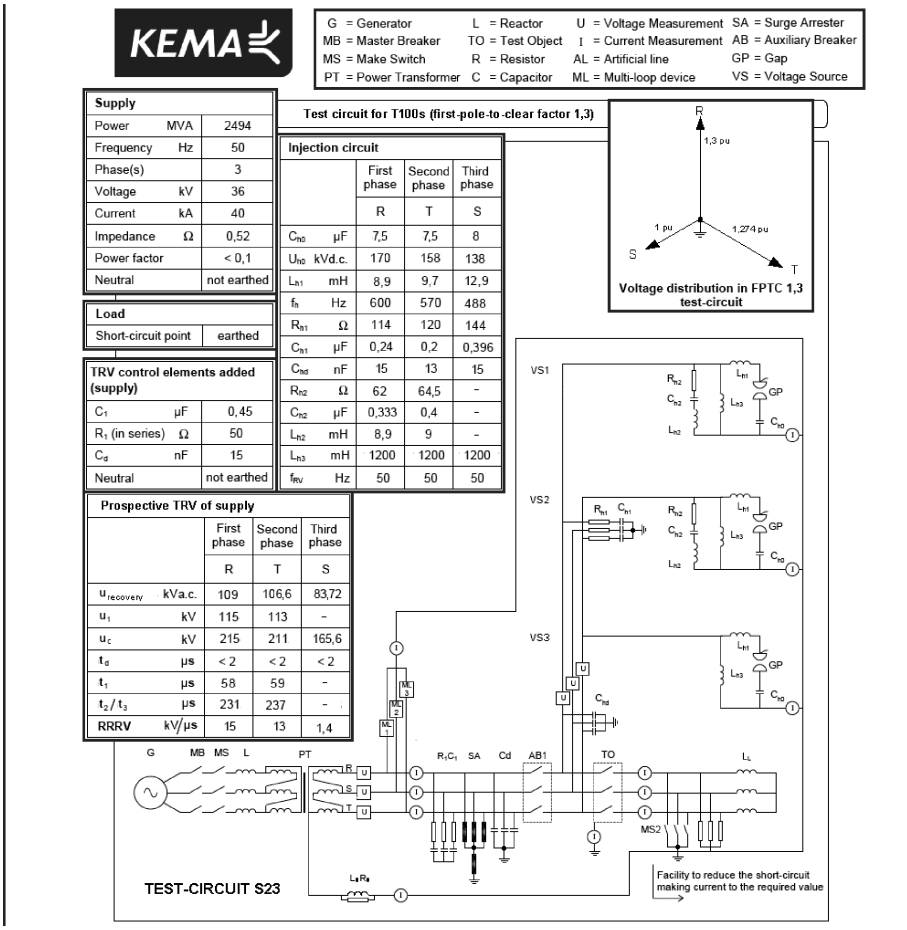


图 9-51 试验方式 T100s（b）的三相合成开断试验回路
（额定电压：145kV；$k_{pp}=1.3$；额定短路开断电流：40kA）

以下实例说明了在图 9-53 所示 KEMA 的三相直接试验回路中进行的三相 145kV、31.5kA 断路器的试验方式 T100s。该试验方式涉及 KEMA 试验平台的最大可能的短路容量，即 50Hz 下三相 8400MVA。既然世界上最大的大容量试验设备在 KEMA，那么在此容量等级之上无法用三相直接试验方法来证明试验方式 T1005 执行的正确性。

对于试验方式 T100s，图 9-54 给出了在直接试验回路中进行的额定操作顺序（O-0.3s-CO-3min-CO）第一部分（O-0.3s-CO）的示波图。图 9-55 给出了第二部分。

根据 IEC 标准，对于直接试验回路，工频恢复电压应不小于规定值的 95% 并且在电弧熄灭后应至少维持 0.3s。基本短路试验方式 T100s 应在最低开断压力下进

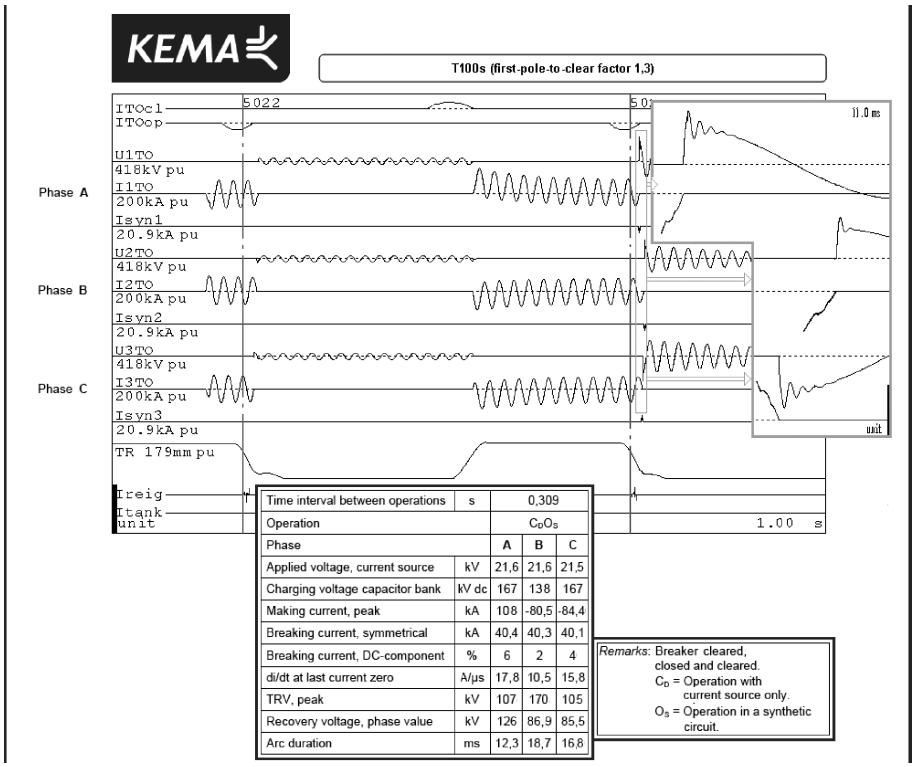


图 9-52　图 9-51 给出的试验方式 T100s 的三相合成开断试验回路中显示操作顺序 O-0. 3s-CO 的示波图

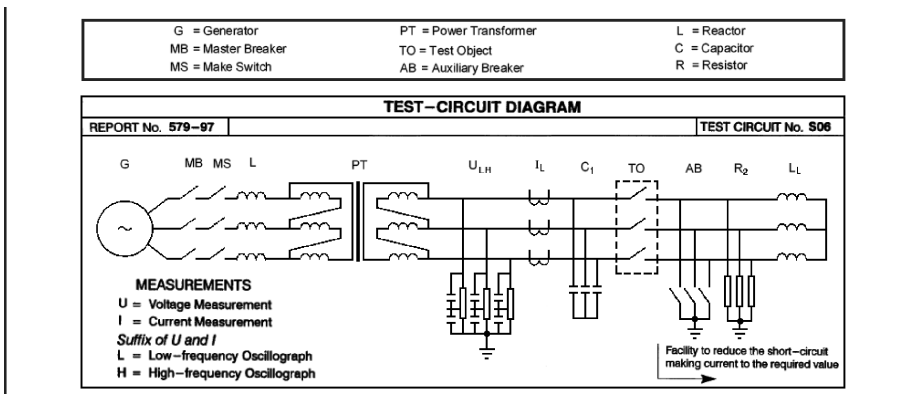


图 9-53　试验方式 T100s 和 T100a 的直接试验回路（先前的试验方式 4 和 5）[317]

行，而合闸与分闸线圈的电源电压应在其各自保证成功操作的最低电压下：对于合闸线圈为额定电压的 85%；对于分闸线圈，交流为额定电压的 85%，直流为额定电压的 70%。

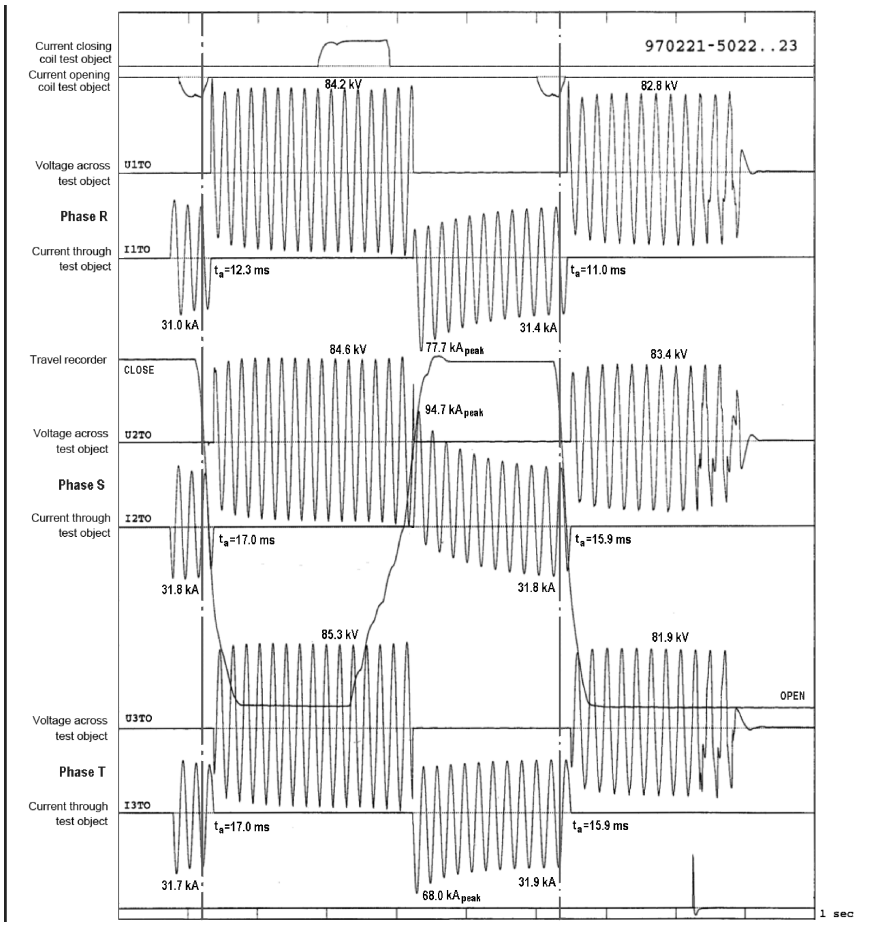


图 9-54 直接试验回路中试验方式 T100s 的额定操作顺序（O-0.3s-CO-3min-CO）第一部分（O-0.3s-CO）的示波图[317]

当试验涉及最大可能的短路容量时，所需要的第一个非对称电流峰值和短路电流的额定值不能在一次试验中达到。因此，T100s 的三相直接试验回路要配置设备，即带有辅助断路器的电抗器和电阻器，将短路关合电流降低至所需要的数值。该设备降低了第一个非对称电流峰值并在数个半波后通过辅助断路器将电抗器和电阻器旁路。因为被试对象两端的电压没有采用差分测量，电压波形表明了电抗器和电阻器接入的时间间隔内的电压降。如果没有降低措施，关合电流的峰值会过大。

图 9-55 中展示的细节给出了短路电流开断后全部三相中的瞬态恢复电压。因为电源的中性点是绝缘的，首开极的瞬态恢复电压，即图中的 S 极，明显高于后开极（R 和 T 极）上的瞬态恢复电压㊀。S 极的工频恢复电压为 $1.5U_m$，这一数值仅

㊀ 见 6.3.8 和 6.3.9 节。

当剩余两极还未开断时才存在。这是在短路电流开断过程中首开极上能够达到的工频恢复电压最大值。通常，后两极在 1/4 工频周期内开断。

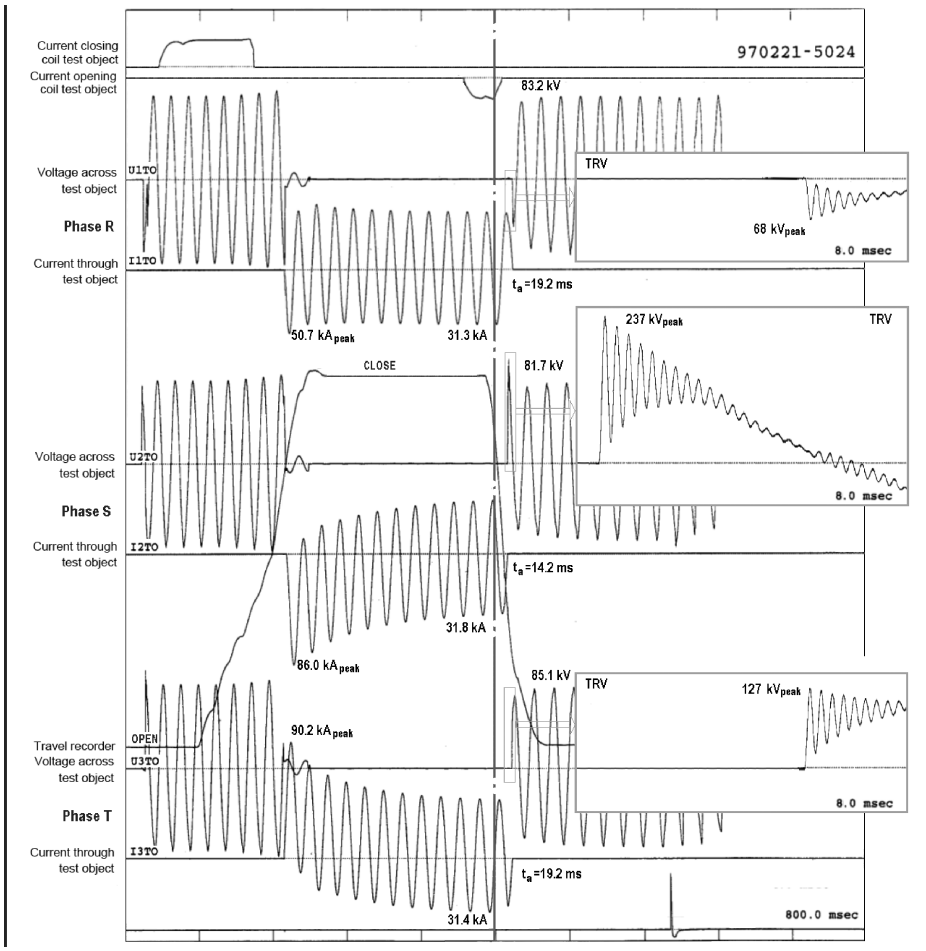


图 9-55　直接试验回路中试验方式 T100s 的额定操作顺序（O-0.3s-CO-3min-CO）第二部分（3min-CO）的示波图[317]

首开极开断后，电路不再是对称的，并且由断路器另外两极串联形成两相电路。因此，一相中电流半波延长而另一相中电流半波缩短。这另外两相一起开断剩余的单相电流（见图 9-56）。

如果断路器的操作机构是三极操作的，三相直接试验是试验方式 T100s 的优选试验方法。也就是说，由于电弧与操动机构之间的相互作用，与单相试验中仅有一个电弧与操动机构作用的条件相比，当三个电弧作用在一台操动机构上时开断条件会在很大程度上不同。在试验方式 T100s 或 T100a 中，在最长燃弧时间下出现最强

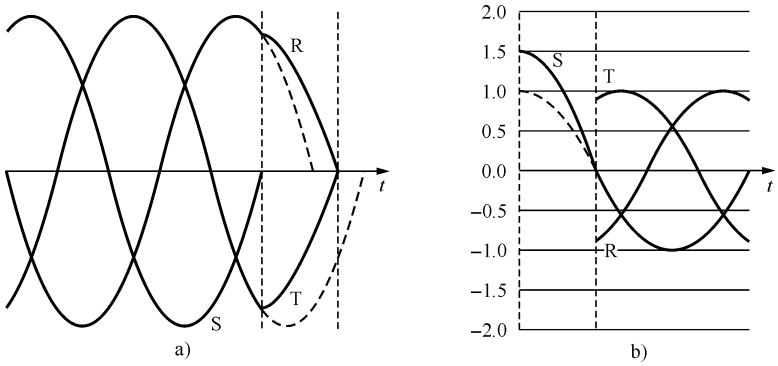


图 9-56　中性点绝缘的三相系统中开断三相故障的顺序

a）各相电流　b）各相电压

烈的相互作用。相互作用的标志是触头行程与空载特性的显著偏差（见图 9-57）。因此，应一直记录触头行程并与空载下的触头行程比较。

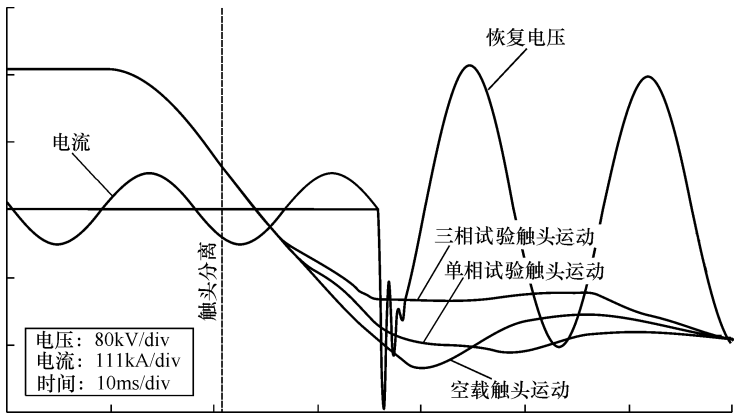


图 9-57　三相和单相试验触头运动与空载特性的偏差

电流开断过程的计算机仿真也为评估触头运动过程提供了可能。计算机仿真已成功应用于研究和分析灭弧室与其驱动机构之间的相互作用[⊖]。

9.4.3.5　试验方式 T100a

断路器开断非对称额定短路开断电流的能力应在试验方式 T100a 中进行验证。仅当制造商声明的断路器最短分闸时间加上继电器时间使得触头分离时刻的直流分量大于 20% 时，试验方式 T100a 才适用。

如果已证实断路器在试验方式 T100a 中开断了具有所要求直流分量的额定短路开断电流，就认为其能够在直流分量低于此规定值的任何非对称条件下开断该电流。

⊖　见 3.2 和 3.3 节。

对于断路器将要应用的额定电压和中性点接地条件，试验方式 T100a 由满足所要求的非对称判据和 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下 100% 额定短路开断电流的三次分闸操作组成。

进行试验方式 T100a 时应满足下述非对称判据：

- 最后电流半波幅值；
- 最后电流半波持续时间；
- 电流零点的直流分量。

定义这些判据是为了能够：

- 在试验回路的直流时间常数与额定直流时间常数不同的情况下进行非对称试验（因为实验室仅能在一定范围内调整试验回路的直流时间常数）；
- 使用一次特定试验所得到的结果来涵盖多个时间常数额定值。

最后电流半波的幅值和持续时间可以通过以下几种方法来调节以满足非对称判据[270]：

- 调节短路试验电流的有效值；
- 改变试验电流的频率；
- 采用预脱扣㊀或延时脱扣㊁；
- 相对于驱动电压改变电流的起始时刻（初始直流分量）。

图 9-58 所示图表说明了在具有 45ms 的标准直流时间常数的 50Hz 试验回路中，如何能够获得所需要的最后电流半波持续时间。垂直的红色曲线表示取决于相对驱动电压的电流起始时刻的电流零点。深红色曲线（类似于抛物线）表示非对称百分数达到特定值的时刻（在上部和中部坐标轴中指定为 p）。只有一条曲线，即表示 40% 的曲线是蓝色的。任何水平线与蓝色曲线的交点表示非对称百分数为 40% 的时刻。如果在触头分离时刻要求这一数值，应选择水平线（表示电流起始时刻电压波形上的点）来提供所要求的燃弧时间和/或开断前最后的半波的持续时间。图中所表示的 152°处的水平线在大约 11.9ms 的最后大半波持续时间下提供了 20ms 的燃弧时间。小的蓝色环形交点表示触头分离时刻的非对称百分数为 40%。三个小的红色环形交点表示电流零点时刻。

出于同样的目的，KEMA 使用了在时间域内显示三相电流的程序。它还提供了其他信息，如峰值、非对称水平、最后半波持续时间、与非对称性有关的 u_c 和 RRRV、电流积分。图 9-59 给出了一个实例，显示了如图 9-58 所说明的同样情况。在这两种方法中，仿真得到的首开极最后半波持续时间是相同的。

㊀ 预脱扣定义为分闸脱扣器在运行条件预期的时刻之前带电（1/2 周波的最短继电器时间之前）。预脱扣可能意味着在电流起始之前分闸脱扣器带电。这仅在电流起始后触头系统开始运动的情况下才允许。

㊁ 延时脱扣定义为分闸脱扣器在运行条件预期的时刻之后带电（1/2 周波的最短继电器时间之后）。

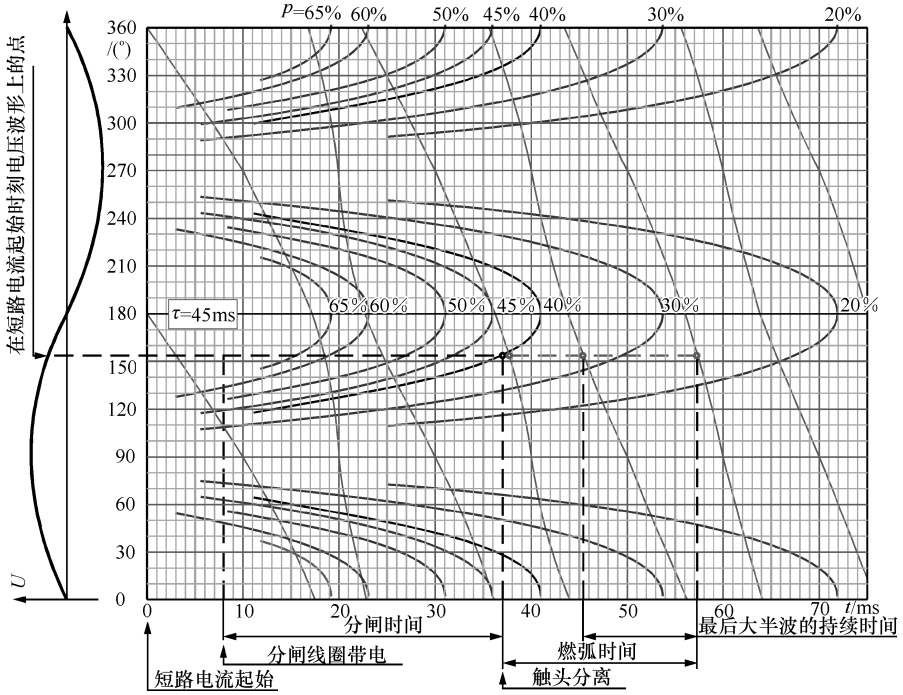


图 9-58　在具有 45ms 的标准直流时间常数的 50Hz 试验回路中，提供开断前最后电流半波应得到的持续时间的图表（彩图见封三）

电流零点时的直流分量是影响 di/dt 和随后的瞬态恢复电压参数的一个参数。为了满足非对称判据，瞬态恢复电压参数也可以通过改变瞬态恢复电压的振幅系数来进行补偿（见 IEC 62271-100 附录 P）。

由于额定直流时间常数与实验室中直流时间常数的差异，试验过程中触头分离时刻的直流分量可能与额定直流分量存在偏差。只有在实际短路电流的直流分量（运行中或试验期间）等于或接近于额定短路开断电流的额定直流时间常数时，触头分离时非对称百分数的概念才是有效的。

而且，如果合适的非对称判据满足每个额定值，一个试验系列就能够覆盖多个额定直流时间常数。这一概念还可以帮助用户在系统需求与额定值要求之间建立等价性。

额定直流时间常数与断路器的最大额定短路电流有关。例如，如果预期时间常数超过 45ms 但短路电流小于额定值，采用 45ms 时间常数的试验可以覆盖这种情况[326]。

245kV 断路器试验方式 T100a 所规定的基本试验参数的实例如图 9-60 所示。短路电流和直接试验回路的预期瞬态恢复电压与 T100s 条件相同。因此，对试验方

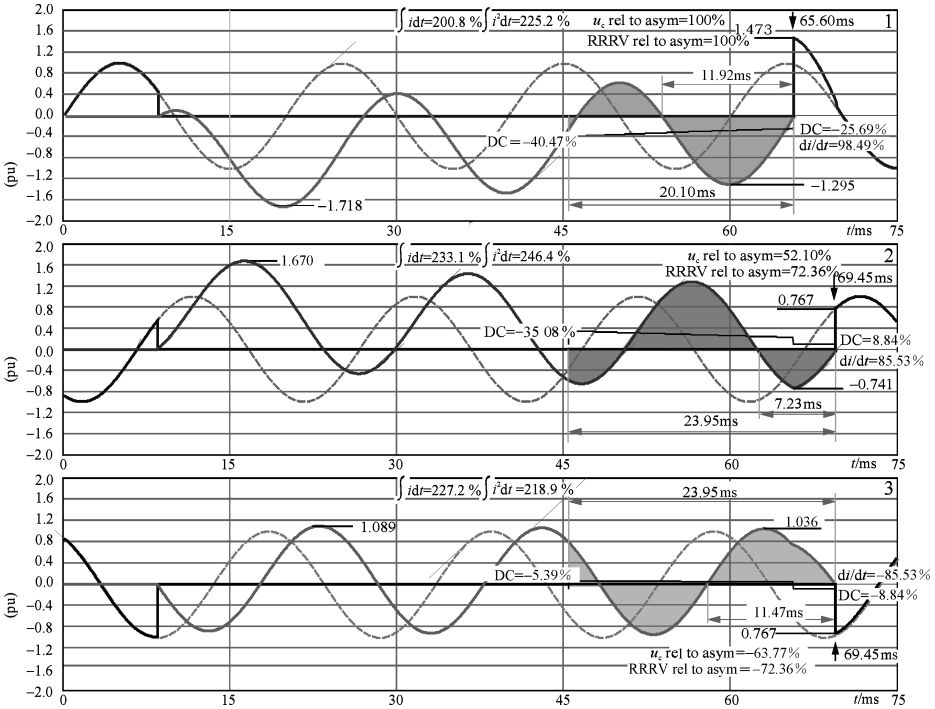


图 9-59　在时间域内由图 9-58 得到的实例（首开极）

额定电压：	245kV
额定短路开断电流：	40kA
试验电流：	40kA　± 10 %
直流分量：	40%
操作顺序：	3times O
预期TRV：	u_C = 364kV
	u_1 = 195kV
	t_1 = 98μs
	t_2 = 392μs
	t_d = 2 (27) μs
	u' = 98kV
	t' = 51 (76)μs
上升率：	u_C / t_3 = 2kV/μs

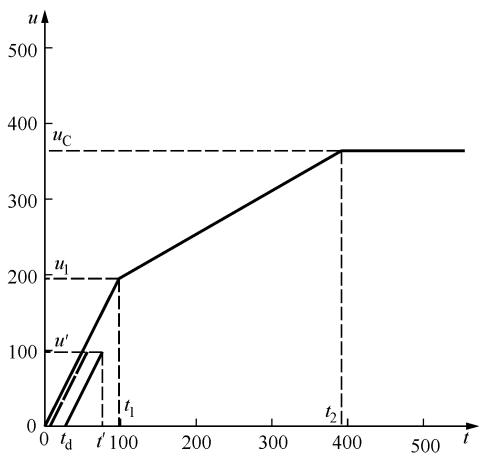


图 9-60　对于 245kV，40kA 断路器试验方式 T100a[316]

IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数

式 T100a 和 T100s 可使用相同的直接试验回路。在合成试验的情况下，d*i*/d*t* 和瞬态恢复电压参数必须适合如下非对称条件（见表 9-1）。

表 9-1　非对称条件

	小半波	大半波
u_1	176kV	190kV
u_C	340kV	346kV
kV/μs	1.81	1.95

给出了时间 t_d 的两个数值。短虚线段说明了 $t_d = 2\mu s$ 的数值，如果不进行近区故障试验，该数值用于试验方式 T100a。如果还进行近区故障试验，则可以使用括号内的数值 $t_d = 27\mu s$。

试验方式 T100a 的单相电流引入合成试验回路与图 9-45 给出的回路相似。图 9-61给出了使用该试验回路所进行试验记录的实例。所示的四次试验说明了采用单相合成试验进行试验方式 T100a 的试验程序（遵循 IEC 62271-100[270] 6.102.10.2.1.2 条款）。

第一次有效开断操作（见图 9-61a）示出的是在小半波末尽可能短的燃弧时间内的开断性能。在该试验中所获得的最短燃弧时间将用来确定最短开断时间㊀，根据 IEC 标准[180]，其决定最后半波参数。

接着的开断操作（见图 9-61b）是检验断路器正确的重燃特性的试验。

第二次有效开断操作（见图 9-61c）示出的是在最长燃弧时间下的开断性能。一些断路器可能未在要求的大半波后开断。在这种情况下，应额外验证在随后的小半波后的开断性能。

第三次有效开断操作（见图 9-61d）应在燃弧时间近似等于第一次和第二次有效开断操作燃弧时间的平均值（中燃弧时间）的情况下验证开断性能。

一些断路器可能会在大半波上出现比小半波上更短的最短燃弧时间。在这种情况下，在大半波获得的最短燃弧时间应用作最短燃弧时间。对于这种情况，制造商应通过附加试验验证这一特性。

因为非对称短路电流的非周期性波形，试验方式 T100a 中最短和最长燃弧时间之间的差值（燃弧窗口）比试验方式 T100s 中 1/2 周波的燃弧窗口长得多。

接下来的实例（见图 9-62）说明了 KEMA 进行的试验方式 T100a 的三相合成试验。与图 9-49 所示试验方式 T100s（b）相似的三相合成开断试验回路用于试验方式 T100a。在这一实例中，电流由降低电压的三相回路提供，一个合成电源提供首开极的瞬态恢复电压，另一个合成电源提供后开两极（同时开断）之间的瞬态恢复电压。

被试断路器的最短开断时间为 55.8ms。对于这一数值，最后大半波的参数（在 45ms 的直流时间常数和 50Hz 的频率下）：持续时间为 11.5ms，且电流峰值为

㊀ 最短开断时间是制造厂规定的最短分闸时间、最短继电器时间（1/2 周波）以及仅在试验方式 T100a 期间首开极小半波后电流开断的最短燃弧时间之和。

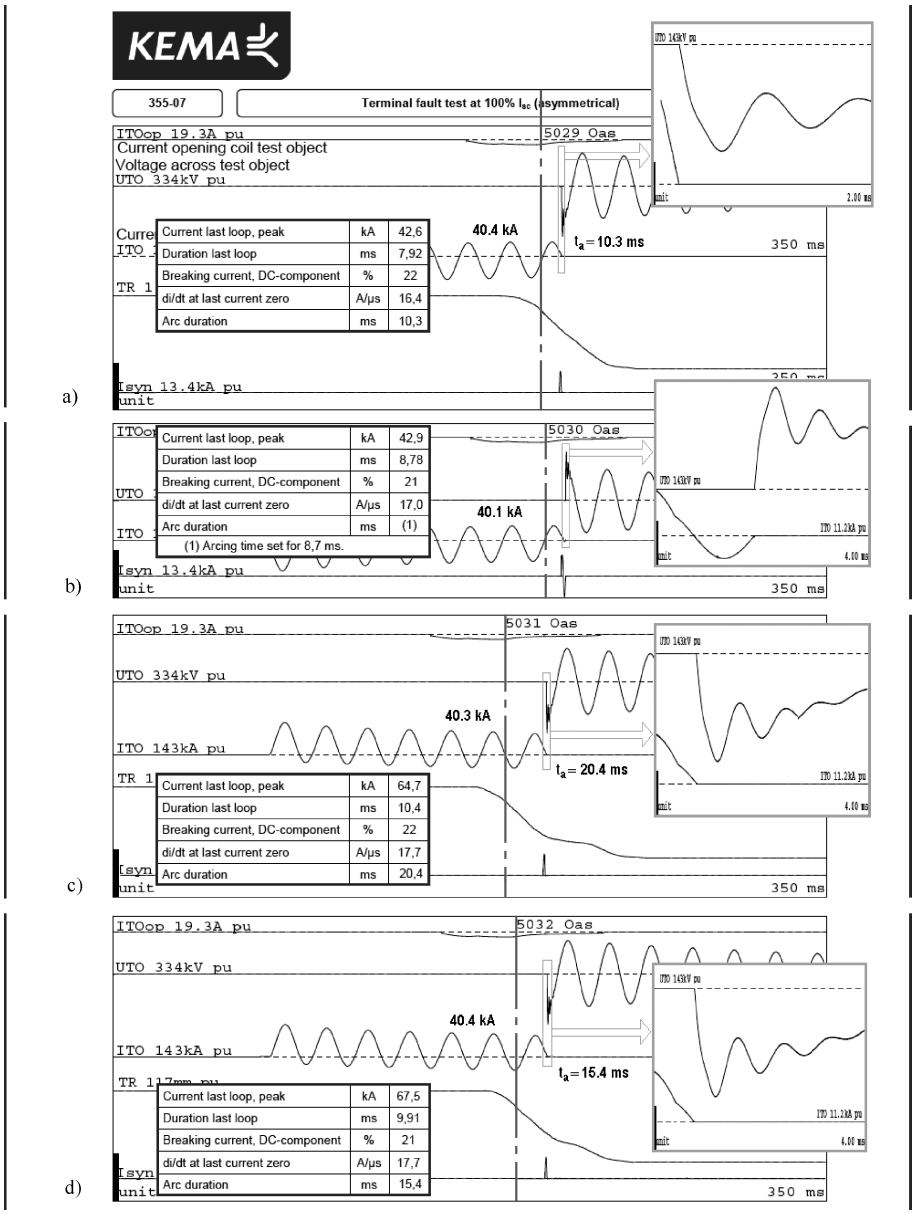


图 9-61　单相合成试验回路中进行的试验方式 T100a[316]

a）第一次有效开断操作　b）检验正确的重燃特性的试验　c）自动重合闸方式循环

d）作为 CO 顺序部分的第三次有效开断操作

1.21pu（根据 IEC 62271-100 中的表 15）。

根据 IEC 62271-100 中的 6.102.10.1.2 条款，如果进行一系列的三次有效试验且满足下述条件则认为该试验方式是有效的：

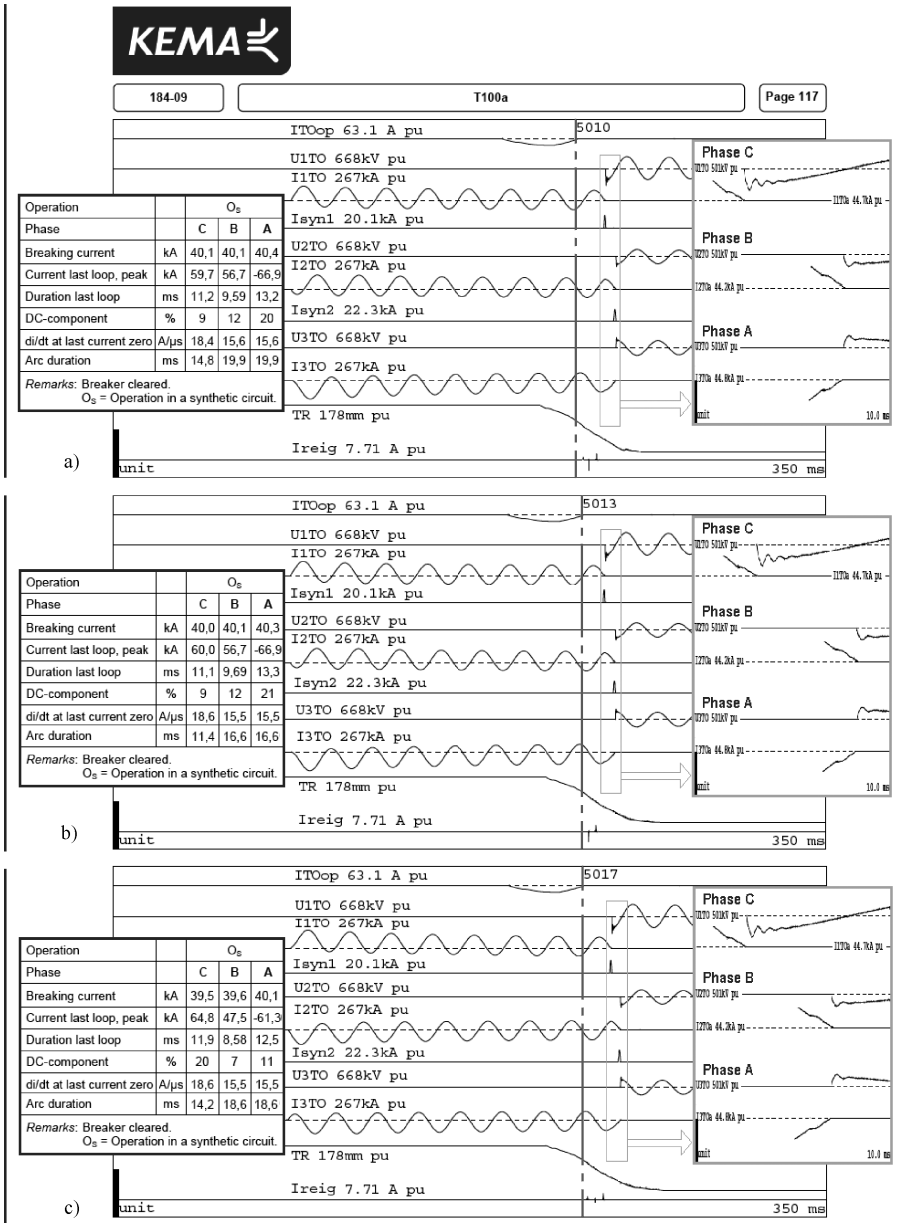


图 9-62　图 9-49 所示的三相合成开断试验回路中进行的
试验方式 T100a 系列的三次有效试验[311]

1）一次操作中首开极电弧熄灭时刻出现在大半波末且具有尽可能最长的燃弧时间和所要求的非对称判据（IEC 62271-100 中的 6.102.6 条款所述）。这一操作在图 9-62c 中进行了说明。某些断路器不会在大半波末开断。电弧在随后的小半波

期间继续燃烧并且变成后开极。

2）一次操作中后开极之一电弧熄灭时刻出现在延长的大半波末且具有尽可能最长的燃弧时间和所要求的非对称判据。这一操作在图 9-62a 中进行了说明。

3）具有所要求的非对称判据的一次操作，来证明上述 1）和 2）中描述的试验条件的有效性。

只要试验系列满足 1）、2）和 3）中提到的试验条件，试验的顺序没有关系。而且在这种情况下，证明正确的重燃特性的额外试验必须进行。

在采用电流引入法的合成试验中，不必精确控制电流零点时的非对称水平，因为最后半波的幅值和持续时间由非对称判据分别控制。di/dt 和瞬态恢复电压由合成试验回路控制。

在直接试验中，非对称水平的精确控制更加重要，因为电流零点时的直流分量决定相关的 di/dt 和瞬态恢复电压。电流零点时的较小的直流分量产生较大的 di/dt 和较大的瞬态恢复电压幅值及 du/dt。

以足够的精度控制电流零点时的直流分量是困难的，因为断路器可能改变最后半波电流波形。电流零点时的直流分量可以通过先前的预期电流校正试验获得的结果来确定。

图 9-53 给出了 KEMA 用于试验方式 T100a 的三相直接试验回路。图 9-63 给出了使用该试验回路进行的试验记录的实例。所示为三次有效开断操作。

首开极电弧熄灭时刻出现在电流大半波末且具有尽可能最长的燃弧时间和所要求的非对称判据这一条件在第三次有效操作的 S 相中得到实现（见图 9-63c）。

后开极之一电弧熄灭时刻出现在延长的大半波末且具有尽可能最长的燃弧时间和所要求的非对称判据这一条件在第一次有效操作的 T 相中得到实现（见图 9-63a）。

第二次操作是有效的，因为 R 相满足所要求的非对称判据（见图 9-63b）。

由于试验回路中的关合电流限制装置，实验室的合闸开关闭合后示波图上会出现显著的电压降。

9.4.4　临界电流试验方式

如果试验方式 T10、T30 或 T60 中的任一试验方式的最短燃弧时间，超过相邻的基本短路试验方式的最短燃弧时间一个半波或更长，应进行临界电流试验。临界电流试验的目的在于覆盖被试断路器在相对较小电流开断中可能存在的弱点。例如，在 SF_6 断路器中，这样的弱点可能起因于中等或较小电流下自能作用不足而造成的气压过低。在许多设计中，中等或较小电流下电弧产生气压的不足会通过压气作用进行补偿。

如果断路器具有临界电流，需要进行两个附加的试验方式。这两个试验方式的试验电流应等于对应于出现延长燃弧时间的试验方式的开断电流和以下电流的平均值：一个试验方式是对应于相邻的较大开断电流试验方式的开断电流，而另一个试

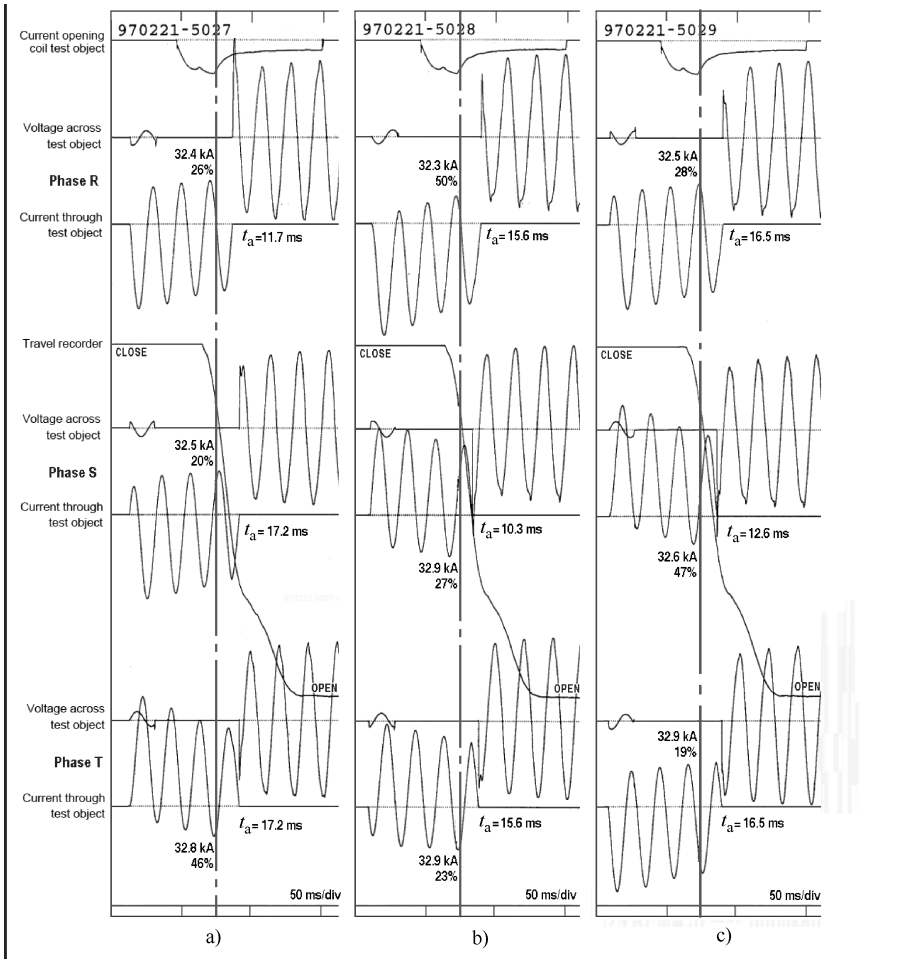


图 9-63　图 9-49 所示的三相合成开断试验回路中进行的
试验方式 T100a 系列的三次有效试验[311]

验方式是对应于相邻的较小开断电流试验方式的开断电流。瞬态恢复电压应与相邻的较大开断电流的基本短路试验方式的一致。

例如：

1）如果临界电流出现在试验方式 T30 中，所需要的试验方式为 T20 和 T45；

2）如果临界电流出现在试验方式 T10 中，所需要的试验方式为 T5 和 T20。

9.4.5　单相和异相接地故障试验

断路器应能开断可能在下述两种不同情况中出现的单相短路电流：

- 中性点有效接地系统（k_{pp} = 1.0…1.3）中的单相接地故障；

● 中性点非有效接地系统（$k_{pp}=1.5$）中不同相上的接地故障（异相接地故障），即接地故障出现在不同的相，一个接地点在断路器的一侧，另一个接地点在断路器的另一侧。

