

直流支撑电容器 ESL 仿真及影响因素研究

董晓亮¹, 郭泽宜², 陈德玲¹, 张研¹, 赵丹¹, 郝琳琳¹, 刘显博¹, 张铖铖¹

(1. 新程(辽宁)电力电容器科技有限公司, 辽宁 营口 115007;

2. 内蒙古电力集团乌海供电公司, 内蒙古 乌海 016000)

摘要: 柔性直流支撑电容器是模块化多电平换流器(MMC)子模块中的关键储能元件,其等效串联电感(ESL)直接影响系统开关过电压与可靠性。本文以平面单块心子排列结构为研究对象,采用COMSOL Multiphysics 建立整机电感仿真模型,系统研究了元件直径(并联数)、铜板厚度、薄膜宽度、电极结构形式及长高比五类关键因素对整机 ESL 的影响规律。研究表明:电极系统是整机 ESL 的绝对主导因素,贡献比达 97.1%~98.3%,元件自身贡献不足 3%;元件直径影响较小(增幅 6.6%),铜板厚度从 0.4 mm 增至 2.0 mm,ESL 仅降低 0.19%,铜板厚度影响不显著;薄膜宽度从 150 mm 减至 60 mm 降幅达 44.5%,铜条+编织线结构 ESL 为整体铜板的 1.20~1.63 倍,长高比 L/H 从 0.62 增至 2.57 可降低 ESL 约 75.7%。采用短路放电法对 5 个典型样品进行试验验证,仿真与试验最大相对误差不超过 5.0%,验证了模型的有效性,为低电感直流支撑电容器的优化设计提供了系统性定量依据。

关键词: 柔性直流输电; 直流支撑电容器; 等效串联电感(ESL); 整机仿真; 参数化扫描; COMSOL 仿真

Study on ESL Simulation and Influencing Factors of DC-link Capacitors

DONG Xiaoliang¹, WU Zeyi², CHEN Deling¹, ZHANG Yan¹, ZHAO Dan¹, HAO Linlin¹,

LIU Xianbo¹, ZHANG Chengcheng¹

(1. Xincheng (Liaoning) Power Capacitor Technology Co., Ltd., Liaoning Yingkou 115007, China;

2. Wuhai Power Supply Company, Inner Mongolia Corporation Limited,

Inner Mongolia Wuhai 016000, China)

Abstract: VSC-HVDC-link capacitors are key energy storage components in sub-modules of modular multilevel converters (MMC), and their equivalent series inductance (ESL) directly affects the system's switching overvoltage and reliability. In this paper, the planar single-cell core arrangement structure is taken as the study object and a integrated inductance simulation model using COMSOL Multiphysics is set up. The influence of such five key parameters as element diameter (number of parallel elements), copper plate thickness, film width, electrode configuration, and length-to-height ratio on the overall ESL is systematically investigated. The study results show that the electrode system is the absolutely dominant factor in the overall ESL, contributing 97.1%~98.3%, while the contribution of the components themselves is less than 3%. The element diameter has a relatively minor effect (with increase of 6.6%). When the copper plate thickness is increased from 0.4mm to 2.0 mm, the ELS is decreased by only 0.19%, indicating that the effect of the copper plate thickness is not significant. The ELS is decreased by 44.5 when the film width is reduced from 150 mm to 60 mm. The copper strip with braided wire configurations exhibits an ESL 1.20~1.63 times higher than that of the solid copper plates. Moreover, increasing the aspect ratio (L/H) from 0.62 to 2.57 yields, an ESL reduction of about 75.7%. The short circuit discharge method is used to experimentally validate five typical samples. The maximum relative error between simulations and measurement does not exceed 5.0%, which verifies the effectiveness of the model and provides a systematic quantitative basis for the optimal design of low inductance DC-link capacitors

Keywords: VSC-HVDC transmission; DC-link capacitors; equivalent series inductance (ESL); system-level simulation; parametric scanning; COMSOL simulation

0 引言

由于柔性直流输电 (voltage source converter-HVDC, VSC-HVDC) 技术中所采用的基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的拓扑在可控性、模块化程度及电能质量诸多方面都有极好的表现,故其已被公认为新一代直流输电技术的核心^[1-4]。MMC 中每个子模块(sub-module, SM)都需接入一个直流支撑电容器,该电容器直接并联于电力电子开关器件(IGBT)两端,实质上就是子模块的稳压器、能量缓冲器以及高频谐波通路^[5-6]。因此,直流支撑电容器的性能直接关系换流器乃至整个输电系统的稳定性。

由于 MMC 电压等级及功率密度不断提高,子模块开关频率及电流变化率(di/dt)都大大增加,因此直流支撑电容器的寄生参数,特别是等效串联电感(equivalent series inductance, ESL),其影响已经不可忽略:高的 ESL 会产生开关过电压,增大器件应力,限制系统动态响应速度,甚至造成严重的电磁干扰^[7-8]。对直流支撑电容器的 ESL 进行系统、严谨的研究,是设计高性能、高可靠性柔性直流输电系统时极其重要的一步^[9-10]。

目前关于直流支撑电容器 ESL 的研究,多基于特定的、理想化的结构参数进行孤立分析,缺乏系统性整机层面的参数化研究,尤其在“哪些因素真正主导整机 ESL”这一工程核心问题上,结论分散且缺乏量化对比。

本文从整机角度出发,以平面单块心子排列结构(最为常见的工程方案)为研究对象,采用 COMSOL Multiphysics 建立整机电感仿真模型,通过参数化扫描,系统考察了 5 类关键因素对 ESL 的影响规律,得到了各因素的响应曲线及量化关系。研究逻辑可简化为:整机建模→参数化计算→趋势分析→因素影响小结,力求为工程设计提供直接可用的定量依据。

1 等效串联电感对 MMC 系统的影响

本文首先给出了典型三相 MMC 拓扑的示意图,见图 1^[11-14],以明确直流支撑电容器的工作环境。每个子模块的核心是一个直流支撑电容器与 IGBT 开关器件的并联组合。MMC 主电路拓扑见图 2。

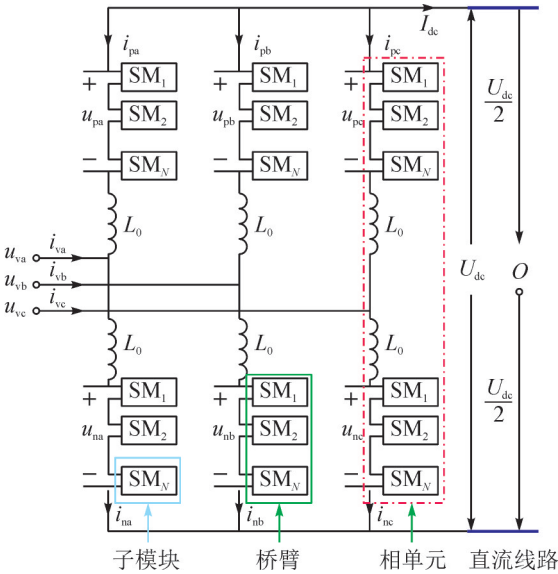


图1 MMC主电路拓扑
Fig. 1 Main circuit topology of MMC

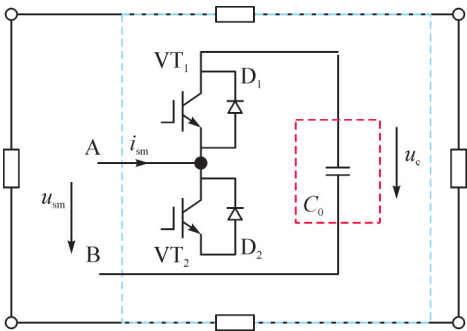


图2 MMC单个子模块拓扑图
Fig. 2 Topological diagram of single MMC submodule

由于 MMC 是用子模块投入、切除的方式来合成所要求的输出电压波形,故直流支撑电容器必然要承受高频充放电电流的冲击,子模块不同开关情况下电容器的工作状态见表 1^[15-18]。