取决于系统的中性点接地条件、操动机构设计（单极或三极操作）以及在试验方式 T100s 中断路器进行单相试验还是三相试验，附加的单相开断试验可能是有必要的[180]。这些试验是为了证明断路器能够在相关参数下开断单相故障电流。

最严酷的条件出现在上述异相接地故障的情况下，要求断路器的一极在线电压下开断短路电流。因为恢复电压比基本短路试验方式 T100 的高，所以这一开断条件会更加严酷，尽管短路电流（$I_{SC}=U_{line}/2Z$）仅为额定短路电流的 $0.5\sqrt{3}$倍[243]。由于这一条件未被试验方式 T100 涵盖，对于要用于中性点非有效接地系统中的断路器来说，附加的单相开断试验总是必需的。

对于全部三极具有一台共用操动机构的断路器，附加的单相开断试验还要证明单相故障电流产生的不平衡力对断路器的操作不会产生不利影响。因此，单相故障试验应在连接操动机构的中间极上产生最大应力的边极上进行。

如果试验方式 T100s 进行单相试验（三极共用操动机构的情况下在边极上进行试验），除了用于中性点有效接地系统的断路器之外，附加的单相开断试验并不适用。该试验的试验电流应为相电压下 100% 额定短路开断电流。

触头分离时刻开断电流的直流分量不应超过交流分量的 20%。在试验中规定为对称电流，因为对称条件会导致最高的瞬态恢复电压峰值。对于单相和异相接地故障试验，瞬态恢复电压应满足 IEC 62271-100 规定的要求[180]。因为瞬态恢复电压频率相似，恢复电压上升率按照近区故障单相试验方式的规定（2kV/μs）。因为短路电流比额定值小，恢复电压上升率应稍许降低，但出于标准化的目的，其保持在 2kV/μs。

对于两种规定故障情况的每一种试验方式，仅由一次开断操作组成，只需要在对应于电弧释放能量大的长燃弧时间下进行试验。

如果在单相或异相接地故障试验条件下的最短燃弧时间 $t_{arcminsp}$ 已知，则试验可在基于下式的燃弧时间 t_a 下进行：$t_a \geqslant t_{arcminsp}+0.9T/2$，其中 T 为工频周期。否则，根据 IEC 62271-100[180]，试验期间燃弧时间不应小于 $t_{arcmin100s}+0.7T/2$，其中 $t_{arcmin100s}$ 是试验方式 T100s 的最短燃弧时间。

图 9-64 给出了在单相电流引入回路进行的异相接地故障试验的实例。用于中性点非有效接地系统的三极操作的 145kV（40kA）GIS 断路器的试验结果如图9-65 所示。除了元件数值以外，试验回路与试验方式 T100s 的回路等效。

开断操作中的燃弧时间为 18.4ms，比所要求的 18.3ms 的最小值长（$18.3=11.3+0.7\times10$，其中 11.3ms 是通过试验方式 T100（s）得到的最短燃弧时间。

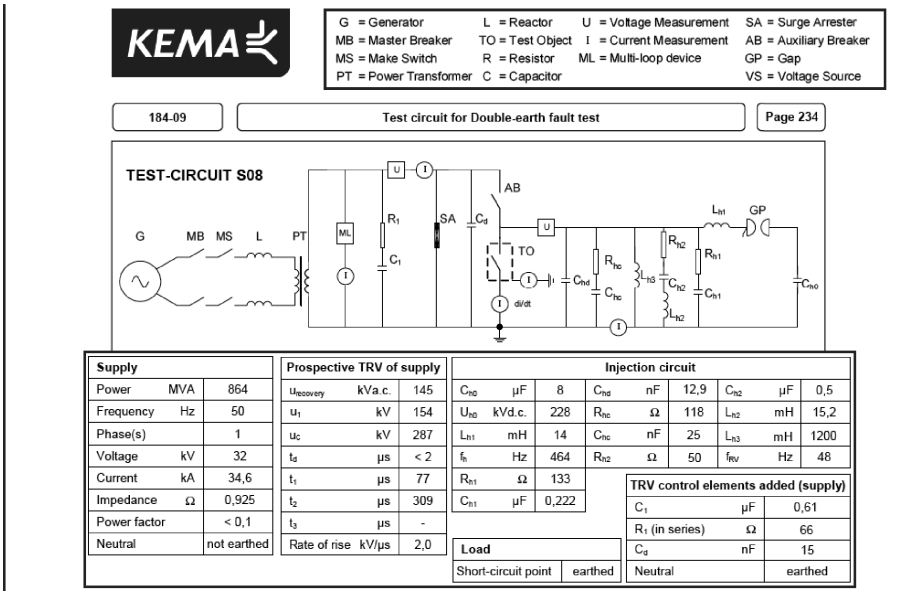


图 9-64 异相接地故障试验的单相电流引入合成试验回路[311]

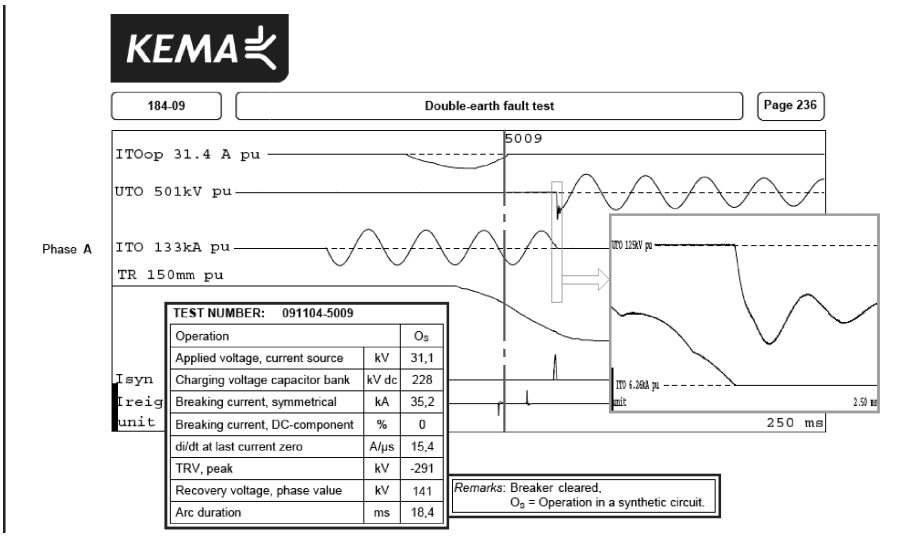


图 9-65 异相接地故障试验[311]

9.4.6 近区故障试验

近区故障试验是对基本短路试验方式进行补充的短路试验。进行这些试验的目

的是确定断路器在近区故障（SLF）条件下开断短路电流的能力㊀。

近区故障试验仅适用于直接和架空线连接的、不考虑电源侧的网络类型，额定电压 15kV 及以上且额定短路开断电流超过 12.5kA 的 S2 级㊁断路器。

IEC 规定了下述标准近区故障试验方式：

- 试验方式 L90；
- 试验方式 L75；
- 试验方式 L60。

近区故障试验参数是基于与断路器出线端有一定距离的架空线上的三相接地故障的最严酷条件。因为要表示真实的三相条件需要非常复杂的试验回路，所以该试验在单相试验回路中进行。因此，该试验的严酷程度应足以涵盖几乎所有类型的近区故障，除了系统参数比标准值更加严酷的特殊情况（例如三相不接地近区故障）。在这种情况下，对其特殊条件可能要考虑专门的型式试验（所谓的验收试验）。

近区故障试验 L90 被认为是最严酷的短路试验，特别是对于 SF_6 断路器。

9.4.6.1　试验方式 L90

对于额定电压等于或高于 48.3kV 且额定短路开断电流超过 12.5kA 的断路器，试验方式 L90 是强制的。对应于额定短路开断电流降低至 90%，线路侧电抗的标准值（对应于线路长度）也做出了规定。该标准长度的偏差为 -20% 和 0%。这些线路长度的偏差导致了下述试验电流 I_L 的偏差：

- 对于 L_{90}，线路长度偏差为 0% 时：$I_L = 90\% I_{SC}$；
- 对于 L_{90}，线路长度偏差为 -20% 时：$I_L = 92\% I_{SC}$。

试验方式 L90 由额定操作顺序组成。为了便于试验，合闸操作可以是空载操作。该电流是对称的。

245kV 断路器的近区故障试验方式 L90 规定的基本试验参数的实例如图 9-66 所示。根据额定特性对近区故障的瞬态恢复电压进行计算的方法在 IEC 62271-100[180] 的附录 A 中给出。断路器上完整的瞬态恢复电压是三个不同分量的总和：电源侧瞬态恢复电压、电源侧起始瞬态恢复电压和线路侧瞬态恢复电压。

预期电源侧瞬态恢复电压分量的包络线由四多数表示，并且首开极系数为 1.0。

关于起始瞬态恢复电压（通常源于变电站的母线侧，在试验中常用电源侧的电抗器来表示），应区分两种替代的网络条件㊂：

1）电源侧有起始瞬态恢复电压且线路侧有时延 t_{dL}；

2）电源侧无起始瞬态恢复电压且线路侧有时延。

㊀ 见 6.3.10 节。

㊁ 见 6.6.1.1 节。

㊂ 为应用正确的条件，参见 IEC 62271-100[180] 中图 49 的流程图。

额定电压：	245kV
额定短路开断电流：	40kA
电源电压：	141.5kV
试验电流：	36kA　(–0kA　+0.8kA)
直流分量：	<20% (上限 25%)
操作顺序：	O-0.3s-CO-3min-CO
预期电源侧TRV：	u_C = 280 kV u_1 = 150 kV t_1 = 75 μs t_2 = 300 μs t_d = 2 μs
上升率：	u_1/t_1 = 2kV/μs
线路侧TRV参数：	u_L^* = 32 kV t_L = 4.45 μs t_{dL} = 0.5 μs du_L/dt = 7.2 kV/μs di/dt = 16 A/μs Z = 450 Ω

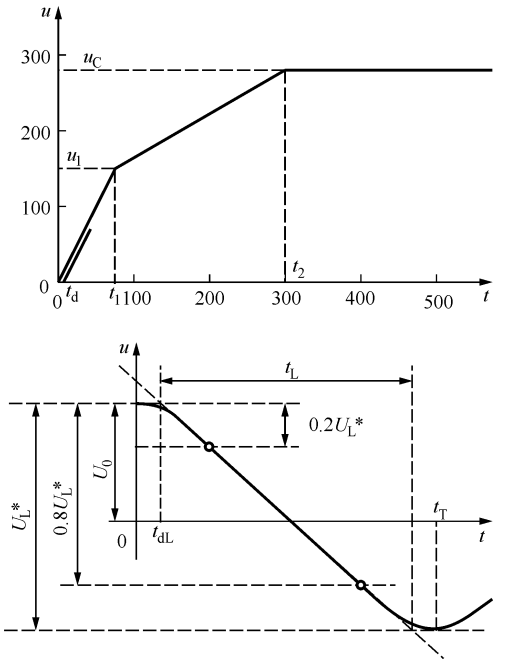


图 9-66　对于 245kV、40kA 断路器的近区故障试验方式 L90[316]
按照 IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数

条件 1）的试验大多使用电源侧无起始瞬态恢复电压且线路侧无明显时延的试验回路来进行㊀。通过这种方式，固有起始瞬态恢复电压应用、测量和控制的困难就被省略了。

产生的瞬态恢复电压的最重要部分是在 $t_T = 2t_{dL} + t_L$ 时刻达到第一个峰值 u_L 的线路侧瞬态恢复电压。预期线路侧瞬态恢复电压的测量应在连接实际回路的线路上进行，以计入试验回路的分压器、杂散电容和电感的全部影响。可在断路器的线路侧使用附加电容来调节时延 t_{dL}。如果使用附加电容，线路侧瞬态恢复电压上升率 du_L/dt 将在该附加电容延时作用的时延后达到其标准值。

实际上，真实线路由分布电感和电容组成。在大容量实验室中，线路暂态过程可以通过由大量集中电路元件组成的人工线路充分地再现（见图 9-67 和图 9-68）。

当断路器的开断能力不足以开断近区故障时，在试验和运行期间可以使用安装在线路侧安装或在开断单元上并联附加电容器。通过这种方式，可以降低断路器所承受的负载。附加电容器的数值和安装位置都应在试验报告中说明。因为附加电容器的时延可能比线路侧瞬态恢复电压到达峰值的时间长，较低的瞬态恢复电压上升

㊀ 线路侧时延 t_{DL} 不超过 100ns 则认为是无明显时延。

率可能被误解为线路波阻抗不足。因此，对于接有附加电容的线路，计算的时延和波阻抗数值与试验无关。

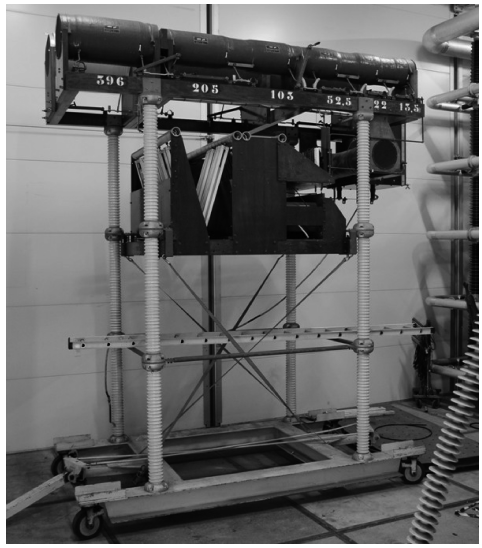


图 9-67　KEMA 用于合成试验回路的人工线路

在断路器的线路侧或开断单元上并联的电容器常被称作“时延”电容器，意味着可以通过延长恢复电压时延使开断变得容易。然而，这一概念是错误的，仅与固有瞬态恢复电压分析有关。正确的解释是断路器上的电压总是非常急剧地过零，立刻由电弧电压转变到瞬态恢复电压，即使在具有较大“时延”电容器的情况下也从未有时延。这是因为在理想状态分析（无电弧电压）中，起初时延电容必须被充电，导致瞬态恢复电压上升阶段存在时延。在实际断路器（具有电弧电压）中，该电容已经被电弧电压充电，使得瞬态恢复电压能够直接上升（无时延）。实际情况自然是瞬态恢复电压在电流/电压零点之前已经开始。由于存在“时延”电容器，电弧电流可以部分转移到该电容器中，并且通过这种方式使电流开断更加容易。因此，增加电容确实对开断具有调节作用而非通过瞬态恢复电压的时延。

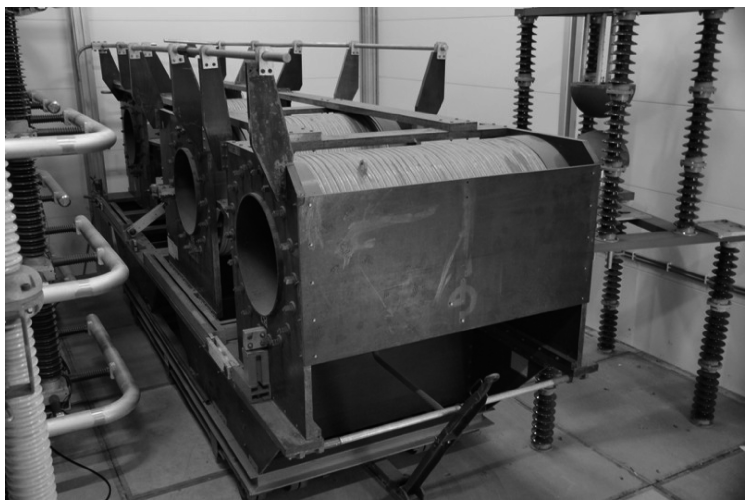


图 9-68　KEMA 用于合成试验回路的人工线路的主电抗器

试验报告需给出恰当的瞬态恢复电压，并且为了便于验用，采用试验回路的预期瞬态恢复电压（见图 9-69）。这要依赖于在低电压下引入与试验过程中所产生 d*i*/d*t* 相类似的高频电流。

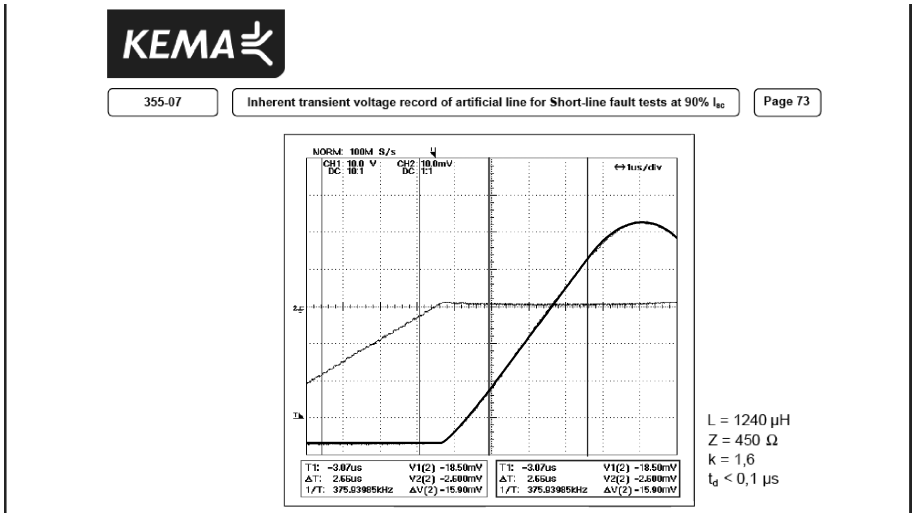


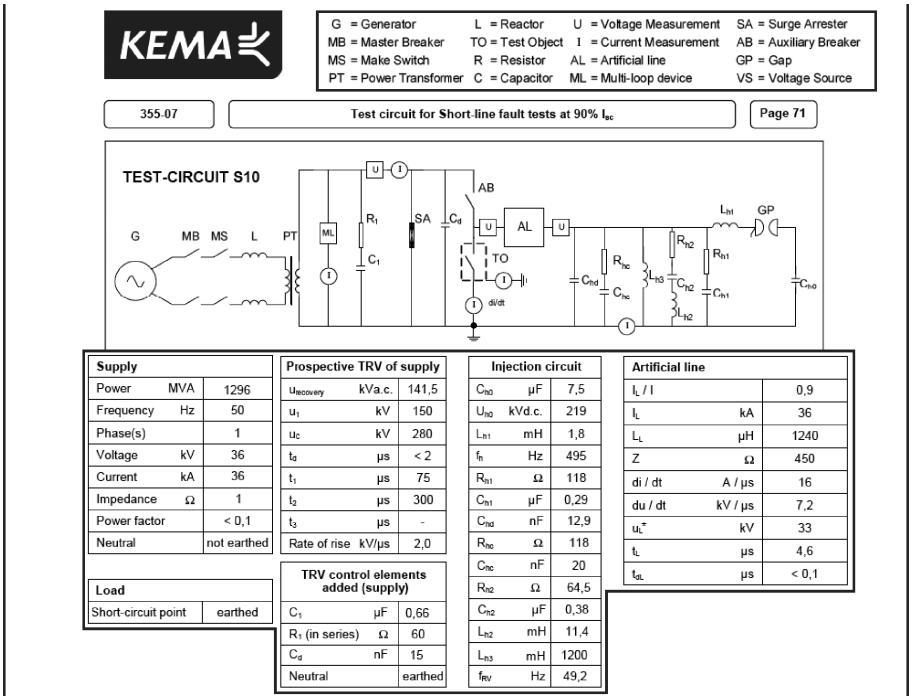
图 9-69　近区故障试验方式 L90 人工线路的固有瞬态恢复电压的记录
（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA；具有无明显时延的线路）[316]

当试验站可供利用的最大短路容量不足时，近区故障试验也可以在降低的工频电压下进行，例如进行单元（例如 1/2 极）试验中那样。如果基本短路试验方式已满足，可以使用这一方法。假定断路器在瞬态恢复电压峰值附近的介质强度与电流过零后立即施加的电场应力无关。再者，近区故障试验的目的在于对热恢复耐受能力（电流过零后立即）进行检验，而不是电场应力（瞬态恢复电压峰值附近）。

如果近区故障试验是在降低的工频电压下进行的并且在任何一个近区故障试验方式中的最长燃弧时间比试验方式 T100s 的最长燃弧时间长 2ms，则应采用 T100s 的试验条件，在近区故障的最长燃弧时间下进行一次分闸操作。该附加操作的瞬态恢复电压参数可以降低到对应于首开极系数为 1.0 的数值，与通常近区故障试验中的数值相同。如果在该附加的分闸操作中电流被成功地开断，则仅可认为断路器通过了近区故障试验㊀。

图 9-70 给出了 KEMA 使用的用于近区故障试验方式 L90 的单相电流引入合成试验回路。图 9-71a ~ d 给出了使用该试验回路所进行试验的记录的实例。所示的四次试验说明了 L90 的试验程序。

㊀　见 IEC 62271-100 的 6.109.5 条款以参考。



Supply		
Power	MVA	1296
Frequency	Hz	50
Phase(s)		1
Voltage	kV	36
Current	kA	36
Impedance	Ω	1
Power factor		< 0,1
Neutral		not earthed

Load	
Short-circuit point	earthed

Prospective TRV of supply		
$u_{recovery}$	kVa.c.	141,5
u_1	kV	150
u_c	kV	280
t_d	μs	< 2
t_1	μs	75
t_2	μs	300
t_3	μs	-
Rate of rise	kV/μs	2,0

TRV control elements added (supply)		
C_1	μF	0,66
R_1 (in series)	Ω	60
C_d	nF	15
Neutral		earthed

Injection circuit		
C_{h0}	μF	7,5
U_{h0}	kVd.c.	219
L_{h1}	mH	1,8
f_h	Hz	495
R_{h1}	Ω	118
C_{h1}	μF	0,29
C_{hd}	nF	12,9
R_{hc}	Ω	118
C_{hc}	nF	20
R_{h2}	Ω	64,5
C_{h2}	μF	0,38
L_{h2}	mH	11,4
L_{h3}	mH	1200
f_{RV}	Hz	49,2

Artificial line		
I_L / I		0,9
I_L	kA	36
L_L	μH	1240
Z	Ω	450
di / dt	A / μs	16
du / dt	kV / μs	7,2
u_L*	kV	33
t_L	μs	4,6
t_{dL}	μs	< 0,1

图 9-70　用于近区故障试验方式 L90 的单相电流引入合成试验回路
（额定电压：245kV；额定短路开断电流：40kA）[316]

第一次操作（见图 9-71a）示出了 14.0ms 的燃弧时间对于被试断路器开断来说是过短的。同时，试验检验了在 L90 条件下断路器的正确的重燃特性。

接下来的操作（见图 9-71b）示出了在 14.8ms 的最短燃弧时间下的开断。

作为 O-CO 顺序的第二个 O，第二次有效开断操作（见图 9-71c）在 23.7ms 的最长燃弧时间下进行。

作为 CO 顺序的部分，第三次有效开断操作（见图 9-71d）在 17.8ms 的中燃弧时间下进行，其中合闸操作是空载操作。

相同的单相电流引入合成试验回路，可用于具有相同额定值的三极操作断路器的型式试验。IEC 并未规定三相近区故障试验。

接下来的实例说明了 145kV 三极操作的 GIS 断路器的单相型式试验。与先前的实例相比，可以看到仅电流引入试验回路和人工线路中元件的数值不同（见图 9-72）。

图 9-73a ~ d 给出了 145kV 三极操作的 GIS 断路器的单相近区故障试验所获得记录的实例。所示的四次试验说明了 L90 的试验程序。

第一次有效操作（见图 9-73a）验证了在 12.4ms 的最短燃弧时间下的开断。

接下来的操作（见图 9-73b）验证了在 L90 条件下断路器的正确的重燃特性。

作为自动重合闸方式循环（O-CO，第一个 O 操作没有施加合成瞬态恢复电压）的部分，在空载合闸操作后，在 22.1ms 的最长燃弧时间下进行了第二次有效开断操作（见图 9-73c）。

作为 CO 顺序的部分，第三次有效开断操作（见图 9-73d）在 16.4ms 的中燃弧时间下进行，其中合闸操作是空载操作。

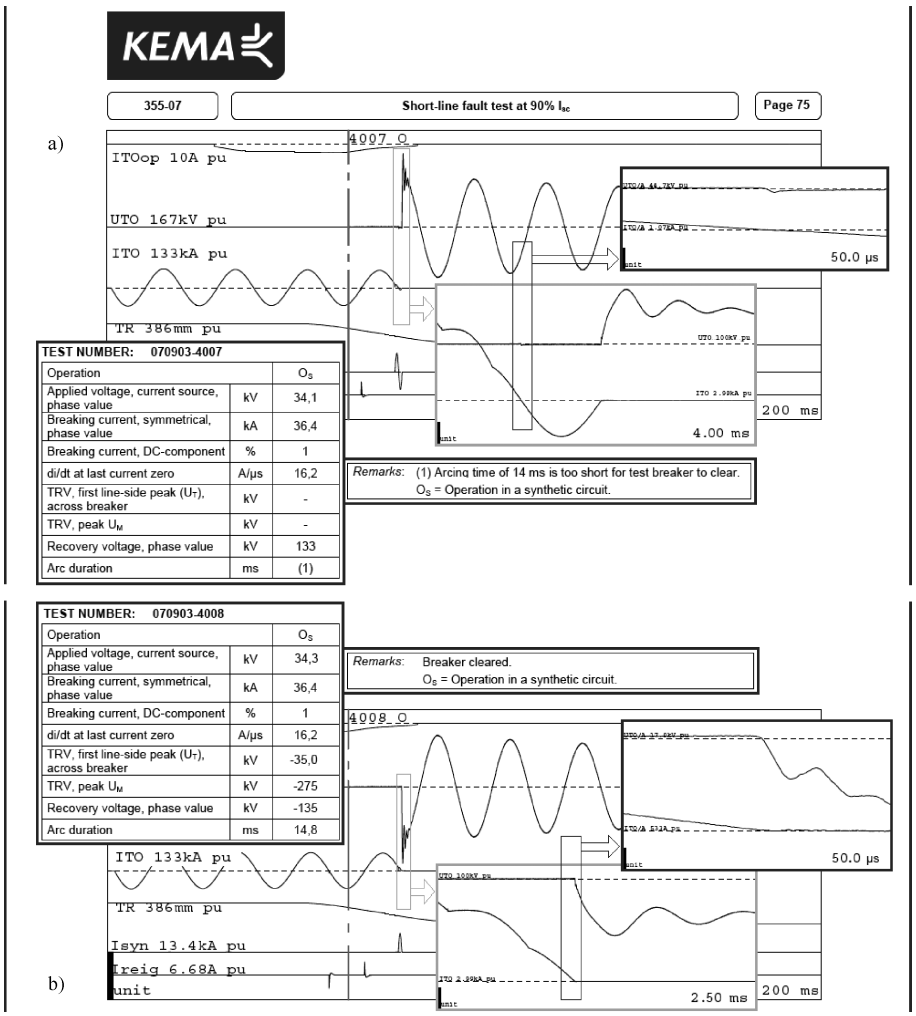


图 9-71　图 9-70 所示的单相电流引入合成试验回路中进行的近区故障试验方式 L90 系列[316]

a）检验正确的重燃特性的试验　b）在最短燃弧时间下的第一次有效开断操作

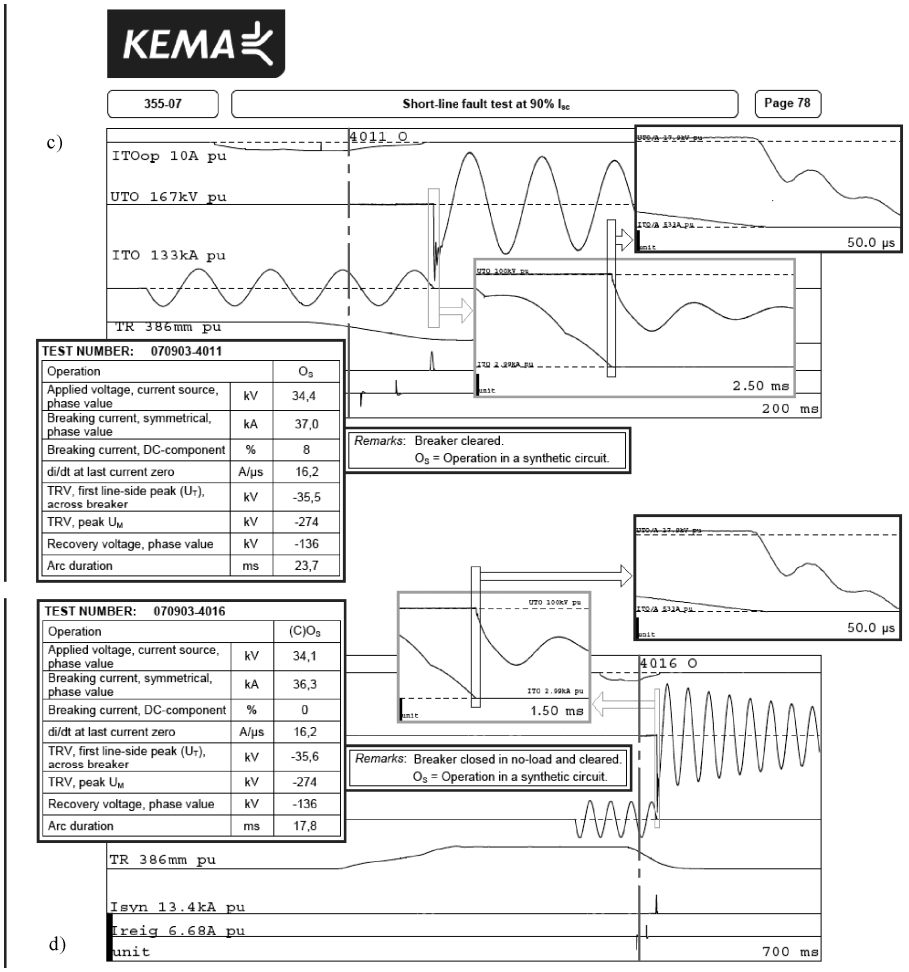


图 9-71　图 9-70 所示的单相电流引入合成试验回路中进行的近区故障试验方式 L90 系列[316]（续）

c）在最长燃弧时间下的第二次有效开断操作　d）空载合闸操作后的第三次有效开断操作

在每个短路试验方式后，断路器应能够在额定电压下关合与开断其额定电流，尽管其短路关合与开断性能可能已受损。在试验方式 L90 后，作为状态检查应进行电压试验㊀。

对于额定电压 72.5kV 及以下的断路器，应进行 1min 工频电压试验。对于更高额定电压的断路器，应进行冲击电压试验。冲击电压的波形应为标准的操作冲击或

㊀ 如果未进行试验方式 L90，作为状态检查的电压试验应在试验方式 T100s 后进行。

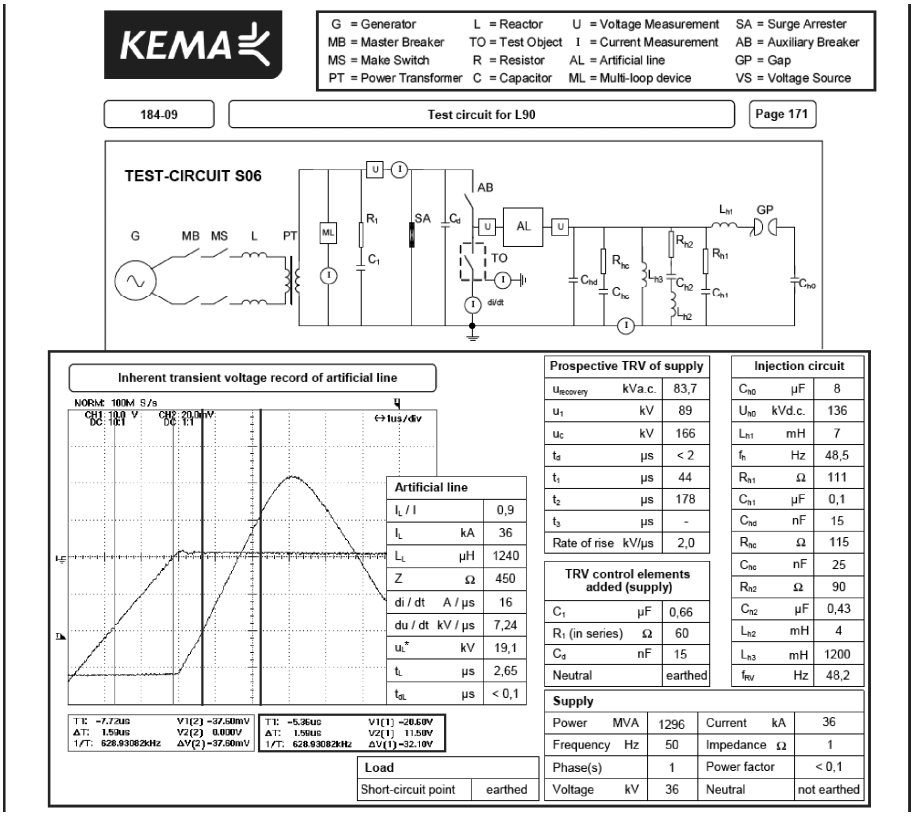


图 9-72 用于近区故障试验方式 L90 的单相电流引入合成试验回路

（额定电压：145kV；额定短路开断电流：40kA；具有时延 $t_{dL} \leqslant 0.2\mu s$ 的线路）[311]

者按照出线端故障试验方式 T10 规定的瞬态恢复电压波形。根据额定绝缘水平，峰值应有所降低。试验电压的降低取决于额定试验电压值的绝缘配合裕度，考虑到老化、磨损和其他正常的退化因素。

图 9-74 给出了一台 145kV 的 GIS 断路器在试验方式 L90 后进行的作为状态检查试验的电压试验的实例。对于该额定电压，根据 IEC 规定，峰值为 $390kV_{peak}$（$650kV_{peak}$的额定电压的 60%）。每一极性施加 5 次冲击，对于每一种连接的布置进行一次试验。因未出现破坏性放电，断路器通过了该试验。

已经证实 SF_6 技术是对近区故障条件敏感的。SF_6 中的电弧具有非常小的时间常数，因而在瞬态恢复电压阶段其电导率快速变化。因此，其开断性能受到试验方式 L90 中频率很高的瞬态恢复电压和连带的较大数值短路电流的影响。相应地，已证明 SF_6 断路器对频率较低但幅值较高的试验方式 L75 较不敏感。

其他技术，例如油或真空断路器，已经证明对近区故障条件较不敏感，前提是

其具有相应的出线端短路开断能力。

对于 SF_6 断路器，近区故障试验方式 L90 被认为是最严酷的短路试验。因此，试验方式 L90 的燃弧时间常常比基本出线端故障试验方式下的长，特别是对于 60Hz 的额定频率的情况，因为恢复电压上升率与频率成正比（RRRV = sI_L，其中 $s = Z2\pi f\sqrt{2}$）。

图 9-76 给出了 72.5kV（40kA、60Hz）SF_6 断路器进行的直接近区故障试验 L90 的实例。在直接试验回路中记录到 30.2ms 的燃弧时间（见图 9-75）。

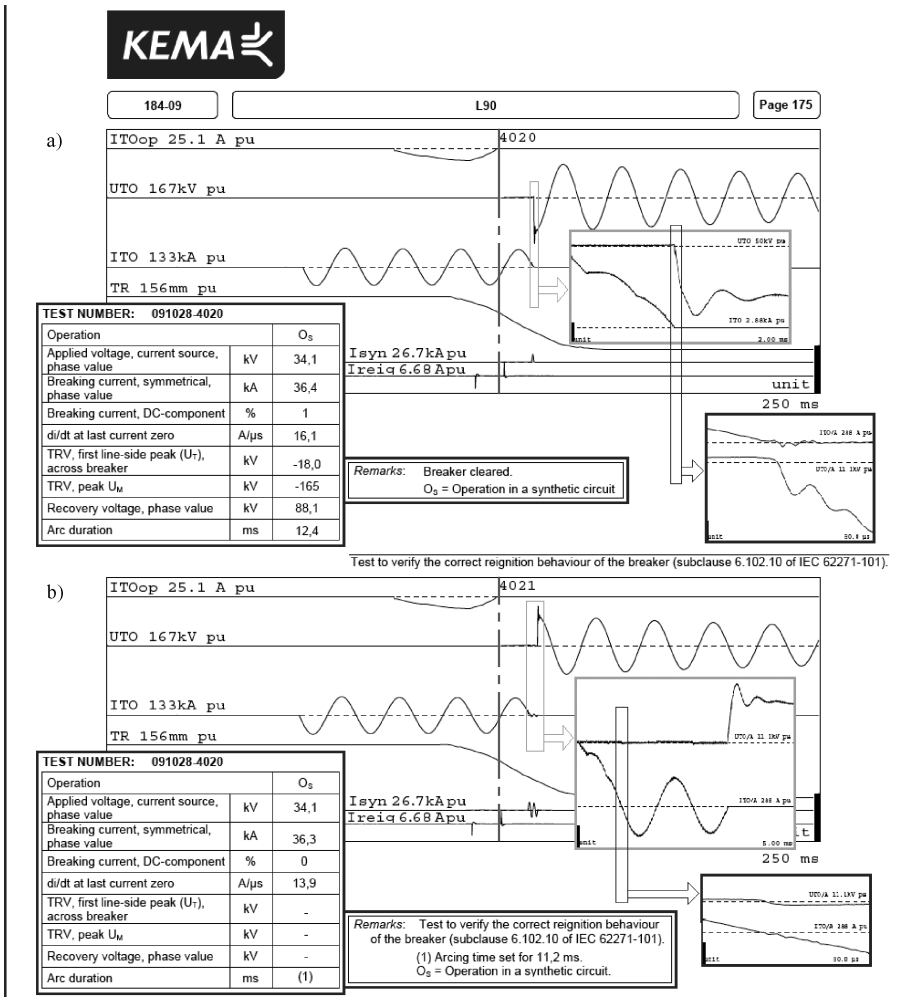


图 9-73　图 9-70 所示的单相电流引入合成试验回路中进行的近区故障试验方式 L90 系列[316]

a）在最短燃弧时间下的第一次有效开断操作　b）检验正确的重燃特性的试验

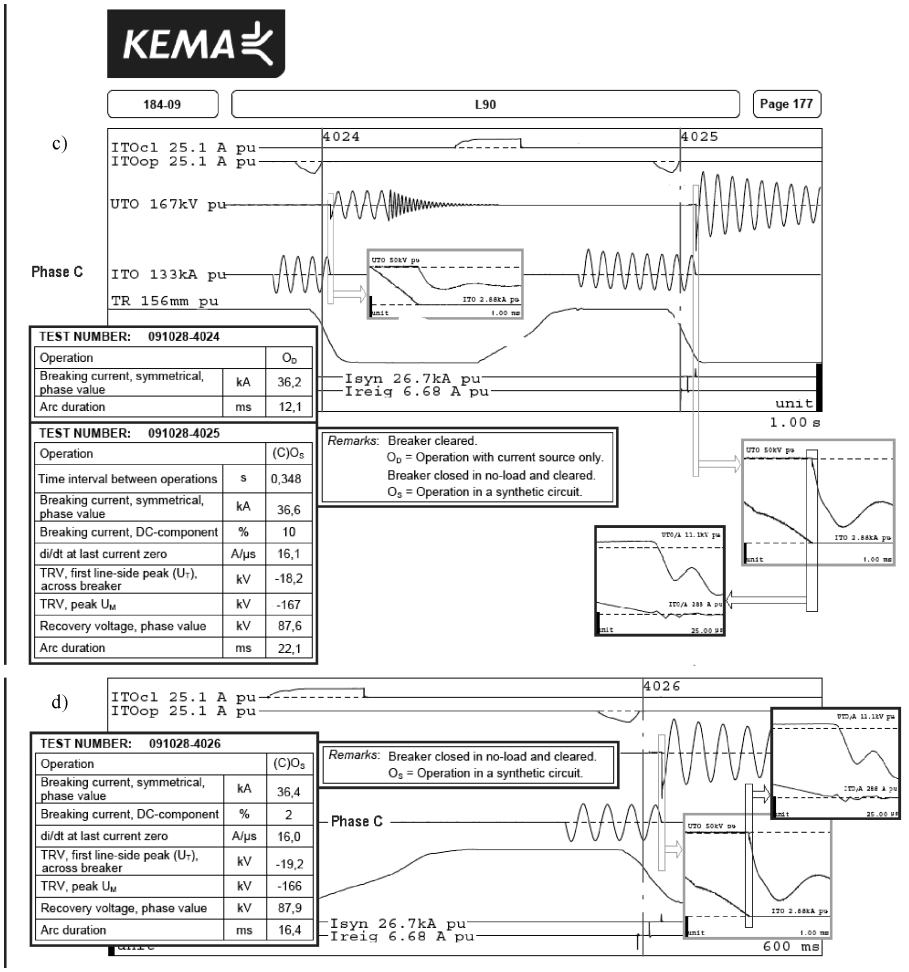


图 9-73 图 9-70 所示的单相电流引入合成试验回路中进行的近区故障试验方式 L90 系列[316]（续）

c）空载合闸操作后在最长燃弧时间下的作为自动重合闸方式操作循环（O-CO）组成部分的第二次有效开断操作 d）空载合闸操作后在中燃弧时间下的第三次有效开断操作

9.4.6.2 试验方式 L75

对于额定电压等于或高于 15kV 且额定短路开断电流超过 12.5kA 的断路器，试验方式 L75 是强制的。对于额定电压在 15kV 与 48.3kV 之间的断路器，仅有这一试验方式是强制的近区故障试验方式。这是由中压系统中 L90 故障的极低概率造成的，因为在此电压范围内断路器与线路上故障点之间的距离极短。

245kV 断路器的试验方式 L75 规定的基本试验参数的实例如图 9-77 所示。电

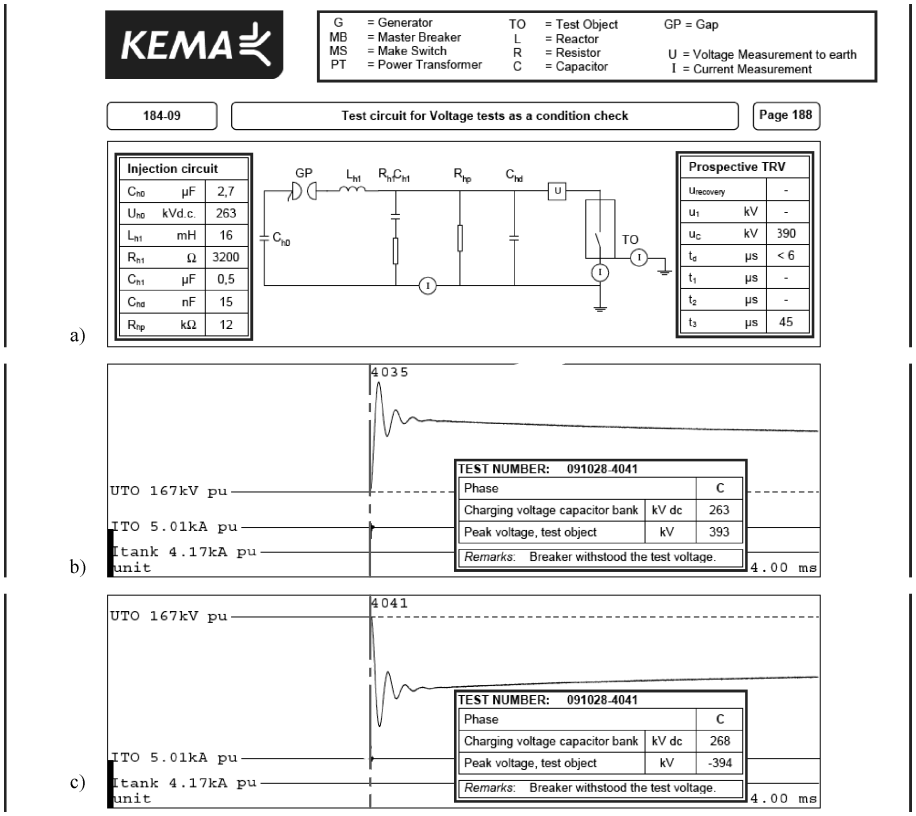


图 9-74　145kV GIS 断路器在试验方式 L90 后进行的作为状态检查试验的电压试验[311]

a）试验回路　b）对每一种连接的布置施加五次正极性的冲击电压　c）负极性冲击电压

源侧的预期瞬态恢复电压与 L90 条件下的相同。

为了在自动重合闸方式中重现通常的运行条件，试验方式 L75 由额定操作顺序 O-0.3s-CO-3min-CO 组成。为了便于试验，合闸操作可以是空载操作。

除了元件数值以外，试验方式 L75 的试验回路与试验方式 L90 是相同的（见图 9-78）。

图 9-79 中说明的开断过程验证了在 13.0ms 的最短燃弧时间下的开断。这比同样的断路器在试验方式 L90 下的最短燃弧时间（见图 9-73a）长 0.6ms。由于与 L90 最短燃弧时间相比，L75 最短燃弧时间的延长小于 1/4 周波，所以不要求试验方式 L60。