表1 子模块工作状态汇总
Table 1 Summary of operation status of submodule

子模块状态	导通器件	子模块电流方向	电容状态	电容电压
闭锁	D ₁	从 A 到 B	充电	U _c 可能过压
闭锁	D ₂	从 B 到 A	旁路	0(电压为零)
投入	VT ₁	从 B 到 A	放电	U _c 承受直流电压
投入	D ₁	从 A 到 B	充电	U _c 承受直流电压
切除	VT ₂	从 A 到 B	旁路	0(电压为零)
切除	D ₂	从 B 到 A	旁路	0(电压为零)

工程上,子模块直流支撑电容器的 ESL 一般需控制在 50 nH 以内,以抑制 IGBT 关断瞬间产生的电压尖峰 $U_{\text{esl}}=L_{\text{esl}}\times di/dt$ 与直流电压的叠加危害,确保开关器件安全运行,同时改善系统动态响应速度。ESL 不达标则会导致 IGBT 过压损坏风险上升,并增加电磁干扰,严重影响换流阀可靠性。因此,低 ESL 已成为柔性直流支撑电容器最重要的设计指标之一^[19-22]。

2 直流支撑电容器 ESL 的构成与理论分析

直流支撑电容器的 ESL 属于分布参数,由器件内部多个物理结构的寄生电感叠加而成。为更清晰地建立整机 ESL 模型,本文将整机电容器的 ESL 划分为以下组成部分。

2.1 金属化薄膜元件自身电感($L_{\text{元件}}$)

单个元件采用低电感绕制结构,其残余电感由元件几何尺寸(直径 D 、高度 L)决定。整机由 N 个元件并联后,元件组的等效电感约为 $L_{\text{元件}}/N$,互感修正项 $M_{\text{元件}}$ 小于 $L_{\text{元件}}/N$,因此元件并联的等效电感通常不超过几纳亨^[23-30]。电容器元件卷绕结构及电容内部电流与电磁耦合关系如图 3。

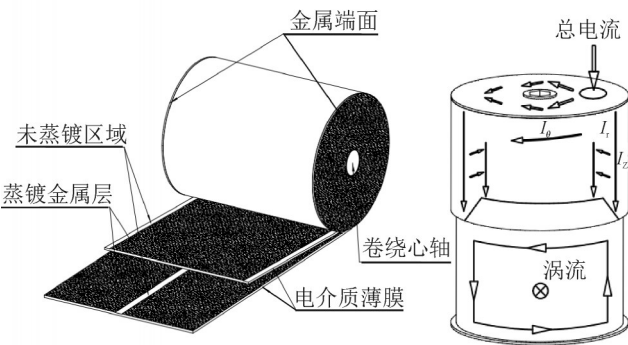


图3 电容元件卷绕结构及电容元件内部电流路径与电磁耦合关系示意图

Fig. 3 Schematic diagram of capacitor element winding structure and internal current paths with electromagnetic coupling

2.2 整机结构概述

本文研究对象为平面单块心子排列结构的直流支撑电容器,由若干金属化聚丙烯薄膜元件(心子)横向排列、纵向叠垛,通过端面整体铜板电极并联后,经汇流排汇集至端子输出。其整机 ESL 可近似表达为

$$L_{\text{总}} \approx L_{\text{元件}}/N + M_{\text{元件}} + L_{\text{电极}} \quad (1)$$

式中: $L_{\text{元件}}$ 为单个元件自身 ESL; N 为元件并联数; $M_{\text{元件}}$ 为元件间互感修正项; $L_{\text{电极}}$ 为内部导体电极系统(铜板/铜排、汇流排及引出端子导电杆)电感。工程实测表明, $L_{\text{元件}}/N$ 通常在 1 nH 以下, $M_{\text{元件}}$ 更小,而 $L_{\text{电极}}$ 可达 20~50 nH,贡献超过 90%。因此,内部

电极系统是整机 ESL 优化研究的核心^[31-34]。

2.3 研究对象基准参数

以某型号直流支撑电容器为基准参考案例(外壳尺寸经过校正,统一定义:长度为水平放置时的最长边,高度为竖直方向,厚度由薄膜宽度决定),其主要参数见表 2。

表2 基准直流支撑电容器主要参数
Table 2 Main parameters of the reference DC-link capacitors

参数	数值
额定电压/kV	2.8
总电容量/mF	8
薄膜宽度(元件高度)/mm	150
元件排列方式	平面单块心子,横 M 列×纵 N 行
电极结构(基准)	端面整体铜板
铜板厚度(基准)/mm	1.0
外壳尺寸(基准)/mm	800(长)×770(高)×175(厚)
目标整机 ESL	< 50

2.4 仿真模型建立

采用 COMSOL Multiphysics AC/DC 模块中“磁场,仅电流(mf)”物理接口进行频域建模。建模原则如下:

1)整机建模策略:将全部并联元件、端面铜板、汇流排及外部接线端子纳入统一三维模型,一次性提取整机 ESL,避免分段叠加误差。

2)元件简化:元件内部卷绕体采用等效均质导体处理,材料参数(电导率、磁导率)根据金属化聚丙烯薄膜的等效特性标定。

3)电极建模:铜板/铜排采用实体铜建模,整体铜板结构中端面铜板为完整平板,铜条+编织线结构中铜条为矩形截面、编织线以等效矩形截面导体代替。

4)激励方式:在正负端子分别施加 1 A 电流激励(频域, $f=1$ kHz 为主要分析频点),提取端口阻抗虚部,计算等效电感。

5)网格划分:铜板及间隙区域采用精细六面体网格,最大网格尺寸不超过集肤深度的 1/3。

3 参数化扫描研究:影响因素对整机 ESL 的系统分析

3.1 研究因素 1:改变元件直径(并联数)对整机 ESL 的影响

3.1.1 研究方案

对于 n 个元件相互耦合的电感,由于是全并联结构,因此其电流方向一致,其总的电感值并非简单的自感除以并联数再加上互感值,而需要通过耦合电感并联公式来进行计算。计算公式为

$$L_{\text{eq}} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n (L^{-1})_{ij}} \quad (2)$$

式中: n 为并联电感总个数; i 和 j 分别为矩阵的行索引和列索引,取值范围从 1 到 n 。它们分别代表第 i 个元件和第 j 个元件; L 为电感矩阵($n \times n$ 对称矩阵),其对角元素 L_{ii} 是第 i 个元件的自感;非对角元素 $L_{ij}(i \neq j)$ 是第 i 个元件与第 j 个元件之间的互感; L^{-1} 为电感矩阵的逆矩阵,其元素 $(L^{-1})_{ij}$ 表示逆矩阵中第 i 行第 j 列的值;

以元件直径为 70 mm,长度为 150 mm,元件全部并联为例,运用 Comsol 软件对电感仿真,具体的仿真情况见图 4。

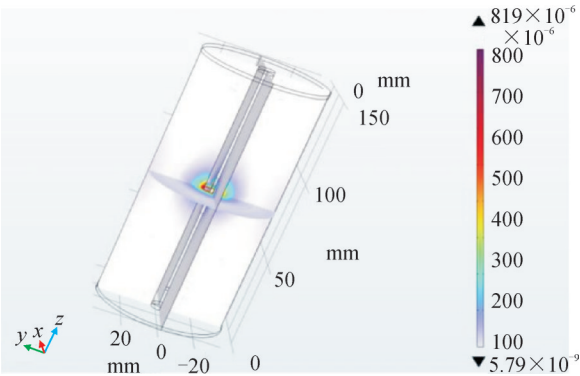


图4 元件直径为 70 mm,长度为 150 mm 的电感仿真图
Fig. 4 Simulation diagram of inductor with a element diameter of 70 mm and length of 150 mm

表3 不同元件直径方案参数汇总
Table 3 Summary of parameters for different element diameter scheme

元件直径	元件电感	元件电容/	心组长×高	横列数	纵行数	元件个数	整机ESL仿	元件电感	整机ESL仿真
D/mm	L/nH	μF	(mm)	P	Q	n	真值/nH	L/nH	值-(L/n)/nH
50	63.75	36	703×729	14	16	224	17.47	0.28	17.19
56	59.99	45	732×697	12	15	180	17.65	0.33	17.32
60	57.62	52	736×691	11	14	154	17.88	0.37	17.51
65	56.68	62	742×684	10	13	130	17.95	0.44	17.51
70	53.27	75	750×677	9	12	108	18.23	0.49	17.74
76	50.49	81	718×706	9	11	99	18.63	0.51	18.12

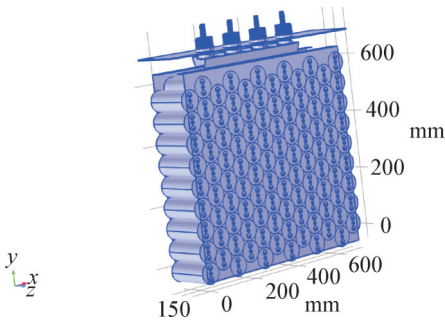


图5 元件直径为 70 mm,长度为 150 mm 整机电感仿真图
Fig. 5 Simulation diagram of the overall inductance for the complete device with a element diameter of 70 mm and length of 150 mm

电极结构统一采用整体铜板,规避采用不同铜条截面及数量差异对结果的干扰。元件直径取值

固定总电容量情况下,元件直径和元件并联数量在数值上负相关,将不同直径的心子排列模型直接在整机中建模,采用 COMSOL 整机场仿真直接提取整机 ESL,来研究元件直径(对应不同并联数)对整机 ESL 的影响。

改变元件直径的前提是保证心子的外廓不变,即电容器外形长度和高度不变,保证铜板电极、汇流排、导电杆等结构尺寸不变,从而消除电极结构电感的差异,真实反映元件直径和并联数对 ESL 的影响。

在外壳尺寸固定为 800 mm×770 mm×175 mm (长×高×厚)、采用交错矩形阵列排列方式,将圆柱形元件按 P 列× Q 行的矩阵形式在焊接好元件端面后,整齐排布于箱体内部。所有元件之间采用等间距布置,元件间隙小于 2 mm,元件轴线垂直于箱体大面。元件高度(薄膜宽度)保持 150 mm 不变,仅改变元件(心子)直径 D ,电容器总体容量保持在 8~8.4 mF (0~5%) 范围之内。纵向为列,横向为行,奇偶列交错排列。不同元件直径对应不同的列数和行数,典型方案见表 3。

元件直径为 70 mm,108 个元件的整机仿真如图 5 所示。

范围: $D=50\sim76$ mm。具体数据及直径与整机 ESL 的关系见图 6。

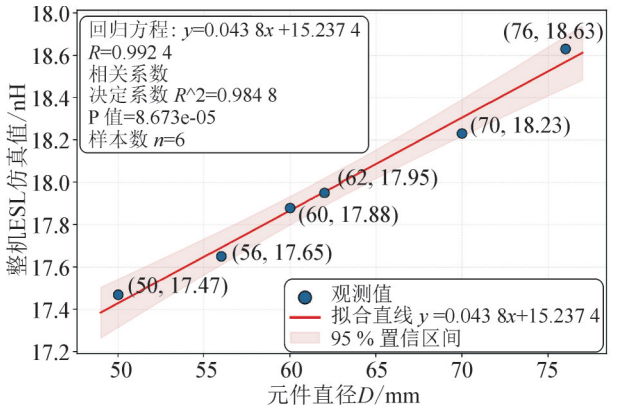


图6 元件直径 D 与整机ESL的关系曲线
Fig. 6 Relationship curve between element diameter D and the overall ESL of the complete device

3.1.2 仿真结果与分析

分析表明:

1)趋势方向: D 增大 $\rightarrow n$ 减少 $\rightarrow$ ESL增大,单调正相关,但增速非均匀,大直径端($D>70\text{ mm}$)加速明显。

2)变化主因:ESL 增量的大约 97.8% 来自排列几何变化引起的结构分布电感波动,仅约 2.24% 来自 L/n 本身的增大。元件电感对 ESL 的直接贡献始终 $<3\%$ 。直径变化不仅通过 L/n 直接影响 ESL,还通过改变排列物理几何(心体长宽比、元件间距)间接影响结构分布电感。

3)工程判定:在固定外壳尺寸和电极结构的前提下,元件直径选择对 ESL 的调控能力有限。若需显著降低 ESL,应从电极结构优化(铜板截面、汇流排布局、导电杆走向)入手,而非单独调整元件直径。

3.2 研究因素2:改变铜板厚度对整机 ESL 的影响

3.2.1 研究方案

保持电容器整机外形、元件参数(取前述直径 70 mm、长方形截面排列)完全不变,仅改变端面整体铜板的厚度,取值范围 $t=0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8, 2.0\text{ mm}$,共 9 个计算点。具体数据及铜板厚度与整机 ESL 的关系见表 4 及图 7。

表 4 不同铜板厚度仿真结果汇总
Table 4 Summary of simulation results for different copper sheet thicknesses

铜板厚度 t/mm	整机 ESL 仿真值/nH	相对基准(1.0 mm)变化量/nH	变化百分比/%
0.4	18.246	0.016	0.09
0.6	18.242	0.012	0.07
0.8	18.239	0.009	0.05
1.0(基准)	18.230	0	0
1.2	18.222	-0.008	-0.04
1.4	18.218	-0.012	-0.07
1.6	18.214	-0.016	-0.09
1.8	18.210	-0.02	-0.11
2.0	18.206	-0.024	-0.13

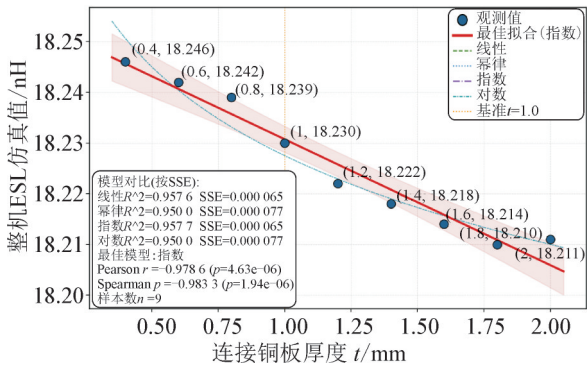


图 7 连接铜板厚度与整机 ESL 的关系曲线
Fig. 7 Relationship curve between copper plate thickness and the overall ESL of the complete device

3.2.2 仿真结果与分析

分析结论:

1)整体趋势:随着铜板厚度的增加,整机 ESL 仿真值总体呈递减趋势,铜板厚度与 ESL 呈负相关。变化幅度很小:ESL 极差仅 0.036 nH,相对基准的最大变化量为 0.024 nH。说明在本方案下,铜板厚度 t 对整机 ESL 的影响不显著。

2)与电容器损耗的相关分析:随着铜板厚度增加,电容器电感值减小,电容器的等效电阻也会减小,进而降低导体损耗,这有利于电容器的可靠性,但电容器的重量和成本会增加。

3.3 研究因素3:改变薄膜宽度(元件轴向长度)对整机 ESL 的影响

3.3.1 研究方案

薄膜宽度的改变在工程上必然伴随元件直径和并联数的调整以维持总容量,因此本节研究的是宽度变化这一工程操作的综合效果,而非单一变量的纯粹影响。这与 3.1-3.2 节的单变量控制研究有所不同,但更贴近工程实际。将薄膜宽度(即元件有效高度,同时决定电容器厚度)从基准 150 mm 调整为 120 mm,100 mm,85 mm,60 mm,对每种宽度,选取若干典型工况(元件直径与排列方式参照前述较优方案相应调整,总容量控制在 8 mF 范围内),计算整机 ESL,以揭示薄膜宽度减小时 ESL 的总体变化趋势,实际也是铜板电极的距离减小,具体数据及薄膜宽度与整机 ESL 的关系见图 8 及表 5。