9.4.6.3　试验方式 L60

仅对额定电压等于或高于 48.3kV 的断路器且仅当试验方式 L75 中获得的最短燃弧时间比试验方式 L90 中确定的最短燃弧时间长至少 1/4 周波时，试验方式 L60 才是强制性的。

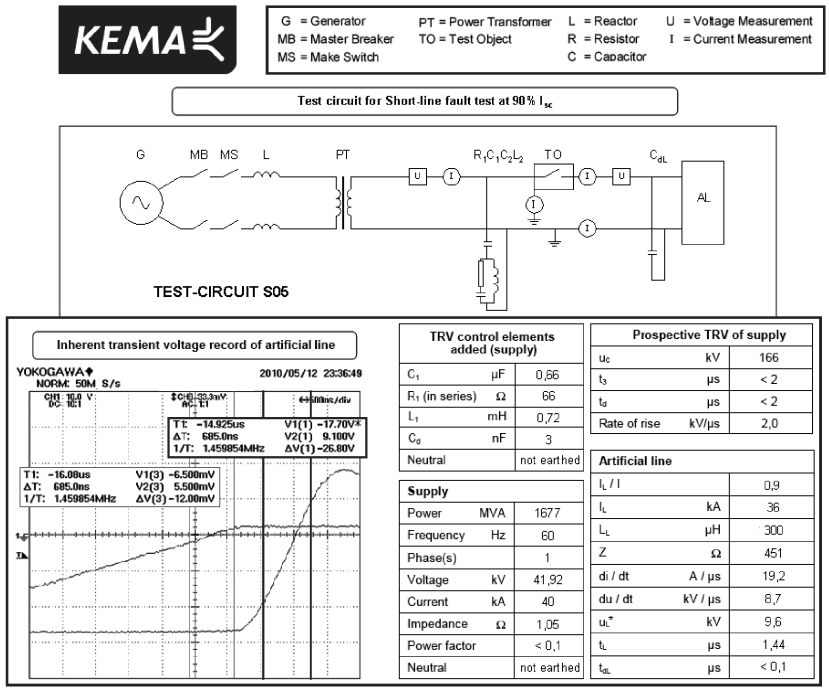


图 9-75 KEMA 使用的试验方式 L90 的直接试验回路
（额定电压：72.5kV；额定频率：60Hz；额定短路开断电流：40kA）

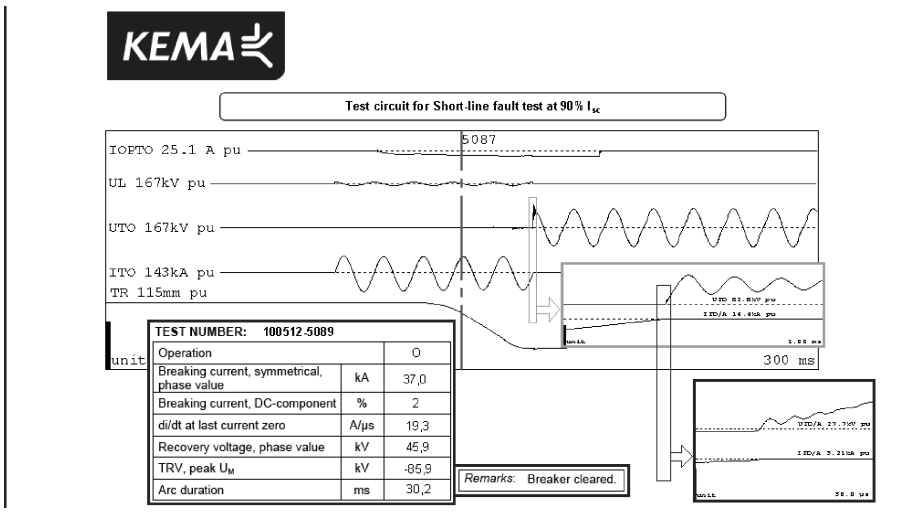


图 9-76 在图 9-75 所示直接试验回路中进行的直接近区故障试验 L90
（额定电压：72.5kV；额定频率：60Hz；额定短路开断电流：40kA）

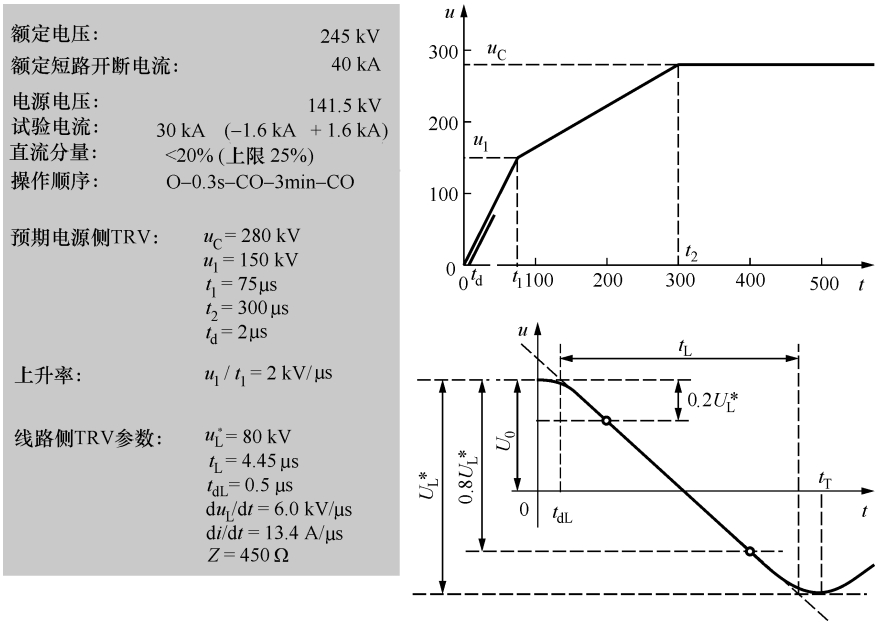


图 9-77　对于 245kV、40kA 断路器的近区故障试验方式 L75
按照 IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数

9.4.7　失步试验

失步关合与开断试验仅对规定了有关额定值的断路器是强制性的。如果指定了额定失步开断电流，其数值小于额定短路开断电流。额定失步开断电流是断路器在失步条件下应能开断的最大失步电流。除非另有规定，额定失步开断电流应为额定短路开断电流的 25%，额定失步关合电流应为额定失步开断电流的峰值。

失步瞬态恢复电压要比基本短路试验方式的瞬态恢复电压高得多，导致触头间隙上出现更加严酷的电场应力㊀。对于中性点有效接地系统，工频恢复电压应为 $2.0/\sqrt{3}$倍的额定电压，而对于其他系统则应为 $2.5/\sqrt{3}$倍的额定电压。这些电压数值是在假定约 120°的失步条件的基础上获得的。

要进行的试验方式为 OP1 和 OP2。

分闸操作基本上应在对称电流下进行。

通常，失步试验在单相试验回路中进行。试验回路应这样布置，即施加 1/2 电压（及恢复电压）到断路器的每一侧。

制造商同意时，在断路器的一个端子接地的情况下进行试验是允许的。除了单

㊀　见 6.3.13 节。

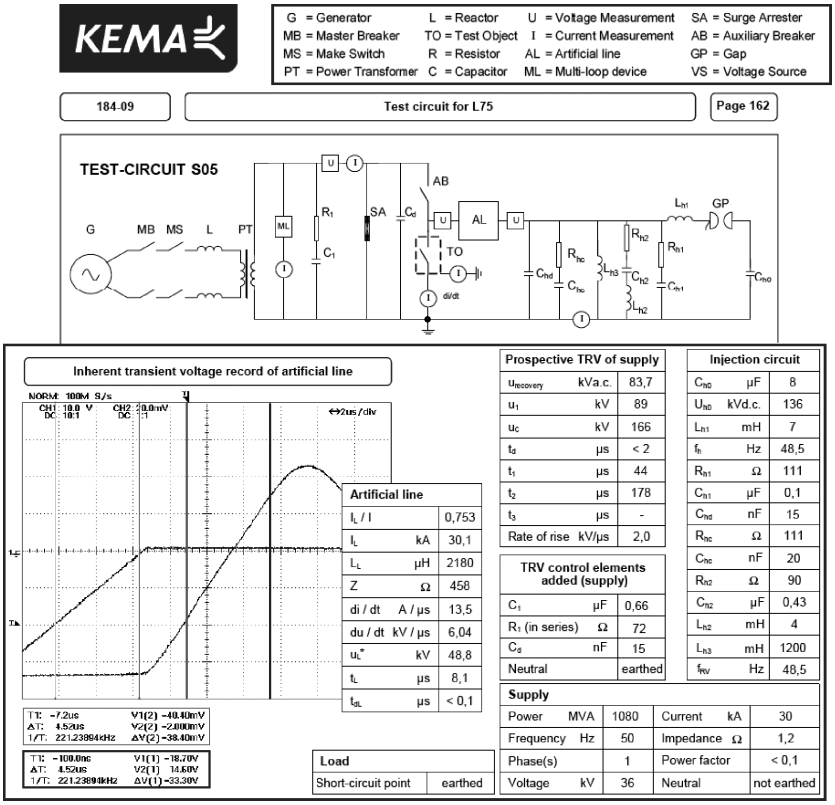


图 9-78　近区故障试验方式 L75 的单相电流引入合成试验回路

（额定电压：145kV；额定短路开断电流：40kA；线路侧无明显时延的线路）[311]

相试验以外，三相试验是允许的，但试验程序应按照制造商和用户之间的协议。

9.4.7.1　试验方式 OP1

试验方式 OP1 由在 30% 的额定失步开断电流和 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的三次分闸操作组成。

如果断路器的燃弧特性是这样的，即低于出线端故障试验方式 T10 相关的电流水平的临界电流试验是不要求的，则试验方式 OP1 可以免去。

9.4.7.2　试验方式 OP2

试验方式 OP2 由在 100% 的额定失步开断电流和 IEC 62271-100[180] 规定的预期瞬态和工频恢复电压下的 CO-O-O 操作顺序组成。

对于 CO 循环的合闸操作，关合应出现在外施电压峰值的 ±15° 内并且应产生具有最长预击穿时间的对称电流。

245kV 断路器的试验方式 OP2 规定的基本试验参数的实例如图 9-80 所示。

用于 245kV、40kA 断路器的失步试验方式 OP2 的 O 操作的单相电流引入合成

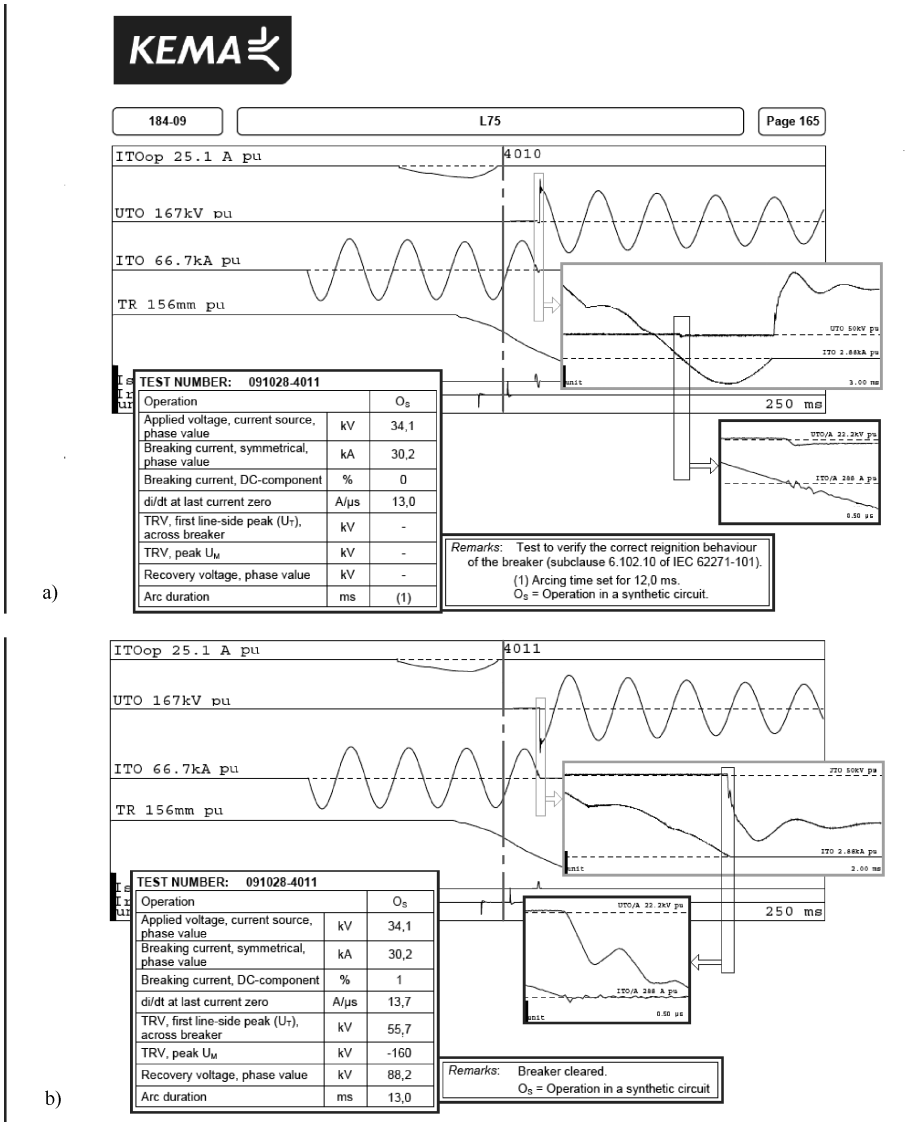


图 9-79　试验方式 L75 最短燃弧时间的验证

a）检验断路器正确的重燃特性的试验　b）第一次有效开断操作[311]

试验回路，连同电路元件的数值如图 9-81 所示。在该试验回路中，断路器的一端接地，全部恢复电压施加到断路器的另一侧。该试验条件比运行中系统的失步条件（约有 1/2 的失步瞬态恢复电压施加在断路器的每一侧）更加严酷。因此，这一试验布置方式仅在制造商同意时才是允许的。

图 9-82 给出了在试验回路中进行的失步试验记录的实例。所示的两次试验说明了被试断路器在最短燃弧时间（7.6ms）下的开断（见图 a）和在失步条件下断

额定电压：	245kV
额定短路开断电流：	40kA
额定失步开断电流：	10kA
试验电流：	10 kA　(−0%, +10 %)
直流分量：	<20% (上限 25%)
操作顺序：	CO−O−O
首开极系数：	k_{pp} = 2
振幅系数：	k_{af} = 1.25
预期TRV：	u_C = 500 kV
	u_1 = 300 kV
	t_1 = 196 μs
额定失步开断电流：	t_2 = 392−784 μs
	t_d = 2−20 μs
	u' = 150 kV
	t' = 117 μs
上升率：	u_1 / t_1 = 1.54 kV/μs

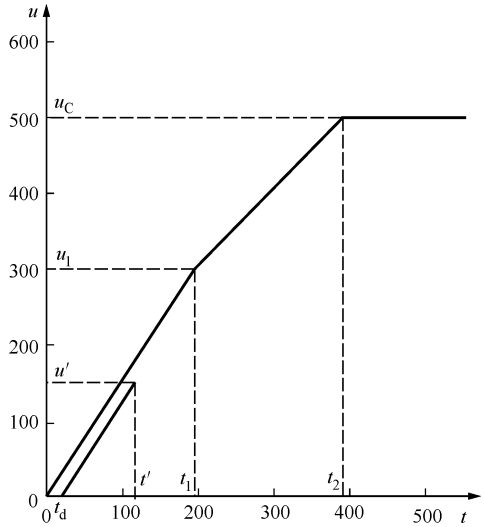
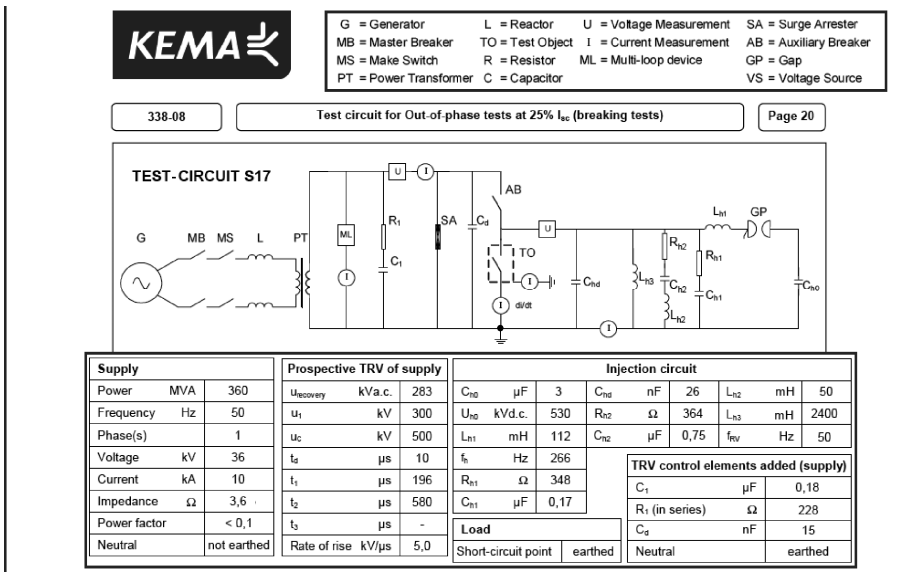


图 9-80　对于 245kV、40kA 断路器的试验方式 OP2
按照 IEC 62271-100[180] 规定的基本试验参数



Supply		
Power	MVA	360
Frequency	Hz	50
Phase(s)		1
Voltage	kV	36
Current	kA	10
Impedance	Ω	3,6
Power factor		< 0,1
Neutral		not earthed

Prospective TRV of supply		
$u_{recovery}$	kVa.c.	283
u_1	kV	300
u_c	kV	500
t_d	μs	10
t_1	μs	196
t_2	μs	580
t_3	μs	-
Rate of rise	kV/μs	5,0

Injection circuit								
C_{h0}	μF	3	C_{hd}	nF	26	L_{h2}	mH	50
U_{h0}	kVd.c.	530	R_{h2}	Ω	364	L_{h3}	mH	2400
L_{h1}	mH	112	C_{h2}	μF	0,75	f_{riv}	Hz	50
f_h	Hz	266						
R_{h1}	Ω	348						
C_{h1}	μF	0,17						

Load	
Short-circuit point	earthed

TRV control elements added (supply)		
C_1	μF	0,18
R_1 (in series)	Ω	228
C_d	nF	15
Neutral		earthed

图 9-81　用于 245kV、40kA 断路器的试验方式 OP2 的单相电流引入合成试验回路[314]

路器正确的重燃特性（见图 b）。

图 9-83 给出的 145kV、31.5kA 断路器的失步试验方式 OP2 的单相直接试验回路，其提供的试验条件与运行中系统的失步条件等价。

图 9-84 给出了在该直接试验回路中作为试验方式 OP2 的一部分进行的 CO 操

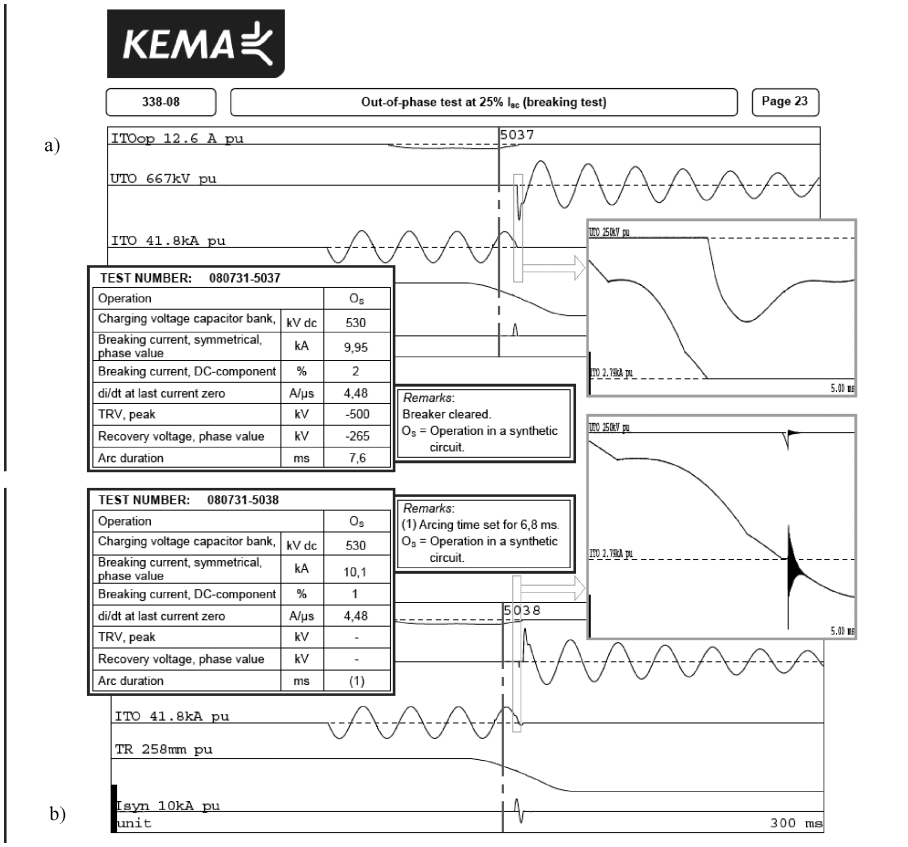


图 9-82　对于 245kV、40kA 断路器的试验方式 OP2 在单相电流引入合成试验回路中进行的开断操作[311]

a）具有最短燃弧时间的第一次有效开断操作　b）检验断路器正确的重燃特性的试验

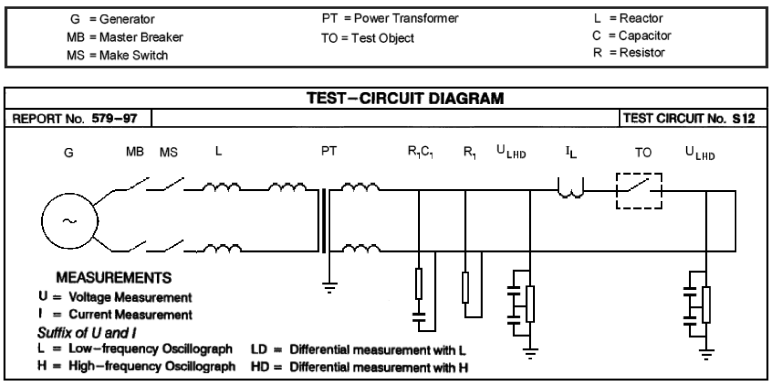


图 9-83　用于 145kV、31.5kA 断路器的试验方式 OP2 的直接试验回路[317]

作循环记录的实例。

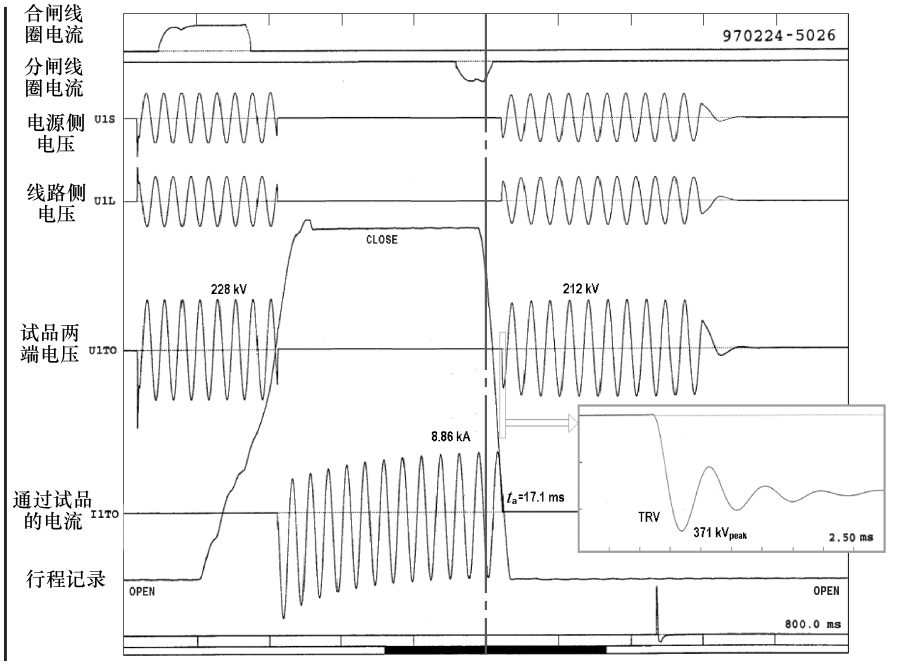


图 9-84　在图 9-83 所示的直接试验回路中进行的试验方式 OP2 的合-分循环（额定电压：145kV；额定短路开断电流：31.5kA；额定失步开断电流：7.875kA）[317]

对于试验方式 OP2 的合-分循环的合闸操作，关合应出现在外施电压峰值的 ±15°内。关合应产生具有最长预击穿时间的对称电流。关合电流应等于额定失步关合电流。

由于实验室可能存在的限制，允许将 OP2 中的 CO 操作循环用下述顺序替代：

- C（全电压下），试验方式 OP2（a）；
- CO（空载合闸），试验方式 OP2（b）。

图 9-85 给出了用于 145kV、40kA 断路器试验方式 OP2（a）的直接试验回路。图 9-86 给出了在该直接试验回路中进行的全电压下的关合操作记录的实例。

对于同一台断路器，图 9-87 给出了用于试验方式 OP2（b）的直接试验回路。图 9-88 给出了在该试验回路中进行的失步试验方式 OP2（b）的记录。合-分（CO）操作（a）是通过空载下的合闸操作（C）和 33ms 的最长燃弧时间下的第一次有效开断操作（O）完成的。在开断过程中，（在 13ms 和 23ms 时）记录到两次试图开断的情况，在瞬态恢复电压峰值附近出现两次介质重燃。图 9-88b 和 c 说明的试验分别验证了中燃弧时间（18.8ms）和最短燃弧时间（13.3ms）下的有效开断操作。

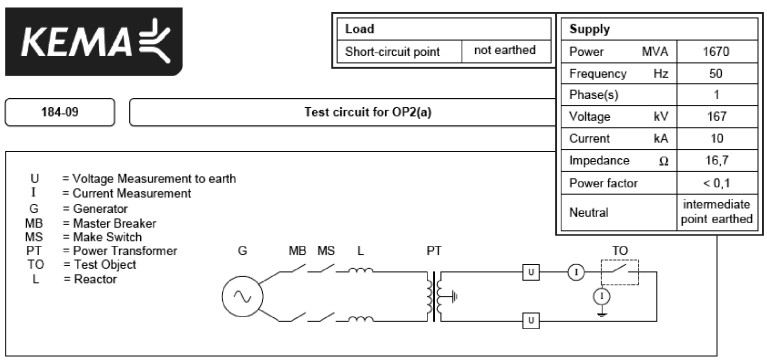


图 9-85　试验方式 OP2（a）的直接试验回路
（额定电压：145kV；额定失步关合电流：25kA$_{peak}$）[317]

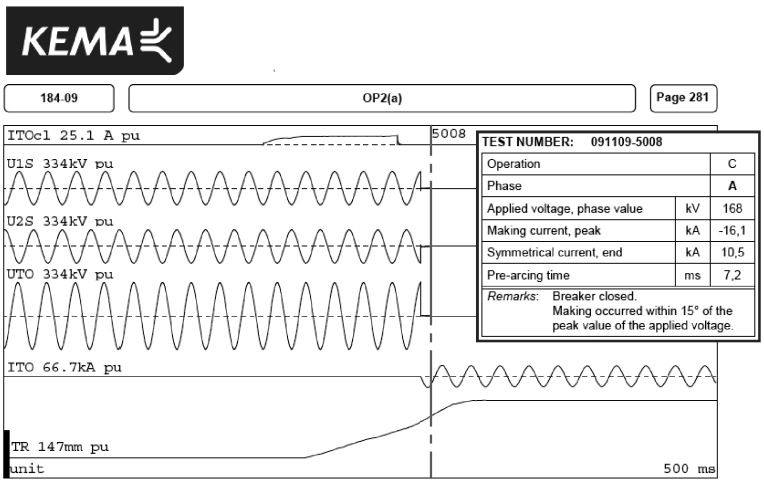


图 9-86　在试验方式 OP2（a）的直接试验回路中进行的全电压下的合闸操作
（额定电压：145kV；额定失步开断电流：10kA$_{peak}$）[317]

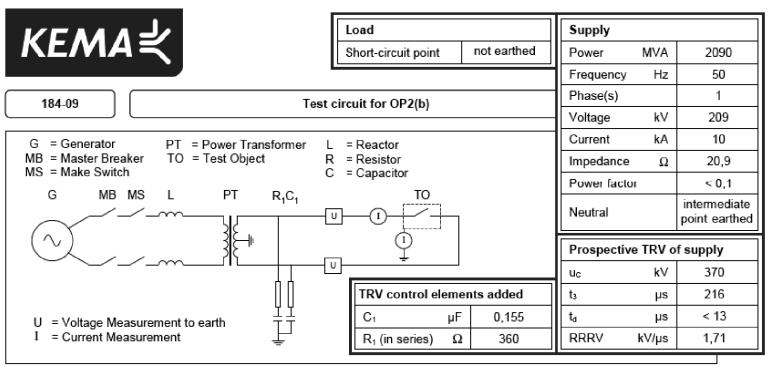


图 9-87　OP2（b）的直接试验回路（额定电压：145kV；额定失步开断电流：10kA$_{peak}$）[311]

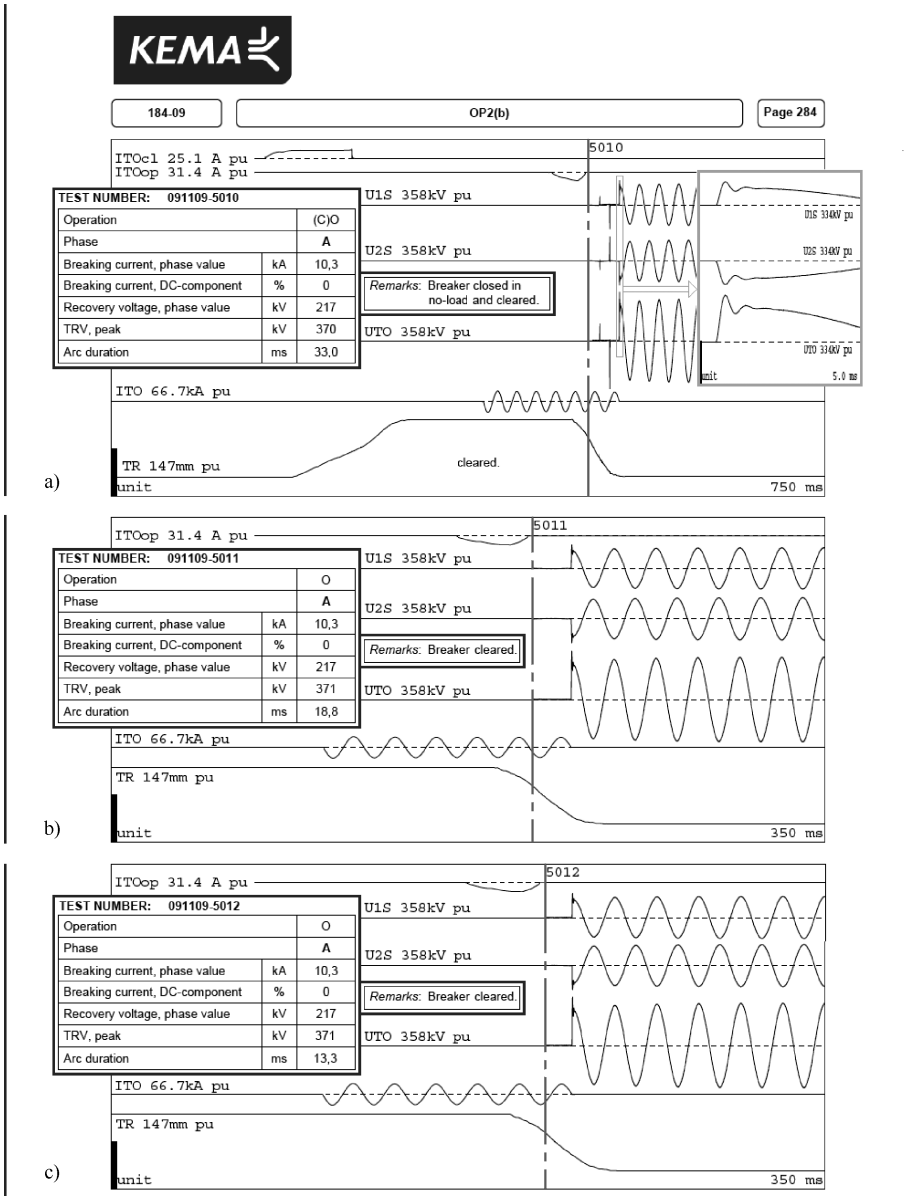


图 9-88　在图 9-87 所示的直接试验回路中进行的失步试验方式 OP2（b）系列[311]

a）由空载合闸和最长燃弧时间下的第一次有效开断操作组成的 CO 操作

b）第二次有效开断操作　c）最短燃弧时间下的第三次有效开断操作

9.4.8　容性电流开合试验

容性电流开合会产生电压和电流暂态现象，在重击穿㊀后可能导致严重的问题。重击穿的概率与断路器的介质恢复、燃弧时间（电流零点时的间隙长度）、负载电流、电网的接地状况、存在单相或两相接地故障以及系统频率有关。因为重击穿现象具有统计性的，就像所有击穿情况那样，对于运行中的断路器来说，不能消除其发生重击穿的概率。因而，总是存在较小的发生重击穿的可能性，大多与短燃弧时间有关。因此，在容性电流开合试验中，有限次数的重击穿是允许的，其次数与断路器指定的等级有关。

而且，因为过电压和暂态响应的实际数值完全取决于系统，试验是不具有代表性的。因此，型式试验旨在表征开断或重击穿前的运行条件。重击穿后的电压暂态现象不必表征运行条件，因为试验回路不足以再现与重击穿有关的高频暂态现象。

为了确定断路器能够耐受容性电流开断后出现的暂态现象（具有低的或非常低的重击穿概率），对于指定了下述一个或多个额定值的断路器，容性电流开合试验是强制性的：

- 额定线路充电开断电流；
- 额定电缆充电开断电流；
- 额定单个电容器组开断电流；
- 额定背对背电容器组开断电流；
- 额定背对背电容器组关合涌流。

无重击穿断路器的概念（先前使用的标准 IEC 60056[185] 中定义的）已经被取消了。取而代之的是 IEC 62271-100 和 ANSI/IEEE 标准中引入了断路器重击穿性能的概念。根据其重击穿性能，定义了两个等级的断路器：

C1 级（容性电流开断过程中具有低的重击穿概率的断路器）；

C2 级（容性电流开断过程中具有非常低的重击穿概率的断路器）。

通过一定手段评估重击穿发生概率，用户可以确定哪一个等级更好地适合其应用。根据试验经验，制造商在提交其产品进行型式试验时绝大多数选择了 C2 级。

在 IEEE 的高压交流断路器容性电流开合的应用导则[327] 和 IEC 62271-100 的应用导则[243] 中都对不同电网条件和不同容性负载（线路、电缆、电容器组和滤波器组）下断路器的应用进行了探讨。应用导则说明了容性电流开合的一般理论，并且解释了重击穿、复燃、非保持破坏性放电（NSDD）以及电压系数。

在 60Hz 时进行的试验可以认为已证明了 50Hz 时的开断特性。

如果断路器断口上的电压在开断后的第一个 8.3ms 内不低于规定电压下 60Hz 试验中规定的电压，则认为 50Hz 时的试验可以证明 60Hz 时的特性。如果重击穿

㊀　见 6.4 节。

出现在8.3ms以后，因为其瞬时电压高于规定电压下60Hz试验中规定的电压，该试验方式应在60Hz时重复进行。

在单相试验中，电源电压应不小于$U_r/\sqrt{3}$与容性电压系数k_c的乘积：

1）$k_c=1.0$时，对应于中性点固定接地系统中的正常运行条件的试验；

2）$k_c=1.2$时，对应于中性点有效接地系统中的正常运行条件的试验；

3）$k_c=1.4$时，对应于中性点非有效接地系统中的正常运行条件下的开断试验；

4）$k_c=1.7$时，对应于中性点非有效接地系统中存在单相或两相接地故障条件下的开断试验。

根据断路器指定的额定值，断路器的容性电流开合试验可包含三个试验系列中的一个、两个或全部：线路充电电流开合试验（LC）、电缆充电电流开合试验（CC）、电容器组电流开合试验（BC）。

每一试验系列中应进行两个试验方式：

1）试验方式1（LC1、CC1和BC1），电流在额定容性电流的10%与40%之间；

2）试验方式2（LC2、CC2和BC2），电流不小于要验证的额定容性电流的100%。

为了验证断路器适应几种应用和额定值（例如LC和/或CC和/或BC）的性能，这些试验方式可以合并。

对于容性电流开合试验，分闸操作之前的合闸操作可以是空载操作。当开合容性电流时，CO操作循环中的分闸操作不受之前合闸操作的预击穿电弧的影响（电容器组开合试验的情况除外），但是可能受到由合闸操作引起的灭弧介质实际特性的影响（例如在密度、湍流、运动等方面的局部差异）。基于这样的原因，分闸操作之前的空载合闸操作是有必要的。

假定电容器组在关合之前已经放电。这是一个合理的假设，因为电容器单元都安装有放电电阻。典型的放电时间在5min的量级[243]。

单个（独立的）电容器组的（暂态）涌流小于在电容器端子上出现的短路电流。因为断路器必须满足系统关合电流的要求，在单个电容器组开合应用中暂态涌流并不是一个限制因素。

当开合背对背电容器组时，断路器一旦关合就在电容器组之间流过具有较大幅值（数十千安）和较高固有频率（数千赫）的暂态电流。在分闸操作之前，弧触头的这些电（热）负载是不能忽略的。因此，关合涌流应至少等于额定背对背电容器组关合涌流。

容性电流开合操作的全部次数必须足够多以提供断路器重击穿性能的可靠评估。

为了减少操作的全部次数，IEC和ANSI标准规定了最短燃弧时间下相对较多次数的操作（在两个极性上）。

9.4.8.1　线路充电电流开合试验

如果规定了额定线路充电开断电流，根据 IEC62271-100[180]，应进行两个试验方式：

1）试验方式 LC1（线路充电开断电流的试验方式 1），电流在额定线路充电开断电流的 10% 与 40% 之间；

2）试验方式 LC2（线路充电开断电流的试验方式 2），电流不小于额定线路充电开断电流的 100%。

两个试验系列的试验方式应在未经任何检修的一台样机上进行。

额定线路充电开断电流的优选值与断路器的额定电压有关。对于额定电压不超过 72.5kV 的情况，IEC 规定为 10A。在更高的额定电压下额定线路充电开断电流更大：123kV 为 31.5A，145kV 为 50A，170kV 为 63A，245kV 为 125A，420kV 为 400A 等。

出于标准化的目的选择这些值并且覆盖了大多数的典型应用。如果需要不同的数值，任何合适的数值都可以规定为额定值。通常，在较小的负载电流下，最短燃弧时间也倾向于较小。因此，较小的负载电流可能导致较高的重击穿概率。

负载电流的波形应尽可能地接近正弦波。被开断电流在每个工频半波中过零不应超过一次。

对于 C2 级和 C1 级断路器，试验方式 LC1 和 LC2 中的试验条件基本上是不同的。

（1）C2 级断路器的试验条件

C2 级断路器的容性电流开合试验应在完成了作为预备试验的试验方式 T60 后进行。这是为了模拟运行中触头系统正常的电磨损。

线路充电电流开合试验的优选次序如下：出线端故障 T60（开始时为强制性的），试验方式 LC1 和随后的试验方式 LC2。

对于三相试验，试验方式 LC1 包括总计 24 次分闸操作。对于单相试验，试验方式 LC1 包括总计 48 次分闸操作。对于三相试验，试验方式 LC2 包括总计 24 次 CO 操作循环。对于单相试验，试验方式 LC1 包括总计 48 次操作循环（24 次 O + 24 次 CO）。在每一试验方式中，应达到规定的最小燃弧时间下的操作次数，即使超过了规定的总计操作次数。为了便于试验，在试验方式 LC1 中，可以进行 CO 操作循环（仅代替分闸操作）。

如果在试验方式 LC1 和 LC2 中未出现重击穿，则 C2 级断路器成功地通过了试验。

如果在整个试验方式 LC1 和 LC2 中出现一次重击穿，则两个试验方式均应在未经任何检修的同一台断路器上重复进行。如果在该延长系列的试验中没有出现额外的重击穿，则断路器成功地通过了试验。

如果在试验中出现一次重击穿，在外观检查之前应进行绝缘状态检查试验。随后的外观检查仅用来验证重击穿出现在弧触头之间。如果在试验中未出现重击穿，外观检查就已经足够。

（2）C1 级断路器的试验条件

C1 级断路器的容性电流开合试验应包括两个试验方式，LC1 和 LC2，没有预备试验。

试验的优选次数是试验方式 LC1 和随后的试验方式 LC2。

在三相和单相试验中，试验方式 LC1 包括总计 24 次 O 试验，而试验方式 LC2 包括总计 24 次 CO 试验。C 操作可以是空载操作。

如果在试验方式 LC1 和 LC2 中出现不超过一次的重击穿，断路器就成功地通过了试验。

如果在整个试验方式 LC1 和 LC2 中出现两次重击穿，则两个试验方式均应在未经任何检修的同一台断路器上重复进行。如果在该延长的试验系列中出现不超过一次附加的重击穿，断路器就成功地通过了试验。

9.4.8.2 电缆充电电流开合试验

如果规定了额定电缆充电开断电流，应进行两个试验方式：CC1 和 CC2。

这两个试验方式与试验方式 LC1 和 LC2 完全相同。仅是额定电缆充电开断电流的优选值更大，这是因为与架空线路相比，电缆的杂散电容更大（在一定电压等级下）。

对于额定电压不超过 8.25kV 的情况，IEC 规定为 10A；不超过 15kV 时为 25A；不超过 25.8kV 时为 31.5A；不超过 52kV 时为 80A。对于 72.5kV，额定电缆充电开断电流为 80A；123kV 为 140A；145kV 和 170kV 为 160A；245kV 为 250A。从 420kV 开始，额定电缆充电开断电流等于额定线路充电开断电流。

图 9-89 给出了 KEMA 使用的单相直接试验回路的实例，用于中性点有效接地系统中 245kV 断路器合并进行线路充电电流试验 LC1 和电缆充电电流试验 CC1（容性电压系数 $k_c = 1.2$）。

根据 IEC 62271-100[180]（6.111.9 条款），为了验证 245kV 断路器的 C1 级，涵盖规定的 125A 的线路充电开断电流额定值和 250A 的电缆充电开断电流的额定值，这两个试验方式可以合并进行。对于这两个额定值，假定电压系数是相同的。

因为试验电流必须涵盖两个额定值的 10%～40%（对于 245kV 的额定电压，额定线路充电开断电流为 125A 并且额定电缆充电开断电流为 250A），试验电流必须在 25～50A 之间。因此，将试验电流选定为 27.7A。

图 9-90 给出了 24 次试验中的一次，是在 0.2ms 的最短燃弧时间下进行的。为便于试验，全部 24 次试验都采用 CO 操作循环来进行，代替所要求的 O 操作。试验在额定 SF_6 压力下进行。

线路充电电流试验方式 LC2 和电缆充电电流试验方式 CC2 也可以合并进行。电流必须不小于额定线路充电开断电流（125A）和额定电缆充电开断电流（250A）这两个值中的每一个。因而，试验电流必须为 250A 或更大，所以将试验电流选定为 295A。除了元件数值以外，试验回路与 LC1 和 CC1 的等价（见图 9-89）。