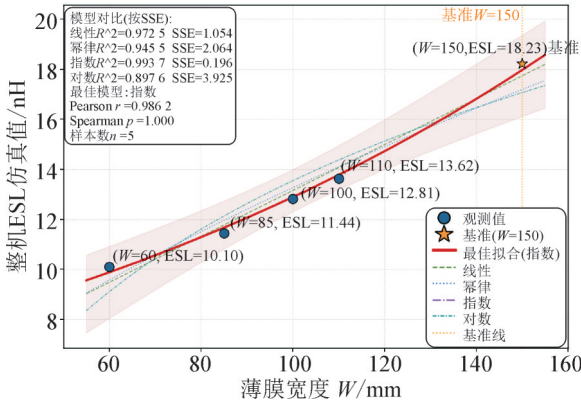


图 8 薄膜宽度与整机 ESL 电感仿真值的关系曲线
Fig. 8 Relationship curve between film width and the simulated ESL inductance value of the entire device

3.3.2 仿真结果与分析

分析结论:

1)整体趋势:薄膜宽度与整机 ESL 电感仿真值呈单调下降关系,宽度从 150 mm 减小至 60 mm,ESL 从 18.2 nH 单调递减至 10.1 nH,总降幅达

8.1 nH(44.5%)。在总容量固定(8 mF)的前提下,缩短元件长度、增加并联数量,可以有效降低等效串联电感(ESL)。

表5 不同薄膜宽度方案典型仿真结果
Table 5 Typical simulation results for different film width schemes

薄膜宽度 W/mm	电容器 厚度/mm	元件直径 D/mm	典型方案 并联数N	整机ESL 仿真值/nH
150(基准)	175	70	108	18.23
110	135	70	144	13.62
100	125	72	170	12.81
85	110	66	242	11.44
60	85	70	330	10.10

2)机理分析:当薄膜宽度从大到小变化时,正负铜板间距缩短,同时铜板展宽效应提升,前述已经分析了元件的电感占比很低,不起主导作用,那么薄膜宽度调整带来的效果实质上仍然是电极结构优化结构的结果,即调整铜板电极的距离对整机电感的影响敏感。

3.4 研究因素4:铜条+编织线电极结构与整体铜板结构的对比

3.4.1 研究背景

在实际工程中,元件端面电极有两种主要结构:1)整体铜板结构。端面用一整块铜板连接所有元件引出端,电流分布均匀,适合批量仿真;2)铜条+编织线结构。采用若干铜条分段引出后,通过编织线(软连接)汇集至主铜排,结构灵活,但铜条数量随直径和排列方式变化。

前述研究(因素1-3)均采用整体铜板结构,规避了因铜条数量差异引入的干扰变量,能够揭示纯几何参数影响的基本趋势。在此基础上,本节对铜条+编织线结构进行若干典型计算点的对比,量化两种结构的ESL差异。

3.4.2 对比方案设计

选取研究因素1中的元件直径70 mm,元件长度为150 mm,108个元件以9×12排列为基准,设计以下对比方案,具体数据及电极铜条宽度与整机ESL的关系见图9-10及表6。

3.4.3 仿真结果与分析

图9给出了不同铜条截面下整机ESL与整体铜板方案的对比结果。主要结论:

1)ESL随电极宽度减小而单调增大,铜条宽度增大使电流分布更趋近于整体铜板的连续导电平面效果,从而降低ESL。

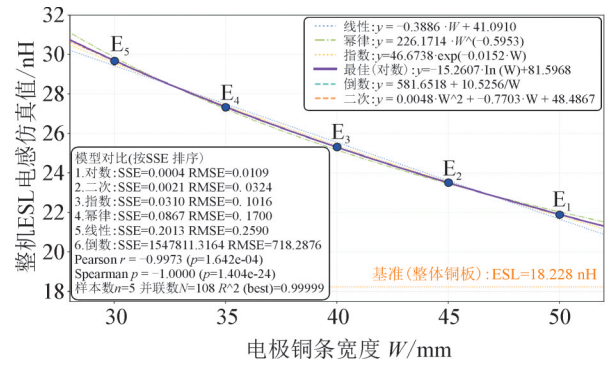


图9 电极厚度1.5 mm不同铜条宽度与整机ESL电感仿真值的关系曲线

Fig. 9 Relationship curve between the simulated overall ESL values and the copper strip width for an electrode thickness of 1.5 mm

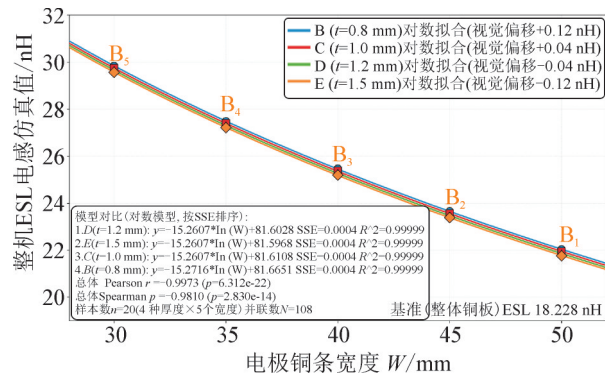


图10 不同电极厚度铜条随宽度变化与整机ESL电感仿真值的关系曲线

Fig. 10 Relationship curves between the variation of copper strip width and the simulated overall ESL values for different copper strip electrode thicknesses

2)物理机理分析:电流分布均匀性:整体铜板为连续导电平面,电流可在整个板面上自由分布,各元件到汇流点的电流路径短且阻抗一致。铜条为离散导体,电流只能在有限宽度的铜条内流动,路径更长、电流密度更高,导致寄生电感增大。

3)为降低整机ESL,应优先增加铜条宽度W;铜条厚度可依据机械强度、散热、载流能力及成本需求选取,无需为降ESL过度加厚。

3.5 研究因素5:电容器长高比对整机ESL的影响

3.5.1 研究背景

在3.1节(研究因素1)中,改变元件直径的前提是保持心子外廓投影尺寸(即电容器外形长度和高度)固定不变,从而消除电极结构尺寸差异,单独考察元件直径对整机ESL的影响。然而,在工程实践中,电容器所在子模块的安装空间约束并非一成不变,当子模块接口尺寸根据设计需求调整时,电容器外形的长度与高度之比(长高比L/H)也需要随之改变。

表6 整体铜板与铜条+编织线结构ESL对比
Table 6 Comparison of overall ESL performance between copper sheets and copper strips with woven wire structures

方案编号	电极结构 长×宽/mm	铜条截面 厚×宽×铜条数量/mm	并联数 N	整机ESL仿真 值/nH	相对整体铜 板增量/nH	ESL增量 百分比/%
A	整体铜板(基准) 700 mm×677 mm	0.8×700×1	108	18.228	—	—
B ₁	铜条 700 mm×50 mm	0.8×50×11	108	21.913	3.685	20.22
B ₂	铜条 700 mm×45 mm	0.8×45×11	108	23.532	5.304	29.10
B ₃	铜条 700 mm×40 mm	0.8×40×11	108	25.347	7.119	39.06
B ₄	铜条 700 mm×35 mm	0.8×35×11	108	27.366	9.138	50.13
B ₅	铜条 700 mm×30 mm	0.8×30×11	108	29.718	11.490	63.03
C ₁	铜条 700 mm×50 mm	1.0×50×11	108	21.901	3.673	20.15
C ₂	铜条 700 mm×45 mm	1.0×45×11	108	23.521	5.293	29.04
C ₃	铜条 700 mm×40 mm	1.0×40×11	108	25.331	7.103	38.97
C ₄	铜条 700 mm×35 mm	1.0×35×11	108	27.351	9.123	50.05
C ₅	铜条 700 mm×30 mm	1.0×30×11	108	29.701	11.473	62.94
D ₁	铜条 700 mm×50 mm	1.2×50×11	108	21.893	3.665	20.11
D ₂	铜条 700 mm×45 mm	1.2×45×11	108	23.513	5.285	28.99
D ₃	铜条 700 mm×40 mm	1.2×40×11	108	25.323	7.095	38.92
D ₄	铜条 700 mm×35 mm	1.2×35×11	108	27.343	9.115	50.01
D ₅	铜条 700 mm×30 mm	1.2×30×11	108	29.693	11.465	62.90
E ₁	铜条 700 mm×50 mm	1.5×50×11	108	21.887	3.659	20.07
E ₂	铜条 700 mm×45 mm	1.5×45×11	108	23.507	5.279	28.96
E ₃	铜条 700 mm×40 mm	1.5×40×11	108	25.317	7.089	38.89
E ₄	铜条 700 mm×35 mm	1.5×35×11	108	27.337	9.109	49.97
E ₅	铜条 700 mm×30 mm	1.5×30×11	108	29.687	11.459	62.86

在元件直径固定、电容器截面积(长×高)基本不变的前提下,长高比的改变意味着:元件的排列方式(列数 P 与行数 Q 的组合)可以有多种选择,即“高而窄”或“矮而宽”的外形均可实现相近的容量与并联数。这一变化将直接影响端面铜板电极的几何形态,铜板宽度(对应电容器长度 L 方向)与铜板高度(对应电容器高度 H 方向)的比值发生改变,而电极系统的几何形态是影响整机 ESL 的绝对主导因素。因此,有必要系统研究电容器整机长高比对其 ESL 的影响规律。

3.5.2 研究方案

固定电容器截面积(长×高)约为 800 mm×770 mm(面积≈616 000 mm²),固定元件直径 $D=70$ mm、电容总量 8 mF、薄膜宽度 150 mm、端面铜板厚度 1.0 mm,仅通过改变长度 L 与高度 H (保持 $L \times H$ 基本不变),调整元件排列的列数 P 与行数 Q ,研究长高比 L/H 对整机 ESL 的影响。研究范围覆盖 $L/H=0.62 \sim 2.57$,共 7 个计算点,具体方案及仿真结果见图 11、表 7。

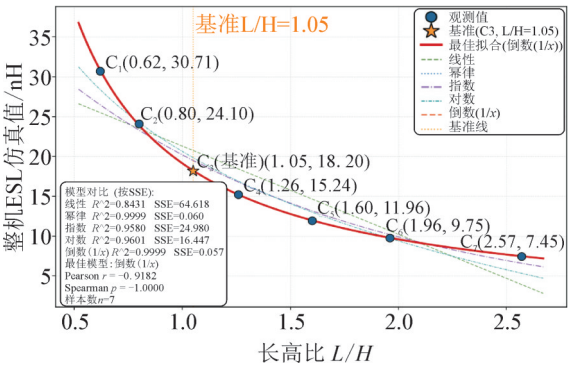


图 11 长高比 L/H 与整机 ESL 的关系曲线
Fig. 11 Relationship curve between the ratio L/H and the overall ESL of the complete device

需要特别说明的是:在固定截面积的前提下,改变长高比虽不显著改变并联数 N ,但会系统性地改变端面铜板的宽高比,从而改变铜板电感以及正负极铜板之间的回路几何形态,进而影响整机 ESL。由于长高比研究需覆盖较大的 L/H 范围,基准方案 C_3 的排列方式(11×11)与 3.1–3.4 节(9×12)略有差异,但元件直径、薄膜宽度、铜板厚度等关键参数一致,ESL 值接近(18.20 vs 18.23nH),不影响对比分析的有效性。

表7 不同长高比方案参数与整机ESL仿真结果
Table 7 Simulation results of the overall ESL for different ratio (L/H) schemes

方案	长度 L/mm	高度 H/mm	长高比 L/H	列数 P	行数 Q	并联数 N	整机ESL仿真值/ nH
C_1	620	994	0.62	9	14	126	30.71
C_2	700	880	0.80	10	12	120	24.10
C_3 (基准)	804	766	1.05	11	11	121	18.20
C_4	880	700	1.26	12	10	120	15.24
C_5	994	620	1.60	14	9	126	11.96
C_6	1 100	560	1.96	15	8	120	9.75
C_7	1 260	490	2.57	18	7	126	7.45

3.5.3 仿真结果与分析

1)整体趋势:在电容器截面积(约 $616\,000\,\text{mm}^2$)固定、元件直径和薄膜宽度不变、并联数 N 基本保持 $120\sim 126$ 的前提下,整机ESL随长高比 L/H 的增大呈单调递减趋势。当 L/H 由 0.62 增至 2.57 时,ESL从 $30.71\,\text{nH}$ 持续下降至 $7.45\,\text{nH}$,绝对降幅达 $23.26\,\text{nH}$,相对降幅约 75.74% 。该降幅显著高于铜板厚度优化($0.4\rightarrow 2.0\,\text{mm}$,降幅仅 0.19%),表明长高比是影响ESL的关键结构参数,设计中不可忽视。

2)机理分析:当长高比较小时(“高而窄”外形),端面铜板呈竖向矩形,正负极铜板之间的回路平均面积较大;随长高比增大(“矮而宽”外形),端面铜板向横向展宽,正负极铜板沿高度方向的间距缩小,回路面积减小,依据 $L\propto\mu_0\cdot A\cdot l/w$ (回路电感正比于回路面积),ESL因此降低。此外,横向展宽的铜板使各元件的引出电流路径趋于平均,减少了局部电流密度集中效应,进一步辅助降低ESL。

综合来看, L/H 在 $1.26\sim 1.96$ 区间(对应 $C_4\sim C_6$ 方案)时,整机ESL为 $15.24\sim 9.75\,\text{nH}$,相比基准方案(C_3 , $18.20\,\text{nH}$)可降低 $16.3\%\sim 46.4\%$,且外形比例(宽高适中)便于模块布局与安装。当 L/H 超过 2.0 后,ESL虽仍有小幅下降,但细长外形对安装空间要求苛刻,工程适用性下降,需权衡取舍。

4 仿真模型整机试验验证

为了验证前面所建立的COMSOL仿真模型的准确性及由此得出结论的有效性,对样机进行试验测量。选取研究因素中的元件直径 $70\,\text{mm}$,元件长度为 $150\,\text{mm}$,108个元件以 9×12 排列为基准,采用整体铜板及铜条结构,对制成的成品进行电感测量,由于电容器元件的ESL处于纳亨(nH)量级,对测试线路寄生参数极其敏感,因此精确测量也是一个难点。

4.1 试验方法

本文采用短路放电法,该方法基于对电容器整

机进行脉冲放电,用示波器获取放电波形进行瞬态分析,适用于验证脉冲工况下的参数^[35-36]。

测试原理:将电容器充电至预定电压后,通过一个低电感开关使其在短路回路中放电。该回路可等效为一个RLC二阶电路,其放电电流 $i(t)$ 表现为阻尼正弦振荡^[37-38],公式为

$$i(t)=\frac{U_0}{\omega L}e^{-\beta t}\sin(\omega t) \quad (3)$$

式中: $\beta=R/(2L)$; $\omega=2\pi/T=\sqrt{1/(LC)-R/(2L)^2}$; T 为振荡周期。

电感提取:通过示波器精确测量放电电流波形的振荡周期 T ,即可计算回路总电感 L_{total} ,公式为

$$L_{\text{total}}=\frac{1}{C(2\pi/T)^2+(R/2L_{\text{total}})^2}\approx\frac{T^2}{4\pi^2C} \quad (4)$$

4.2 实验样品与测试条件

分别采用整体铜板及铜条两种结构、多个样机成品进行电感测量。测试实物样机如图12所示。测试条件:环境温度为 $25\,^{\circ}\text{C}$;气压为 $101\,\text{kPa}$;相对湿度为 40% 。



图12 铜条电极结构整机电感测量实物图
Fig. 12 Physical illustration of the complete device with copper strip electrode structure for inductance measurement

测试过程中,过高的湿度会增加电容器表面漏电,可能干扰放电波形测量。同时,测试场地应远离强电磁干扰源,避免影响示波器等设备的读数。在短路放电法中,放电间隙用于触发电路的瞬间导通,其选择直接影响测量结果的准确性。笔者选择的是气动开关推动球隙放电,波形记录使用高压示波器 TDS3014A 配合罗氏线圈电流探头,精确记录放电电流的衰减振荡波形。具体波形如图 13 所示。