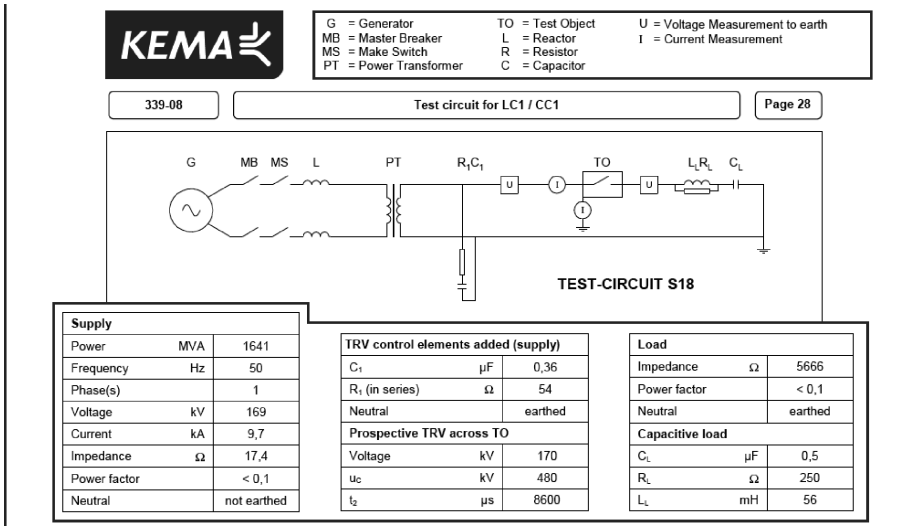


图 9-89　合并进行线路充电电流试验方式 LC1 和电缆充电电流试验方式 CC1 合并试验的单相直接试验回路（额定电压：245kV；容性电压系数 $k_c = 1.2$；额定线路充电电流：125A；额定电缆充电电流：250A）[315]

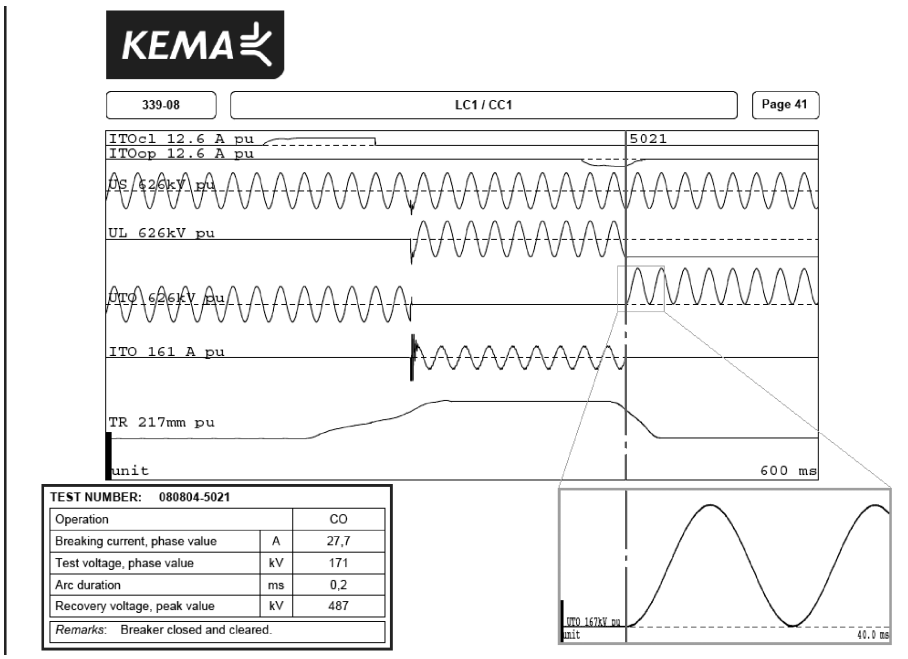


图 9-90　在单相试验回路中合并进行的 LC1/CC1 试验方式在最短燃弧时间下的 CO 操作循环[316]

在额定 SF_6 压力下以 CO 操作循环进行的 24 次试验后，在最低 SF_6 压力进行了三次附加的 CO 操作循环（一次在最短燃弧时间下进行，两次在最长燃弧时间下进行），这是 IEC 对 C1 级断路器的要求（IEC 62271-100[180] 的表 31）。

图 9-91 给出了在最低 SF_6 压力和 11.4ms 的最长燃弧时间下进行的附加试验。

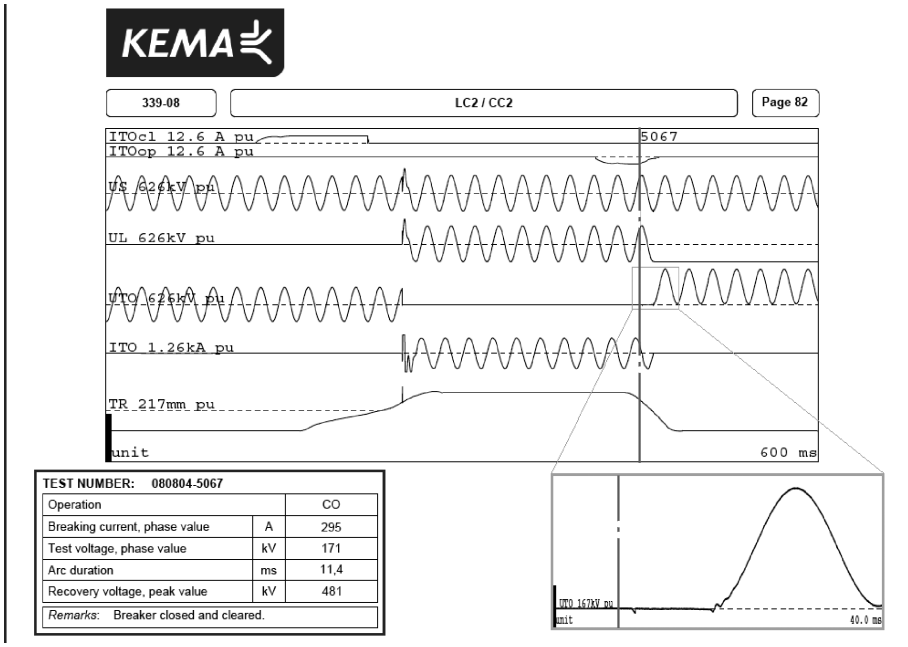


图 9-91 在单相试验回路中合并进行的 LC2/CC2 试验方式
在最低 SF_6 气体压力和最长燃弧时间下进行的 CO 操作循环[316]

因为重击穿概率取决于电网条件，特别是短路容量，试验回路的电源侧阻抗应足够低㊀以控制起始恢复电压的数值（6.4.7 节中定义的“电压跳变”）。该数值取决于电源侧阻抗。因此，在试验方式 LC2 中，电压跳变允许达到额定电压的 5%，然而在试验方式 LC1 中，电压跳变必须在额定电压的 2% 以下。使用正确的电压跳变的重要性在于通过降低由电压跳变引起的复燃概率来增加重击穿概率。为了使电压跳变在规定的 2%（LC1、CC1 和 BC1）或 5%（LC2、CC2 和 BC2）的标准值以下，容性电流开合试验的电源回路必须具有足够的短路容量。

接下来的实例说明了合并进行的三相线路充电和电缆充电电流开合试验来验证 145kV GIS 断路器的 C2 级，规定的线路充电电流为 50A、电缆充电电流为 160A、容性电压系数 $k_c = 1.4$。

在图 9-92 给出的试验回路中进行了无瞬态恢复电压的预备试验（相当于试验

㊀ 见 6.4.7 节。

方式 T60）后，对 C2 级断路器进行合并的试验方式 LC1/CC1 和 LC2/CC2。

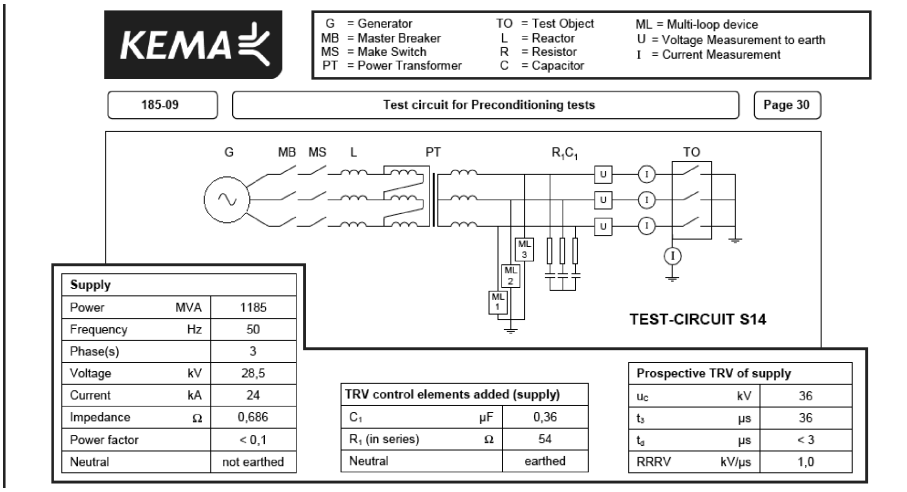


图 9-92　用于预备试验的三相试验回路[312]

在三相直接试验回路中（见图 9-93），试验方式 LC1/CC1 包括最低 SF_6 压力下总计 25 次 CO 操作循环。为了涵盖额定值 50A 和 160A 的 10%～40%（试验电流必须在 16～20A 之间），试验电流选定为 18.1A。

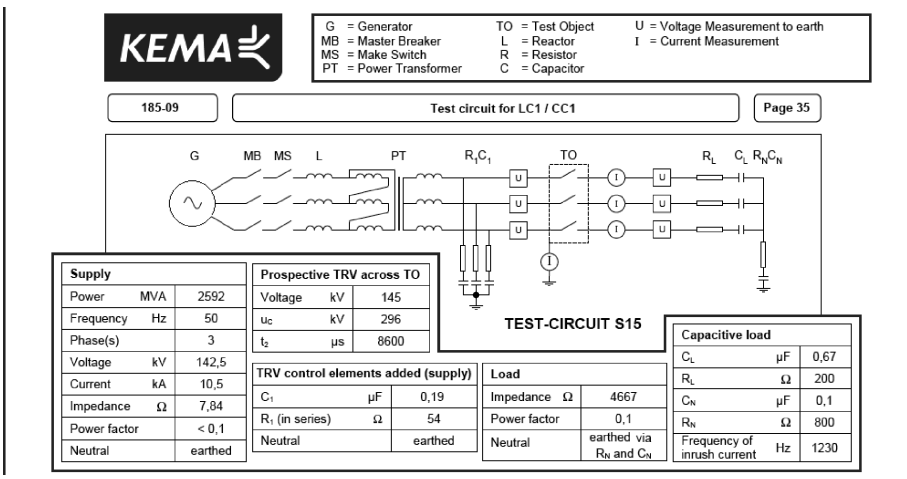


图 9-93　用于合并的试验方式 LC1/CC1 的三相直接试验回路[312]

（额定电压：145kV；容性电压系数 $k_c = 1.4$；

额定线路充电电流：50A；额定电缆充电电流：160A）

为了实现规定的最短燃弧时间下的操作次数，超过了规定的总计操作次数（24 次）一次。A 相中具有最短燃弧时间的 CO 操作循环记录之一如图 9-94 所示。

合并的试验方式 LC2/CC2 在等效试验回路（除了元件数值以外）中进行。为

了不小于额定值 50A 和 160A（试验电流必须不小于 160A），试验电流选定为 163A。试验方式 LC2/CC2 包括总计 26 次 CO 操作循环（包括 2 次附加操作）。在合并的试验方式 LC2/CC2 中获得的 A 相中具有最短燃弧时间的 CO 操作循环记录之一如图 9-95 所示。

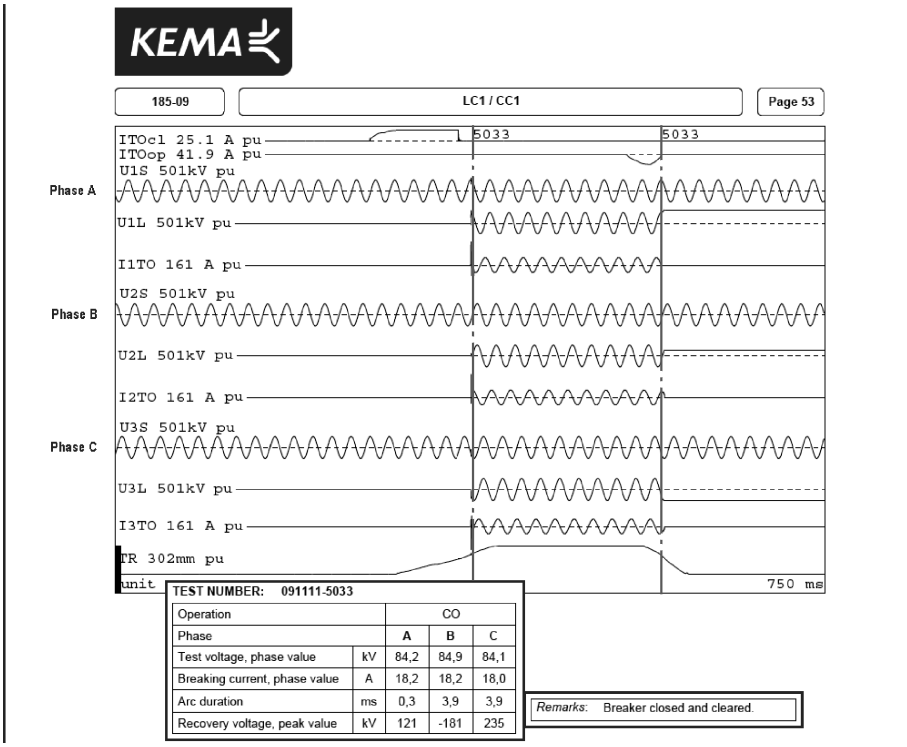


图 9-94 在三相试验回路中进行合并的试验方式 LC1/CC1 期间记录的 A 相在 0.3ms 的最短燃弧时间下的 CO 操作循环[312]

9.4.8.3 电容器组电流开合试验

如果规定了额定单个电容器组或背对背电容器组开断电流，应进行两个试验方式：BC1 和 BC2。

额定单个电容器组和额定背对背电容器组开断电流的优选值都是 400A。对于所有额定电压，该额定值都是相同的。

试验方式 BC1 和 BC2 分别与试验方式 LC1（或 CC1）和 LC2（或 CC2）完全相同，但仅对 C1 级断路器。

对于 C2 级断路器，试验方式 BC2 包括更多次数的试验。对于该试验方式，三相试验应进行 80 次 CO 操作，单相试验应进行 120 次 CO 操作。其中的 64 次（三相）或 84 次（单相）操作应是在同一相上获得的最短燃弧时间，并且均匀分布到两个极性上。

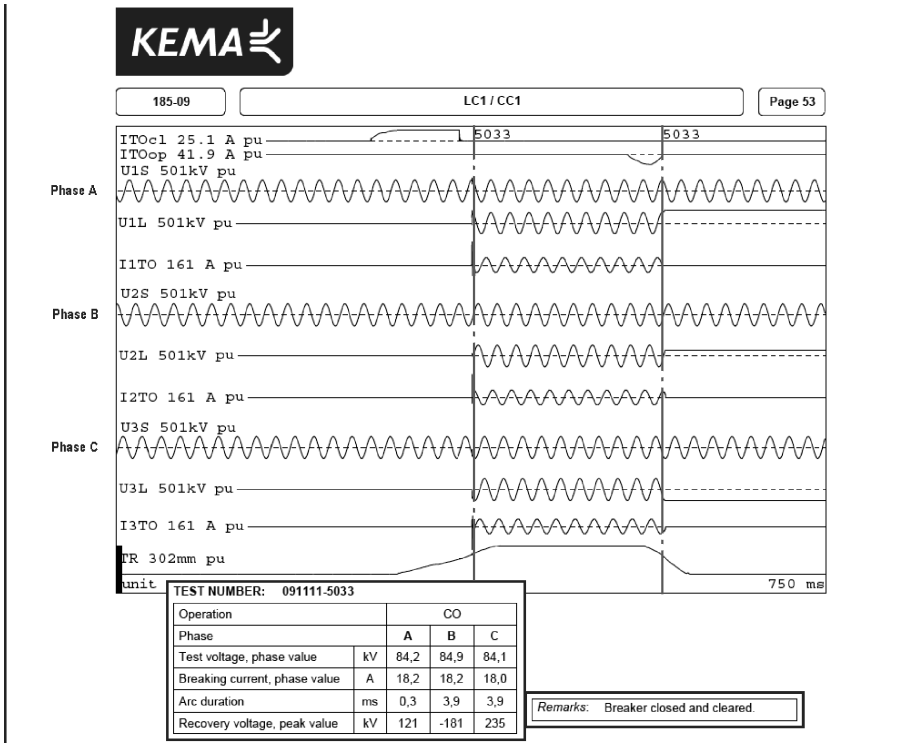


图 9-95　在三相试验回路中进行合并的试验方式 LC2/CC2 期间记录的 A 相在 0.5ms 的最短燃弧时间下的 CO 操作循环[312]

电容器组（单个或背对背）电流开合试验的强制性次序如下：出线端故障 T60，试验方式 BC2 和随后的试验方式 BC1。

对于 C1 级断路器，试验方式 BC1 与试验方式 LC1（或 CC1）完全相同。

因此，C2 级断路器的电容器组电流单相开合试验包括至少 168 次 CO 试验循环（BC1 的 48 次加上 BC2 的 120 次），并且只要每个试验方式出现一次重击穿的情况，甚至要进行 336 次 CO 试验循环。

如果进行了背对背电容器组开合试验，则单个电容器组开合试验是不要求的。

背对背电容器组开合试验的困难在于非常大的涌流，IEC 62271-100 中规定在 20kA 的峰值下具有 4250Hz 的频率。由于频率高，在预击穿阶段很容易达到涌流的峰值。

对于 SF_6 断路器，这意味着在气体中产生严重的冲击波，以及由于感应电压而在灭弧室中出现不期望的电压偏移。有时，试验后可观察到喷口中出现穿孔。

对于真空断路器，在非常大的（涌流）电流值下关合会导致（超净）触头不异常强烈的熔焊。在触头分开时，这些熔焊点断裂会留下金属突起，这会使电流开断后的绝缘性能变差。特别是在小负载电流和/或短燃弧时间情况下，使触头表面光滑的电弧老炼作用减弱时更是如此。

对于所有技术而言，背对背电容器组开合被认为是负载开合试验中要求最高的。

9.4.9　感性负载开合试验

由于感性负载电流开合的复杂性及其与负载电流的独特（高频）特性之间的强烈相互作用[⊖]，对于感性负载电流开合的 IEC 标准直到 2005 年才颁布。

国际标准 IEC 62271-110［268］的第一版代替了 IEC 61233 TR。新标准仅涵盖了高压电动机电流和并联电抗器电流开合。在该标准中并未考虑空载变压器电流的开合。其主要原因，正如标准中所提及的，是该试验方式通常没有其他任何感性电流开合方式严酷。然而，应该注意的是该试验方式可能会在变压器绕组内产生严重的过电压，这取决于断路器复燃特性和变压器绕组谐振频率。另一个原因是变压器铁心的非线性，试验结果仅对被试变压器有效，而对其他变压器并不具有代表性。

因为断路器与电路之间的密切相互作用，在感性试验中观测到的过电压并不代表运行中的过电压。通常，由于试验回路的紧凑性，其产生的过电压比运行中的高。运行中能够预期的过电压可以采用 CIGRE 技术手册 305 的第 9 章中详述的方法通过试验结果进行评估。为了这一目的，通过试验得到的相关参数 u_{in}、u_{ma}、u_w 和 u_{mr}（见图 9-96）应按 IEC 62271-110 规定录入试验报告。

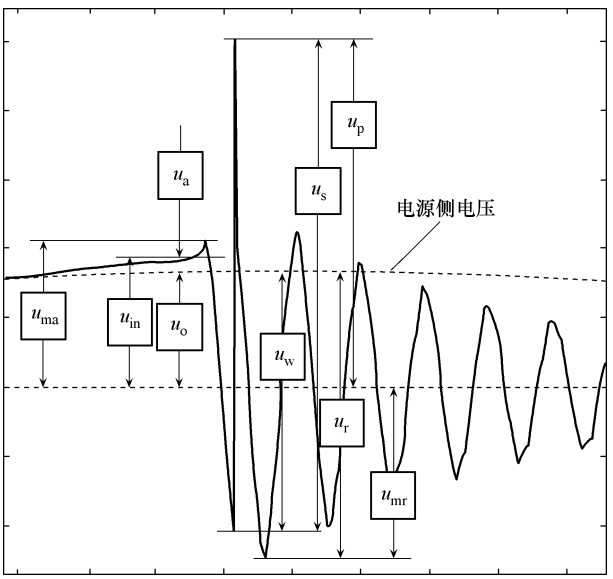


图 9-96　按照 IEC 62271-110 规定，单相试验中开断并联电抗器电流包括复燃时瞬态电压（感性负载上）的相关参数[268]

⊖　见 6.5 节。

因此，通过感性试验的判据并不是对所产生的过电压设置一定的限值，而是以下两点：

- 最多仅有一次复燃导致流过另一个半波的工频电流；
- 复燃应仅出现在弧触头之间（不是主触头之间）。

对用于开合直接与断路器相连而不经过变压器的电抗器的额定电压 52kV 及以上三相交流断路器，并联电抗器电流开合试验是适用的。对于额定电压 52kV 以下的断路器，并联电抗器电流开合试验是不要求的㊀。

并联电抗器的涌流或励磁电流的开断并不是正常运行情况，出于这一原因 IEC 62271-110 并未规定试验[268]。

在 50Hz 或 60Hz 下进行感性负载开合试验，可视为对其他频率也有效。

接下来的示波图说明了在包括一个灭弧室的三相单极操作户外 420kV SF_6 断路器的 1/2 极上进行的并联电抗器开合试验。试验是在 KMEA 大容量实验室进行的，采用了图 9-97 所示的单相试验回路。

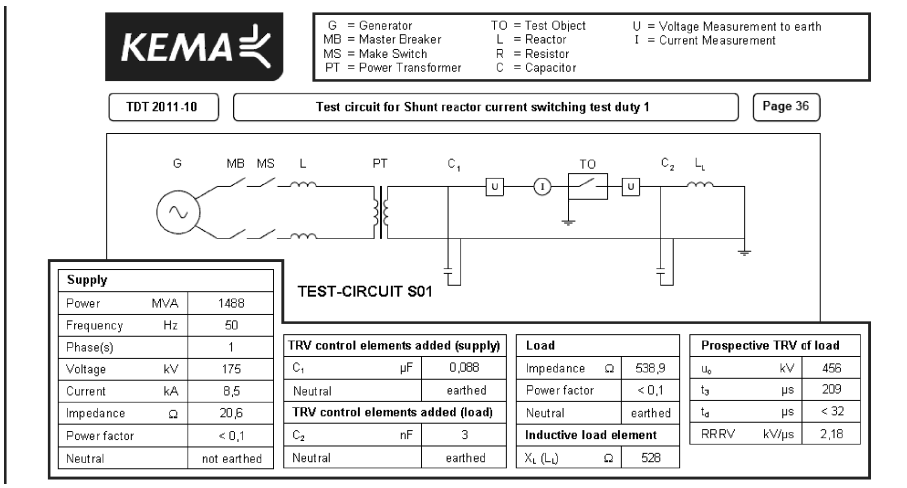


图 9-97　用于小电感电流开断试验的试验回路[328]

负载由一台（系列）具有非常小的杂散电容的电抗器组成㊁（见图 9-98）。通过选择合适电感，试验电流被调节到对应于下述两个负载回路的数值：

1）具有 315A 的试验电流的负载回路 1。

2）具有 100A 的试验电流的负载回路 2。允许使用更小的电流，这是因为在小于标准值的电流下进行的试验对于所有更大电流的应用也是有效的。

㊀ 在 IEC 62271-110 的下一次修订中这将发生改变。

㊁ 如果瞬态恢复电压要求得到满足并且变压器工作在其磁化曲线的非饱和部分，电抗器负载的变压器也可用于试验。



图 9-98　用于 550kV 及以下并联电抗器开合的电抗器

负载回路之间的差异在于电流和瞬态恢复电压频率。在负载回路 1 中会遇到更高的瞬态恢复电压，导致更高的复燃概率。通过标准可以导出对于 420kV 试验在负载回路 1 中的瞬态恢复电压频率为 2.07kHz，在回路 2 中为 1.32kHz。

负载回路 2 较小的试验电流导致较高（与负载回路 1 相比）的截流过电压，因为较小的试验电流意味着负载电抗 L_L 的较高数值。较高负载电抗值意味着截流时在负载中会储存更大的能量。（在给定截流水平 I_{ch} 时为 $0.5L_LI_{ch}^2$），该能量的释放导致更高的截流过电压。

后一机理就是较小感性负载电流开合通常对断路器及其外界产生比较大感性负载电流更严酷的作用的原因。因此，如果电流值明显低于 100A 的标准值，用户可能要考虑在实际应用电流值下的指定试验。

试验在 170kV 下进行。该数值等于额定相对地电压 $420/\sqrt{3}$ 与对于 1/2 极的电压调整系数的乘积。制造商指定电压调整系数为 70%，因为被试断路器采用无均压电容的设计。对于额定电压 245kV 及以上断路器，IEC 规定首开极系数 $k_{pp}=1.0$[⊖]。

定义了两个试验方式，采用负载回路 1 的试验方式 1 和采用负载回路 2 的试验方式 2。为了涵盖全部燃弧时间，脱扣脉冲应按照大约 18°电角度的间隔分布。

对于单相试验，依照 IEC 62271-110[268] 定义了两个附加试验方式，即试验方式 3 和 4。试验方式 3 由采用负载回路 2 的 18 次开断操作组成，并且其燃弧时间应为采用负载回路 2 的前面的试验方式中出现复燃时的燃弧时间。试验方式 4 由在最低 SF_6 压力下采用负载回路 2 的 10 次开断操作组成。

对示波图中所示的下述各参量进行测量：

- 通过断路器的电流 I_{TO}；
- 电源侧电压 U_S，相对地；
- 负载侧电压 U_L，相对地；
- 断路器两端电压（通过 $U_{TO}=U_S-U_L$ 计算）；

⊖ 在单相试验中，对额定电压 170kV 及以下断路器规定试验电压等于 $1.5U_r/\sqrt{3}$。

• 行程（TR）。

采用负载回路 1（试验电流为 327A）的并联电抗器开断试验的典型示波图如图 9-99 所示。图中有显示电流开断时电流零点附近负载侧对地电压的展开的细节。恰好在电流零点之前，负载上电压有明显可见的升高，称为截流过电压，这是截流的结果。对于 SF_6 断路器，截流大多是电流接近零点时电弧与断路器并联电容之间不稳定的相互作用的结果。该相互作用导致电流的负阻尼振荡，电流最终过零并因此使电流在工频零点之前截断。振荡的频率很高，以至可认为截流是瞬间发生的。电流截断使得负载电感中储存能量，导致截流过电压。其大小取决于截流值、负载电感及其杂散电容㊀。

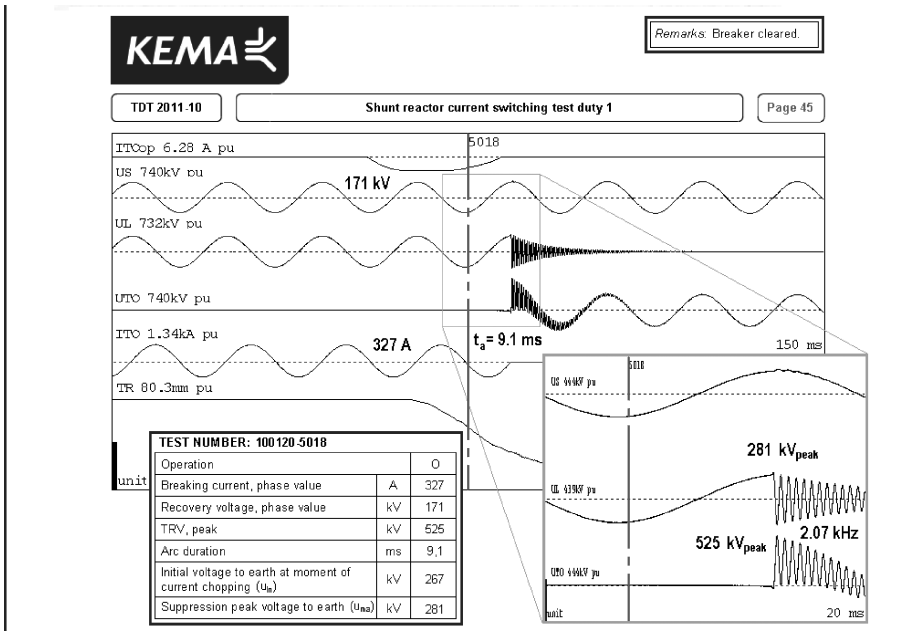


图 9-99　在负载回路 1 中进行的无复燃的并联电抗器电流开断试验的典型示波图（试验电流为 327A）[328]

采用负载回路 1 的开断试验中的截流值明显较小；在 20 次开断中观测到的最大截流过电压㊁为 1.24pu。按照 IEC 定义㊂，对应的相对地过电压为 1.75pu。

在试验中确定被试断路器在触头分离后的第一个电流零点开断 327A 的电流。当电流开断发生在较小触头距离时（即短燃弧时间后），超过了触头间隙的耐受电

㊀ 见 6.5.1 节。

㊁ 截流过电压是用标幺值表示的截流过电压峰值与试验电压最大值的比值。

㊂ 相对地过电压是用标幺值表示的相对地过电压峰值与对应于设备最高电压的相对地电压峰值的比值。

压，断路器发生复燃。在采用负载回路 1 的电流开断试验中未记录到多次复燃。在第一个电流零点的任一复燃总是跟随着另一个工频电流半波。电流总是在第二个电流零点成功开断而不出现复燃。所观测到的最短燃弧时间是 6.2ms，最长燃弧时间是 15.0ms。

每一次复燃总是伴随着高频复燃电流，由于强阻尼作用，其幅值快速下降。所产生的作用在负载侧电抗器上的电场应力在频率上兆赫可与雷电冲击电压的作用相当。

图 9-100 给出了采用负载回路 2（试验电流为 100A）进行的无复燃的并联电抗器电流开断试验的典型示波图。截流过电压明显比负载回路 1 中的高。这一增加是截流时刻感性负载中储存更多能量的结果。该能量与负载侧电感 L_L 成正比，在负载回路 2 中电感更大。较大的电感也是负载回路 2 具有较低固有频率的原因。所观测到的截流过电压为 1.30pu。这是在无复燃的开断操作中记录到的最大值。在负载回路 2 中进行的全部 48 次开断（试验方式 2 进行 20 次 + 试验方式 3 进行 18 次 + 试验方式 4 进行 10 次）中，所观测的最大截流过电压为 1.49pu。按照 IEC 定义，对应的相对地过电压为 2.11pu。

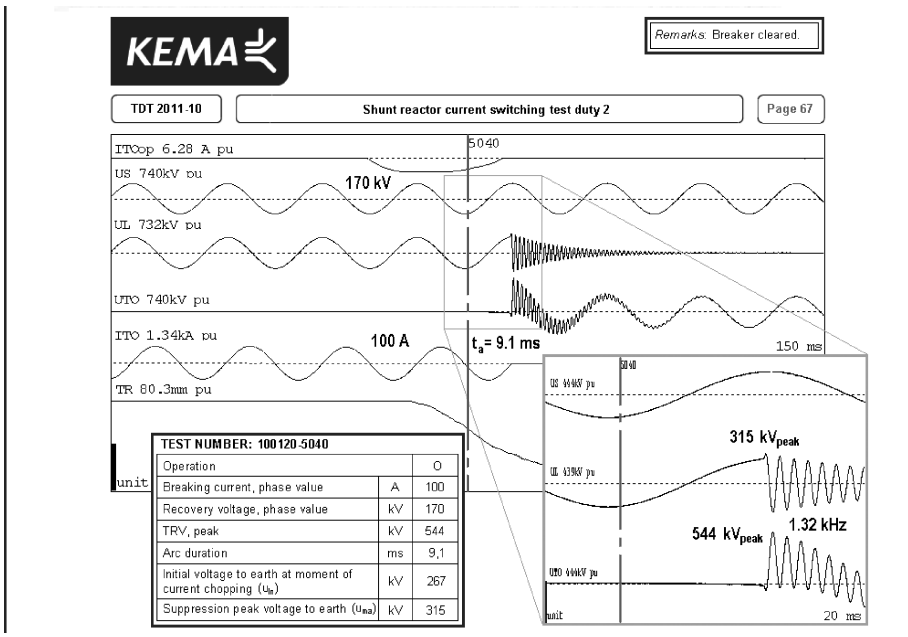


图 9-100　在负载回路 2 中进行的无复燃的并联电抗器电流开断试验的典型示波图（试验电流为 100A）[328]

由于较小的开断电流，以及电弧复燃后电流振荡的较低频率，高频复燃电流开断的概率增加，从而多次复燃的次数也增加。因此，在负载回路 2（100A 的试验

电流）中记录到多达 7 次复燃的多次复燃。多次复燃是感性负载开断过程中的正常现象。图 9-101 所示为 7 次复燃的示波图。在这种情况下，测量到的负载侧对地电压峰值 u_{mr} 的最大值为 541kV。

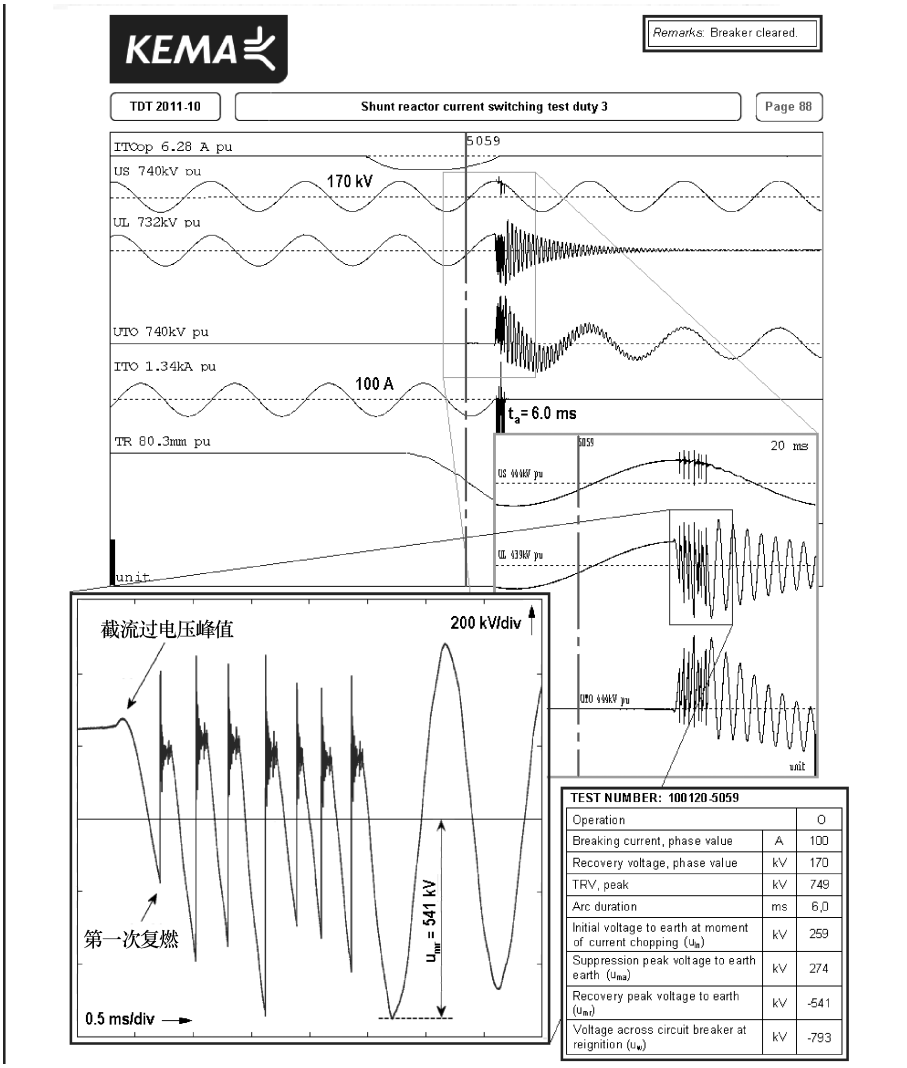


图 9-101　在负载回路 2 中进行的在 7 次复燃后并联电抗器电流成功开断的示波图（试验电流为 100A）[328]

由于断路器仅在高频电流从很大程度上衰减后才将其开断，所有其他试验中的过电压都更低。原因是与真空断路器相比，SF_6 断路器只有在电流下降率 di/dt 达到某一限定值时才能开断高频电流。如果高频电流被开断，瞬态恢复电压会再次上升，可能导致另一次复燃。每次复燃后，瞬态恢复电压会上升到更高的数值。

图 9-102对此进行了说明。这一瞬态恢复电压上升的原因是，即使在复燃的短时间内，通过工频电流也会使负载侧电抗器中的能量增加。

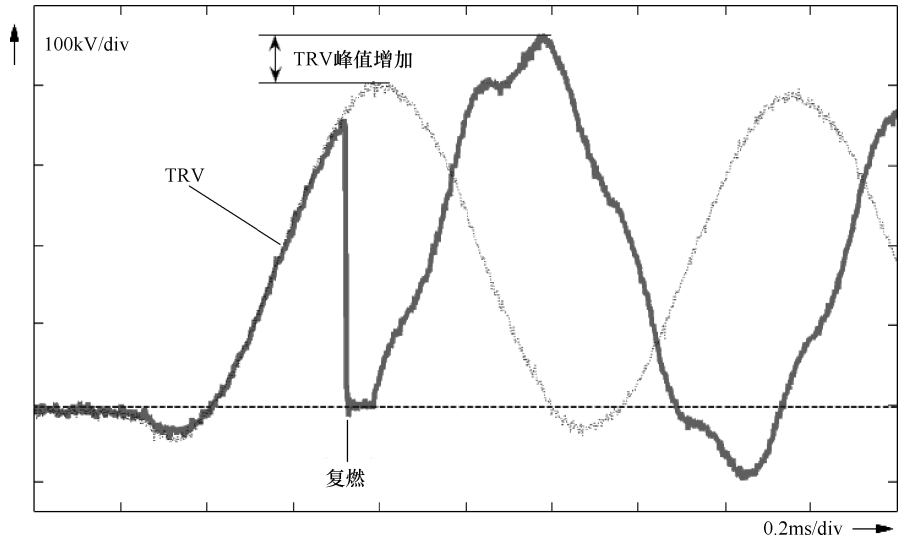


图 9-102　高频电流开断时 TRV 峰值增加

真空断路器一次开断时的多次复燃如图 9-103 所示。由于其具有开断电流下降

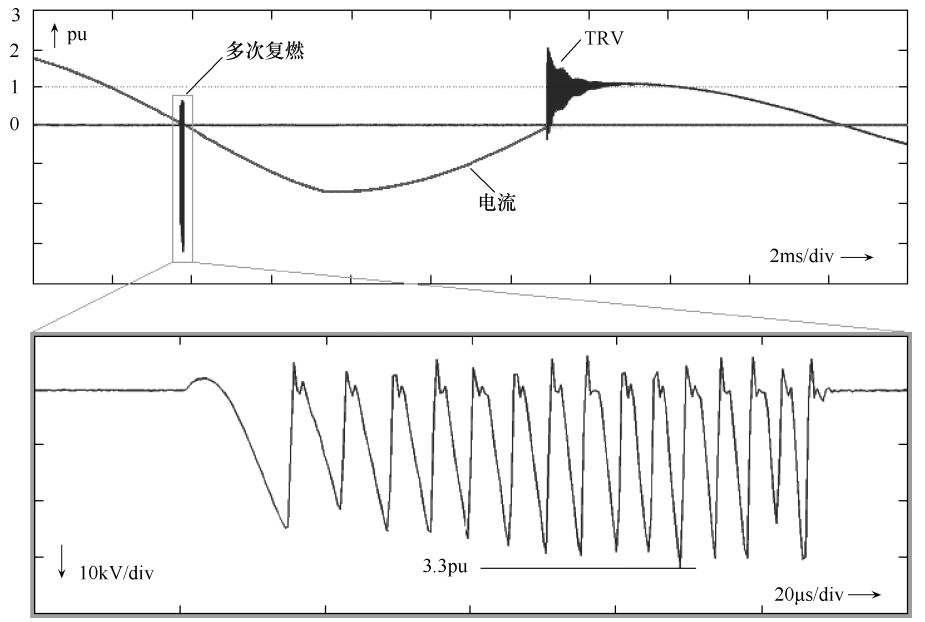


图 9-103　采用能够在第一个电流零点开断高频电流的真空断路器
进行感性负载开合时出现的多次复燃和电压级升

率非常大的高频电流的能力，通常复燃次数会大得多。由于涉及中压领域，重复频率比高压系统高得多。

通常，使用真空断路器进行感性负载开合的情况下，由于多次复燃而存在电压级升的可能性，从而导致非常高的过电压。

图 9-104 给出了在试验方式 4（试验电流为 100A）中获得的情况，其中在第一个工频电流过零点的四次复燃后，工频电流重新出现。电流在下一个工频电流零点被开断而没有发生复燃。在这种情况下，测得的对地截流电压 u_{ma} 为 353kV。

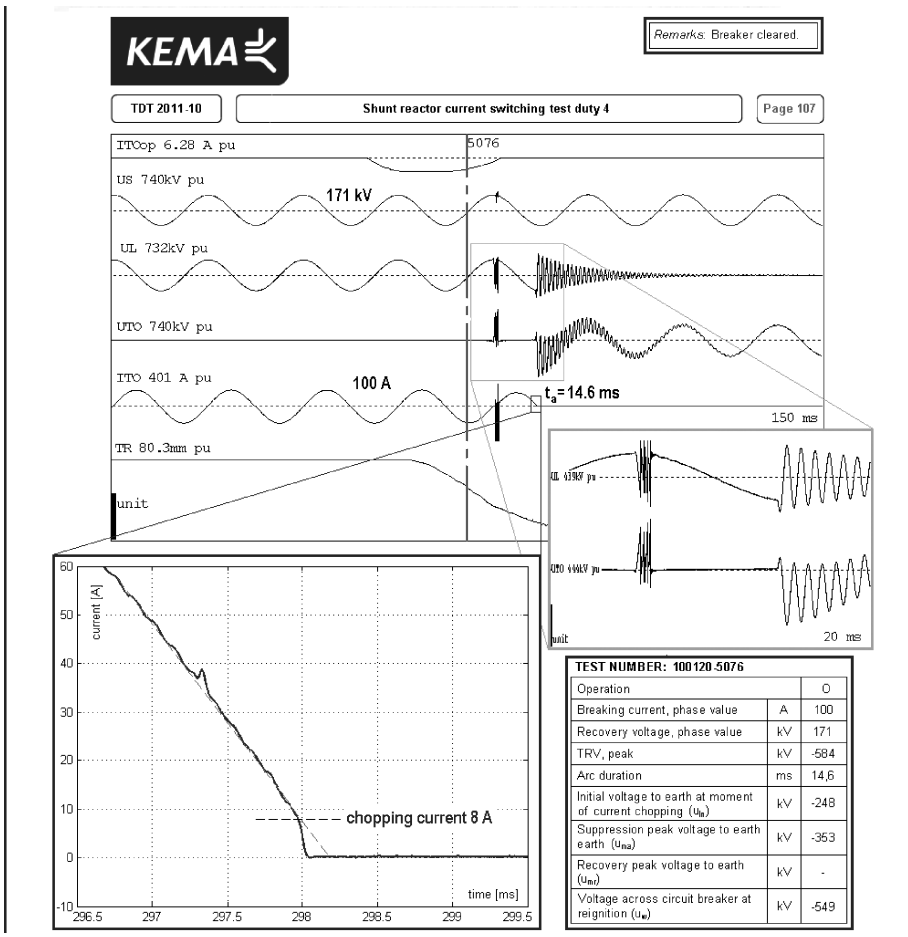


图 9-104　在试验方式 4 中获得的成功开断情况的示波图，其中在第一个工频电流过零点的四次复燃后，工频电流重新出现（负载回路 2，在 100A 时燃弧时间为 14.6ms）[328]