4.3 仿真实验结果对比分析

将仿真结果与短路放电实测结果进行对比,具体试验数据及整机 ESL 与仿真的误差分析见表 8、图 14。

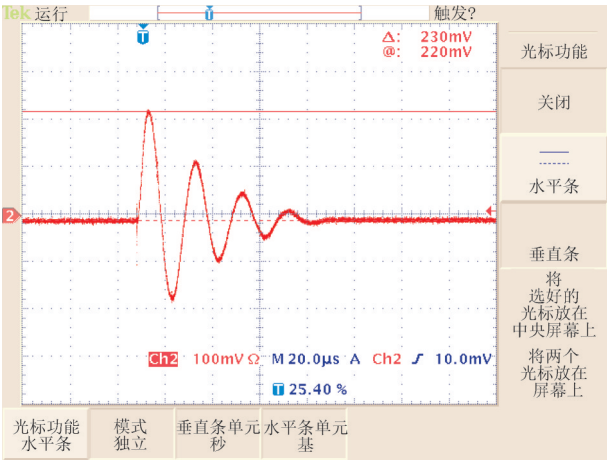


图 13 典型短路放电电流波形示例
Fig. 13 Example of a typical short-circuit discharge current waveform

表 8 仿真与实验结果对比及误差分析
Table 8 Comparison of simulation and experimental results and error analysis

产品编号	电极结构(长×宽×铜条数量)	铜条截面/(mm×mm)	仿真电感/nH	实验电感/nH	相对误差/%
S ₁	整体铜板(基准)	0.8×700	18.23	19.0	4.22
S ₂	铜条 700×30×11 mm	0.8×30	29.72	31.0	4.31
S ₃	铜条 700×40×11 mm	0.8×40	25.35	26.0	2.56
S ₄	铜条 700×45×11 mm	0.8×45	23.53	24.0	1.99
S ₅	铜条 700×50×11 mm	0.8×50	21.92	22.0	0.36

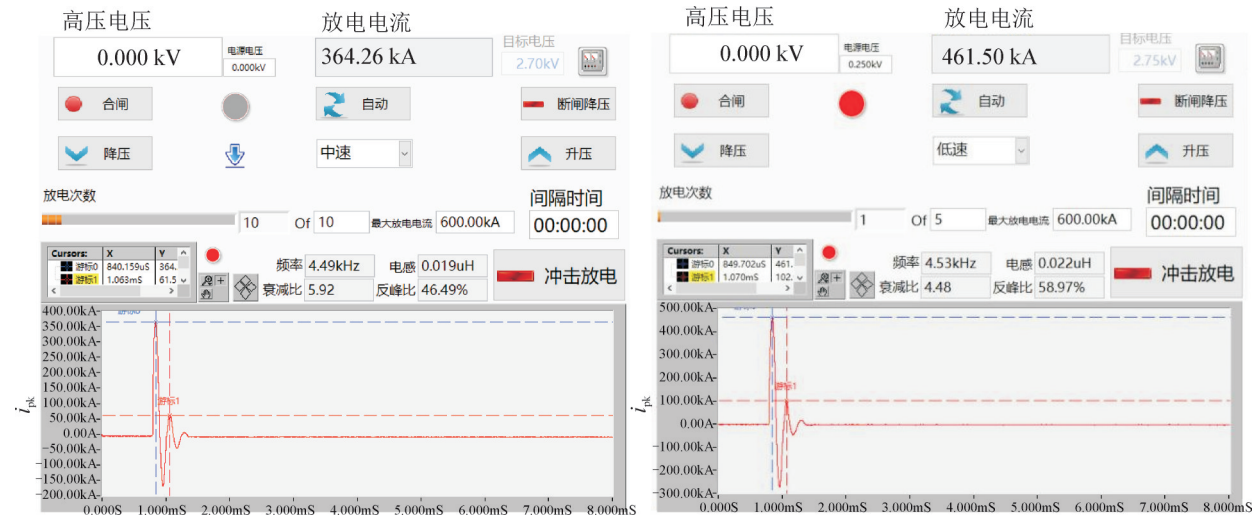


图 14 铜板电极与 0.8×50mm 铜条电极结构整机测量短路放电电流波形及电感值
Fig. 14 Measured short-circuit discharge current waveform and corresponding inductance value for the complete device with copper plated electrode and 0.8×50 mm copper strip electrode structures

结论:所有样品的仿真与实验相对误差均小于 5%,且变化趋势完全一致。这充分证明了 COMSOL 所建立的电磁仿真模型具有很高的预测精度和工程指导价值。

4.4 误差来源分析

仿真和实验结果吻合良好,但存在系统性微小偏差,原因可归纳如下:

1)材料参数不确定性:仿真中所取的材料参数(薄膜介电常数、金属镀层电导率)为标称值,与实

际样品存在微小差别。

2)模型偏差:仿真模型为必要的简化结构,与实际产品中元件、导体结构存在微小差异。

3)测试系统误差:短路放电法中,开关的导通电阻和机械抖动也会引入微小测量误差。

5 因素影响小结

本文以平面单块心子排列结构的直流支撑电容器为研究对象,采用 COMSOL Multiphysics 建立

整机电感仿真模型,系统开展了5类关键参数的参数化计算研究,并通过短路放电实验验证了仿真模型的有效性(最大相对误差<5%)。综合第3章参数化扫描结果与第4章试验验证,对各因素的影响规律进行系统小结。

5.1 电极系统主导性分析

根据第2章理论分析,整机ESL为所有元件并联的等效电感($L_{\text{元件}}/N$)和电极系统电感($L_{\text{电极}}$)构成。仿真结果表明,在全部整体铜板结构工况下,电极系统电感 $L_{\text{电极}}$ 占整机ESL的比例稳定在97%以上,而元件自身电感($L_{\text{元件}}/N$)的贡献不足总量的3%。第2章理论分析已指出, $L_{\text{元件}}/N$ 通常在1 nH以下,而 $L_{\text{电极}}$ 可达20~50 nH,贡献超过90%。这一理论预估与仿真结果高度一致,表明内部导体电极系统是整机ESL优化的核心。具体而言:

1)电极系统是整机ESL的根本来源,任何ESL优化都必须聚焦于电极几何布局的改进,特别是铜板宽度、正负铜板间距所确定的回路面积。

2)元件直径(并联数)和铜板厚度属于“微调”参数,其对ESL的绝对影响有限,但可作为辅助手段在工程精度允许范围内配合使用。

3)薄膜宽度的调整,实际仍然是对正负铜板间距的调整,属于多变量耦合效应,其影响程度大于单纯的并联数调整。

4)电极结构形式(整体铜板 vs 铜条+编织线)和电容器长高比(L/H)是影响最大的两类结构因素,工程选型时应作为首要决策因素。

5.2 5类影响因素影响程度汇总

将第3章5类因素的参数化研究结果进行系统对比,按照对整机ESL的影响幅度排序,汇总情况见表9。

表9 5类影响因素对整机ESL影响程度汇总
Table 9 Summary of the influence degrees of various factors on the overall ESL

影响因素	参数范围	变化幅度	影响方向	影响量级
1)长高比 L/H	$L/H=0.62 \sim 2.57$	30.71→7.45 nH (-75.74%)	$L/H \uparrow \rightarrow \text{ESL} \downarrow$ (单调递减)	极大
2)电极结构类型	铜条+编织线 vs 整体铜板	+3.7~+11.5 nH (+20%~+63%)	整体铜板远优于铜条	较大
3)薄膜宽度	$W=60 \sim 150 \text{ mm}$	18.2→10.1 nH (-44.5%)	$W \downarrow \rightarrow \text{ESL} \downarrow$ (单调下降)	较大
4)元件直径(并联数)	$D=50 \sim 76 \text{ mm}$	17.47→18.63 nH (+6.6%)	$D \uparrow \rightarrow \text{ESL} \uparrow$ (正相关)	较小
5)铜板厚度	$t=0.4 \sim 2.0 \text{ mm}$	18.246→18.211 nH (-0.19%)	$t \uparrow \rightarrow \text{ESL} \downarrow$ (负相关)	极小

由表9可见,5类因素对整机ESL的影响程度存在显著差异,按照变化幅度从大到小排序为:长高比 L/H (-75.74%)>电极结构类型(+20%~+63%)>薄膜宽度(-44.5%)>元件直径(+6.6%)>铜板厚度(-0.19%)。

5.3 因素影响分类与优先级排序

根据影响幅度和工程可控性,将5类因素划分为3个层级:

1)极大影响(结构选型级)。长高比 L/H :长高比 L/H 从0.62增大至2.57可使ESL降低约75.75%,成本改变不大,需兼顾制造难度与安装空间。

2)较大影响(参数优化级)。电极结构类型:铜条+编织线结构整机ESL为整体铜板结构的1.20~1.63倍,绝对增量达3.7~1.5 nH,是影响最大的单一因素。整体铜板的二维连续导电特性是其低ESL优势的根本原因。工程选型时应作为首要决策因素,ESL敏感场景优先采用整体铜板结构。

3)较大影响(辅助级)。薄膜宽度:薄膜宽度从150 mm缩减至60 mm可使ESL降低44.5%。

4)较小影响(并联数微调级)。元件直径:在 $D=50 \sim 76 \text{ mm}$ 范围内,整机ESL仅变化6.6%。各方

案ESL差异小,选型可优先考虑成本、体积、热管理等因素。

5)极小影响。铜板厚度:铜板厚度从0.4 mm增至2.0 mm,ESL仅降低0.19%。

基于上述分类,整机ESL优化设计应遵循“先结构、后参数”的设计原则,按以下优先级依次展开:

第1步:优化电容器长高比。在安装空间允许条件下,兼顾产品设计结构,宜选取较大的 L/H 比值。

第2步:确定电极结构形式。优先选用整体铜板结构,从源头确立低ESL基础。

第3步:调整薄膜宽度。薄膜宽度与产品加工效率、成本关联性很高,虽适当调整可带来较好的低电感效果,但金属化膜镀层结构、几何尺寸变化会影响镀膜、分切、卷绕、定型等一系列调整,仅建议作为补充手段。

第4步:微调元件直径。调整元件直径和并联数对产品电感调整作用微弱,不建议把元件直径作为电感优化的前置因素,可作为电容器长高比、提升心子填充率的适配参数。

第5步:选取铜板厚度。按机械强度校验、载流损耗控制及热场分布优化结果综合选取;当为铜

条结构时,选择逻辑不变。

上述优先级排序为低电感直流支撑电容器的工程设计提供了可操作的决策路径。在实际工程中,各因素之间存在一定耦合关系,设计时应结合具体型号参数进行综合评估,必要时可借助本文建立的 COMSOL 整机仿真模型进行计算预测。

6 研究局限性说明

本文研究以平面单块心子排列结构为核心对象,这是直流支撑电容器最为常见、应用最为广泛的结构形式。值得指出的是,直流支撑电容器的整机结构并非唯一,还存在以下几种常见方案:

1)两块大心子层叠并联结构。将两组大直径心子上下叠放,通过特殊铜排连接。

2)多块小心子多层并列结构。采用更小直径元件多层叠垛,总并联数更多。

3)卧式排列结构。心子轴线水平放置,电流流向与本文研究对象有所不同。

上述结构的整机 ESL 计算,笔者限于研究精力,未能一一涵盖。但本文建立的“整机建模→参数化计算→趋势分析”方法论具有通用性,其他结构的 ESL 分析可完全参照本文逻辑开展,仅需相应调整三维模型的几何参数。

7 结语

7.1 研究结论

本文建立了直流支撑电容器整机 ESL 仿真模型,通过系统性参数化计算,定量研究了几类关键因素的影响规律,主要结论如下:

1)整机 ESL 主导因素为电容器内部的电极导体结构。本文研究结果表明,电极结构贡献占 97.1%~98.3%,元件自身不足 3%,故 ESL 优化必须聚焦电极结构几何布局。

2)元件直径(并联数 N)影响较小。 $D=50\sim 76\text{ mm}$ ($N=99\sim 224$)时,ESL 仅增 1.16 nH (6.6%),元件直径选择主要考虑元件加工性能的稳定和心子的填充率。

3)铜板厚度(0.4~2.0 mm)影响不明显,ESL 从 18.246 nH 降至 18.211 nH,降幅仅 0.19%。

4)薄膜宽度减小可有效降 ESL,实际是铜板的间距减小,是电极导体结构的影响。

5)心子铜导体结构形式影响最大。铜条+编织线结构 ESL 为整体铜板的 1.20~1.63 倍(绝对增量+3.7~+11.5 nH),根据电感需求选择经济的铜导体结构形式。

6)电容器长高比 L/H 影响显著。在电容器排列的面积固定时, L/H 比值大,能有效降低电感,而这个改变对成本影响较小,可作为优化的关键点考虑。

7)试验验证了仿真模型的有效性。对 5 个典型样品(整体铜板及 4 种铜条方案)采用短路放电法验证,仿真与实测最大相对误差 $\leq 5.0\%$,变化趋势一致,证明 COMSOL 模型具有高精度和工程指导价值,为低电感直流支撑电容器优化设计提供定量依据。

7.2 研究展望

本文建立的整机建模、参数化计算、趋势分析与因素影响小结的研究方法论具有通用性,可为直流支撑电容器设计提供系统性定量依据。后续工作可从以下方向进一步深化:

1)多物理场耦合仿真。本文仅在 1 kHz 单频点下进行磁场仿真,实际运行中高电流密度导致铜板温升会改变电导率,进而影响电感与损耗分布。后续可引入电-热-力耦合模型,研究温度对 ESL 的动态影响,提升在高负载工况下的预测精度。

2)宽频段特性精细化。本文以 1 kHz 为主要分析频点,兆赫兹以上频段集肤效应和邻近效应显著增强。后续可针对实际开关频率(数兆赫兹~数千赫兹)范围,建立考虑频变导体效应的宽频模型,给出 ESL 频率特性曲线,为系统 EMC 设计提供全频段参数。

3)其他整机结构的推广应用。本文聚焦于平面单块心子排列结构,两块大心子层叠并联结构、多块小心子多层并列结构及卧式排列结构的 ESL 特性尚待研究。后续可参照本文建模方法对上述结构分别开展参数化研究,形成覆盖主流结构形式的完整 ESL 设计数据库。

4)新型电极拓扑与材料探索。在整体铜板确立为低 ESL 最优电极结构基础上,可进一步探索叠层母排、铜板开槽优化布局等新型电极拓扑,以及银铜合金等高电导率材料在电极中的应用潜力,为超低 ESL 直流支撑电容器的研制提供理论支撑。

参考文献

- [1] 邹常跃,韦嵘晖,冯俊杰,等. 柔性直流输电发展现状及应用前景[J]. 南方电网技术,2022, 16(3):1-7.
ZOU Changyue, WEI Ronghui, FENG Junjie, et al. Development status and application prospect of VSC-HVDC[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(3):1-7.
- [2] 饶宏,周月宾,李巍巍,等. 柔性直流输电技术的工程应用和发展展望[J]. 电力系统自动化,2023, 47(1):1-11.