记录的电流波形可用来确定截流值。在图 9-104 展开的细节中进行了说明。对于 14.6ms 的燃弧时间，这接近 15.4ms 的最长燃弧时间（此时可预期最大的截流值），在负载回路 2 中测得 8A 的截流值。在 100A 时所有其他实验中测得的截流值

都小于8A。该数值对 SF_6 断路器是有代表性的。

在负载侧抑制电压上升过程中也会发生复燃。这种复燃的出现通常降低了抑制过电压。对于170kV SF_6 断路器，图9-105说明了这一现象。测得的数值降低至1.31pu。对于在相同回路中的相同电流和几乎相同的燃弧时间下，在截流过电压期间没有复燃的情况，对应的测量值为1.51pu。

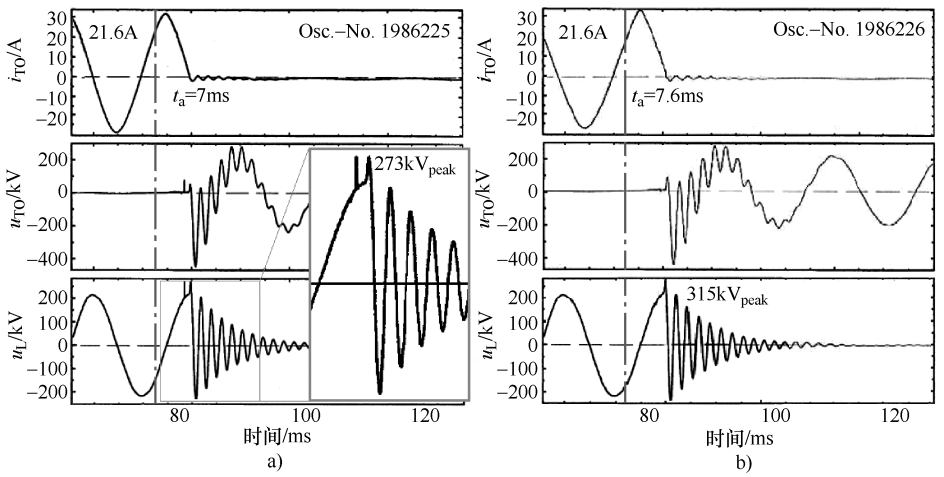


图9-105　并联电抗器开合的示波图（试验电流为21.6A）[208]

a）截流过电压形成过程中有复燃　b）载流过电压形成过程中无复燃

在负载回路1和负载回路2中进行的全部四个感性负载开合试验方式中，所记录的截流过电压的数值在图9-106所给出的图表中进行了概括（集 b_1 和 b_2）。在同一个图中还给出了在负载回路1（试验电流256A）和负载回路2（试验电流21.6A）中进行的170kV SF_6 断路器并联电抗器开断试验的40个数值（集 a_1 和 a_2）。正如预期的那样，对于较小的试验电流，截流过电压更高。

由于在全部四个试验方式中第二个工频电流零点后未发生复燃，被试420kV断路器满足通过感性负载开合试验的第一个判据。

试验后通过作为状态检查的电压试验（见图9-107）和外观检查确认通过感性负载开合试验的第二个判据（复燃应仅发生在弧触头之间）。

9.4.10　电寿命试验

电寿命是在断路器使用的延长期内，灭弧室内部元件对电弧重复的（热）应力作用的长期耐受能力。

基于运行经验和高压断路器最终用户的要求，IEC 62271-100[180]标准针对电寿命将高压断路器分为E1级（基本的电寿命）和E2级（延长的电寿命）。该标准仅涵盖额定电压52kV及以下的断路器。对于更高额定电压的断路器，IEC TR 62271-310[223]

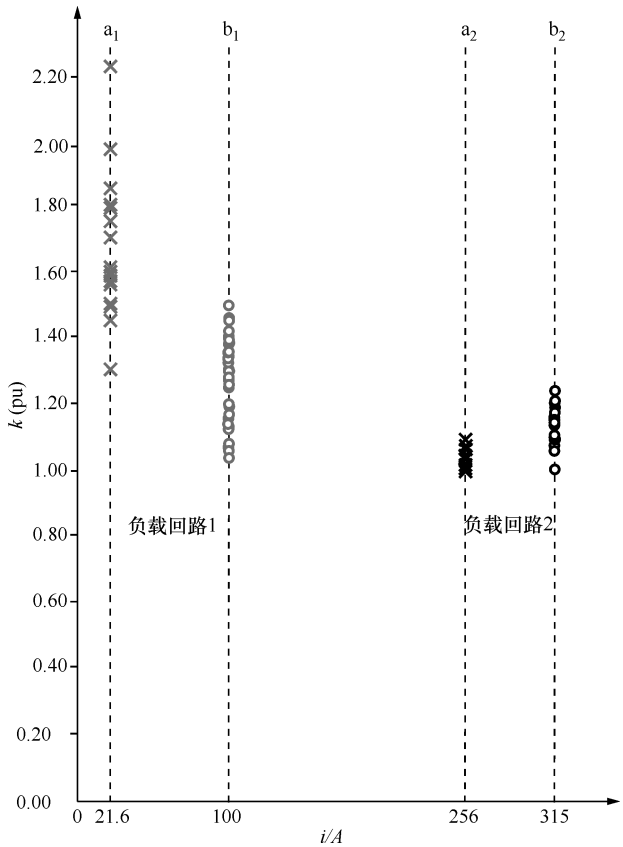


图 9-106　在感性负载试验中获得的截流过电压

a—170kV SF_6 断路器　b—420kV SF_6 断路器[328]

定义了电寿命试验程序。

每一台成功通过全部五个基本短路试验方式（T10、T30、T60、T100s 和 T100a）的断路器都被归入 E1 级。E2 级被称作延长的电寿命。E2 级断路器被设计成在其预期的使用寿命期间，主回路中的开断用零部件不要求维修㊀。

对于不要求自动重合闸方式的场合（例如在电缆网络中），额定电压 52kV 及以下断路器的 E2 级电寿命能力是通过无中间检修的五个基本短路试验方式来验证。不要求附加试验。

基于现有的运行中高压断路器的经验，额定电压 52kV 以上的大多数断路器应用都被 IEC 62271-100[180] 定义的 E1 级涵盖。对于基本的电寿命不要求附加试验。

㊀ 在该定义中延长的电寿命意味着开断用零部件不维修的情况下使用的最短周期。在 IEC 62271-310 中这一周期被定义为 25 年。通常设计的预期寿命更长。

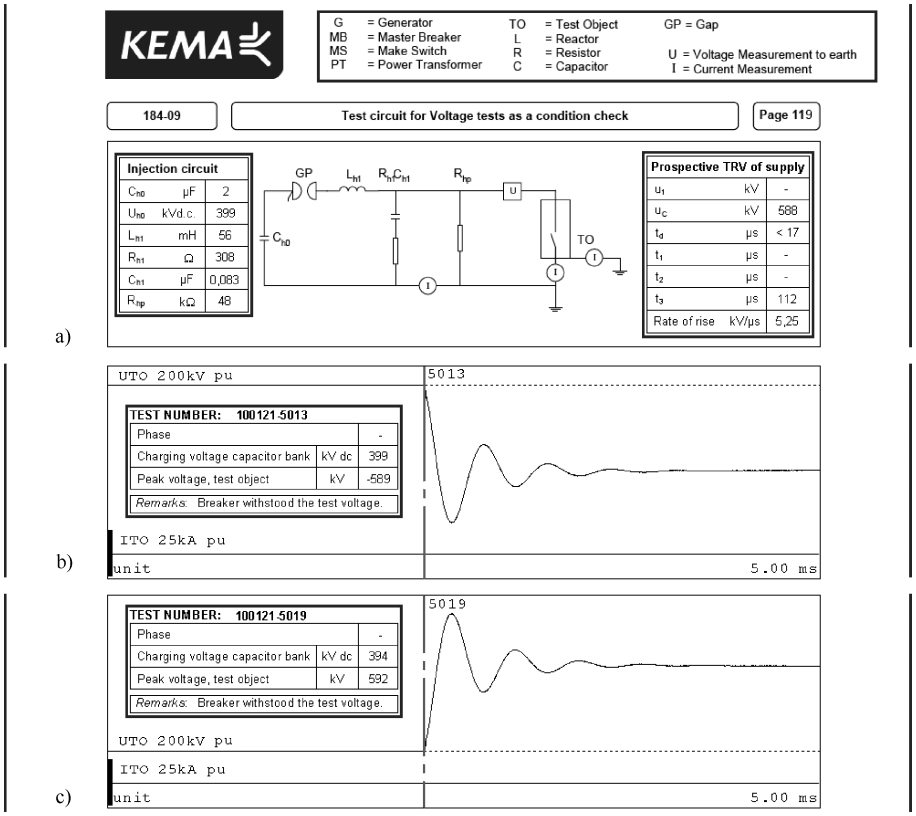


图 9-107 在 420kV 断路器上进行的四个感性负载开合试验方式后，作为状态检查的电压试验[328]：a）试验回路；b）对于每一连接的布置方式，施加 5 次负极性的冲击电压；c）正极性的冲击电压

对于用于自动重合闸方式的更严酷的场合，通常用在架空线路网络中，除基本短路试验方式以外，额定电压 52kV 及以下断路器的 E2 级电寿命能力还应按 IEC 62271-100[180]表 33（见表 9-2）及其规定的次序进行附加的电寿命试验来进行验证。

如果基本短路试验后断路器未经修整，在确定附加的操作顺序次数时，应考虑已进行过的试验。

对于额定电压 52kV 以上用于架空线路的 E2 级断路器，延长的电寿命的试验程序可以考虑并按照技术报告 IEC 62271-310[223]进行。在该技术报告中规定的试验程序是基于由 25 年的周期内电流开断引起的累积电应力，该周期是作为典型不维修时间间隔来选取的。对于容易有非常强烈的电弧作用的网络（故障发生的高概率和较大故障电流水平的结合），该技术报告并未涵盖，需要客户定制试验程序。

表 9-2　用于自动重合闸方式的中压（52kV 及以下）E2 级断路器电寿命试验的操作顺序

试验电流（$\%I_r$）	操 作 顺 序	操作顺序的次数
10	O	84
	O-0.3s-CO	14
	O-0.3s-CO-*t*-CO	6
30	O	84
	O-0.3s-CO	14
	O-0.3s-CO-*t*-CO	6
60	O	2
	O-0.3s-CO-*t*-CO	2
100（对称的）	O-0.3s-CO-*t*-CO	2

当额定电压 52kV 以上的断路器要求延长的电寿命能力时，该能力应通过包括空载试验、磨损阶段和验收试验的试验程序来进行验证。

空载试验应在磨损阶段前在额定条件下进行。

在磨损阶段中，断路器应承受累积开断操作的等效次数的作用，但是为了便于试验，操作可在无瞬态恢复电压的情况下进行。表 9-3 给出了开断操作的次数。

表 9-3　对于与型式试验分开的延长的电寿命试验，额定电压 52kV 以上的断路器要求的磨损试验[223]

磨 损 试 验							
额定短路电流/kA	≤20	25	31.5	40	50	63	80
T60 开断操作（O 的次数）	18	15	12	10	8	7	5
T10 开断操作（O 的次数）	9						

验收试验应在试验程序的磨损阶段后进行，以验证断路器在磨损条件下完成下述基本方式的能力：

1）按照 IEC 62271-100[180] 的 T10 试验。该 T10 试验隐含的原理是基于较小电流下的分闸是实际运行中最有可能的方式这一事实。

2）60% 额定短路开断电流下的 L75 试验。选取该试验方式的原理是按实际情况验证近区故障开断能力。因为应对高达额定短路开断电流的 90% 或 75% 的近区故障的概率被认为是非常低的，故选取该试验来代替标准 L90、L75 近区故障试验。

3）容性电流开合试验，对于 C1 级断路器由 24 次 O 操作组成，对于 C2 级断路器由 48 次 O 操作组成。这一要求的原理是容性电流开合方式是断路器最常见的方式。

4）作为状态检查的电压试验是应进行的最后的验收试验。该试验是要确定在

完成延长的电寿命试验程序时，断路器仍能保证触头之间具有足够的电压耐受能力。

对于进行延长的电寿命验证的磨损试验程序会有不同的方案。为了控制成本，考虑两种替代的可能：

磨损试验程序与型式试验分开进行；

磨损试验程序与型式试验合并进行。

在磨损试验中，为了在合并程序中给予最大的自由度，表 9-3 中规定的 T60 下开断操作的次数可以用其他试验方式来替代。仅限于该验证的目的，式（9-3）给出了型式试验中采用的电流值下进行的开断操作与 T60 下开断操作的等效关系。

$$0.01N_{10}+0.15N_{OP2}+0.25N_{30}+N_{60}=M_{90} \tag{9-3}$$

式中 N_{10}——在 10% 额定短路开断电流 I_{SC} 下的开断操作次数；

N_{OP2}——在试验方式 OP2 下的开断操作次数；

N_{30}——在 30% 额定短路开断电流 I_{SC} 下的开断操作次数；

N_{60}——在 60% 额定短路开断电流 I_{SC} 下的开断操作次数；

M_{90}——按照表 9.4.10.2 中定义的（合并试验程序中 T60 试验的）次数，旨在涵盖 25 年中 90% 的累积电负载。

考虑到任何电流（而不是意义明确的试验方式值）的等效性，式（9-4）是更加通用的表达式。

$$F_{60}=9.35\left(\frac{I}{I_{SC}}\right)^{3}I,\quad (I<0.35I_{SC}) \tag{9-4a}$$

$$F_{60}=2.38\left(\frac{I}{I_{SC}}\right)^{1.7}I,\quad (I\geqslant 0.35I_{SC}) \tag{9-4b}$$

式中，F_{60} 是 T60 电弧负载的等效数。

这一经验公式是在 SF_6 压气式断路器的大量试验后获得的[224]。

9.4.11 试验后的状态评估

9.4.11.1 空载操作

在开始任何试验前，应进行空载操作和空载操作顺序（O、CO 和 O-0.3s-CO）并且要记录断路器操作特性（如合闸时间和分闸时间）和机械行程特性参数的详情。在更换触头变化或进行任何维修后，应通过重复空载试验来确认该机械行程特性。

短路试验后为了检查断路器的机械特性，在全部试验系列完成后应进行空载操作。该操作应在与试验前对应操作相同的条件下进行。试验系列后的空载操作应与试验前进行的对应操作进行比较并且不应有明显变化。断路器应圆满地合闸和闭锁。

9.4.11.2　检查

在任何短路试验系列后应对断路器进行检查。其机械部件和绝缘子应基本上与试验前的状态相同。不应有内部绝缘材料击穿、闪络的证据或痕迹，但暴露在电弧中的灭弧装置部件的适度烧损是允许的。对于绝缘性能的验证，外观检查通常是足够的。若有怀疑，应进行作为状态检查的电压试验以验证绝缘性能。

空载操作完成后拍摄的断路器照片和该试验系列后断路器状态应予以评估并记录在报告中。

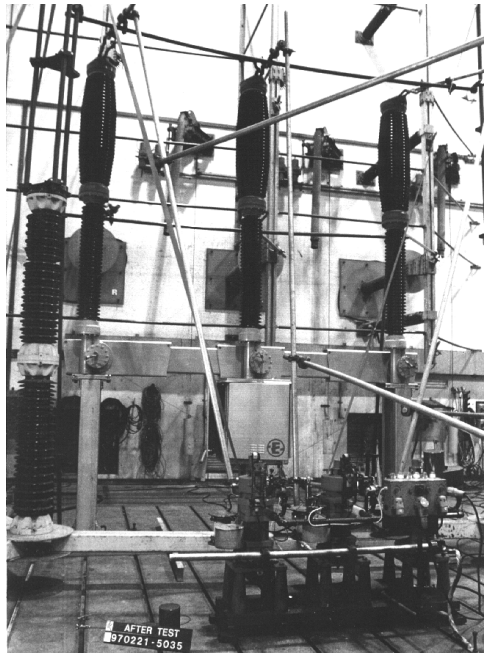
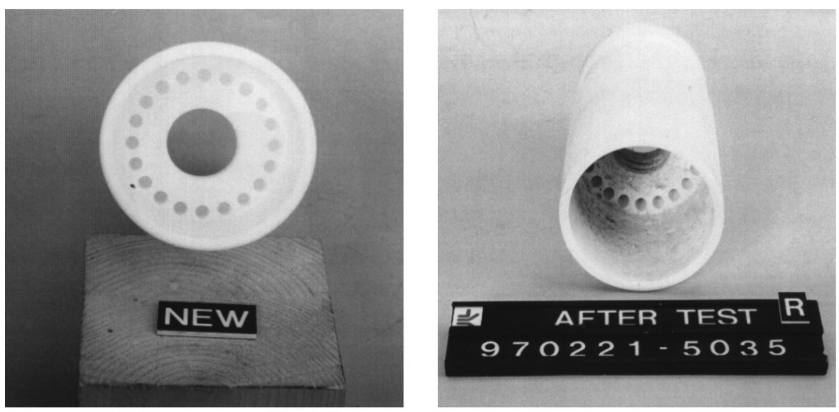


图 9-108　作为试验后状态检查的一部分，所要求的被试断路器和试验布置方式的试验后照片的实例[317]

一些实例：

作为试验后检查的部分，在 KEMA 试验站拍摄的试验后要求的照片的实例如图 9-108 所示。

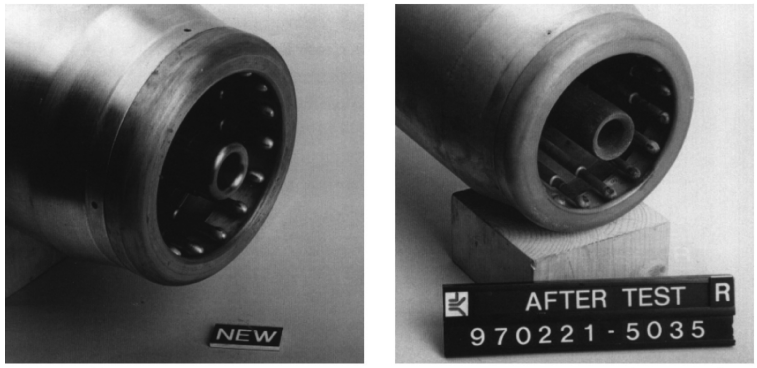
被检查断路器的喷口定性为中等到严重烧蚀（见图 9-109）。静弧触头（见图 9-110）和动弧触头（见图 9-111）为适度烧蚀。动主触头和触指在变换位置有严重的凹痕。最终的接触点处的镀银层未受损伤。



a)　　b)

图 9-109　喷口

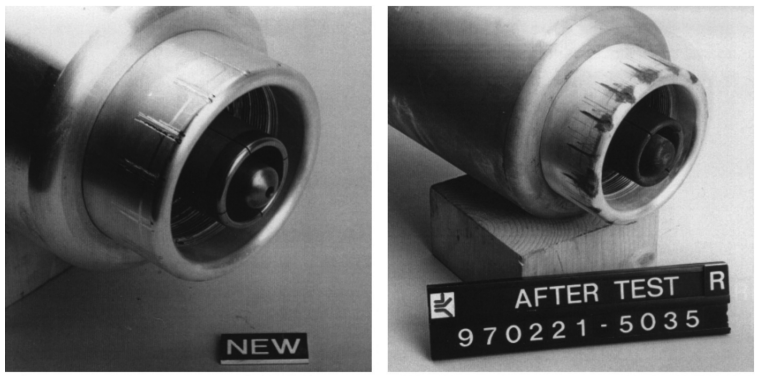
a）新的　b）试验后[317]



a) b)

图 9-110 静主触头和静弧触头

a）新的 b）试验后[317]



a) b)

图 9-111 动主触头和动弧触头

a）新的 b）试验后[317]

第 10 章　高压断路器的选型



对于不同的应用，高压断路器的合理选择应确保持久的性能而不会危及操作人员的安全或降低电网和用户负载运行的可靠性。

IEC 62271-100[180]、IEC 62271-1[209]以及这些标准的应用导则[242,243]都在一定程度上给出了断路器选用的详细导则。这一章包括从这些文件中提取的内容并且要提供关于断路器选用的背景信息，通过考虑负载和故障条件下的额定值使其适合给定的方式。

10.1 额定特性的选择

选择断路器的第一步是合理确定额定值。对于给定的运行条件，应考虑正常负载和故障条件。故障情况下的负载应在断路器安装位置处短路电流计算的基础来确定。当确定额定值时，应考虑电网的现有特性和电力系统的预期发展，使断路器能够满足未来的需要。额定值应根据适当的标准中的规定值来选取。

按照62271-100[180]，包括其操动机构和辅助设备在内的断路器特性如下：

1）对于所有断路器都应给出的额定特性：

- 额定电压；
- 额定绝缘水平；
- 额定频率；
- 额定电流；
- 额定短时耐受电流；
- 额定峰值耐受电流；
- 额定短路持续时间；
- 额定短路开断电流；
- 与额定短路开断电流有关的瞬态恢复电压；
- 额定短路关合电流；
- 额定操作顺序；
- 额定（断路器反应）时间参量；
- 控制和辅助回路的额定电源电压和频率；
- 适时，操作、开断和绝缘用压缩气源和/或液压源的额定压力。

2）在下述特殊情况下应给出的额定特性：

- 与额定短路开断电流相关的近区故障特性，适用于额定电压15kV及以上，额定短路开断电流12.5kA及以上，不论电源侧的电网类型，设计成直接与架空线路连接的断路器；
- 额定线路充电开断电流，适用于开合架空输电线路的三极断路器（对于额定电压72.5kV及以上的断路器是强制性的）；
- 额定电缆充电开断电流，适用于开合电缆的三极断路器（对于额定电压

52kV 及以下的断路器是强制性的)。

3）要求时应给出的额定特性：

- 额定失步开断与关合电流；
- 额定单个电容器组开断电流；
- 额定背对背电容器组开断电流；
- 额定电容器组关合涌流；
- 额定背对背电容器组关合涌流。

断路器的额定特性与额定操作顺序有关。

IEC 62271-100 标准[180]未定义感性负载电流额定值，而 IEC 62271-110[268]是适用的。该标准对用于开合高压电动机和并联电抗器的断路器是适用的。

10.1.1　额定电压

断路器的额定电压等于断路器设计用于系统的最高电压。它表示断路器可能使用电网的最高电压。在定义系统最高电压时，并不包括由异常系统调节引起的电压暂态现象和暂时过电压。由 IEC 和 IEEE/ANSI 推荐的额定电压标准值在表 10-1 中给出。规定值为相对相电压，通常称为线电压。断路器的额定电压应根据系统接地条件从两个系列的推荐的标准值中选取。在范围Ⅱ中，则认为是中性点有效接地系统。

表 10-1　由 IEC 和 IEEE/ANSI 推荐的额定电压标准值

范围Ⅰ，额定电压 245kV 及以下									
IEC 系列Ⅰ	3.6	7.2	12	17.5	24	36	52	72.5	100
	123	145	170	245					
IEC 系列Ⅱ和 IEEE	4.76	8.25	15	15.5	25.8	27	38	48.3	72.5
	123	145	170	245					
范围Ⅱ，额定电压 245kV 以上									
IEC					300	362	420	550	800
IEEE					—	362	—	550	800

对于包括额定电压 245kV 及以下的范围Ⅰ，IEC 62271-1 的最新版本规定了两个系列。系列Ⅰ所包括的额定电压是基于使用 IEC 标准的地区的现行实践，如欧洲；而系列Ⅱ所包括的额定电压则是基于使用 ANSI 标准的地区的现行实践，如北美洲。

IEEE C37.06 标准的最新版本使额定值 121kV、169kV 和 242kV 与 IEC 标准中的额定值 123kV、170kV 和 245kV 一致。100kV、300kV 和 420kV 的额定值仅由 IEC 提供，因为这些额定电压并未在北美洲使用。可以看到，额定值并未完全统一。从 1951 年开始，通过 IEC 和 IEEE 标准的每一个版本，统一的过程仍在延续。

10.1.2 额定绝缘水平

耐受电压是断路器最早确定的额定参数之一。IEC 和 IEEE/ANSI 标准所描述的断路器的最低绝缘特性应保证其在持续工频过电压、低频㊀暂时过电压和作用时间极短㊁的瞬态过电压条件下的电力系统中可靠运行。对于架空输电线路遭受雷击后出现的雷电过电压和开合操作以及系统出现的故障引起的操作过电压，这是一个通用的名称。

远距离的雷击不会出现在断路器邻近处，但会导致行波，它通过具有波前时间为 1.2μs 和半峰值时间为 50μs 的快波前标准雷电冲击电压来模拟，定名为 1.2/50。

操作过电压在本质上与雷电过电压类似，并且通过具有波前时间为 250μs 和半峰值时间为 2500μs 的缓波前标准操作冲击电压来模拟，定名为 250/2500。

断路器的额定绝缘水平与标准大气条件㊂有关并且应从 IEC 62271-1[209] 规定的表 10-2 和表 10-3 给定的数值中选取。这些数值包括了最高海拔 1000m 时的海拔修正并且适用于户内和户外断路器。

额定绝缘水平用相对地额定雷电冲击耐受电压来表示。在表 10-2 中，这一数值表示为“通用值”，因为相同的数值适用于相对地、相间和开关断口。“隔离断口”耐受电压值仅对其触头开距旨在满足对隔离开关规定的功能要求的开关装置有效。

断路器通常没有隔离功能；这是隔离开关的任务。当断路器未使用时，通常通过隔离开关实现绝缘并且可能仅承受较短时间。对于母线连接装置，情况则不是这样，但是两个母线电压很少具有较大的相移。完全失步电压将持续数分钟的明显情况是存在的，例如在用于同步目的的断路器的情况下。

大多数额定电压都有几个额定绝缘水平，以便应用于不同的性能指标或过电压特征。若有的话，选取时应当考虑受暂时和冲击过电压作用的程度，电力系统的中性点接地方式和过电压限制装置的类型。适当的额定值应从同一行中选取。

表 10-3 中，在规定了开关断口和/或者隔离断口的联合电压的栏中，括号中的数值是施加于对侧端子上的工频电压峰值。要求联合电压是因为当开关装置断开时，瞬态过电压出现一个端子上同时电源电压作用在另一个端子上的可能性是存在的。

对于电压范围Ⅰ，仅要求两种类型的试验电压波形。这就是工频和标准雷电冲击电压。对于电压范围Ⅰ未规定标准操作冲击电压，因为在该电压下额定短时工频

㊀ 按照 IEC 60071-1[329]，低频电压的范围是 10Hz < f < 500Hz。

㊁ 按照 IEC 60071-1[329]，有三类作用时间极短的过电压：缓波前过电压（5000μs ≥ 波前时间 ≥ 20μs）；快波前过电压（20μs ≥ 波前时间 ≥ 0.1μs）和特快波前过电压（0.1μs ≥ 波前时间 ≥ 3ns）。

㊂ 标准参考大气压规定了下述标准大气压条件：大气压力 101.3kPa、温度 20℃ 和湿度 11g/m^3。

耐受电压最大值与相对地电压最大值之间的比值大于 3，达到了操作过电压的最大预期数值。

表 10-2　IEC 62271-1[209] 推荐的额定电压范围 I 的额定绝缘水平（245kV 及以下）

额定电压 U_r/kV$_{rms}$	额定短时工频耐受电压 U_d/kV$_{rms}$		额定雷电冲击耐受电压 U_p/kV$_{peak}$	
	通用值	隔离断口	通用值	隔离断口
3.6	10	12	20	23
			40	46
7.2	20	23	40	46
			60	70
12	28	32	60	70
			75	85
17.5	38	45	75	85
			95	110
24	50	60	95	110
			125	145
36	70	80	145	165
			170	195
52	95	110	250	290
72.5	140	160	325	375
100	150	175	380	440
	185	210	450	520
123	185	210	450	520
	230	265	550	630
145	230	265	550	630
	275	315	650	750
170	275	315	650	750
	325	375	750	860
245	360	415	850	950
	395	460	950	1050
	460	530	1050	1200

对于电压范围Ⅱ，标准操作冲击电压更高，以至于自动超过了短时工频耐受电压的规定要求。然而，由于特定的断路器设计，工频耐受电压仍是要求的。另外，对于出厂试验来说，使用工频耐受电压的电压波形比较方便。

表 10-3　IEC 62271-1[209] 推荐的额定电压范围Ⅱ的额定绝缘水平（245kV 以上）

额定电压 U_r/kV_{rms}	额定短时工频耐受电压 U_d/kV_{rms}		额定雷电冲击耐受电压（1.2/50）U_p/kV_{peak}		额定操作冲击耐受电压（250/2500）U_s/kV_{peak}		
	相对地和相间	开关断口和/或隔离断口	相对地和相间	开关断口和/或隔离断口联合电压	相对地和开关断口	相间	隔离断口联合电压
300	380	435	950	950（+170）	750	1125	700（+245）
			1050	1050（+170）	850	1275	
362	450	520	1050	1050（+205）	850	1275	800（+295）
			1175	1175（+205）	950	1425	
420	520	610	1300	1300（+240）	950	1425	900（+345）
			1425	1425（+240）	1050	1575	
550	620	800	1425	1425（+315）	1050	1680	900（+450）
			1550	1550（+315）	1175	1780	
800	830	1150	2100	2100（+455）	1425	2420	1175（+650）
					1550	2480	

正确选择额定绝缘水平是必需的，以保证绝缘配合与电力系统相一致。电力系统的绝缘配合旨在使过电压对电力设备造成的损害降至最低并且将闪络（从经济角度上这是不可避免的）限制到不引起实质性损害的程度。

10.1.3　额定频率

依照 IEC 62271-100[180]，高压断路器额定频率的标准值是 50Hz 和 60Hz。50Hz 的频率用于使用 IEC 标准的地区，如欧洲，而 60Hz 的频率用于使用 ANSI 标准的地区，如北美。其他频率的应用，如 $16\frac{2}{3}$Hz 和 25Hz，应进行专门的考虑，在本书中不进行探讨。

额定频率对断路器性能有影响，主要在下述试验中：

- 温升试验；
- 短时耐受电流和峰值耐受电流试验；
- 出线端故障试验，即基本短路试验方式；
- 近区故障试验；
- 容性电流开合试验。

最大温升取决于试验频率。通常，设备在 60Hz 下的发热比 50Hz 下严重。因此，60Hz 下进行的试验毫无例外地对 50Hz 有效。只要触头和电联结处的最大温升小于要求值的 95%，50Hz 下进行的试验对 60Hz 也有效。

在峰值耐受电流试验中，断路器上出现最大动态应力。电流峰值是由电网的时间常数和额定频率确定的。通常，50Hz 动态试验不能涵盖 60Hz 的应用，并且 45ms 的直流时间常数不能涵盖较高的替代值。

对于出线端故障试验，燃弧窗口是一个重要因素。因为较高的频率导致较短的电弧窗口，由于燃弧窗口减小，60Hz 下进行的试验不可能对 50Hz 有效。假设采用电流零点前对应于 60Hz 的 di/dt 和不重要的线路侧时延进行进行了近区故障试验，50Hz 下进行的试验可适用于 60Hz。

对于近区故障试验，电流零点前的 di/dt 和燃弧窗口都是重要因素。较高的额定频率则意味着较高的线路侧瞬态恢复电压上升率。因此，50Hz 下进行的试验并不对 60Hz 有效，除非采用合成试验回路进行试验时将 di/dt 调整到 60Hz 下的数值。如果在 60Hz 下进行了近区故障试验，仅当 50Hz 下的最长燃弧时间被涵盖时才能用于 50Hz。在合成试验回路中这是唯一的可能，因为可以选取任何燃弧时间。

对于容性电流开断，唯一的重要因素是恢复电压。其特性用电压峰值和达到峰值的时间来描述。因为对于 50Hz 达到峰值的时间是 10ms，然而对 60Hz 仅为 8.3ms，60Hz 下进行的试验毫无例外地对 50Hz 有效。如果恢复电压偏移等于或超过所要求的 60Hz 下的恢复电压，50Hz 下进行的试验才对 60Hz 有效。这意味着为了用 50Hz 的试验电压完全涵盖 60Hz 的应用，与 60Hz 电压相比，50Hz 的试验电压需要以 1.44 的系数增加。

10.1.4　额定电流

断路器的额定电流是断路器在其额定频率和不超过 40℃的周围空气温度下能够连续承载的电流的有效值，不应超过各种部件、触头、电联结、材料和绝缘介质总的温度和温升的允许极限值。在运行条件下，这些部件总的温度取决于实际负载电流和实际周围空气温度。倘若没有超过允许的温度极限值，当周围空气温度低于 40℃时，在大于额定电流的情况下运行因而是可能的。类似地，当周围空气温度高于 40℃时，电流必须降低到额定电流以下以保持总的温度在允许的极限值内[㊀]。

对于低于断路器额定电流的负载电流，允许的最高周围空气温度 θ_a 可用下式计算：

$$\theta_a = \theta_{max} - \left(\frac{I_a}{I_r}\right)^{1.8}(\theta_{max} - 40) \tag{10-1}$$

式中　I_a——在温度为 θ_a 时，允许的持续负载电流（A）；

I_r——额定电流（A）；

㊀ 在 IEC 62271-100 和 IEC 62271-1 的应用导则［242］中给出了在不同周围空气温度下允许电流的计算方法。

θ_{max}——最高允许温度（$\theta_{max}=\theta_r+40$）（℃）；

θ_a——额定电流下的最高允许温升。

依照 IEC 的要求，IEC 60059[331] 规定断路器的额定电流应从 R10 系列㊀中选取，包括的数字有 1-1.25-1.6-2.-2.5-3.15-4-5-6.3-8 及其与 10^n 的乘积（$n=1$，2，3…）。该系列提供了大约按 25% 增加的 10 个数字。因此，与高压断路器有关的额定电流标准值为 400A-630A-800A-1250A-1600A-2000A-2500A-3150A-4000A-5000A-6300A 和 8000A。

按照 IEEE C37.06[330]，高压断路器优选的额定电流为 1200A、1600A、2000A、3000A、4000A 和 5000A。在该标准中，1200A 和 3000A 的传统北美州的持续额定电流继续保留下来，而 IEC 则优选 1250A 和 3150A 的持续额定电流（源自 R10 系列）。

当选择应用中的断路器时，应考虑预期最大负载电流和预期最高周围空气温度。在周围空气温度不超过 40℃时，断路器任何部件的温升不应超过表 10-4 中规定的温升极限值。

表 10-4　IEC 62271-1[209] 推荐的额定电压范围 I 的额定绝缘水平（245kV 及以下）

部件、材料和绝缘介质的性质		最　大　值	
		温度/℃	温升/℃
触头			
裸铜或裸铜合金	在空气中	75	35
	在 SF_6 中	105	65
	在油中	80	40
镀银或镀镍	在空气中	105	65
	在 SF_6 中	105	65
	在油中	90	50
镀锡	在空气中	90	50
	在 SF_6 中	90	50
	在油中	90	50
用螺栓的或与其等效的连接			
裸铜或裸铜合金	在空气中	90	50
	在 SF_6 中	115	75
	在油中	100	60

㊀ 优选系列符号中的字母 R 源自法国工程师 Charles Renard 的名字，他于 1870 年代提出了一组优选数。Renard 数将从 1 到 10 的间隔分成 N 级并且是定义为 $10^{i/N}$ 的等比级数，$i=1\sim N$，其中 N 是选定的系列值（例如对于 R10 系列 $N=10$）。

（续）

部件、材料和绝缘介质的性质		最　大　值	
		温度/℃	温升/℃
用螺栓的或与其等效的连接			
镀银或镀镍	在空气中	115	75
	在 SF_6 中	115	75
	在油中	100	60
镀锡	在空气中	105	65
	在 SF_6 中	105	65
	在油中	100	60
用螺钉或螺栓与外部导体连接的端子			
裸的		90	50
镀银、镀镍或镀锡		105	65
油开关装置用油		90	50
除触头外，与油接触的任何金属或绝缘件		100	60
绝缘材料以及与下列等级的绝缘材料接触的金属部件①			
Y 级		90	50
A 级		105	65
E 级		120	80
B 级		130	90
F 级		155	115
H 级		180	140
可触及的部件			
在正常操作中可触及的		70	30
在正常操作中不需触及的		80	40

① 绝缘材料的分级在 IEC 60085[332] 中给出。

按照其功能，同一部件可以属于几种类别。在这种情况下，允许的最高温度和温升值是相关类别中的最低值。

当一金属部件与绝缘材料接触时，最高允许温度取决于所使用绝缘材料的温度类别。

在①开合试验、②短时耐受电流试验和③机械寿命试验后，有镀层的触头的质量应该是在连续的镀层仍保留在接触区域。否则，触头应看作是“裸露”的。

对真空开关装置，温度和温升的极限值不适用于处在真空中的部件。

尽管断路器所在位置的海拔对周围空气的自然循环有影响，但通常不需要校正，这是因为高海拔下的高温升是由空气的冷却作用减弱造成的，通过该海拔下最

高周围空气温度的降低而得到补偿。因此，在给定的电流下最终温度相对没有改变。

由于涡流损耗，邻近断路器载流部件的含铁部件具有依赖于频率的热效应。这影响到断路器的温升，因此当具有含铁部件的断路器在50Hz下进行的试验用来验证60Hz下断路器的性能时需要特别注意。

在单相或三相处于同一外壳的设计中，外壳（绝缘体或金属）以及导体与外壳之间的空间，也是频率对温升产生影响的其他实例。

10.1.5　额定短时耐受电流

短时耐受电流是在规定的短路持续时间内，断路器在合闸位置能够承载的电流，它不会对任何部件造成机械或热方面的损坏或使触头分离。

短时耐受电流试验以短路持续时间为特征。试验后，断路器应能正常操作并连续承载其额定电流。

对于短时耐受电流试验未规定温升极限值，但是所达到的最高温度不应造成相邻部件的明显损坏。

断路器的额定短时耐受电流等于额定断路开断电流。

10.1.6　额定峰值耐受电流

规定额定短路峰值电流是为了确保触头和断路器操的机构能够承受短路过程中在电动力冲击下产生的机械应力。它代表短路刚发生后非对称电流的峰值。IEC标准通过额定短路开断电流 I_r 的倍增系数 $k = I_{peak}/I_r$ 规定额定短路耐受电流的峰值 I_{peak}。该系数与额定频率和网络的时间常数有关。对于峰值系数，IEC 62271-1[209]规定了两个值，在45ms的标准时间常数下，50Hz下 $k = 2.5$，60Hz下 $k = 2.6$。$k = 2.7$ 的峰值系数则涵盖了更大时间常数的特殊情况，其与额定频率无关。

对于峰值耐受电流型式试验，试验电流频率的偏差为额定频率的±10%是允许的，但是在解释试验结果时应予以注意㊀。

峰值耐受电流是断路器在合闸位置能够承受的峰值电流，它不会引起任何部件的机械损坏和触头分离。

断路器的额定峰值耐受电流等于额定短路关合电流。

10.1.7　额定短路持续时间

额定短路持续时间是断路器在合闸位置能够承载其额定短时耐受电流的时间。

按照IEC 62271-1[209]，额定短路持续时间的标准值是1s，如果需要，可以选

㊀　见6.2.3节。

择另一个值。推荐值是 0.5s、2s 和 3s。

对于短时耐受电流试验，施加电流的时间应等于额定短路持续时间。然而，有一些时间偏差也是允许的。

如果在试验过程中试验电流 I_t 降到规定值以下，试验的持续时间 t_t 必须适当增加，但持续时间不超过 5s。如果试验电流增加到额定值以上，试验的持续时间可相应地减少。在任何情况下，试验过程中热当量 I^2t 的值不应小于由额定短时耐受电流 I_r 和额定短路持续时间 t_r 计算得到的值。

10.1.8　额定短路关合电流

额定短路关合电流是断路器在额定电压下能够关合的电流峰值。它由网络的时间常数和额定频率确定并与额定短路开断电流的交流分量有效值有关。断路器应能关合和闭锁峰值系数等于或小于下述数值的任何频率的工频关合电流：

- $k=2.5$ 时，对于额定频率为 50Hz 且网络时间常数为 45ms；
- $k=2.6$ 时，对于额定频率为 60Hz 且网络时间常数为 45ms；
- $k=2.7$ 时，对于所有特殊工况的时间常数，与频率无关。

短路关合电流的研究表明当网络短路时断路器各极的非同步关合以及在三相故障发展过程中，各相的连续介入会导致超过 IEC 规定的标准值的峰值电流。然而，所要求的条件恰巧同时出现的概率是非常低的。

断路器额定短路关合电流等于额定峰值耐受电流。

10.1.9　额定短路开断电流

额定短路开断电流是断路器在具有规定的瞬态恢复电压的额定电压下，且按照额定操作顺序能够开断的最大短路电流。对于三极断路器，额定短路开断电流与三相短路有关。

额定短路开断电流用交流分量有效值和触头分离时刻的直流分量百分数来表征。通过 10.18 节定义的峰值系数还可以确定额定短路关合电流。

按照 IEC 62271-100[180]，额定短路开断电流的交流分量有效值的标准值应从 R10 系列中的数与 10^n 的乘积中选取，因而得到的标准值为 10kA-12.5kA-16kA-20kA-25kA-31.5kA-40kA-50kA-63kA$_{(有效值)}$。按照 IEEE C37.06[330]优选的额定短路开断电流也基于同一系列。

直流分量百分数是额定短路开断电流的时间常数与短路电流起始和触头分离之间的时间的函数。

按照 IEC 62271-100[180]，标准直流时间常数为 45ms。该数值足以覆盖大多数实际工况，但是对某些系统可能是不足的。与断路器额定电压相关的特殊工况下的时间常数应涵盖以下工况：

- 额定电压 52kV 及以下时为 120ms；

- 额定电压 72.5kV 到 420kV 时为 60ms；
- 额定电压 550kV 及以上时为 75ms。

某些应用中可能要求更高的值，例如靠近发电机的断路器，额定电压非常高的系统（如 800kV 系统，线路具有较高的 X/R 比值），一些辐射式结构的中压系统[343]或具有特殊系统结构或线路特性的系统。在这些情况下，要求的直流时间常数和附加的试验要求应在询问单中规定。

由于只有实际短路电流（运行或试验中）的直流时间常数等于或接近额定短路开断电流的额定直流时间常数，触头分离时的非对称百分数的概念才是有效的，IEC 已经引入了电流零点时的直流分量的新概念㊀。新概念使得利用一次特定试验获得的结果，来覆盖多个直流时间常数额定值成为可能。如果半波参数（峰值和持续时间）在给定的公差范围内且与较小直流分量有关的瞬态恢复电压条件得到满足，则在电流零点时具有较大直流分量的试验可以覆盖较小直流分量时的试验。

当选择特殊工况的时间常数时，必须记住触头分离后断路器要承受非对称电流的作用。触头分离时刻对应于断路器的分闸时间加上继电保护的动作时间。标准的继电保护时间是工频的 1/2 周波。如果保护时间更长，应予以考虑。

对于必须运行在“发电中心附近”的断路器，交流分量可能比直流分量衰减得更快。这可能导致短路电流延迟过零。在这种情况下，断路器的任务可以减轻，例如通过延迟分闸。

断路器的额定短路开断电流应在断路器安装位置处能够出现的最大短路电流的基础上进行选取。三相不接地出线端故障具有最大的短路电流，因此决定了断路器的额定短路开断电流。对于开关设备中的每一台断路器，短路电流的大小是不同的，但是标准做法是开关设备由具有相同额定值的断路器组成。因而，通常不需要确定图 10-1 中所标明的每一台断路器的两个端子处的短路电流值。确定最大故障电流就已经足够了，这通常（不论网络容量）出现在母线系统上（F 点）三相接地故障的情况中，或者在负载馈线中一台断路器的出线端子上故障的情况中（C、D 或 E 点）。

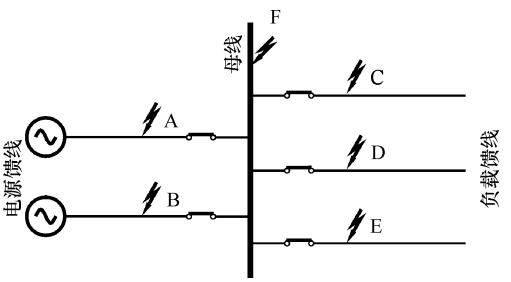


图 10-1　确定短路电流的假定短路位置

已经选择基本短路试验方式来验证断路器对不超过额定短路开断电流的所有电流值的开断能力。因此，对于预期短路电流较小的场合，不需要进行基于较小额定

㊀ 见 6.2.2 节。

短路开断电流的短路试验系列。

10.1.10　与额定短路开断电流相关的瞬态恢复电压

在其额定电压下，且在瞬态恢复电压不超过表示断路器规定额定瞬态恢复电压的参考线的任何回路中，每一台断路器应能开断额定短路开断电流下的三相接地和不接地出线端故障。

瞬态恢复电压波形根据运行中的实际电路变化[⊖]。

在电压 110kV 及以上的系统中，瞬态恢复电压包括一个高上升率的起始阶段，和继之而来的较低上升率的阶段。该波形一般可以用四参数法表征的三条线段充分地表示（见图 10-2a）；u_1 为第一参考电压（kV）；t_1 为到达 u_1 的时间（μs）；u_c 为第二参考电压（TRV 峰值）（kV）；t_2 为到达 u_c 的时间（μs）。

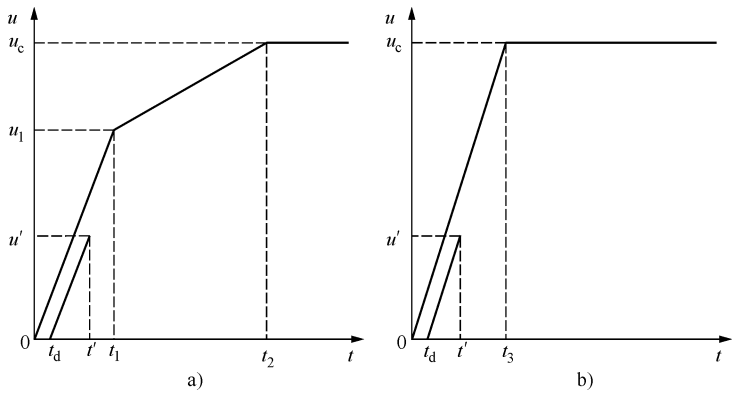


图 10-2　a）TRV 的四参数（t_1、u_1、t_2、u_2）参考线；b）TRV 的两参数（t_3、u_3）参考线

在电压低于 100kV 的系统中，瞬态恢复电压标准化为一种阻尼的单频振荡。该波形一般可以用两参数法确定的参考线充分地表示（见图 10-2b）：u_c 为参考电压（TRV 峰值）（kV）；t_3 为时间（μs）。

瞬态恢复电压参数 u_1 和 u_c 定义为额定电压 U_r、首开极系数 k_{pp} 和振幅系数 k_{af} 的函数如下：

$$u_1 = 0.75 k_{pp} U_r \sqrt{\frac{2}{3}} \tag{10-2}$$

$$u_c = k_{af} k_{pp} U_r \sqrt{\frac{2}{3}} \tag{10-3}$$

对于出线端故障 T100 和近区故障，振幅系数等于 1.4，而对于失步故障为 1.25。

⊖　见 6.3 节。

首开极系数是系统中性点接地方式的函数。对于低于 100kV 的额定电压，k_{pp}为1.5，因为在此电压额定值下的大多数系统是中性点非有效接地的。对于100kV 到 800kV 的额定电压，k_{pp}为 1.3，因为 100kV 及以上的大多数系统是中性点有效接地的。对于 100kV 到 170kV 的额定电压，为那些中性点非有效接地的特殊工况提供了 1.5 的首开极系数的选择。

时间参数 t_1 是由 u_1 和恢复电压上升率（RRRV = u_1/t_1）的规定值导出的，而 t_2 与 t_1 有关（对于出线端故障和近区故障，$t_2 = 4t_1$）。

时延线从时间轴上的额定时延点开始，与额定瞬态恢复电压参考线的第一段平行并且在电压为 u'（时间坐标 t'）的点终止。

对于某些类型的断路器，起始瞬态恢复电压（ITRV）上升率可能是重要的㊀。ITRV 定义：

u_i 为参考电压（ITRV 峰值）（kV）；

t_i 为到达 u_i 的时间（μs）。

由于 ITRV 峰值和到达峰值电压的时间是由短路电流、母线波阻抗和断路器到母线波阻抗的第一个主要不连续点的距离确定的，对于所有额定短路开断电流小于25kA 的断路器和额定电压低于 100kV 的断路器，ITRV 的要求可以省略。另外，因为较小的母线波阻抗，对于所有 GIS 断路器，ITRV 的要求可以省略。

所有上述提及的瞬态恢复电压的数值的都在 IEC 62271-100，2008[180] 和 IEEE/ANSI C37.06，2009[276]之间进行了统一。先前的 ANSI 指数余弦包络线也变为两参数参考线。

开断最大短路电流时的瞬态恢复电压一般没有其他工况严酷。例如，当开断较小的短路电流时，瞬态恢复电压的上升率通常较高。

对于故障电流开断试验，IEC 的标准瞬态恢复电压特性和 IEC 的瞬态恢复电压参数计算分别在表 10-5 和表 10-6 中给出。

通常，标准瞬态恢复电压数值涵盖了大多数的实际工况。然而，在某些特殊工况中，可能会出现更严酷的瞬态恢复电压，那么特殊的瞬态恢复电压特性应在制造商和用户之间达成一致。

例如，更严酷的条件可能出现在下述工况中：

1）变压器限制故障㊁；

2）串联电抗器限制故障㊂；

3）靠近发电机的断路器上的短路。

㊀ 见 6.3.11 节。

㊁ 见 6.3.1.1 节。

㊂ 见 6.3.1.2 节。

表 10-5　IEC 的标准瞬态恢复电压特性

系统电压		U_r = 3.6 ~ 72.5kV		100 ~ 170kV	245 ~ 800kV	>800kV
中性点		不接地的			接地的	
系统		电缆	线路 17.5 ~ 72.5kV	线路		
RRRV /(kV/μs)	T100	$-0.00012U_r^2 + 0.0174U_r + 0.1223$	$-0.000071U_r^2 + 0.0154U_r + 0.7216$	2	2	2
	T60	$-0.00030U_r^2 + 0.0421U_r + 0.3055$	$-0.00011U_r^2 + 0.0249U_r + 1.1378$	3	3	3
	T30	$-0.00060U_r^2 + 0.0875U_r + 0.6744$	$-0.00016U_r^2 + 0.0411U_r + 2.0453$	5	5	5
	T10	$-0.00051U_r^2 + 0.0823U_r + 0.8074$	$-0.00018U_r^2 + 0.0432U_r + 2.1111$	7	7	7
	TLF	$-0.00139U_r^2 + 0.1911U_r + 1.2525$		不适用		15.4 – 18
	SLF 电源	不适用	$-0.000037U_r^2 + 0.0093U_r + 0.4983$	2	2	2
	SLF 线路 (40kA@50Hz)	不适用	L90： L75：	7.2 6.0		5.3 4.4
	OP	$-0.000090U_r^2 + 0.0129U_r + 0.0900$	$-0.000060U_r^2 + 0.00115U_r + 0.4692$	1.67	1.54	1.54	1.54
k_{af}	T100	1.4	1.54	1.4	1.4	1.5
	T60	1.5	1.65	1.5	1.5	1.5
	T30	1.6	1.74	1.54	1.54	1.54
	T10	1.7	1.8	1.53	1.53	1.76
	OP	1.25		1.25	1.25	1.25
	TLF	1.6		不适用		1.53
	SLF 电源	1.54		1.4	1.4	1.5
k_{pp}	SLF 电源	1		1	1	1
	T100-T30	1.5		1.5	1.3	1.3	1.2
	T10	1.5		1.5	1.5	1.2
	TLF	1.5		不适用		1.2
	OP	2.5		2.5	2	2	2

表 10-6 对于故障电流开断方式，IEC 的瞬态恢复电压参数计算

试验方式	u_1（pu）	t_1	u_c（pu）	t_3，t_2	t_d	u'	t'
额定电压 U_r < 100kV（两参数法表示）							
T100 电缆系统	不适用		k_{pp}，k_{af}	u_c/RRRV	$0.15t_3$	$u_c/3$	$t_d + t_3/3$
T100 线路系统					$0.05t_3$		
T60 ~ T10、TLF					$0.15t_3$		
SLF 电源					$0.05t_3$		
OP					$0.15t_3$		
额定电压 100kV≤U_r≤800kV（除 T30、T10 外，四参数法表示）							
T100	$0.75k_{pp}$	u_1/RRRV	k_{pp}，k_{af}	$4t_1$	2μs	$u_c/2$	$t_d + u'/$ RRRV
T60				$6t_1$	$0.30t_1$		$t_d + u'/$ RRRV
T30、T10	不适用			u_c/RRRV	$0.15t_3$		$t_d + t_3/3$
SLF 电源	$0.75k_{pp}$	u_1/RRRV		$4t_1$	2μs		$t_d + u'/$ RRRV
OP				$2t_1$	$0.10t_1$		$t_d + u'/$ RRRV
额定电压 U_r > 800kV（除 T30、T10、OP 外，四参数法表示）							
T100	$0.75k_{pp}$	u_1/RRRV	k_{pp}，k_{af}	$3t_1$	$0.28t_1$	$u_c/4$	$t_d + u'/$ RRRV
T60				$4.5t_1$	$0.30t_1$		$t_d + u'/$ RRRV
T30、T10、TLF	不适用			u_c/RRRV	$0.15t_3$	$u_c/3$	$t_d + t_3/3$
SLF 电源	$0.75k_{pp}$	u_1/RRRV		$3t_1$	2μs	$u_c/4$	$t_d + u'/$ RRRV
OP	不适用			u_c/RRRV	$0.05t_1$	$u_c/3$	$t_d + u'/$ RRRV

所有国际标准规定“预期”或“固有”瞬态恢复电压。这些词具有相同的含义并且表示由系统提供的瞬态恢复电压。在短路电流开断过程中，断路器改变了瞬态恢复电压，并且在型式试验中改变后的数值可以在示波图上读出。这意味着试验中得到的瞬态恢复电压可以与标准值不同，而没有使试验无效。在感性负载试验中情况更是如此，因为截流，试验中 U_c 的数值总是比固有（标准）值高。在短路试验中，弧后电流可以在近区故障试验中降低瞬态恢复电压起始阶段（的上升率）。特别是在真空断路器中，有时具有相当大的弧后电流，这一结果可以有规律地观测到。

而且，时延的概念仅与固有瞬态恢复电压有关。在实际开断中，瞬态恢复电压总是立刻上升，几乎没有时延。

10.1.11　近区故障的额定特性

当额定电压 15kV 及以上的断路器直接与架空线路连接时，不论电源侧的网络类型如何，应明确近区故障要求㊀。对于额定短路电流小于或等于 12.5kA 的断路器，按照 RRRV 和 di/dt，认为该要求已被基本出线端故障试验方式涵盖。对于电压低于 52kV，经电缆连接到线路的情况，近区故障要求一般是不需要的。

在所有其他工况中，需要规定额定电压 15kV 及以上的断路器的近区故障开断能力。

使用断路器的架空线路的标准值：波阻抗 $Z=450\Omega$；峰值系数参数 $k_{af}=1.6$；额定电压 15kV≤U_r≤38kV 时线路侧时延 $t_{dL}=0.1\mu s$；额定电压在 48.3kV≤U_r≤170kV 时 $t_{dL}=0.2\mu s$；额定电压 U_r≥245kV 时 $t_{dL}=0.5\mu s$。

然而，如果在应用中超过了该数值，标准断路器仍有可能是适用的，特别是当系统的短路电流小于断路器的额定短路开断电流时。关于这一点，可以采用 IEC 62271-100[180] 的附录 A 给出的方法，根据额定特性计算近区故障的预期瞬态恢复电压，并与由系统的实际特性导出的预期瞬态恢复电压进行比较。

在 IEC 和 IEEE/ANSI 标准中，近区故障是指单相接地近区故障，而没有提到可能发生的相间近区故障。这些标准并没有涵盖一些三相近区故障。在这种情况下，可能要考虑特别条件下的验收试验。

近区故障试验方式对所有类型的断路器都适用，不论其开断介质或技术。断路器必须开断在任何实际数值的架空线路长度下出现的近区故障。

10.1.12　失步的额定特性

在统计上，失步条件实际很少出现。180°的失步是不太可能出现的。因此，IEC 和 IEEE 都规定对中性点有效接地系统首开极系数为 2.0，对中性点非有效接地系统首开极系数为 2.5，虽然理论上的最大值分别为 2.6 和 3.0。稳定性研究已经表明可以安全地引入一个 0.8 的系数[243]。而且，目前大多数中性点有效接地系统至多具有 1.15 的首开极系数。因此，数值 2.0/2.5 可以认为是绰绰有余的。由于架空线路引起的强阻尼作用，失步瞬态恢复电压的振幅系数通常小于出线端故障情况下的振幅系数。然而，失步瞬态恢复电压的峰值比出线端故障的高得多，并导致作用在断路器绝缘上的严酷负载。

对于失步瞬态恢复电压，标准中所规定的 RRRV 远不够陡峭，但是 IEC 62271-

㊀　见 6.3.10 节。

100[180]提到这可被试验方式 T30 涵盖（大部分试验）。然而，这对不超过 90°的失步相角是正确的，对于更大的相角，T30 的瞬态恢复电压包络线的 u_1 数值过小。因此，很多用户分别指定了包括 180°在内的更大的失步相角。

由于在非同步条件下，两个子系统之间环路的相对高阻抗，在电网中失步开断电流小于短路电流。按照 IEC 和 IEEE 标准，额定失步开断电流是额定短路开断电流的 25%。这与实际数据非常一致，尽管理论上的最大值是 50%。然而，按照理论上最极端的失步条件来设计断路器是不经济的。

如果系统中预期有更频繁的失步开合，可要求专门设计的断路器或者可以选取更高额定电压的断路器。

作为一个可替代的解决方案，可以使用控制脱扣时刻的设备以便明显在失步相角达到 180°的时刻之前或之后进行开断。

10.1.13 额定操作顺序

断路器的额定操作顺序是在规定的时间间隔内的一系列指定的合闸（C）和分闸（O）操作。CO 表示合闸操作后紧接着立刻进行分闸操作，而没有任何刻意的延迟。有以下两种可供选择的额定操作顺序：

1）O-t-CO-t'-CO

对于用于快速自动重合闸㊀的断路器，时间间隔 t 定义为无电流时间。0.3s 的标准值是基于系统中的外部电弧后空气的恢复时间。对于线路断路器，即对于所有与输电线路直接连接的断路器，通常规定了快速自动重合闸。

对于不用于快速自动重合闸的断路器，$t=3\text{min}$。

时间间隔 $t'=3\text{min}$ 是操动机构再次储能所需要的时间。取代 $t'=3\text{min}$ 的其他值：$t'=15\text{s}$ 和 $t'=1\text{min}$ 也可使用。

2）CO-t''-CO

仅对于不用于快速自动重合闸的断路器，可以选取 $t''=15\text{s}$ 的这一额定操作顺序。

两种额定操作顺序的选择，包括选择时间间隔的合适值，取决于系统对于运行连续性的要求。

10.1.14 额定时间参量

最常指定的断路器额定时间参量，通常称为额定操作时间如下：

- 额定分闸时间；

㊀ 自动重合闸是断路器的操作顺序，在其分闸后紧接着在预定时间后自动合闸。快速自动重合闸具有非常短的 0.3s 的预定时间。

- 额定合闸时间；
- 额定开断时间。

由于预击穿时间的变化，指定关合时间（与合闸时间不同，见下文）的额定值是不切实际的。

额定时间参量是相应的操作时间的最大允许值，它基于额定电源电压和频率、用于绝缘和开断的额定压力，周围空气温度为 20℃。

额定分闸和合闸时间与空载操作有关；而开断时间则与短路电流的开断有关。

按照 IEC 62271-100[180] 的时间定义在图 10-3 中予以说明。

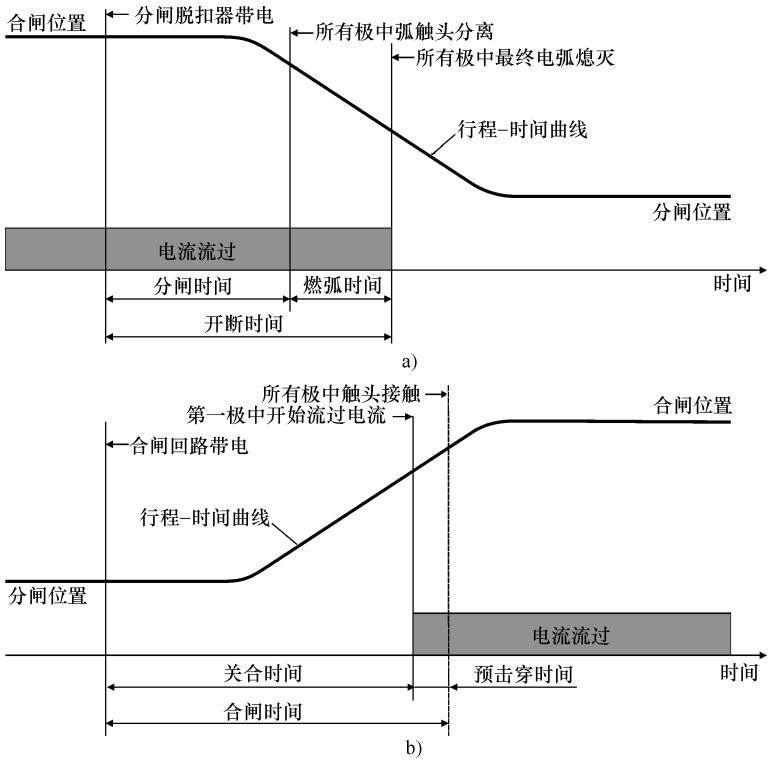


图 10-3　对于无开合电阻的断路器，按照 IEC 62271-100[180] 的时间定义

a）分闸操作　b）合闸操作

断路器的分闸时间是分闸脱扣器带电时刻与所有极中弧触头分离时刻之间的时间间隔。

断路器的合闸时间是合闸回路带电时刻与所有极中触头都接触时刻之间的时间间隔。

断路器的开断时间是分闸时间起始时刻与所有极中最终电弧熄灭时刻之间的时间间隔。

燃弧时间是第一极电弧起始时刻（触头分离）与所有极中最终电弧熄灭时刻

之间的时间间隔。

断路器的关合时间是合闸回路带电时刻与第一极中电流开始流过（预击穿）时刻，即预击穿时间的起始时刻之间的时间间隔。

预击穿时间是合闸操作过程中，第一极中电流开始流过的时刻与触头接触时刻之间的时间间隔。预击穿时间取决于特定的合闸操作过程中外施电压的瞬时值，因此可能会显著变化。

最长开断时间是在试验方式 T30、T60 和 T100s 期间记录到的最长开断时间。在这三个基本短路试验方式中确定的最长开断时间不应超过额定开断时间，除了试验方式 T100s 中的 CO 操作顺序时的开断时间以外，其应超过额定开断时间，但不应大于工频的半个周波。

最长开断时间对于系统稳定性特别重要。最常见的要求是最长开断时间应为三个周波[㊀]或更短。在特殊工况下，要求断路器的开断时间为两个周波或更短。

对于具有合闸电阻的断路器，还应规定额定预插入时间。预插入时间是合闸操作过程中，从合闸电阻单元中的触头接触时刻到该极主开断单元的触头接触时刻的时间间隔，即电阻接入主电路的时间。

10.1.15　辅助和控制回路的额定电源电压和频率

辅助和控制回路的电源电压定义为回路端子上测得的电压，不包括连接到电源的导体。

额定电源电压应从下述直流标准值中选取：24V-48V-60V-110V-125V-220V-250V 或者从下述交流标准值中选取：120/240V、（220/380V）、230/400V、（240/415V）、277/480V 或 347/600V。较低的值是对中性点的电压，较高的值是相间电压。230/400V 的数值将来应是唯一的 IEC 标准电压并推荐在新的系统中采用，括号内数值的使用应予以避免。

在回路端子处测量的交流和直流电源电压的相对公差为 -15% ~ +10%。

额定电源频率的标准值是直流、交流（50Hz 和 60Hz）。

10.1.16　机械寿命（M1 和 M2 级）

关于机械性能，IEC 区分两个等级的断路器：M1 级和 M2 级。

M1 级断路器是具有基本的机械寿命的断路器，机械型式试验为 2000 次操作。

M2 级断路器是具有延长的机械寿命的断路器，机械型式试验为 10000 次操作。该设计是为了满足非常有限维护的需求，且需通过特定型式试验。M2 级是为了满足断路器频繁操作的特殊运行条件。

㊀ 周波是基于相应的额定工频。

通常，用于开合输电线路的开关设备很少动作。在这些馈线上安装的断路器的预期操作次数相对较小，M1 级就足够了。

对于频繁操作的特殊应用，如电抗器和电容器组开合的工况和特定工业应用的工况，可以要求 M2 级断路器。

应记住 M2 级的型式试验要求不必验证胜过 M1 级的出众的可靠性。对特别设计的断路器履行一定倍数（两倍或更多）的 M1 级断路器型式试验要求或许是更合适的[242]。

在非常特殊的使用场合，要求比 M2 级推荐的更多操作次数也是可能的。

10.1.17　重击穿性能和容性电流开合额定值（C1 和 C2 级）

经常要求断路器开合容性电流，包括线路或电缆，以及电容器组电流。这些任务会给断路器造成特殊困难并且必须在其技术规格中予以说明。

2005 年，IEEE 修订并与 IEC 62271-100[180]统一了关于容性电流开合的断路器标准[332,333]。其允许断路器具有容性电流开合额定值，包括架空线路开合、电缆开合、电容器组开合以及背对背电容器组开合。

术语“无重击穿”已经从标准中删除，因为它不能反映真实情况。

基于重击穿概率确立了两种等级的断路器：C1 级断路器（具有低的重击穿概率）和 C2 级断路器（具有非常低的重击穿概率）。

对于每一类容性电流开合的额定值确定重击穿概率。断路器对于一种类型的应用可以是 C2 级，而对恢复电压更严酷（例如中性点非有效接地系统中）的另一种应用场合可以是 C1 级。更低水平的重击穿性能在标准中并没有定义。未指定容性电流额定值的断路器通常用在不需要开合电容负载的场合。

对于并联电容器组，通常每天随系统负载的变化进行开合。这一开合会导致不需要的高频电压和电流暂态现象，特别是在重击穿后可能会破坏系统运行，使用户工作进程中断或造成设备损坏。因此，建议用于开合电容器组的断路器要满足 C2 级的要求。

实际运用中还应寻求其他技术以减缓电压和电流暂态现象，包括应用避雷器、选相开合（同步开合）、限流电抗器、合闸电阻以及合闸电抗器。当不采用上述提及的减小暂态现象的措施时，专用的开关装置（电容器开关）可能只具备有限的功能，而不是增强的性能。

同步断路器提供了（至少在理论上）减缓暂态现象的最好的解决方案。同步断路器已经有许多成功的应用，尽管由于操动机构还赶不上同步控制器的响应要求，某些同步断路器在保持一致的操作时间上还存在困难。

同步断路器降低了重击穿的风险，但是如果偶然发生重击穿，并不能限制其作用。

10.1.18 感性负载电流开合额定值

感性负载电流开合是复杂的，包括空载变压器电流、高压电动机电流和并联电抗器电流开合。国际标准 IEC 62271-110[268] 仅涵盖了高压电动机电流和并联电抗器电流开合。在该标准中并未考虑空载变压器电流的开合㊀。

高压交流电动机通常在 2～14kV 和 100kW～40MW 的范围内。电动机开合类似于非有效接地的并联电抗器开合的工况。至于开断能力和过电压产生，直接起动异步电动机的起动电流开断是最严酷的工况[286]。IEC 62271-100 和 IEC 62271-1 的应用导则[243]中讨论了这一工况。

使用高压断路器在高电压侧开合空载油浸式变压器并不认为是繁重的任务。这方面的原因在于施加到断路器上的负载远没有其他任何开合方式严酷。

在 52kV 及以下的额定电压下，系统中常采用干式变压器。空载干式变压器的开合类似于固定接地的并联电抗器开合的工况。

对用于开合并联电抗器或电动机的断路器，或许并不要求近区故障、失步电流关合与开断以及容性电流开合能力。如果断路器的特定目的仅是开合并联电抗器，即使短路电流开断能力可能都不要求。

倘若并联电抗器需要频繁开合，有必要规定维护前要求操作的次数。对于此类应用，具有延长的机械寿命的断路器（M2 级）是合适的选择。

接地方式（固定接地、非有效接地或中性点电抗器接地）以及过电压限制应作出规定。

还应说明抑制峰值过电压的限制。对于 72.5kV 及以上的应用，推荐值为 2pu，对更低的电压额定值则为 2.5pu。对于多次复燃过电压的限制可以不作说明，因为该过电压在很大程度上取决于电路。

可以规定无复燃的燃弧窗口。假如那样的话，试验中测得的无复燃的燃弧窗口应等于或大于规定值。IEC 62271-100[268] 中现有的最重要的要求是感性负载电流必须在一个工频周波内开断。这实际上意味着断路器应始终仅在一个电流过零点出现复燃的情况下开断电流。

在规定感性负载电流时必须注意，当应用中的实际电流小于标准值时，在实际运行情况下经常要求进行试验。这是因为不同于所有其他开合方式，对于感性负载开合，较小的电流比较大的电流更严酷。

由于复燃在实验室试验中，出现的过电压与实际并联电抗器装置中过电压的评估无关。因此，对于在与试验中相似的回路中应用的断路器，现场试验的结果是唯一有效的。

㊀ 见 9.4.9 节。

在实验室试验中评估的主要特性是断路器的截流常数。截流常数是断路器的固有特性且几乎与电路无关。截流常数在统计上是变化的并且必须以平均值、标准偏差以及有可能的话与燃弧时间的关系来表示。因此，截流常数可以用来评估在不同于试验回路的其他回路中的断路器特性。在 IEC 62271-100 和 IEC 62271-1 应用导则[243]的附录 F 和并联电抗器开断的 IEEE 导则（IEEE C37.015）[268]的附录 C 中所描述的基础上，可以导出预计的复燃过电压水平。

除了较小的截流常数以外，通过尽量减少断路器上串联的灭弧室数量也可以降低过电压水平，同时均压电容器也应尽可能小。

对于真空断路器，截流常数方法是不适用的。真空断路器的相关特性是截流水平。为了控制过电压水平，要选择截流值最小的触头材料的真空断路器。

下述一些过电压限制的方法通常用于所有并联电抗器开合的工况：

1）选相分闸：具有选相分闸的同步断路器可以消除复燃。同步对断路器分闸时间的精度和长期稳定性提出了大量的要求，在标准中并没有说明。对于断路器的全部工作范围，包括温度、时间和操作循环，有必要表明其可以保持足够的精度。该方法要求独立极操作，因此增加了断路器的资金成本。

2）分闸电阻：该电阻造成电流相对于电压的相移，使得电流开断在电压波形上的较低点，因而显著降低了抑制尖峰过电压和瞬态恢复电压峰值。

3）断路器两端的金属氧化物避雷器：该避雷器限制了电抗器上对地的过电压。

4）电抗器上的金属氧化物避雷器：该避雷器将断路器两端的瞬态恢复电压限制到避雷器的保护水平并且也因此限制了随后的复燃过电压。

5）冲击电容器：该电容器降低了频率和负载侧振荡的上升率，因而降低了复燃概率。另一方面，电容器要增加瞬态恢复电压的幅值。另外，电容器可能会提高截流水平。

10.1.19　电寿命（E1 和 E2 级）

IEC 将高压断路器按电寿命分为 E1 级（基本的电寿命）和 E2 级（延长的电寿命）。如果断路器成功地通过了五个基本短路试验方式，就具有基本的电寿命。IEC 62271-100[180]涵盖了额定电压 52kV 及以下断路器的延长的电寿命试验，而 IEC/TR 62271-310[223]则适用于更高额定电压。延长的电寿命试验程序是基于在 25 年的预期运行寿命期间，由于电流开断而造成的累积电负载。在该定义中“预期运行寿命”意味着开断部件未经维护的最小使用周期。通常，设计的寿命预期更长。

试验程序由空载试验、磨损试验（中燃弧时间，无瞬态恢复电压）和验收试验组成。

两个等级的电寿命试验程序在 9.4.10 节中进行了更为详细的阐述。该试验程

序是基于运行中电流开断大多在额定短路开断电流的 10% 与 60% 之间这一监测结果[345]。极少数的开断发生在断路器额定短路开断电流的 60% ~ 100% 之间。试验程序的总体覆盖范围超过了运行中实际情况的 90%。因此，具有延长的电寿命能力的断路器并不是要用于电弧负载非常高的工况，即故障发生的高概率和高故障电流水平的结合。该工况指的是特殊运行条件，例如雷暴活动的频率或强度异常高的区域，或者线路上没有地线保护。

尽管新的断路器维护方法趋向于免维护，但应避免提出过高要求，因为这会导致断路器成本的增加。通常，选择 E1 级断路器大多是足够的。延长的电寿命试验程序（E2 级）只是为线路断路器定义的，因为与电缆系统相比，其具有更高的故障发生率。

为了更全面地表达断路器特性，关于电寿命、机械寿命和容性电流开合过程中的重击穿概率的三种不同等级的组合必须联合定义。这些等级并不是完全独立的。例如，用于电容器组开合的断路器可能要频繁操作并且应属于 C2/E1/M2 级。为了标识这些断路器，不同等级的符号按字母顺序组合。

10.2 使用条件的选择

除非另有规定，断路器要在其额定特性和正常运行使用条件下使用。

如果实际使用条件与正常使用条件不同，断路器应按用户提出的任何特殊使用条件来设计。

关于环境条件分级的详细信息在 IEC 60721-3-3（户内）[336] 和 IEC 60721-3-4（户外）[337] 中给出。

10.2.1 正常使用条件

IEC 标准区分并因而规定了户内户外装置的正常使用条件。

10.2.1.1 户内装置的正常使用条件

户内装置的正常使用条件如下：

1）周围空气温度不超过 40℃，且在超过 24h 的时间内测得的平均值不超过 35℃。最低周围空气温度的优选值如下：

- −5℃（户内 −5 级）；
- −15℃（户内 −15 级）；
- −25℃（户内 −25 级）。

2）阳光辐射的影响可以忽略。

3）海拔不超过 1000m。

4）周围空气没有明显地受到尘埃、烟、腐蚀性和/或可燃性气体、蒸气或盐雾的污染。如果用户没有特殊的要求，制造厂可以认为不存在这些情况。

5）湿度条件如下：

- 在超过 24h 的时间内测得的相对湿度的平均值不超过 95%；
- 在超过 24h 的时间内测得的水蒸气压力的平均值不超过 2.2kPa；
- 超过一个月的时间内相对湿度平均值不超过 90%；
- 超过一个月的时间内水蒸气压力平均值不超过 1.8kPa。

在这样的条件下，凝露㊀会偶尔出现。因此，应使用为此条件设计的断路器。

6）由断路器之外的原因引起的振动或地颤是无关紧要的。这意味着或者用户与地震事件无关，或者其分析表明该风险是“无关紧要的”。

7）由于电磁干扰在低压控制和辅助回路上感应的电压峰值不超过 1600V。

10.2.1.2　户外装置的正常使用条件

户外装置的正常使用条件如下：

1）周围空气温度不超过 40℃，且在超过 24h 的时间内测得的平均值不超过 35℃。最低周围空气温度的优选值如下：

- －10℃（户外－10 级）；
- －25℃（户外－25 级）；
- －30℃（户外－30 级）；
- －40℃（户外－40 级）。

应当考虑温度的快速变化。

2）阳光辐射的影响可以忽略。应当考虑高达 1000W/m^2（在晴天中午）的阳光辐射。在某些情况下，为了不超过规定的温升，可采取适当的措施（如加盖屋顶、强迫通风、试验模拟阳光辐射，等）可能是必要的。

3）海拔不超过 1000m。

4）周围空气可能受到尘埃、烟、腐蚀性气体、蒸气或盐雾的污染。污秽不能超过中等污秽等级，即按照 IEC 60815[215] 的Ⅱ级。

5）应考虑的覆冰范围从 1mm 到 20mm，但不超过 20mm。覆冰厚度的优选值如下：

- 1mm（覆冰厚度等级 1mm）；
- 10mm（覆冰厚度等级 10mm）；
- 20mm（覆冰厚度等级 20mm）。

6）风速不超过 34m/s，对应于圆柱表面上的 700Pa。在 IEC 60721-2-2 中[338] 阐述了风的特性。

7）应考虑可能出现的凝露和降水。在 IEC 60721-2-2 中[338] 定义了降水的

㊀ 在高湿度期间温度急剧变化的情况下会出现凝露。通过用特殊设计的建筑物或小室，变电站的适当通风和加热，或使用去湿装置可以防止形成凝露。

特性。

8）由断路器之外的原因引起的振动或地颤是无关紧要的。这意味着或者用户与地震事件无关，或者其分析表明该风险是“无关紧要的”。

9）由于电磁干扰在低压控制和辅助回路上感应的电压峰值不超过1600V。

10.2.2　特殊使用条件

当断路器所在位置的实际条件不同于正常使用条件时，要求以下几个方面的特殊使用条件：海拔、污秽、环境温度、空气湿度、风或地震活动。

10.2.2.1　海拔

额定绝缘水平与标准大气条件有关。随着海拔升高，空气密度下降。因此，对于海拔超过1000m的高压断路器的绝缘，有必要考虑由于较低的空气密度引起的外绝缘的绝缘耐受水平的下降。海拔不会影响内绝缘，因此不需要采取特殊预防措施。

外绝缘的绝缘耐受水平应通过额定绝缘水平乘以一个系数 K_a 来确定。如图10-4所示，对不同海拔指定了这一系数。海拔修正系数可通过下式计算[209]：

$$K_a = e^{\frac{m(H-1000)}{8150}} \tag{10-4}$$

式中　H——海拔（m）；

m——图10-4中标明的固定值。

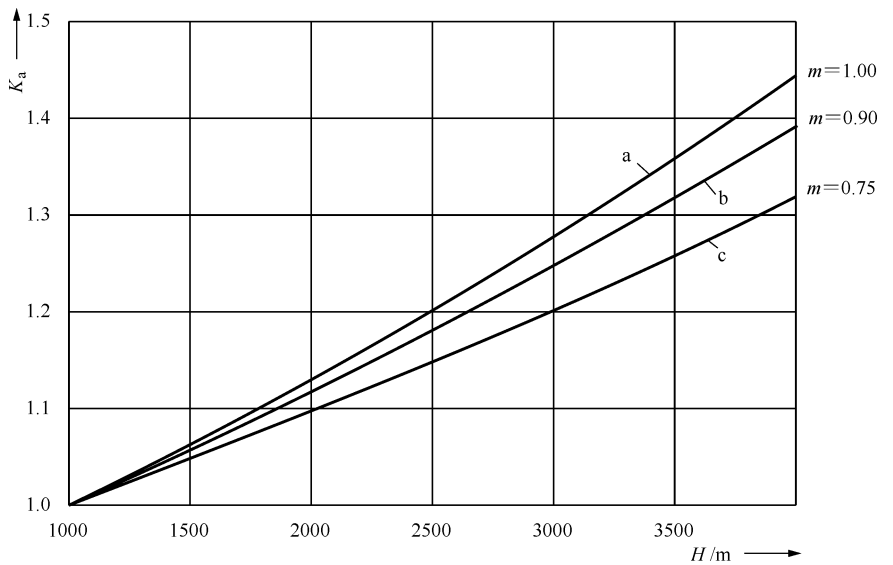


图10-4　外绝缘耐受电压的海拔修正系数

a—m=1.0，对于工频、雷电冲击和相间操作冲击电压

b—m=0.9，对于纵绝缘操作冲击电压　c—m=0.75，对于相对地操作冲击电压

在这方面，如果安装地点的海拔大大超过了1000m的高度，有时可使用更高

额定电压的断路器。选定的更高额定电压必须满足这样的条件，即耐受电压的所有额定值等于或大于应用修正系数 K_a 的规定值。只关注工频耐受电压通常是足够的。

实例：需要在额定电压 123kV 的系统中选择用于海拔 3000m 的断路器。修正系数具有如下数值：

$$K_a = e^{\frac{m(3000-1000)}{8150}} = 1.278 \tag{10-5}$$

这意味着应选取额定电压等于或大于 $123 \times 1.278\text{kV} = 157.2\text{kV}$ 的断路器。IEC 和 IEEE/ANSI 标准推荐的下一个更高的额定电压标准值是 170kV。

如果系统的额定电压是 145kV，断路器的额定值应是 $145 \times 1.278\text{kV} = 185.3\text{kV}$ 或更高。下一个更高的标准值是 245kV。

当断路器具有海拔低于 1000m 的特定耐受电压值时，可以假定其高于额定值，可以用图 10-5 所示的图表估算海拔 1000m 以上的耐受电压的近似值。实际上，该图表给出了对 $m=1$ 的修正系数 K_a 的倒数值。

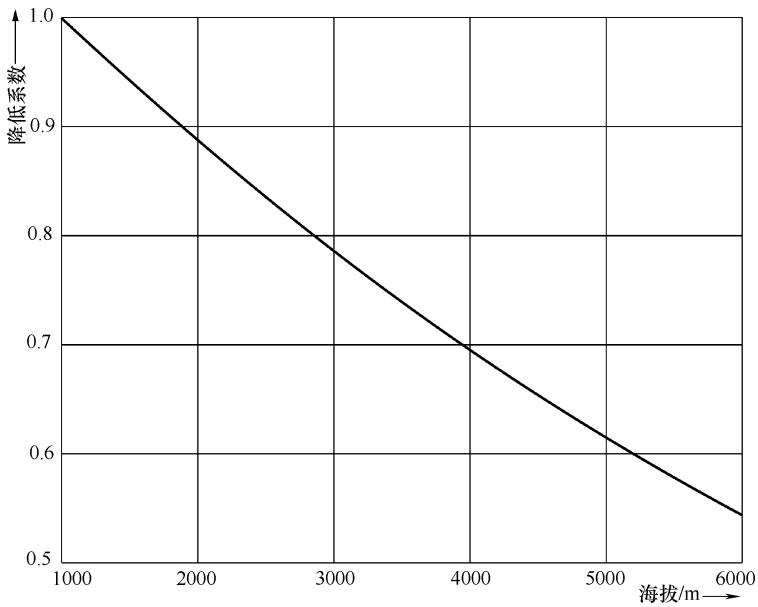


图 10-5　1000m 以上空气绝缘强度的降低

对于用在高压断路器的低压控制和辅助回路中的装备，如果海拔低于 2000m，不需要采取特别的措施。

10.2.2.2　污秽

对于户外断路器，某些地区的环境条件会非常不利，这是因为脏的和/或含盐的环境在绝缘子上产生了厚的导电沉积物。

对于户外装置，IEC 60815[215] 定性地给出表 10-7 表明的 4 个污秽等级。该表是基于陶瓷或者玻璃绝缘子，其对于复合绝缘子的应用还未得到核实。

对于在污秽空气中的装置，污秽等级应规定为 IEC 60815 中的Ⅲ级（重污秽）或Ⅳ级（严重污秽）。这意味着对于腐蚀保护、清洗能力和绝缘子的爬电距离的强化要求应作出规定。

在污秽大气中，应规定使用更大爬电距离的陶瓷绝缘子，同时规定的最小爬电距离应符合表 10-7。在某些暴露的区域，可能额外需要考虑清洗或附加涂料。

表 10-7　污秽严重等级

污 秽 等 级	典型环境的实例	规定的最小爬电距离/(mm/kV)
轻污秽	没有工业的地区、农业地区、山区。所有这些地区至少距离海边 10～20km，不直接遭受海风的作用	16
中等污秽	不产生污染烟灰的工业区、房屋密度大的地区，会遭受海风作用但离海至少数千米的地区	20
重污秽	工业密度较大的地区、大城市的郊区、靠近海的地区或是在任何情况下都会遭受相当强的海风作用的地区	25
严重污秽	遭受导电粉尘和产生厚的导电沉积物的工业烟灰影响的地区；很接近海岸并受到海水喷雾作用的地区；受到带有沙和盐的强风作用且常有凝露的沙漠地区	31

对于重污秽和严重污秽等级，用具有硅橡胶户外绝缘材料的复合绝缘子装配的断路器是非常好的替代选择。某些如瑞典国家电网的实际应用对于在 245kV 及以上额定电压下强制使用复合绝缘子具有指导意义。

10.2.2.3　环境温度

对于安装在环境温度可能超出正常使用条件范围处的设备，规定的最低和最高温度的优选范围如下：

1）对严寒气候，－50℃和＋40℃；

2）对酷热气候，－5℃和＋55℃。

该极限值在断路器运行过程中适用，在运输和贮存过程中可能会超过该极限值。

如果预计在运行过程中会超过最高温度，断路器必须在小于额定值的电流下运行，或者选取较大额定值的断路器。如果预计温度会降至最低值以下，必须安装加热器或者必须考虑 SF_6 与其他气体的混合体。

10.2.2.4　空气湿度

对于户内或户外装置，高空气湿度与温度的急剧变化相结合，都会导致在设备上形成有害的凝露。

在户外断路器的情况下，应进行操动机构的适当通风和内部加热，以防止在低压辅助和控制回路中形成有害的凝露。根据温度情况进行加热的方法得到了广泛使用，但持续不变的加热是更好和更安全的。

在暖湿风频繁出现的某些地区，温度的急剧变化会导致凝露，甚至在户内也会这样。断路器上的加热器避免了凝露问题，房间加热也是有效的。在大型变电站中，这在任何情况下都是有必要的，因为其他设备，如保护和控制系统，也要求干燥的室内空气。

在热带的户内条件下，在 24h 内测得的相对湿度的平均值可以超过 98%。

当断路器应在这样的条件下安装时，增强的腐蚀保护可能是必要的。如果对内部的零部件进行油漆或涂脂，则认为得到了符合要求的保护。外部的零部件应使用抗腐蚀材料制造。钢应是抗腐蚀或热镀锌的。这应在询问单中说明并要求。

10.2.2.5　覆冰

在具有覆冰风险的地区，用于户外装置的断路器必须能在具有规定厚度的冰层时操作。因此，应规定断路器的覆冰厚度等级。

与污秽情况相比，在覆冰情况下的爬电距离相对更小，因为冰会桥接伞裙。当冰冻具有绝缘保护时，冰冻所产生的蠕变要小于污染造成的蠕变。这样，绝缘子的长度和伞裙之间的距离就更加重要。

10.2.2.6　风速

正常使用条件指出预期风速不超过 34m/s。对处于暴露地点的断路器，通常在沿海地区或山区，风速可能更高，需要另行规定。

10.2.2.7　地震

即使在极端条件下，如地震，一定不允许中断供电。因此，在地震活跃地区，断路器的适当设计和抗震鉴定是必须要求的。

所选取的鉴定等级应与安装地点预期地震的水平和垂直烈度一致。抗震鉴定应验证在地震事件期间和之后断路器耐受地震作用并保持规定功能的能力。

按照 IEC TR 62271-300[340]，具有三个优选的烈度等级，在表 10-8 中标明。

表 10-8　抗震鉴定等级——水平烈度（注：对垂直烈度，方向系数为 0.5）

抗震鉴定等级		零周期加速度/(m/s^2)
AF5	高	5
AF3	中	3
AF2	低	2

在某些地区，抗震鉴定等级超过了最高优选等级，例如日本、美国和印度尼西亚。在对这些地区规定要求时应予以注意。

由于存在地震活跃地区，断路器的抗震鉴定仅在要求时才进行。

分析方法、实验方法或者两者的结合可用来进行断路器的抗震鉴定。推荐通过实验来鉴定断路器的动态性能（固有频率和阻尼率）。应通过分析方法来使用该基本实验输入数据。对于断路器的抗震鉴定，分析方法可认为是充分的验证。

10.3　断路器类型的选择

断路器类型的选择在过去是比现在要复杂得多的任务。在20世纪70年代，几乎所有类型的迄今为止商业化的断路器都已经同时制造并安装：多油、少油、压缩空气、双压力式SF_6、单压力式SF_6和真空断路器。图10-6形象地给出了这六种主要断路器类型的应用时间表。目前，单压力式SF_6和真空断路器已经替代了先前的空气和油断路器。

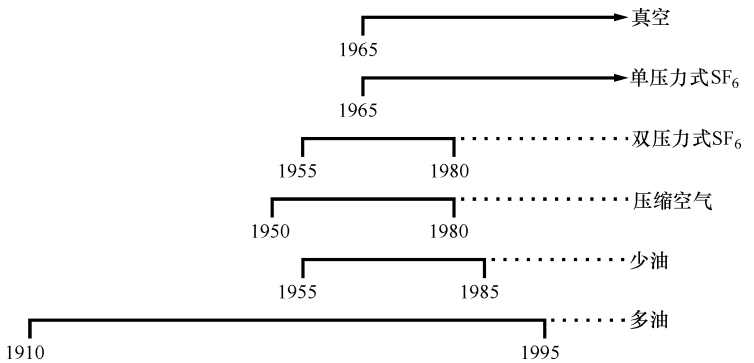


图10-6　六种主要断路器类型的应用时间表

真空断路器为人所熟知的特性是在短路开断过程中能够耐受非常的RRRV，尽管存在高达170kV的设计，但是目前真空断路器每个断口的额定电压还不能以经济的方法提高到52kV以上。另一方面，SF_6断路器在应对由瞬态恢复电压峰值产生的绝缘负载方面是非常优良的。因此，断路器类型的选择看起来仅在中压真空和SF_6断路器之间是必要的，而在额定电压52kV以上，SF_6断路器占据市场主导地位。

根据过去40年进行的大量调查和比较研究可以推断这两种技术在配电系统中具有相近的性能水平。两者都具有优异的灭弧特性。总体的技术和经济评价表明在额定电压12～24kV之间两者技术上的等价性，在此电压范围之上SF_6具有相对优势，而在此电压范围之下则真空具有相对优势。然而，从开关设备的制造数量看，直至36kV的等级，真空断路器在总体规模上远超SF_6断路器。虽然真空与SF_6之间的选择是某种程度上是品味的问题，但是存在这两种技术之一具有一定优势的某些特定工况。

真空断路器有许多引人注目的特点，如运行可靠性高、少维护、电寿命长以及对环境友好。通常听到的关于真空断路器的缺陷是某些特定情况下的过电压，尤其是感性负载开合（三相同时开断，见下文）与较高电压下承受涌流的容性电流开合（非保持破坏性放电）。产生高截流过电压的名声源自第一代真空断路器，其使用纯铜触头且截断电流可达20A。在现代真空断路器中，所使用的触头材料的截断

电流低至 3～5A，与 SF_6 断路器接近。通常，这样的截断电流不会导致高过电压。然而，在例外情况下，当开合某些感性负载时，如果发生多次复燃，可能会产生高过电压和/或非常快速的开合暂态现象。当多次复燃导致三相同时开断时，三相电流中出现最严酷的过电压。在这些特殊场合，需要并且应要求使用避雷器[344]。

检查灭弧室真空度的困难常被认为是真空断路器的关注点。随着目前运行中老化的真空断路器的数量增加，这一问题变得越来越突出。

SF_6 断路器也具有一些引人注目的特点。最重要的是优异的绝缘特性和截断电流小。然而，作为一种极强的温室气体㊀，对限制 SF_6 的关注则强调其在环保方面的缺点。同时，一些国家，包括欧盟，已经发布了关于包括 SF_6 在内的某些温室气体的条例，以减少其向大气中的排放。

同时，真空技术已经取得重大进展。特别是在缩小尺寸的灭弧室中获得了特大短路电流开断能力。

这些趋势使得 SF_6 在中压领域的应用更加不利。一些用户已经决定，对于中压范围的开关设备不再使用 SF_6，并且将来很可能有进一步的严格限制，特别是存在成熟替代技术的中压领域。

在高电压下，单压力式 SF_6 断路器仍然没有可接受的替代选择。550kV 和 63kV 单断口单元已经开发出来并且 2 断口或 4 断口的 1100kV 断路器已投入运行。

然而，在 245kV 的额定电压下困境已经出现。更高电压需要更长的行程和更高的速度，用小功率操动机构来实现是很困难的。一些制造商使用了增加材料的绝缘负载和双动机构的解决方案，这可能会严重破坏断路器的可靠性。标准单动机构是经常使用的并且仍具有相当的优势。

同时，可以看到在东亚，特别是在日本，进入高压市场的真空断路器已取得重大进展，（2010 年末）有接近 1 万台额定电压 55kV 以上的真空断路器，大多是在 72.5kV，安装在工业和公用事业领域[346]。对于在高压输电系统中使用真空断路器，日本的公用电力系统仍有很多忧虑。指明的技术要求有：应用于大电流的承载能力、NSDD 的后果、与过电压有关的截流以及与真空泄露有关的长期可靠性。

认识到高压真空断路器比气体断路器更适合频繁开合操作，某些高电压真空断路器在频繁开关操作中具备更高的适用性，而公用电力系统限制了其应用于负载电流开合。

高压断路器设计的研究、发展和改进是非常密集的，在不久的将来可以预期新的设计。某些创新的设计，像由 SF_6 灭弧室和真空灭弧室串联组成的混合式高压断路器断流器已经公布[344,347]。该混合断路器利用了真空灭弧室的强开断特性和 SF_6 灭弧室断流器的高压绝缘特性。

㊀ 见 5.3.3 节。

参 考 文 献

1. C.A. Ronan: SCIENCE: *Its History and Development Among the World's Cultures*, New York, 1982.
2. Publication IEC 60050: *International Electrotechnical Vocabulary*.
3. H. Požar: *Visokonaponska rasklopna postrojenja*, Zagreb, 1984.
4. B. Belin: *Uvod u teoriju električnih sklopnih aparata*, Zagreb, 1978.
5. W. Pucher: *Der Kontaktabbrand in Hochspannungsschaltern*, ELEKTRIE Heft 9 (1965), s. 362-366.
6. A.M. Meljkumov, I.L. Schlejfman: *Iznos kontaktov v visokovoljtnih malomasljanih vi–ključateljjah*, ELEKTROTEHNIKA br. 9 (USSR), 1968, s. 21-24
7. M. Brusin, S. Krajinić: *Lichtbogenabbrand von Kontaktstucken in olarmen Leistungsschaltern bei hohen Strömen*, 7th International Conference on Electrical Contact Phenomena, Paris, 1974.
8. W.R. Wilson: *High-Current Arc Erosion of Electric Contact Materials*, Trans. AIEE (III) 74, 1955, s. 657-664.
9. K.H. Schroder: *Das Abbrandverhalten offnender Kontaktstucke bei Beanspruchung durch magnetisch abgelenkte Starkstromlichtbogen*, Diss. TH Braunschweig, 1967.
10. A-A.M. Abdel-Asis: *Auswirkung des Schaltlichtbogens auf Kupfer Kontaktstücke und Schaltarflussigkeiten beim Ausschalten von Wechselstromen von 1 bis 18 kA,* Diss. TH Braunschweig, 1972.
11. H. Gremmel: *Das Abbrandverhalten der Elektroden von Starkstromlichtbögen bei kurzer Lichtbogendauer*, Diss. TH Braunschweig, 1963.
12. K.H. Schroder: *Kontaktstuckabbrand bei Starkstrom-Schaltgeraten mit und ohne magnetische Lichtbogenbeblasung*, ETZ-A, August 1969, Heft 16.
13. A-A.M. Abdel-Asis, A. Erk: *Andert sich der Abbrand von Schaltstucken mit wachsendem Ausschaltstrom sprunghaft*, ETZ-A Bd. 94, 1973, Heft 4.
14. S. Krajinić, M. Brusin: *Arc Erosion of Tungsten-Copper Sintered Contacts in Oil*; International Team for the Study of Sintering, ITS-41.
15. H.V. Turner, Dr. C. Turner: *Discontinuous Contact Erosion*, Proc. 3rd Int. Res. Symp. on El. Contact Phen., Orono/Maine, 1966.
16. K. Moschekoff, M. Pantscheva, L. Pejtscheff, I. Tschalakoff: *Einfluss der Polaritat der Schaltstucke und der Form des Stromimpulses auf den Abbrand*, Electrotechnik und Maschinenbau Bd. 88 1971, s. 270-272.
17. J. Pssaquin, J. Lareppe: *Les criteres d'endurance electrique des disjoncteurs a huile*, R. G. E. Tome 82, No 12, Decembre 1973.
18. B. Gumbel: *Katoden und Abbrandmechanismus an Wolframverbundwerkstoffen*, ELEKTRIE 26 (1972) H.8.
19. B. Gumbel: *Das Abbrandverhalten von Starkstromkontakten aus W/Cu Trankwerkstoffen*, ELEKTRIE 27 (1973) H.7.
20. M.F. Shukow: *Erosion einer Wolframkatode in Stickstoff*, ELEKTRIE 27 (1973) H.7.
21. H. Hauer: *Uber den Einflus des magnetischen Blasfeldes auf den Ausschalt-abbrand elektrischer Kontakte*, e&i 107. Jg (1990) H.2.

22. B. Althaus, E. Vinaricky: *Das Abbrandverhalten verschieden hergestellter Wolfram-Kupfer-Verbundwerkstoffe im Hochstromlichtbogen, DODUCO Information, Veroffentlicht in der Zeitschrift Metall*, 22.Jg (1968) H.7.
23. B.N. Zolotih: *O prirode peredači energii elektrodam v impuljsnom razrjade pri malih promeutkah*, 3. simp. o el. kontaktima i kontaktnim materijalima, Moskva 11-14.12.1962.
24. O.I. Avsjejevič, I.G. Nekraščevič: *O selektivnosti v javljenijah emisii veščestva iz tverdih binarnih splavov pri impuljsnih razrjadah v vozduhe, 3. simp. o el. kontaktima i kontaktnim materijalima*, Moskva 11-14.12.1962.
25. A.D. Gutko: *Erozije elektrodov iz blagorodnih metalov v dugovom razrjade, 3. simpozijum o električnim kontaktima i kontaktnim materijalima*, Moskva 11-14.12.1962.
26. A.S. Zingerman: *O prirode sil vibrasivajuščih metal pri električeskoj erozii, 3. simpozijum o električnim kontaktima i kontaktnim materijalima*, Moskva 11-14.12.1962.
27. D.R. Airey: *Axial and Radial Heat Transport in a High Temperature SF_6 Arc*, Appl, Phis. 1979.
28. Butkevič, Belkin, Vedešenkov, Žavoronkov: *Električeskaja erozija silnotočnih kontaktov i elektrodov*.
29. *Circuit Interruption Theory and Techniques*, edited by T. E. Browne: Marcel Dekker, Inc., New York, 1985.
30. A.M. Zaleskij: *Električni luk*, Sarajevo, 1966.
31. M. Abadžić: *Teorija električnog luka*, Sarajevo, 1974.
32. I.S. Taev: *Električeskie aparati*.
33. G.N. Aleksandrov: *Proektirovanie električeskih aparatov*.
34. V.I. Rahovskij, G. V. Levčenko, O. K. Teodorovič: *Razrivnie kontakti električeskih aparatov*.
35. R. Holm: *Electric Contacts - Theory and Application*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1958, 1967, 1981, and 2000, ISBN 3-540-03875-2.
36. Lj. Kovačević, M. Kapetanović: *Povečanje električne trajnosti familije SFE i SFI prekidača*, Elaborat br.1475, Energoinvest – IRCE.
37. M. Kapetanović: *Postupak i rezultati analize električne trajnosti prekidača*, Savjetovanje J. N. K. CIGRE, Opatija 1983.
38. M. Heleta, M. Kapetanović, O. Marković: *Specifičnosti ispitivanja kod prekidanja asimetrične struje kratkog spoja*, Savjetovanje J.N.K. CIGRE, Opatija 1983.
39. M. Lindmayer: *Odabrana poglavlja iz električnih kontakata*, Predavanja na PMS 1988, ETF Sarajevo.
40. *Current Interruption in High Voltage Networks*, edited by Klaus Ragaller, Plenum Press, New York, 1978.
41. M. Kapetanović: *Analiza električne trajnosti visokonaponskog prekidača*, magistarski rad, ETF Sarajevo, 1993.
42. H. Ayrton: *The Electric Arc*, London, 1902.
43. CIGRE Working Group 13.01: *Practical Application of Arc Physics in Circuit Breakers. Survey of Calculation Methods and Application Guide*, Electra No 118, 1989.
44. CIGRE Working Group 13.01: *Applications of Black Box Modelling to Circuit Breakers*, Electra No 149, 1993.
45. CIGRE Working Group 13.01: *Survey on Analytical and Graphical Tools for Circuit Breaker. Behaviour Description*, CIGRE Brochure, 1998.

46. CIGRE Working Group 13.01: *State of the Art of Circuit-Breaker Modelling*, CIGRE Brochure 135, 1998.
47. A.M. Cassie: *Arc Rupture and Circuit Severity: A New Theory*, Report No 102, CIGRE, Paris, 1939.
48. O. Mayr: *Beitrage zur Theorie des statischen und des dynamischen Lichtbogens*, Arch. Electroteh. 37 (1943), 588-608.
49. A. Hochrainer: *Eine regelungsttechnische Betrachtung des elektrischen Lichtbogens, kybernetische Theorie des Lichtbogens*, Elektrotechn. Z-A 92 (1971), p. 367-371.
50. T. Matsumura, W. T. Oppenlander, C. A. Schmidt-Harms, A. D. Stokes: *Prediction of Circuit-Breaker Performance Based on a Refined Cybernetic Model,* IEEE Transactions PS-14, 435-443 (1986).
51. J. Slepian: *Extinction of an AC Arc,* Trans. AIEE 47: 1398 (1928).
52. B.W. Swanson, R.M. Roidt: *Numerical solutions for an SF_6 Arc*, Proc. IEEE 59: 493-501 (1971).
53. J.J. Lowke, H.C. Ludwig: *A Simple Model for High Current Arcs Stabilized by Forced Convection*, J.Appl.Phys. 46 (1975) 3352.
54. M.D. Cowley: *Integral Method of Arc Analysis*, Phys.D. 7 (1974) 2218.
55. M.T.C. Fang, S. Ramakrishnan, H.K. Messels: *Scaling Laws for Gas Blast Circuit-Breaker Arcs During the High Current Phase*, IEEE Trans., Vol. PS-8 (1980), pp. 357-362.
56. W. Hermann, U. Kogelschatz, L. Niemeyer, K. Ragaller, E. Schade: *Investigation of the Physical Phenomena Around Current Zero in HV Gas Blast Breakers*, IEEE Trans. PAS 95 (1976) 1165-1176.
57. W. Hermann, K. Ragaller: *Theoretical Description of the Current Interruption in Gas Blast Breakers*, IEEE Trans. PAS 96 (1977) 1546.
58. W.T. Oppenlander, A.D. Stokes: *Monte Carlo Simulation of Gas Blast Arcs, Conf. on Gas Discharges and their Applications*, (1985), p. 23-26.
59. J. Spencer, J. Parry, G.R. Jones: *Some Complex Aspects of Arc behaviour in a Rotary Arc Circuit Breaker*, Conf. on Gas Discharges and their Applications, (1985), p.133-136.
60. V. Bergmann, B. Grams, W. Rother: *The Mathematical Modelling of the Switching Arc*, Contribution Plasma Phys. 25 (1985) 5, 513-521.
61. T. Tanabe, K. Ibuki, S. Sakuma: *Computer Aided Study of Current Zero behaviour of SF_6 Arcs*, Conf. on Gas Discharges and their Applications, (1985), p. 65-68.
62. E. Schade: *Recovery of Switching Arcs*, International Conf. on Phenomena in Ionised Gases, (1985) p. 65-68.
63. K. Ragaller et al.: *Calculation Methods for the Arc Quenching System of Gas Circuit Breakers*, CIGRE 1984, paper 13-03.
64. T.E. Browne Jr.: *Simplified Estimation of Critical Quantities for Short Line faults Conditions*, IEEE Trans. PS 8: 400-405 (Dec. 1980).
65. L.C. Campbell et al.: *Effect of Nozzle Pressure Ratio on SF_6 Arc Interruption, Gas Discharges*, IEE Conference Publication 143, 1976, pp. 44-47.
66. S. Yanabu et al.: *Factors Influencing the Interrupting Ability of SF_6 Puffer Breaker and Development of 300 kV – 50 kA One-break Circuit Breaker*, IEEE PAS 101, No 6, 1511-1518 (1982).

67. M. Haupt, K. Möller: *Contribution on the Application of Two Pole Arc Models on SF_6 Blast Circuit Breakers*, ETZ Archiv Bd. 9 (1987) H.B.
68. J.J. Lowke: *Physical Models of Arc Interruption*, Paper E 1116, Electrical Engineering Transactions, 1980.
69. G.R. Jones, M.T.C. Fang: *The Physics of High-Power Arcs*, Rep. Prog. Phys., Vol. 43, 1980.
70. CIGRE WG 13.02: *Interruption of Small Inductive Currents*, Chapters 1-4, Electra No 72 (oct.1980) pp 73-103, Electra No 75 pp 5-9, Electra No 101 pp 13-38.
71. T.E. Browne Jr.: *A Study of AC Arc Behaviour Near Current Zero by Means of Mathematical Models*, AIEE Trans. 67 (1948), 141-153.
72. L.S. Frost: *Dynamic Arc Analysis of Short-Line Fault Tests for Accurate Circuit Breaker Performance Specification*, IEEE Trans. on Power App. and Syst. PAS-97 (1978), 478-484.
73. W. Rieder, J. Urbanek: *New Aspects of Current-Zero Research on Circuit-Breaker Reignition. A Theory of Thermal Non-Equilibrium Arc Condition*, Report No 107, CIGRE, Paris, 1966.
74. J. Urbanek: *Zur Berechnung des Schaltverhaltens von Leistungsschaltern, eine erweiterte Mayr-Gleichung*, ETZ-A 93 (1972), 381-385.
75. H. Kopplin: *BMFT-Forchungsbericht* T 73-09, 1973.
76. E. Schwalb, U. Habedank, H.H. Schramm, E. Slamecka, K. Zuckler: *Investigation of Unit Testing and Full-Pole Testing of a Single Pressure Type Double Nozzle SF_6 Circuit-Breaker Under Short-Line Fault Conditions*, CIGRE Rep, 13-03, Paris, 1978.
77. C. Portela: *Study of Problems Related to Switching of Relatively Small Currents*, CIGRE Rep. 13-05, Paris, 1980.
78. A. Grutz, A. Hochrainer: *Rechnerische Untersuchung von Leistungsschaltern mit Hilfe einer verallgemeinerten Lichtbogentheorie*, ETZ-A 92 (1971), 389-391.
79. E. Schmidt: *Ein Beitrag zum dynamischen Lichtbogenverhalten im Stromnulldurchgang von wechselstromschaltern*, VDE-Buchreihe Bd. 3 (1958), 64-76.
80. J. Schwarz: *Dynamisches Verhalten eines gasbeblasenen, turbulenz-bestimmten Schaltlichtbbogens*, ETZ-A 92 (1971) 389-391.
81. J.D. Welly: *Ein Verfahren zur Berechnung der Kenngrössen von Schaltlichtbogen*, ETZ Arch. 3 (1979), 87-90.
82. A.V. Avdonin, V.G. Egorov, K.J. Serjakow: *System of Programs for investigation of Circuit-Breakers by Means of Mathematical Modelling*, Elektrichestvo, (1975), 5-8.
83. M. Hrabovsky, V. Havel: *General Formulation of Dynamic Arc Equation*, Proc. of 3rd Symp. on Switch. Arc Phenom. Lodz 1977, 89-92.
84. H.G. Thiel: *Theoretical Investigation of the Different Arc Quenching Phenomena in SF_6 and Air Blast Circuit Breakers*, Wiss. Ber. AEG TELEFUNKEN 52 (1979), 185-196.
85. Y. Natamichi, D.T. Tuma: *Analysis of Electric Arc in AC Circuits*, IEEE Trans. on Power App. and syst. PAS 102 (1983), 586-595.
86. W. Widl, P. Kirchesch, W. Egli: *Use of Integral Arc Models in Circuit Breaker Testing and Development*, IEEE Trans. PWDR 3 (1988), 1685-1691.

87. E. Bonin, G. Bruggemann, H.G. Thiel: *Quenching Processes of Axially Inhomogeneous Arcs in SF_6 Circuit Breakers*, IEEE Trans. on Plasma Sci. PS-8 (1980), 344-351.
88. E. Bonin, K. Kriechbaum: *Advanced Methods of Circuit-Breaker Engineering*, Symp. on High Voltage Switch. Equip., Sydney, 1979, 117-121.
89. B. Sporckmann: *Ein stochastisches Lichtbogenmodell zur Berechnung von Ausschaltvorgangen von Hochspannungs-leistungsschaltern*, ETZ-A 99 (1978), 758-759.
90. W.P. Legros, A.M. Genon: *Circuit Breaker Stochastic Behaviour Simulation*, Symp. on High Voltage Switch. Equip., Sydney 1979, 38-43.
91. C. Portela, M. Santiago, J. Mourente: *Modelling of Dynamic Arc Behaviour for Small Currents*, Colloquium CIGRE SC-13, Sarajevo, 1989, Paper No 13-89(SC)16.
92. D. Dufournet, M. Collet: *Calculation Methods Applicable to Small Inductive Current Interruption*, Colloquium CIGRE SC-13, Sarajevo, 1989, Paper No 13-89(SC)02.
93. H. Drebenstedt, W. Rother et al.: *Ein verbessertes Verfahren zur Bestimmung der charakteristischen Funktionen des Zweipolmodells fur Schaltlichtbogen*, Illmenau Technical University, 1983.
94. G. Saint-Jean, M. Landry et al.: *A New Concept in Post-Arc Analysis Applied to Power Circuit Breakers*, IEEE Trans. PWDR 3 (1988), 1036-1043.
95. R. Blez, C. Guilloux: *Post-arc Current in High-voltage SF_6 Circuit-breakers when Breaking at up to 63 kA*, IEEE Trans. on Pow.Del., Vol.4, No.2, 1989
96. J. Stechbarth, G. Pietsch: *Determination of Thermal Arc Parameters by Conductance Diagnostics*, VI Int. Conf. on Switching Arc Phenomena, Lodz (1989), 99-103.
97. A.C. Carvalho, W. Widl: *Interruption Limit Prediction of Circuit Breakers under Short-Line Faults Condition*, Proceedings of 34. Intern. Wiss. Koll TH Illmenau 1989, 119-126.
98. V.G. Egorov et al.: *Physical and Mathematical Modelling of the Process of Electrical Arc Extinction in Gasblast Circuit Breakers*, CIGRE 1984,13-18.
99. J. Schwarz: *Berechnung von Schaltvorgangen mit einer zweifach modifizierten Mayr-Gleichung*, Dissertation TH Darmstaldt, 1973.
100. M. Haupt: *Impulse Current Measurement System with High Amplitude Resolution*, 5th ISH, Report 72.06, Braunschweig, 1987.
101. B. Belin: *Studij interakcije dinamičkog luka i mreže na digitalnom računalu*, SEITH "ELEKTROTEHNIKA" broj 5/1973.
102. M. Kapetanović, P. Knol, L. van der Sluis: A*nalysis of Cooling Power and Network Interaction of a Switching-Arc in an SF_6 High-Voltage Circuit-Breaker*, CIGRE SC 13 Colloquium, Sarajevo, 1989.
103. H. Dienemann: *Material Functions of Sulphur Hexafluoride*, J. Phys. D: Apl. Phys., No 9, 1983, pp. 1651-1671.
104. J.P. Novak, M.F. Frechette: *Transport Coefficients of SF_6 and SF_6-N_2 Mixtures from Revised Data*, J. Appl. Phys. 55(1), 1984.
105. D. Dufournet: *Evolution of the SF_6 Thermal Blast Interruption in HV up to 245 kV,* GEC ALSTHOM Technical Review No 6 1991.
106. Q. Bu-Van, B. Khodabakhchain, B. Kulicke, H.H. Schramm: *Clearance of Short-circuits with Delayed Current Zeros in the ITAIPU 550 kV Substation*, IEEE PAS, 1980, pp. 1406-1412.

107. S. Berneryd, S.E. Sölver, L. Ahlgrenn, R. Eriksson: *Coupure des réactances shunt, comparaison entre essais in situ et essais de Laboratoire*, CIGRE Session 1976, Paper 13-04.

108. CIGRE WG 23-03: *Application of Condition Monitoring Techniques in GIS*, Electra No 134, 1991.

109. A.C. Carvalho, M. Lacorte, C.M. Portela, R. Colombo, S.A. Morais, M. Vorpe, A. Horigome: *An Alternative Method to Forecast Circuit Breaker Behaviour upon Disconnection of No-Load Lines*, CIGRE Session 1990, Paper 13-103.

110. K. Nakanishi, M. Ishikawa, Y. Abe, K. Andoh, S. Yanabu, A. Ohuma, Y. Kurosawa; *Small Current Interruption and Recent Progerss of Gas Circuit Breaker*, CIGRE Session 1988, Paper 13-06.

111. K. Ibuki, S. Sakuma, H. Araki: *Dynamic Characteristics of Inductive Current Chopping by SF_6 Arc*, GD Conference Swansea 1992.

112. C. M. Portela, S. A. Morais, J. S. Teixeira: *Circuit Breaker Behaviour in Reactor Switching; Applicability and Limitations of the Concept of Chopping Number*, IEEE Power Delivery, 1988, pp. 1009-1021.

113. D. Dufournet, H. Aeschbach, J. Blatter, J. Christen: *Arc Modelling Application to High Voltage Circuit Breaker Development*, CIGRE Session 1994, Paper 13-102.

114. B. W. Swanson, R. M. Roidt: *Boundary Layer Analysis of an SF_6 Circuit Breaker Arc*, IEEE PAS, 1971, pp. 1086-1093.

115. L. S. Frost, R. W. Liebermann: *Composition and Transport Properties of SF_6 and Their Use in a Simplified Enthalpy Flow Arc Model*, Proc. of IEEE, Vol. 59, No 4, 1971, pp. 474-485.

116. J. F. Perkins, L. S. Frost: *Enthalpy Flow Limitation of Gas-Blasted SF_6 Arcs,* Proc. IEE; Vol. 118, No 7, 1971, pp. 948-954.

117. M. Murano, H. Nishikawa, A. Kobayashi, T. Iwamoto: *Heavy Current Clogging Phenomena in SF_6 Arc*, IEEE Winter Meeting C 74, 185-5, 1974.

118. T. F. Butler, D. Whittaker: *Distributed Moving Boundary Circuit Breaker Model*, Proc. IEE Vol. 119, No 9, 1972, pp. 1295-1300.

119. M. K. Ancilewski, A. C. Burlik, L. H. A. King: *Calculation of SF_6 Interruptor Performance for Thermal Reigniton Criteria*, CIGRE Session 1984, Paper 13-07.

120. G. Frind, R.E. Kinsinger, R.D. Miller, H.T. Nagamatsu, H.O. Noeske: *Fundamental Investigation of Arc Interruption in Gas Flow,* EPRI EL-784, 1977.

121. D.R. Airey: *Arc Diameter in Air Blast Interruptor Nozzle at 45 kA*, Int. Conf. On Gas Discharges, London, 1972.

122. S. Tominaga, H. Kuwahara, K. Yoshinaga, S. Sakuma: *Investigation on Gas Flow of Puffer-Type Gas Circuit Breaker Based on Observation of Arc and Pressure Measurement*, IEEE PAS, 1980, pp. 2040-2049.

123. M. Landry, J. Mahseredjian: *Performance of Series Compensated Breakers under Delayed Current Zero Conditions*, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 12, No. 1, 1997, pp. 227 – 233.

124. M. Ishikawa, H. Ikeda, S. Yanabu, M. Yamamoto: *Numerical Study of Delayed-Zero-Current Interruption Phenomena Using Transient Analysis Model for an Arc in SF_6 Gas Flow*, IEEE T&D 330-7, 1984.

125. W. Hermann, R. Horst, K. Ragaller, M. Sanders: *Interaction Between an Electric Arc and*

the Flow of Gaseous Quenching Medium, Brown Bovery Rev. 4-74, 1974, pp. 130-134.

126. M.T.C. Fang, S. Ramakrishnan, H.K. Messels: *Scaling Laws for Gas-Blast Circuit Breaker Arc During the High Current Phase*, IEEE PES, 1980, pp. 357-362.
127. M.D. Cowley, S.K. Chan: *Integral Methods of Analysing Electric Arcs: II. Examples*, J. Phys. D: Appl. Phys., 1974. pp. 2232-2245.
128. E.Z. Ibrahim: *The Ablation Dominated Plymethylmethacrylate Arc*, J. Phys. D: Appl. Phys., No 11, 1980, pp. 2045-2065.
129. L. Niemeyer: *Evaporation Dominated High Current Arcs in Narrow Channels*, IEEE PAS, 1978, pp. 950-958.
130. P. Kovitya, J.J. Lowke: *Theoretical Predictions of Ablation-Stabilised Arcs Confined in Cylindrical Tubes*, J. Phys. D: Appl. Phys., No 6, 1984, pp. 1197-1212.
131. C.B. Ruchti, L. Niemeyer: *Ablation Controlled Arcs*, IEEE PES, 1986, pp. 423-434.
132. Muller: *Modelling of an Ablation Controlled Arc*, J. Phys. D: Appl. Phys., No 8, 1993, pp. 1253-1259.
133. M. Claessens, H.G. Thiel: *A New Physical Model of an Ablation Dominated Arc in a Self–blast Circuit Breaker*, Proc. XXI. Int. Conf. On Phenomena in Ionized Gases, Vol. II, 1993, pp. 44-45.
134. G. Voigt: *Untersuchungen zum Verhalten von Hochspannungs-Selbstblasschaltern im Bereich des kritischen Ausschaltstromes*, Thesis Aachen University of Technology, 1991.
135. A. Gleizes et al.: *Study of a Circuit Breaker Arc with Self-Generated Flow: Part 1 – Energy Transfer in the High Current Phase*, IEEE PS, 1988, pp. 606-614.
136. H.G. Thiel: *Modelling of Pressure Build-up and Temperature Distribution in SF_6 Circuit Breakers*, 6th Int. Conf. On Switching Arc Phenomena, Lodz, Poland, 1989.
137. S. Yanabu et al.: *Development of Novel Hybrid Puffer Interrupting Chamber for SF_6 Gas Circuit Breaker Utilizing Self-Pressure-Rise Phenomena by Arc*, IEEE Power Delivery, 1989, pp. 355-361.
138. M. Claessens, L. Muler, H. Knobloch, P. Kirchesch, H.G. Thiel: *Progress in Circuit Breaker Modelling with Respect to Ablation Controlled Arcs, Pressure Build-up and Performance Limits*, CIGRE Session 1994, Paper 13-112.
139. U. Rutten: *Modellierung der Wechselwirkung zwischen Schaltlichtbogen und Gasstromung in SF_6-Leistungsschaltern*, Thesis Aachen University of Technology, 1992.
140. M. Kapetanović: *SF_6 Circuit breakers for outdoor installation 72.5 to 170 kV, 40 kA, Type SFEL. (Computer Simulation of Interrupting Process)*, 11th CEPSI, Kuala Lumpur, 1996.
141. A.C. Carvalho, M. Lacorte, M. Vorpe, E. Hofbauer: *A Statistical Method to Evaluate Dielectric Characteristic of Circuit Breakers*, CIGRE SC 13 Coll., Report No 13-89, Sarajevo, 1989, Report 14.
142. K. Möller, U. Brantl, A. Claudi, K.-H. Hinterthur: *Reignition Phenomena in HV Gas Blast Circuit Breakers – Modelling of the Interaction of Circuit Breaker and Network*, CIGRE SC 13, Coll., Sarajevo, 1989, report 10.
143. K. Ragaller, Reichert: *Introduction and Survey: Physical and Network Phenomena, in Current Interruption in HV-Networks*, New York, 1979.

144. U. Habedank, R. Kugler: *Theoretical and Experimental Studies of the Critical Line-Length for the Interruption of Short-Line Faults*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, No. 7 July 1981

145. D. Dufournet: *Arc Modelling Applied to Small Inductive Current Interruption*, CIGRE Session 1988, Paper 13-01.

146. J.D. Gibbs, D. Koch, P. Malkin, K.J. Cornik: *Investigations of Prestriking and Current Chopping in MV SF_6 Rotating and Vacuum Switchgear*, IEEE Power Delivery, 1989, pp. 308-316.

147. Z. Gajić: *Određivanje uticaja geometrije sklopnih elemenata potisnih i srodnih SF_6 prekidača i struje prekidanja na isklopnu pogonsku energiju u procesu gašenja električnog luka*, Doktorska disertacija, ETF Sarajevo, 1988.

148. M. Abadžić: *Postupak numeričko-eksperimentalnog određivanja karakteristika električnog luka u radijalnom magnetskom polju i mirnom SF_6 gasu*, Doktorska disertacija, ETF Sarajevo 1989.

149. M. Kapetanović: *Algebra fraktalnog vektora kao prilog rješavanju električnih polja*, Doktorska disertacija, ETF Sarajevo, 1997.

150. W. Hermann, U. Kogelschatz, L. Niemeyer, K. Ragaller, E. Schade: *Investigation of a Cylindrical, Axially Blown, High Pressure Arc*, J. Phys. D: Appl. Phys., 1974, p. 607-619.

151. Z. Haznadar, Ž. Štih: Elektromagnetizam, *Elektromagnetska teorija, statička i kvazistatička polja*, Svezak I i II, Sarajevo, 1998.

152. N.V. Holmgren, D.R. Martin: *Real Gas Equations for Use in an SF_6 Puffer Interrupter Analytical Model*, IEEE Trans. on P.A.S., Vol. PAS-100, No 12, December 1981.

153. E. Rosental: *Sulfur Hexafluoride Thermodynamic Properties, Allied Chemical Corporation*, Speciality Division, Morristown, New Jersey.

154. Z. Gajić: *Experience in Development and Application of a Computer Simulation Method for the Interrupter and Operating Mechanism Interaction of SF_6 Circuit-Breakers*, Colloquium CIGRE SC-13, Sarajevo, 1989, Paper No 13-89(SC)18.

155. M. Kapetanović, A. Ahmethodžić: *Računarski program za simulaciju rada prekidača visokog napona*, Savjetovanje BH K CIGRE Neum, 1999, Referat R13.01.

156. R.D. Garzon: *High Voltage Circuit Breakers – Design and Applications*, New York, 1997.

157. L.G. Christophorou, J.K. Olthoff, D.S. Green: *Gases for electrical Insulation and Arc Interruption: Possible Present and Future Alternatives to Pure SF_6*, NIST Technical Note 1425, November 1997.

158. N. Blagojević: *Proračun sastava produkata razlaganja idealnih i realnih gasova*, ENERGOINVEST-IRCE, Sarajevo, Elaborat 1789, 1989.

159. N. Blagojević: *Proračun transportnih koeficijenata SF_6 gasa za temperature od 1000 do 50000 K i pritiske od 0.1 do 3.0 MPa*, ENERGOINVEST-IRCE, Sarajevo, Elaborat 1790, 1989.

160. L.G. Christophorou, R.J. van Brunt: *SF_6/N_2 Mixtures – Basic and HV Insulation Properties*, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2 No. 5, October 1995.

161. T. Fetahagić, A. Fetahagić: *Ekološki aspekti upotrebe SF_6 gasa u elektroopremi*, Savjetovanje BH K CIGRE, Neum, 1999.
162. CIGRE WG 23.02: *SF_6 in the Electric Industry, Status 2000*, May 2001.
163. *Kyoto Protocol to the United Nations Framework Convention on Climate Change*: Done at Kyoto December 11, 1997.
164. IEC TR 62271-303 Ed. 1.0, 2008-07-23: *High-voltage switchgear and controlgear - Part 303: Use and handling of sulphur hexafluoride (SF_6)*
165. IEC 60376 Edition 2.0, 2005-06: *Specification of technical grade sulphur hexafluoride (SF_6) for use in electrical equipment*
166. IEC 60480, 2nd Edition, 2004-10: *Guidelines for the checking and treatment of sulfur hexafluoride (SF_6) taken from electrical equipment and specification for its re-use*
167. IEC 61634, 1995: *High-voltage switchgear and controlgear - Use and handling of sulphur hexafluoride (SF_6) in high-voltage switchgear and controlgear*
168. CIGRE WG 23.10: *SF_6 and the Global Atmosphere*, Electra 164, 1996.
169. CIGRE WG 23.10: *SF_6 Recycling Guide*, Electra 173, 1997.
170. CIGRE WG 23.10: *Guide for SF_6 Gas Mixtures*, CIGRE Technical brochure 163, August 2000.
171. W. Widl, G. Mauthe, K. Fröhlich, R. Baumgartner: *Behaviour of SF_6 Breakers at Extremely Low Temperatures*, CIGRE 1988, paper 13-14.
172. A. Buttkau, J. Pfeiffer, B. Sojka: *Siemens-SF_6/N_2-Mischgasschalter fur den Einzatz bei tiefen Temperaturen*, Siemens-Energietechnik 5 (1983) Heft 8.
173. A. Selzer: Vacuum Interruption – *A Review of the Vacuum Arc and Contact Functions, IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 8 No. 6, November/December 1972.
174. J.D. Cobine: *Research and Development Leading to the High-Power Vacuum Interrupter – A Historical Review*, IEEE Trans. (Power App. Syst.), vol. 82, pp. 201-217, April 1963.
175. ANSI C37.85-1972: *American National Standard Institute – Safety Requirements for X-Radiation Limits for AC High-Voltage Power Vacuum Interrupters Used in Power Switch*gear
176. Appendix of ANSI C37.85-1972: *Report on the Basis of Derivation of the Maximum Per–missible Levels of X-radiation Emitted by High-Voltage Power Vacuum Interrupters*
177. M.M. Tošić, I. Terzić: *Mjerenje vakuuma unutar prekidnog elementa vakuumskog prekidača*, Bilten JUVAK 22, 1986.
178. E.A. Long: *Trends in Medium Voltage Control-Vacuum Contactors, Proceedings of the Technical Association of the Pulp and Paper Industry 1985*, Book 1, Publ. by TAPPI Press, Atlanta, USA, 1985.
179. H. Kippenberg: *CrCu as a Contact Material for Vacuum Interrupters*, 13th International Conference on Electric Contacts, Lausanne, 1986.
180. International Standard IEC 62271-100: *High-Voltage Switchgear and Controlgear – Part 100: High-Voltage Alternating-Current Circuit-Breakers*, Edition 2.0, 2008-04
181. Technical Report Type 2 IEC 61233: *High-voltage Alternating Current Circuit-breakers – Inductive Load Switching*, 1994-07.
182. IEEE Standard C37.09: *IEEE Standard Test Procedure for AC High-Voltage Circuit Breakers Rated on a Symmetrical Current Basis*, 1999.

183. L. van der Sluis: *Transients in Power Systems*, John Wiley & Sons Ltd, England, 2001.
184. CIGRE WG 13.04: *Asymmetrical Current Breaking Tests*, Electra No 132, 1990, pp 111-125.
185. International Standard IEC 60056, 1987: *High-Voltage Alternating Current Circuit Breakers*.
186. M. Ishikawa, H. Ikeda, S. Yanabu, M. Yamamoto: *Numerical Study of Delayed-Zero-Current Interruption Phenomena Using Transient Analysis Model for an Arc in SF_6 Flow*, IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103, No.12, December 1984.
187. Lj. Kovačević: *O upotrebi otpornika za uključenje kod prekidača visokog napona*, XIII Savjetovanje YUKO CIGRE, Bled 1977.
188. CIGRE WG 33.06: *Metal Oxide Surge Arresters in AC systems*, Electra No 133, Dec. 1990.
189. H. Fink: *Vakuumschalter zum Einsatz in Mittelspannungsnetzen*, VAKUUM-TECHNIK, 36 Jahrgang, Heft 4, 1987.
190. ANSI C37.06-1979. *Preferred Ratings and Related Capabilities for AC High Voltage Circuit Breakers Rated on Symmetrical Current Basis*.
191. R. Wilkins, E.A. Cretin: *High Voltage Oil Circuit Breakers*, Mac. Graw Hill, 1930.
192. H. Fink, M. Heimbach, W. Shang: *Vacuum Interrupters with Axial Magnetic Field Contacts*, ABB Technology Review, 1/2000.
193. D. Dufournet: *Disjuncteurs SF_6: Evolution de 1959 a 1994*, RGE-No 5/94, Mai 1994.
194. Z. Gajić: *SF_6 prekidači visokog napona tip SFE i SFI*, "ENERGOINVEST tehnika-nauka--inženjering" br. 11, 1978.
195. Z. Gajić, M. Gavrilović: *Primjena pojačanog toplotnog djelovanja električnog luka u razvoju SF_6 prekidača visokog napona*, "ENERGOINVEST tehnika-nauka-inženjering" br. 20, 1989.
196. Z. Gajić, M. Kapetanović, A. Osmanbegović: *SF_6 prekidač vanjske montaže 123-170 kV, do 40 kA tip SFEL 12 (13) – tropolno pokretanje motornoopružnim pogonom*, Savjetovanje BH K CIGRE, Referat 13.01, Sarajevo, 02-03.12.1993.
197. M. Kapetanović: *SF_6 Circuit breakers for outdoor installation 72,5 to 170 kV, 40 kA, Type SFEL*, 11th CEPSI, Kuala Lumpur, 1996.
198. Z. Gajić: *Experience with Puffer Interrupter Having Full Self-compensation of Resulting Gas Pressure Force Generated by the Electrical Arc*, CIGRE Session 1998, Rep.13-103, Paris.
199. D. Dufournet, J. Ozil, F. Sciullo, A. Ludwig: *New Interrupting and drive Techniques to Increase High Voltage Circuit Breakers Performance and Reliability*, CIGRE Session 1998, Rep.13-104, Paris.
200. R.W. Sorensen, H.E. Mendenhall: *Vacuum Switching Experiments at the California Insti–tute of Technology*, Transactions AIEE 45, 1102-1105, 1926.
201. CIGRE WG 13.06: *Final Report of the Second International Enquiry on High Voltage Circuit Breaker Failures and Defects in Service*, CIGRE Brochure No 83, June 1994.
202. CIGRE WG 13.08: *Life Management of Circuit Breakers*, CIGRE Technical Brochure No.165, 2000.
203. CIGRE Task Force 13.00.1 of SC 13: C*ontrolled Switching – A State of the Art Survey (Part I)*, ELECTRA No 162, October 1995, (Part II), ELECTRA No 164, February 1996.
204. CIGRE WG 13.07: *Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers – Guide for Application*

Lines, Reactors, Capacitors, Transformers (1st Part), ELECTRA No 183, February 1999, (2nd Part), ELECTRA No 185, August 1999.

205. CIGRE WG 13.07: *Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers – Planning, Specification and Testing of Controlled Switching Szstems*, July 2000.
206. M. Kapetanović, A. Ahmethodžić: *Behavior of Interrupters Based on Principles Using Arc-Energy in Direct and Synthetic Test Circuits*, CIGRE Session 2000, Rep. 13-202, Paris.
207. *Report of Performance No 579-97*, KEMA High-Power Laboratory (Arnhem, The Netherlands).
208. *Test Report No 1364.328.8.206*, High-Power Laboratory IPH (Berlin, Germany).
209. International Standard IEC 62271-1: *High-voltage switchgear and controlgear – Part 1: Common specifications*, Edition 1.0 2007-10.
210. IEC 60427 Third Edition 2000-04: *Synthetic testing of high-voltage alternating current circuit-breakers.*
211. STL (Short-circuit Testing Liaison): *Guide to the Interpretation of Publication 56: 4th Edition: 1987 High-Voltage Alternating Current Circuit-Breakers*, September 1988, Incl.Am. 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8 and 9.
212. STL (Short-circuit Testing Liaison): *Guide to the Interpretation of IEC 62271–100: Second Edi–tion 2003, High-Voltage Switchgers and Controlgear - Part 100: High-Voltage Alter-nating-Current Circuit-Breakers*, Issue 3, 11-11-2005
213. M. Kapetanović, N. Njemčević: *Ispitivanje sklapanja malih induktivnih struja u laboratoriji IPH Berlin na prekidaču tipa SFEL*, Savjetovanje BH K CIGRE Neum, 1999.
214. IEC Central Office: *Inside the IEC*, Geneva, Switzerland, 1998.
215. IEC TR 60815 Edition 1.0, 1986-05: *Guide for the selection of insulators in respect of polluted conditions*
216. IEC 60721: *Classification of Environmental Conditions*, 1987.
217. IEC 61166 Edition 1.0, 1993-04: *High-voltage alternating current circuit-breakers – Guide for seismic qualification of high-voltage alternating current circuit-breakers*
218. CIGRE WG 13.11: *Guide for Application of IEC 62271-100 and IEC 60694 as Well as Related Standards and Technical Reports, Part I and II (Draft)*, 2002.
219. U. Habedank: *Improved Evaluation of Short-circuit Breaking Tests*, Colloquium CIGRE SC-13, Sarajevo, 1989, Paper No 13-89(SC)19.
220. U. Habedank: *Application of a New Arc Model for the Evaluation of Short-circuit Breaking Tests*, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 8, No. 4, 1993.
221. R.P.P. Smeets, V. Kertész: *Evaluation of High-voltage Circuit Breaker Performance with a Validated Arc Model*, IEE Proc.-Gener. Trans. Distrib., Vol. 147. No. 2, 2000.
222. L. Ramming, M. Aristizabal: *Cold Characteristic Developement Test of a New SF_6 High Voltage Circuit breaker*, IEEE, 2006
223. IEC TR 62271-310, Edition 2.0 2008-03: *High-voltage switchgear and controlgear – Part 310: Electrical endurance testing for circuit-breakers of rated voltage 72.5 kV and above*
224. A. Pons, A. Sabot, G. Babusci: *Electrical Endurance and Reliability of Circuit-breakers – Common Experience and Practice of two Utilities, IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.

8, No. 1, January 1993.

225. A.L.J. Janssen, C.E. Sölver: *The Statistics Behind the Electrical Endurance Type Test for HV Circuit-Breakers Applied by CIGRE SC A3/WG13.08 and IEC SC 17A/WG29*, CIGRE Session 2004, Rep.A3-304, Paris.
226. A. Muharemović, M. Kapetanović, A. Ahmethodžić, A. Fetahagić: *Arcing Contacts and Nozzle Condition Diagnostics by means of Measure of thermal Stresses*, Colloquium CIGRE SC A3, Sarajevo, 2003, Paper No 23.
227. P. G. Slade: *Electrical Contacts, Principles and Applications*, Marcel Dekker 1999, ISBN 0-8247-1934-4.
228. J. Tepper, M. Seeger, T. Votteler, V. Behrens, T. Honig: *Investigation on Erosion of Cu/W Contacts in High-Voltage Circuit Breakers*, IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, Vol. 29, No. 3, September 2006.
229. K. Lehmann, L. Zehnder, M. Chapman: *A Novel Arcing Monitoring System for SF_6 circuit Breakers*, CIGRE Session 2002, Rep.13-301, Paris.
230. A-A.M. Abdel-Asis: *On the Influence of Contact Dimensions on the Loss of Metal During Switching of Alternating Currents in Oil and in Air*, IEEE Trans. on Parts, Hybrids and Packing, Vol. PHP-9, No.1, March 1973
231. Isak I. Beilis: *State of the Theory of Vacuum Arcs, IEEE Transactions on Plasma Science*, Vol. 29, No. 5, October 2001
232. R.L. Boxman, S. Goldsmith, A. Greenwood: *Twenty-Five Years of Progress in Vacuum Arc Research and Utilization*, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 25, No. 6, December 1997
233. V.I. Rakhovsky: *State of the Art of Phisical Models of Vacuum Arc Cathode Spots*, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-15, No. 5, October 1987
234. H.-H. Schramm: *Introduction to High-Voltage Circuit-Breakers, CIGRE SC A3 Tutorial "International School on HV Circuit Breakers"*, Sarajevo 2003
235. P. Picot. *Vacuum Switching*, Cahier Technique Schneider Electric No. 198
236. R.P.P. Smeets: T*he Origin of Current Chopping in Vacuum Arcs*, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 17. No. 2. April 1989
237. H.C. Miller: *Discharge Modes at the Anode of a Vacuum Arc*, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-11, No. 3, September 1983
238. E. Dullni: *Motion of High-Current Vacuum Arcs on Spiral-Type Contacts, IEEE Transactions on Plasma Science*, Vol. 17. No. 6. December 1989
239. H. Fink, D. Gentsch, M. Heimbach, G. Pilsinger, W. Shang: *New Developments of Vacuum Interrupters Based on RMF and AMF Technologies*, IEEE 18th Int. Symp. on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum-Eindhoven, 1998
240. Solvay Fluor und Derivate GmbH Brochure: *Sulphur Hexafluoride*
241. Z. Gajić: *Use of Computer Procedures for Circuit Breaker Simulation Based on Simple Integral Phisical Arc Model*, CIGRE 13-91, Contribution for the meeting of CIGRE WG 13.01 in Aachen, 1991
242. CIGRE WG A3.11: *Guide for Application of IEC 62271-100 and IEC 62271-1, Part 1 General Subjects*, CIGRE Publication 304, 2006
243. CIGRE WG A3.11: *Guide for Application of IEC 62271-100 and IEC 62271-1, Part 2 Making and Breaking Tests*, CIGRE Publication 305, 2006

244. C. W. Kimblin: *Anode Phenomena in Vacuum and Atmospheric Pressure Arcs*, IEEE PS, pp. 310-319, 1974
245. *Power circuit breaker theory and design*, edited by C.H. Flurscheim, IEE Power Engineering Series 1, revised Edition 1982
246. A. Greenwood: *Vacuum Switchgear*, IEE London 1994, ISBN 0 05296 855 8
247. P.G. Slade: *The Vacuum Interrupter, Theory, Design and Application*, CRC Press, 2008, ISBN 978-0-8493-9091-3
248. H.J. Lippmann: *Schalten im Vakuum, Physik und Technik der Vakuumschalter*, VDE Verlag, 2003, ISBN 3-8007-2317-4
249. NOAA Earth System Research Laboratory GMD Carbon Cycle - *Interactive Atmospheric Data Visualisation*, US National Oceanic and Atmospheric Administration (http://www.esrl.noaa.gov/gmd/ccgg/iadv) February 7, 2009
250. D.M. Grant, J.F. Perkins, L.C. Campbell, O.E. Ibrahim, O. Farish: *Comparative Interruption Studies of Gas-Blasted Arcs in SF_6/N_2 and SF_6/He Mixtures*, Proc. 4th Intern. Conf. on Gas Discharges, IEE Conf. Publ. No 143, pp. 48-51, 1976.
251. J.E. Daalder: *Cathode Erosion of Metal Vapour Arcs in Vacuum*, Ph.D. Thesis, Eindhoven University of Technology, 1978
252. R.P.P. Smeets: *Low Current Behaviour and Current Chopping of Vacuum Arcs*, Ph.D. Thesis, Eindhoven University of Technology, 1987
253. J. Lafferty: *Vacuum Arcs, Theory and Application*, John Wiley & Sons 1980, ISBN 0 471 06506 4
254. R. Boxman, P. Martin, D. Sanders: *Handbook of Vacuum Science and Technology: Fundamentals and Applications*, Noyes 1995, ISBN 0 8155 1375 5
255. A. Anders: *Cathodic Arcs. From Fractal Spots to Energetic Condensation*, Springer 2008, ISBN 978-0-387-79107-4)
256. H. Kopplin: *Untersuchung des Löschverhaltens eines 110 kV-Expansionsschalters mit Hilfe einer Nachstrom-Messapparatur*, Ph.D. thesis, TU Berlin, 1959
257. M. Karttunen, T. Ylostalo, J. Jussila: *Current Zero Measurement in Circuit-Breaker Development*, CIGRE Conference, report 13-05, 1972
258. M. Murano, H. Nishikawa, A. Kobayashi, T. Okazaki, S. Yamashita: *Current Zero Measurement for Circuit Breaking Phenomena*, IEEE Trans. Pow. App. and Syst., vol. PAS-94, 1975
259. J. Mahdavi, A. Schaeffer, C. Velo, L. Bompa, J. Gatellet: *New Means of Measuring Current in the Vicinity of Zero in an AC Circuit Breaker*, IEE Proceeding, vol. 132, Pt. A, No. 5, September 1985
260. V. Vokurka, U. Ackermann, E. Schade: *New Device for Measuring Post-arc Currents in Circuit Breakers*, Rev. Sci. Instrum. 58(6), 1987
261. M. Barrault, G. Bernard, J. Maftoul, S. Rowe: *Post-arc Current Measurement Down to the Ten Milliamperes Range*, IEEE Trans. on Pow.Del., Vol. 8, No. 4, October 1993
262. G.C. Damstra, V. Kertész: *Development and Apllication of a 10 MHz Digital System for Current-zero Measurements*, IEE Proc.-Sci. Meas. Technol., Vol. 142, No. 2, March 1995
263. R.P.P. Smeets, A.H. Eenink, V. Kertész: *A New High-Resolution High-Frequency Current-Zero Measuring System*, ERA Conf. on Meas. and Cal. in High-Voltage Testing, paper 1.2, 1998

264. E. van Lanen: T*he Current Interruption Process in Vacuum*, Ph.D. Thesis, Delft University of Technology, ISBN 978-90-5335-152-9, 2008
265. R.P.P. Smeets, V. Kertész: *A New Arc Parameter Database for Characterisation of Short-Line Fault Interruption Capability of High-Voltage Circuit Breakers*, CIGRE Conference 2006, paper A3-110
266. G.G. Raju: *Gaseous Electronics – Theory and Practice*, The book, CRP Press, Taylor & Francis Group, ISBN 0-8493-3763-1, 2006
267. L.G. Christophorou, R.J. Brunt: *SF_6/N_2 Mixtures Basic and HV Insulation Properties*, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2 No. 5, October 1995
268. IEC 62271-110 First Edition, 2005-06: *High-Voltage Switchgear and Controlgear – Part 110: Inductive load switching*
269. ABB Publication: *Live Tank Circuit Breakers - Application Guide*, Edition 1.1, 2009-06
270. IEC TR 62271-308 *Edition 1.0 2002-08: High-Voltage Switchgear and Controlgear – Part 308: Guide for Asymmetrical Short-circuit Breaking Test Duty T100a*
271. IEC 62271-101 First Edition, 2006-05: *High-Voltage Switchgear and Controlgear – Part 101: Synthetic testing*
272. R.K. Smith, D. Dufournet: *The Harmonization of IEEE and IEC Transient Recovery Voltage Waveforms*, IEEE
273. D. Dufournet, G.F. Montillet: *Harmonization of TRVs in ANSI/IEEE and IEC Standards for High-Voltage Circuit Breakers Rated Less than 100 kV, IEEE Power Engineering Society General Meeting*, Page(s):1019 - 1024 Vol. 1, 12-16 June 2005,
274. C.L. Wagner, H.M. Smith: *Analysis of Transient Recovery Voltage (TRV) Rating Concepts, Power Apparatus and Systems*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Volume PAS-103, No.11, November 1984
275. C.L. Wagner, D. Dufournet, G.F. Montillet: *Revision of the Application Guide for Tran–sient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers of IEEE C37.011*: A Working Group Paper of the High Voltage Circuit Breaker Subcommittee, IEEE Transaction on Power Delivery, Volume 22, No. 1, Jan. 2007
276. International Standard ANSI / IEEE C37.06-2009 - *Preferred Ratings and Related Required Capabilities for AC High-Voltage Circuit Breakers*
277. CIGRE WG A3-19: *Line Fault Phenomena and their Implications for 3-phase Short- and Long-Line Fault Clearing*, Draft technical brochure, A3-08(WG19)41
278. International Standard ANSI/IEEE C37.04-200x: *IEEE Standard Rating Structure for AC High-Voltage Circuit Breakers (draft).*
279. International Standard ANSI/IEEE C37.04-1999: *IEEE Standard Rating Structure for AC High-Voltage Circuit Breakers.*
280. CIGRE WG A3.18: *Operating Environment of Voltage Grading Capacitors Applied to High Voltage Circuit Breakers*, CIGRE Technical Brochure 368, February 2009
281. S. Berneryd: *Design and Testing Principles for SF_6 Circuit Breakers, ASEA HV Apparatus*, LKU 12-80 rev 1, 1982
282. ABB Publication: *Live Tank Circuit Breakers – Buyer's Guide*, Edition 3, 2004-06
283. R.P.P. Smeets, A.G.A. Lathouwers: C*apacitive Current Switching Duties of High-Voltage Circuit Breakers: Background and Practice of New IEC Requirements*, IEEE PES Winter

Meeting, Paper No. 2000WM-690, Singapore 2000

284. J.A. Bachiller, E. Cavero, F. Salamanca, J. Rodriguez: *The Operation of Shunt Reactors in the Spanish 400 kV Network - Study of the Suitability of Different Circuit Breakers and Possible Solutions to Observed Problems*, CIGRE Conference 1994, paper 23-106
285. H. Tanae, E. Matsuzaka, I. Nishida, I. Matori, M. Tsukushi, K. Hirasawa: *High-Frequency Reignition Current and Its Influence on Electrical Durability of Circuit Breakers Associated with Shunt-Reactor Current Switching*, IEEE Trans. Pow. Del., vol.19 no. 3, 2004
286. G.C. Schoonenberg, W.M.M.Menheere: *Switching Voltages in MV Networks, their Natures, Characteristics and Methods to Prevent their Occurrence or to Limit their Values*, Paper 2.17, CIRED Conference, 1989
287. R.P.P. Smeets, W.A. van der Linden, M. Achterkamp, E.M. de Meulemeester, G.C. Damstra: *Disconnector Switching in GIS: Three-phase Testing and – Phenomena*, IEEE Trans. Pow. Del., vol.15, no.1, pp. 122-127, 2000
288. ENERGOINVEST Publication: *Operating Instructions for Spring Operating Mechanism Type EMOP for High Voltage Circuit Breakers*, Publication No. UP-750-BTE/02-01
289. R. Christian, G. Paolo, H. Kim: *The Integrated MV Circuit-Breaker - a New Device Comprising Measuring, Protection and Interruption*, 17th International Conference on Electricity Distribution, Barcelona, 2003
290. ABB Publication: *Hydraulic Spring Drives of the 2nd Generation Type HMB-1*, Publication No. DESAN 1002 91 E
291. B. Fesmire: *Magnetic Technology Spurs Quantum Leaps in Circuit Breaker Performance*, Electricity Today Issue 6, 2003
292. ABB Publication: *Motor Drive – A Digitally Controlled Motor Moving the Circuit Breaker Contacts*, 1HSM9543 22-02en, Edition 2, 2005-06
293. A.L.J. Janssen, W. Lanz, D.F. Peelo, G. de Radigues, D. Makareinis: *Life Management of Circuit-Breakers – A Summary of the Studies of CIGRE WG 13.08*, CIGRE Session 2000, Rep.13-104, Paris.
294. CIGRE WG 13.09: *User guide for the application of monitoring and diagnostic techniques for switching equipment for rated voltages of 72.5 kV and above*, CIGRE Brochure No. 167, March 2000.
295. CIGRE WG A3.07: *CONTROLLED SWITCHING: non-conventional applications*, Electra No 214, June 2004.
296. R. Thomas: *Controlled Switching of High Voltage SF_6 Circuit Breakers for Fault Interruption*, Thesis for the degree of licentiate of engineering, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden 2004
297. R. Thomas C.E. Sölver: *Application of Controlled Switching for High Voltage Fault Current Interruption*, CIGRE Colloquium, Rio de Janeiro, Brazil, 2007
298. H. Suiter, W. Degen, H. Eggert: *Consequences of Controlled Switching for System Operation and Circuit Breaker Behaviour*, CIGRE Session 1990, Rep.13-202, Paris.
299. CIGRE WG 13.07: *Controlled Switching of HVC Circuit Breakers – Planning, Specification and Testing of Controlled Switching Systems*, ELECTRA No. 197, August 2001
300. H. Ito, H. Kohyama. B.R. Naik, R.G. Asche, H. Wilson, S. Billings: *Factory and Field Testing of Controlled Switching Systems and Their Service Experience*, CIGRE Session 2004, Rep.A3-114, Paris.

301. S. Kinoshita, H. Ito: *Factory and Field Tests of Controlled Switching in Accordance with IEC62271-302 Standard*, Mitsubishi Electric ADVANCE, March 2007
302. IEC/TR 62271-302 Edition 1.0, 2010-06: *High-voltage switchgear and controlgear – Part 302: Alternating current circuit-breakers with intentionally non-simultaneous pole operation* Rep.13-104, Paris.
303. CIGRE WG 13.07, *Controlled Switching of Unloaded Power Transformers*, ELECTRA, No 212, pp. 39-47, February 2004
304. CIGRE WG 13.07, *Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers – Benefits and Economic Aspects*, ELECTRA, No 217, pp. 37-47, December 2004
305. K.M.C. Dantas, W.L.A. Neves, D. Fernandes Jr., G.A. Cardoso, L.C. Fonseca: *On Applying Controlled Switching to Transmission Lines: Case Studies*, International Conference on Power Systems Transients (IPST2009) in Kyoto, Japan, 2009
306. D. Goldsworthy, T. Roseburg, D. Tziouvaras, J. Pope: *Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers: Application Examples and Benefits, Protective Relay Engineers*, 61st Annual Conference for, pp. 520 - 535, April 2008
307. CIGRE WG 12.05: *An International Survey of Failures of Large Transformers in Service*, ELECTRA, No 88, pp 21-48, May 1983.
308. STL: Guide to the Interpretation of IEC 62271-100: Second Edition: 2003 *High-Voltage Switchgear and Controlgear Part 100: High-Voltage Alternating Current Circuit-Breakers*, Issue 3, 11.11.2005
309. D. Dufournet: *Three-Phase Short-circuit Testing of High-Voltage Circuit Breakers Using Synthetic Circuits*, IEEE Transaction on Power Delivery, vol. 15, No. 1, January 2000
310. A.J.P. de Lange: *High Voltage Circuit Breaker Testing with a Focus on Three Phases in One Enclosure Gas Insulated Type Breakers*, Ph.D. Thesis, Delft University of Technology, ISBN 90-9014004-2, 2000
311. KEMA High-Power Laboratory: *Type Test Certificate of Short-circuit Performance No. 184-09*, 2009
312. KEMA High-Power Laboratory: *Type Test Certificate of Switching Performance No. 185-09*, 2009
313. KEMA High-Power Laboratory: *Report of Performance No. 337-08*, 2009
314. KEMA High-Power Laboratory: *Report of Performance No. 338-08*, 2009
315. KEMA High-Power Laboratory: *Report of Performance No. 339-08*, 2009
316. KEMA High-Power Laboratory: *Report of Performance No. 355-07*, 2009
317. KEMA High-Power Laboratory: *Report of Performance No. 579-97*, 1997
318. R.P.P. Smeets, S. Kuivenhoven, L.H. te Paske: *Testing of Vacuum Circuit Breakers for Transmission Voltage and Generator Current Ratings*, CIGRE Session 2010, Rep. A3-209, Paris.
319. A. Ahmethodžić, R.P.P. Smeets, V. Kertész, M. Kapetanović, K. Sokolija: *Design Improvement of a 245 kV SF_6 Circuit-Breaker with Double Speed Mechanism through Current Zero Analysis*, IEEE Transactions on Power Delivery, **Vol. 25, No. 4, October 2010**
320. A. Ahmethodžić, Z. Gajić, M. Kapetanović: *Computer Simulation of High Voltage SF_6 Circuit Breakers: Approach to Modeling and Application Results*, Paper 2P25, 2010 IEEE-IPMHVC (International Power Modulator and High Voltage Conference), May 23 - 27, 2010, Atlanta, GA, USA

321. A. Ahmethodžić, M. Kapetanović, K. Sokolija, R.P.P. Smeets, V. Kertész: *Linking on Physical Arc Model with a Black Box Arc Model and Verification*, Paper 2P26, 2010 IEEE-IPMHVC (International Power Modulator and High Voltage Conference), May 23 - 27, 2010, Atlanta, GA, USA
322. IEC 62271-203 Edition 1.0, 2003-11: *High-voltage switchgear and controlgear – Part 203: Gas-insulated metal-enclosed switchgear for rated voltages above 52 kV*
323. CIGRE WG A3.18: *Electrical Stresses on Circuit Breaker Grading Capacitors During Shunt Reactor Switching*, CIGRE A3 Colloquium, 2007, paper PS3-09
324. R.P.P. Smeets, S. Kuivenhoven, A.B. Hofstee, P. Knol, P.P. Leufkens, *Testing of UHV (>= 800 kV) Circuit Breakers*, CIGRE Conference Aug. 25-29 2008, paper A3-206
325. CIGRE Technical Brochure 362: *Technical Requirements for Substation Equipment exceeding 800 kV*, 2008
326. CIGRE WG 13.04: *Specified time constants for testing asymmetric current capability of switchgear*, Electra No. 173, August 1997, pp 19 – 31
327. C37.012: *IEEE Application Guide for Capacitance Current Switching for AC High-Voltage Circuit Breakers*, 2005
328. KEMA High-Power Laboratory: *Type Test Certificate of Switching Performance TDT 2011-10*, 2010
329. IEC 60071-1, Edition 8.0, 2006-01: *Insulation co-ordination - Part 1: Definitions, principles and rules*
330. IEEE Std C37.06-2009, *IEEE Standard for AC High-Voltage Circuit breakers Rated on a Symmetrical Current Basis – Preferred Ratings and Related Required Capabilities for Voltages Above 1000 V*, 2009
331. IEC 60059, Edition 2.1 2009-08: *IEC standard current ratings*
332. IEEE Std C37.04a, *IEEE Standard for AC High-Voltage Circuit breakers Rated on a Symmetrical Current Basis – Amendment 1: Capacitance current switching*, 2003
333. IEEE Std C37.09a, *IEEE Standard Test Procedure for AC High-Voltage Circuit Breakers Rated on a Symmetrical Current Basis Amendment 1: Capacitance Current Switching*, 2005
334. T.P. Speas, Jr: *Capacitor Switching and Capacitor Switching Devices*, 45th Annual Minnesota Power Systems Conference (MIPSYNCON), November 3-5, 2009
335. IEEE Std C37.015, IEEE *Guide for the Application of Shunt Reactor Switching*, 2009
336. IEC 60721-3-3, Edition 2.2, 2002-10: *Classification of environmental conditions – Part 3-3: Classification of groups of environmental parameters and their severities – Stationary use at weather-protected locations*
337. IEC 60721-3-4 Edition 2.0, 1995-01: *Classification of environmental conditions – Part 3-4: Classification of groups of environmental parameters and their severities – Stationary use at non-weather-protected locations*
338. IEC 60721-2-2 Edition 1.0, 1988-01: *Classification of environmental conditions. Part 2: Environmental conditions appearing in nature. Precipitation and wind*
339. Swedish National Grid (Svenska Kraftnät), TEKNISK RIKTLINJE TR1-08E, Version C: *Circuit Breakers 12-420 kV*, 2010-03-03
340. IEC TR 62271-300 First Edition, 2006-11: *High-voltage switchgear and controlgear – Part 300: Seismic qualification of alternating current circuit-breakers*

341. A. Iturregi, E. Torres, I. Zamora, O. Abarrategui: *High Voltage Circuit Breakers: SF_6 vs. Vacuum*, International Conference on Renewable Energies and Power Quality ICREPQ '09, Valencia (Spain), April 15 to 17, 2009.
342. W.F.J. Kersten, W.M.C. van den Heuvel: *Worst case studies of short-circuit making-currents*, IEE Proceedings-C, Vol. 138, No. 2, March 1991
343. W.M.C. van den Heuvel, A.L.J. Janssen, G.C. Damstra: Interruption of short-circuit currents in MV networks with extremely long time constants, IEE Proceedings, Vol. 136, Pt. C, No. 2, March 1989
344. R.P.P Smeets, V.Kertész, D. Dufournet, D. Penache, M. Schlaug: *Interaction of a Vacuum Arc With an SF_6 Arc in a Hybrid Circuit Breaker During High-Current Interruption*, IEEE Trans. on Plasma Sci,, Vol. 35, No. 4, August 2007, pp. 933-938.
345. CIGRE TF A3.01: Statistical Analysis of Electrical Stresses on High-Voltage Circuit Breakers in Service, Electra No. 220, pp. 24-26, June 2005
346. K.Ikebe, H. Imagawa, T. Saito, H. Ito, M. Kosakada, H. Saito: *Present Status of High-voltage Vacuum Circuit Breaker Application and its Technology in Japan*, paper A3.303, Paris, CIGRE Conference 2010
347. X. Cheng, M. Liao, X. Duan, J. Zou: *Development and Current Status of Low-carbon High-voltage Large-capacity Circuit Breaker*, 2010 International Conference on Electrical and Control Engineering (ICECE 2010), Wuhan, China, 25-27 June 2010
348. CIGRE WG A3.13: *Changing Network Conditions and System Requirements – Part I The impact of distributed generation On Equipment rated above 1 kV*, CIGRE Publication 335, 2007
349. CIGRE WG A3.13: *Changing Network Conditions and System Requirements – Part II The impact of long distance transmission on HV equipmen*t, CIGRE Publication 336, 2007

结　束　语

高压断路器属于20世纪的重大发明，它使得电力系统的可靠运行成为可能。电力系统是人类完成的最复杂的系统，为现代文明和当代社会的发展做出了突出贡献，将连续不断的电能供应到地球上的每一处，否则目前的生活品质是难以想象的。

电能不能大量存储，借助于电力系统，电能连续不断地产生和分配，主要任务是保持系统的完整和动态稳定性。严格地讲，由于大量的负载反复地投入或退出，电力系统从未处于一个静止稳定的状态。对于难以避免的短路故障，必须尽可能快地从系统中分开。对类似空气放电等外部的影响和干扰，也需要对系统进行保护。所有这些电力系统中的重要任务是由不同类型的开关装置来完成的，其中断路器具有最重要的地位。

在20世纪中，伴随着电力系统难以置信的发展，开发出了许多类型的断路器。在投入商业应用之前，每一种断路器都经过了多年甚至数十年的科学研究工作。

很久以前，大约1880年左右，在电力系统发展的初期，用户与每台发电机直接相连，通过电阻器调节发电机的驱动来控制电力潮流，简单的单极开关和熔丝对于电路合闸与分闸操作已经足够了。

19世纪末，电力系统开始快速发展。1920年左右，系统的额定电压已经超过100kV，而到20世纪50年代，欧洲已达到420kV，美国已达到550kV，后来达到800kV，甚至1100kV。电力系统的这一快速发展也使高压断路器的发展取得了重大进步，产生了许多专利和各种类型的断路器：空气断路器、水断路器、油断路器、少油断路器、压缩空气断路器、真空断路器、SF_6断路器等。

由于创始人之一Emerik Blum的远见卓识，在过去的50年里萨拉热窝的Energoinvest（动力投资公司）是世界最大的公司之一。三位有远见且富有创造力的专家，Ibrahim Kamenica、Miloš Abadžić和Zoran Gajić为动力投资公司在开关装置的开发与制造方面取得的成就奠定了基础。他们使我迷恋于电弧和高压断路器。

我的活跃的职业生涯始于1977年Energoinvest的电力研发中心IRCE[㊀]（随后更名为电力研究院[㊁]，但仍保留缩写IRCE）。人的生命是丰富多彩的，当我开始写专著的时候，更体会到人生的价值。命运的安排把IRCE以及奇思妙想、开关技术

㊀ IRCE——在波斯尼亚语中是“Istraživačko Razvojni Centar za Elektroenergetiku”。

㊁ 波斯尼亚语中是“Institut za Elektroenergetiku”。

中最本质的开关暂态现象与我的人生联系起来。

在从事数十年的高压开关装置的研究、开发、制造和试验后，在 1992 年波黑战争前 IRCE 达到其顶峰。Energoinvest 生产了数千台 SF_6 断路器，目前仍在世界范围内使用。那时，Energoinvest 具有 550kV 以下所有电压等级用于户外和金属封闭开关设备的 SF_6 断路器的完备生产能力。

1992 年，波黑战争爆发使 IRCE 经受了巨大的打击。Energoinvest 失去了电力研究院，这意味着除了失去财产，还失去了关于所有实验研究的有价值的文件材料，失去了不可或缺的软件以及工程文件。没有这些就不可能继续生产，IRCE 跌入谷底。

然而，在整个战争期间电力研究院 IRCE 开始召集并雇用所有可利用的人员。以总监 Džemail Vlahovljak 为首的管理层从开始就认识到研究院的员工是最有价值的。1992 年 8 月，关于最新 SFEL 系列断路器的文件恢复工作就已经开始，这是我们长期研究与开发工作的结晶。文件恢复的最后阶段工作于 1994 年春天完成。

1995 年 12 月，代顿和平协定的签署结束了波斯尼亚的战争，之后仅第八个月，145kV SFEL 型断路器就生产出来了。再次开发高压断路器成为战争后第一年中取得的显著技术成就。从此，IRCE 凤凰涅槃，浴火重生。

随后，170kV 以下三极式 SF_6 气体绝缘金属封闭开关设备开始重新生产，采用了 SFEL 型断路器，配有电动机储能弹簧操动机构和 SF_6 自能式灭弧室。为了萨拉热窝“Otoka”和“Koševo”变电站的扩容，建造了两个 GIS 间隔。战后制造的首个完整的 123kV GIS 于 2001 年在 TS Skenderija 投入运行。

然后出现了另一个低谷。IRCE 和 Energoinvest 的新工厂 ELOP 经营状况下滑，资本从 Energoinvest 中抽离，仅留下了研发和生产而缺乏市场和工程。仍存在通过私有化企业重组实现企业重生的可能性。

IRCE 目前是 IEE 电力工程的一个开发团队，甚至不再具有 IRCE 的名称。它为 Energomex——Energoinvest 在墨西哥的电力设备公司从事开发工作，这为 IRCE 的继续存在提供了希望。

IRCE 过去犹如一条珍珠长链，但在战争中散落。虽然战争后还有足够多的闪亮珍珠可以制成珍贵的手镯，然而由于人们的忽视，它依然散落。仅有电力工程研究团队作为珍贵的戒指保留下来，用几颗珍珠装饰，但是其他珍珠还散落在地上。

战争前伟大的 IRCE 和伟大的 Energoinvest 时代是我一直在充电的时期，编写本书则是放电过程。我带着强烈的愿望编写本书，确信它就是蓄电池，能够在更好的时代里让新一代电力工程师们从中吸收能量。

幸运的是，萨拉热窝电气工程学院电力系第一届战后的研究生已经在从事其硕士论文和学位论文的工作。他们在“关于开关装置的选定章节”课程上的研讨文章，以及其硕士论文的一些内容，为本书的准备做出了有价值的贡献。除了好的分数（已经给过了），我还要向萨拉热窝电气工程学院电力系第一届战后的研究生表

达特别的感激之情，他们是，Ahmethodžić Almir、Bibović Aldina、Bjelopoljak Edin、Dedović Edina、Deleut Amira、Delić Sead、Fočo Emir、Hadžizulfić lzudin、Jusić Sakib、Klapić Nihad、Letić Enis、Mršo Romana、Muharemović Armin、Mujić Elvir、Murselović Mufid、Nurković Semir、Omeragić Amra、Pašalić Fuad、Pilaković Amir、Salihović Asmir 和 Vunić Elzudin。我祝愿下一届研究生事事顺利。

对于战争前与 IRCE 共同工作和目前在供电工业领域、各政府部门、州和市的组织、学校和学院、以及波斯尼亚和黑塞哥维那的新公司（不仅限于他们）的许多专家，推荐他们把本书作为手册或教科书，而且提醒他们应利用其职位来促进形成新的“珍珠项链”。

Mirsad Kapetanović博士、教授

萨拉热窝

2002 年 9 月 21 日

(本书波斯尼亚语 2002 版的序)

缩略语表

AC	Alternating Current	交流
AIS	Air Insulated Substation	敞开式（空气绝缘）变电站
ANSI	American National Standards Institute	美国国家标准学会［现更名为（American Standards Association，ASA）美国标准协会］
AMF	Axial Magnetic Field	纵向磁场
APC	Arc Prolongation Circuit	延弧回路
BB	Black-Box	黑盒
BC	（Capacitor）Bank-Charging Current	（电容器组）充电电流
C	Closing Operation	合闸操作
CC	Cable-Charging Current	电缆充电电流
CB	Circuit Breaker	断路器
CBM	Condition Based Maintenance	状态维修
CFC	Chlorinated Fluorocarbon Compound	氯氟碳化合物
CIGRE	International Council on Large Electric Systems	国际大电网会议
CM	Corrective Maintenance	故障维修
CZM	Current Zero Measurement	电流零点测量
DC	Direct Current	直流
EHV	Extra-High Voltage	超高压
EMC	Electromagnetic Compatibiltiy	电磁兼容
EMTP/ATP	Electro Magnetic Transient Program/Alternative Transients Program	电磁暂态程序/替代的暂态程序
EPRI	Electric Power Research Institute	美国电力科学研究院
FFC	Fully Fluorinated Compound	全氟化合物
GIL	Gas Insulated Line	气体绝缘线路
GIS	Gas Insulated Switchgear	气体绝缘开关设备
GWP	Global Warming Potential	全球变暖潜势
HF	Hydrogen Fluoride	氟化氢
HPL	High-Power Laboratory	大容量实验室

HV	High Voltage	高压
HVDC	High Voltage Direct Current	高压直流
IEC	International Electrotechnical Commission	国际电工委员会
IEE	Institution of Electrical Engineers	电气工程师学会（美国）
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers	电气与电子工程师学会（美国）
IRCE	Research and Development Centre for Electric Power	电力研发中心
ITRV	Initial Transient Recovery Voltage	起始瞬态恢复电压
LC	Line-Charging Current	线路充电电流
LV	Low Voltage	低压
MMCB	Miniature Molded Case Circuit Breaker	微型塑壳断路器
MO	Metal Oxide	金属氧化物
MV	Medium Voltage	中压
NOAA	National Oceanic and Atmospheric Administration	国家海洋和大气管理局
NSDD	Non-Sustained Disruptive Discharge	非保持破坏性放电
O	Opening operation	分闸操作
OP	Out-of Phase	失步
PTFE	Polytetrafluoroethylene	聚四氟乙烯
pptv	Parts per Trillion by Volume	一万亿体积中所含的部分
pu	Per Unit	标幺值
RCM	Reliability Centered Maintenance	以可靠性为中心的维修
RDDS	Rate of Decay of Dielectric Strength	介质强度下降率
RMF	Radial Magnetic Field	横向磁场
rms	Root Mean Square	有效值
RRDS	Rate of Rise of Dielectric Strength	介质强度上升率
RRRV	Rate of Rise of Recovery Voltage	恢复电压上升率
SC	Short Circuit	短路
SCADA	Supervisory Control and Data Acquisition	监视控制与数据采集系统
SF_6	Sulphur Hexafluoride	六氟化硫
SLF	Short-Line Fault	近区故障
STL	Short-circuit Testing Liaison	短路试验联盟
TBM	Time Based Maintenance	定期维修
TLF	Transformer Limied Fault	变压器限制故障
TLV	Threshold Limit Value	阈限值
TMF	Transversal Magnetic Field	横向磁场

TR	Technical Report	技术报告
TRV	Transient Recovery Voltage	瞬态恢复电压
UHV	Ultra High Voltage	特高压
UV	Ultraviolet	紫外光
VCB	Vacuum Circuit Breaker	真空断路器
VFTO	Very Fast Transient Overvoltage	特快速暂态过电压
WG	Working Group	工作组

The English edition Copyright © 2011 by Author.

All rights reserved. No part of this book may be reproduced by any means whatsoever without written permission from the copyright holder. The Chinese edition Copyright © 2012 by China Machine Press.

本书中文简体字版由机械工业出版社独家出版。未经出版者书面允许，本书的任何部分不得以任何方式复制或抄袭。版权所有，翻印必究。

北京市版权局著作权合同登记 图字：01-2012-7800 号

图书在版编目（CIP）数据

高压断路器：理论、设计与试验方法/（波黑）卡普塔诺维克著；王建华，闫静译. —北京：机械工业出版社，2015.4

（国际电气工程先进技术译丛）

书名原文：High voltage circuit breakers

ISBN 978-7-111-49602-1

Ⅰ.①高… Ⅱ.①卡…②王…③闫… Ⅲ.①高压断路器－研究 Ⅳ.①TM56

中国版本图书馆 CIP 数据核字（2015）第 047463 号

机械工业出版社（北京市百万庄大街 22 号 邮政编码 100037）

策划编辑：付承桂 责任编辑：张沪光

责任校对：陈延翔 封面设计：马精明

责任印制：李 洋

北京振兴源印务有限公司印刷

2015 年 7 月第 1 版第 1 次印刷

169mm × 239mm · 30.25 印张 · 589 千字

0001— 3500册

标准书号：ISBN 978-7-111-49602-1

定价：99.00 元

凡购本书，如有缺页、倒页、脱页，由本社发行部调换

电话服务	网络服务
服务咨询热线：010-88361066	机工官网：www.cmpbook.com
读者购书热线：010-68326294	机工官博：weibo.com/cmp1952
010-88379203	金书网：www.golden-book.com
封面无防伪标均为盗版	教育服务网：www.cmpedu.com

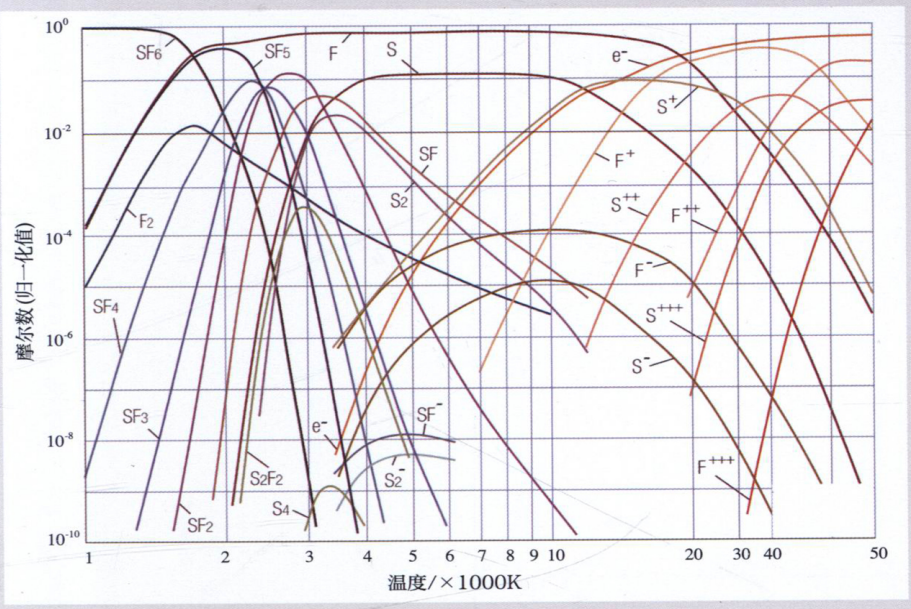

摩尔数(归一化值)
温度/×1000K
SF6
SF5
F
S
e-
S+
SF
S2
F+
F2
S++
F++
F-
SF4
S+++
S-
SF3
e-
SF-
S2F2
S2-
F+++
S4
SF2

图 5-21

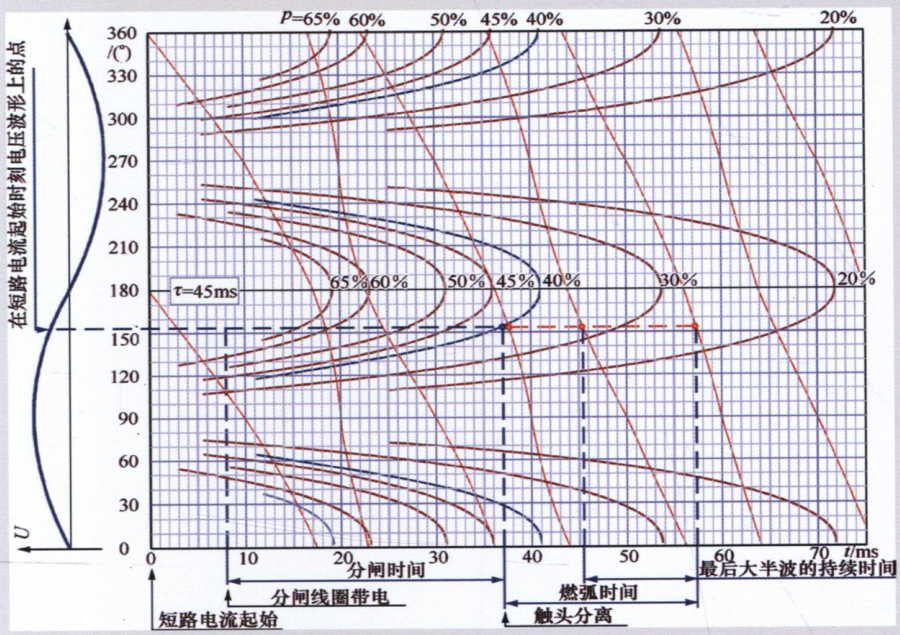

在短路电流起始时刻电压波形上的点
U
φ/(°)
P=65% 60% 50% 45% 40% 30% 20%
τ=45ms
65% 60% 50% 45% 40% 30% 20%
t/ms
分闸时间
分闸线圈带电
短路电流起始
燃弧时间
触头分离
最后大半波的持续时间

图 9-58

关于本书

本书作者是高压开关设备领域的国际知名专家，英文版由国际权威高压设备试验和认证机构——KEMA组织出版，全面讲述了高压断路器的工作原理和技术现状，并介绍了国外实际产品的原理与设计，使读者能够更好地理解高压断路器的最新技术。

本书充分反映了近年来国际范围内高压断路器基础理论、工作原理、产品设计、试验技术方面的当前进展，对现代高压断路器及开关设备的设计、制造、运行和科技管理具有积极的推动作用。与同类书相比，本书内容丰富且反映了国外产品的最新发展，详尽地说明了IEC标准及其他标准，特别阐述了高压断路器的最新试验方法，包括很多KEMA独有、专有的试验技术和方法以及试验报告内容。

本书可为高压电器研究、设计、试验、运行和管理的广大工程技术人员提供很有价值的帮助，同时也可作为高等工科院校电气工程专业特别是电器、高电压技术方向的本科生、研究生教材。

为中华崛起传播智慧
地址：北京市百万庄大街22号
邮政编码：100037

电话服务
服务咨询热线：010-88361066
读者购书热线：010-68326294
010-88379203

网络服务
机工官网：www.cmpbook.com
机工官博：weibo.com/cmp1952
金书网：www.golden-book.com
教育服务网：www.cmpedu.com
封面无防伪标均为盗版

策划编辑◎付承桂

国际视野　科技前沿

国际电气工程先进技术译丛

《高压断路器——理论、设计与试验方法 》
《先进的高压大功率器件——原理、特性和应用》
《智能电网——欧美的应用与实践》
《光伏系统的PSpice建模》
《现代电力电子学中的瞬态分析》
《配电系统》
《风资源评估：风电项目开发实用导则》
《风力发电技术与工程应用》
《电池系统工程》
《微电网和主动配电网》
《双馈感应电机在风力发电中的建模与控制》
《高性能交流传动系统 —— 模型分析与控制》
《光伏发电系统的优化 —— 建模、仿真和控制》
《覆冰与污秽绝缘子》
《高压直流输电——功率变换在电力系统中的应用》
《MATLAB数值分析方法在电气工程中的应用》
《太阳能利用技术及工程应用》
《超级电容器的应用》
《小型风力机：分析、设计与应用》
《太阳电池、LED和二极管的原理：PN结的作用》
《风力发电系统 —— 技术与趋势》
《电力系统高级预测技术和发电优化调度》
《大规模储能技术》
《风电系统电能质量和稳定性对策》
《传热学：电力电子器件热管理》
《现代电力电子学与交流传动》
《功率半导体器件：原理、特性和可靠性》
《风能系统——实现安全可靠运行的优化设计与建设》
《储能技术》
《光伏系统工程》（原书第3版）
《光伏与风力发电系统并网变换器》
《车辆能量管理：建模、控制与优化》
《纯电动及混合动力汽车设计基础》（原书第2版）
《电动汽车技术、政策与市场》
《永磁无刷电机及其驱动技术》
《先进电气驱动的分析、建模与控制》
《智能电网可再生能源系统设计》
《柔性交流输电系统在电网中的建模与仿真》
《风电并网：联网与系统运行》
《海底电力电缆——设计、安装、修复和环境影响》
《光伏技术与工程手册》
《风力发电的模拟与控制》
《风电场并网稳定性技术》
《智能电网中的电力电子技术》
《高效可再生分布式发电系统》
《分布式发电——感应和永磁发电机》
《瞬时功率理论及其在电力调节中的应用》
《高压输配电设备实用手册》
《电力系统中的电磁兼容》
《超高压交流输电工程》（原书第3版）
《高压直流输电与柔性交流输电控制装置——静止换流器在电力系统中的应用》
《配电可靠性与电能质量》

ISBN 978-7-111-49602-1

上架指导 工业技术／电气工程／高压电器

机械工业出版社微信公众号

ISBN 978-7-111-49602-1　定价：99.00元