- RAO Hong, ZHOU Yuebin, LI Weiwei, et al. Engineering application and development prospect of VSC-HVDC transmission technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(1):1-11.
- [3] 刘钟淇,宋强,刘文华. 基于模块化多电平变流器的轻型直流输电系统[J]. 电力系统自动化,2010, 34(2):53-58.
- LIU Zhongqi, SONG Qiang, LIU Wenhua. VSC-HVDC system based on modular multilevel converters[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(2):53-58.
- [4] 曹雨浩. 固态变压器中模块化多电平变流器(MMC)控制策略研究[D]. 秦皇岛:燕山大学,2019.
- [5] 徐政,肖晃庆,张哲任. 模块化多电平换流器主回路参数设计[J]. 高电压技术,2015, 41(8):2514-2527.
- XU Zheng, XIAO Huangqing, ZHANG Zheren. Design of main circuit parameters of modular multilevel converters[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(8):2514-2527.
- [6] 刘隽,贺之渊,何维国,等. 基于模块化多电平变流器的柔性直流输电技术[J]. 电力与能源,2011, 1(1):33-38.
- LIU Juan, HE Zhiyuan, HE Weiguo, et al. The introduction of technology of HVDC based on modular multi-level converter[J]. Power and Energy, 2011, 1(1):33-38.
- [7] 韦延方,卫志农,孙国强,等. 适用于电压源换流器型高压直流输电的模块化多电平换流器最新研究进展[J]. 高电压技术,2012, 38(5):1243-1252.
- WEI Yanfang, WEI Zhihong, SUN Guoqiang, et al. New prospects of modular multilevel converter applied to voltage source converter high voltage direct current transmission[J]. High Voltage Engineering, 2012, 38(5):1243-1252.
- [8] 文俊,殷威扬,温家良,等. 高压直流输电系统换流器技术综述[J]. 南方电网技术,2015, 9(2):16-24.
- WEN Jun, YIN Weiyang, WEN Jialiang, et al. Review of converter technology for HVDC transmission systems[J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(2):16-24.
- [9] 张辰丰,栗保明. 一种基于MMC拓扑的高压电容器充电电源设计[J]. 火炮发射与控制学报,2021, 42(4):63-68.
- ZHANG Chenfeng, LI Baoming. Design of a high-voltage capacitor charging power supply based on modular multilevel converter topology[J]. Journal of Gun Launch & Control, 2021, 42(4):63-68.
- [10] 徐佳,杨树德,张新闻. 一种提高变流器弱电网适应能力的加权阻尼策略[J]. 电测与仪表,2025, 62(9):194-201.
- XU Jia, YANG Shude, ZHANG Xinwen. A weighted damping strategy for improving the adaptability of converter to weak grid[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2025, 62(9):194-201.
- [11] 耿治. 模块化多电平变流器电容电压均衡控制与容错运行策略研究[D]. 北京:华北电力大学,2023.
- [12] 姚骏,谭义,裴金鑫,等. 模块化多电平变流器高压直流输电系统直流故障改进控制策略[J]. 电工技术学报, 2018, 33(14):3306-3318.
- YAO Jun, TAN Yi, PEI Jinxin, et al. Improved control strategy for DC fault in modular multi-level converter-HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(14):3306-3318.
- [13] 郭小凡. 轻量化柔直换流阀等效试验回路及其参数研究[D]. 北京:华北电力大学,2019.
- [14] 喻红雨. 模块化多电平换流器中子模块电容器结构及材料优化设计[D]. 重庆:重庆大学,2023.
- [15] 王李. MMC分布式控制系统及其子模块电容老化均衡策略研究[D]. 成都:西南交通大学,2023.
- [16] 郑琳子,祝令瑜,汲胜昌,等. 柔性直流输电用金属化膜电容器多频介损在线获取方法研究[J]. 电力电容器与无功补偿,2020, 41(4):63-68.
- ZHENG Linzi, ZHU Lingyu, JI Shengchang, et al. Study on online acquisition method of multi-frequency dielectric loss tangent of metallized film capacitor for MMC-HVDC[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2020, 41(4):63-68.
- [17] 周洋. 柔性直流输电用电力电子电容器关键技术研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学,2018.
- [18] 胡嘉渝. 模块化多电平换流器电容可靠性评估及IGBT模块封装优化[D]. 重庆:重庆大学,2021.
- [19] 钱建行. MMC型永磁直驱风电变流器的子模块电容优化方法研究[D]. 济南:山东大学,2023.
- [20] 郑媚媚. 金属化膜电容器失效物理建模及柔直换流阀组件可靠性评估[D]. 重庆:重庆大学,2019.
- [21] 李征南,唐忠,史晨豪,等. 基于PCHD模型的MMC-APF无源控制策略[J]. 电测与仪表,2024, 61(2):173-178.
- LI Zhengnan, TANG Zhong, SHI Chenhao, et al. Passivity-based control strategy of MMC-APF based on PCHD model[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(2):173-178.
- [22] 雷晓燕,曹刚,肖梁乐,等. 直流支撑电容器电容介损测量方法研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2026, 47(1):50-56.
- LEI Xiaoyan, CAO Gang, XIAO Liangle, et al. Influence of ambient temperature and applied voltage on the temperature rise and temperature distribution of self-healing power capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2026, 47(1):50-56.
- [23] 张舟云,徐国卿,沈祥林. 新型叠层功率母线在EV电机驱动器中的应用[J]. 电力电子技术,2005, 39(1):53-54, 57,77.
- ZHANG Zhouyun, XU Guoqing, SHEN Xianglin. A novel terrace power generatrix used in motor driver in EV[J]. Power Electronics, 2005, 39(1):53-54, 57,77.
- [24] 张国豪,李化,林福昌,等. 金属化聚丙烯膜电容器自愈产

- 气特性与保护技术[J]. 高压电器, 2024, 60(6): 197-202.
- ZHANG Guohao, LI Hua, LIN Fuchang, et al. Study on self-healing gas generation characteristics and protection technology of metallized polypropylene film capacitor[J]. High Voltage Apparatus, 2024, 60(6): 197-202.
- [25] 项心茹. 多端柔性直流电网故障分析与计算方法研究[D]. 石家庄: 华北理工大学, 2023.
- [26] 谢道华. 电容器性能与设计计算[M]. 北京: 中国标准出版社, 1991.
- [27] 王祥, 徐佩, 江龙祥, 等. 薄膜电容器ESL研究分析[J]. 电力电容器与无功补偿, 2023, 44(5): 38-42.
- WANG Xiang, XU Pei, JIANG Longxiang, et al. Study and analysis of ESL for film capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2023, 44(5): 38-42.
- [28] 齐彦薇. Boost变换器升压电感的优化设计[J]. 仪表技术, 2020(3): 15-18.
- QI Yanwei. Optimal design of inductors for Boost converter[J]. Instrumentation Technology, 2020(3): 15-18.
- [29] 顾伟峰. 风电变流器中直流支撑电容的原理介绍及应用与可靠性思考[J]. 风能产业技术, 2018(5): 94-100.
- [30] 夏云发. 电容器性能与设计[M]. 北京: 机械工业出版社, 1995.
- [31] 李江胜. 叠层母排的技术优势及其应用[J]. 电子技术与软件工程, 2015(5): 142-143.
- [32] 刘栋. 叠层母排在矿用变频器上的应用[J]. 山西焦煤科技, 2020, 44(12): 26-27.
- [33] 韩旻. 强电流脉冲放电技术[M]. 北京: 清华大学出版社, 1989.
- [34] 张茅山, 左强林, 倪琰, 等. 直流支撑电容器的热时间常数计算与验证[J]. 电力电容器与无功补偿, 2026, 47(1): 66-71.
- ZHANG Maoshan, ZUO Qianglin, NI Yan, et al. Calculation and verification of thermal time constants of DC-link capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2026, 47(1): 66-71.
- [35] 郭岩, 陈立栋, 韩旻. 脉冲电容器nH级内电感的短路放电测量法[J]. 高电压技术, 2006, 32(1): 52-53.
- GUO Yan, CHEN Lidong, HAN Min. Method of short-circuit discharge measurement for pulse capacitors' inner inductance with nH magnitude[J]. High Voltage Engineering, 2006, 32(1): 52-53.
- [36] 盖斌, 陈炎, 赵晓军, 等. 直流支撑电容器杂散电感测量方法研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2021, 42(5): 77-82.
- GE Bin, CHEN Yan, ZHAO Xiaojun, et al. Study on stray inductance measurement method of DC-link capacitor[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2021, 42(5): 77-82.
- [37] 肖如泉, 靳楠松, 蒋永梅, 等. 脉冲电容器微量电感测量的研究[J]. 电力电容器, 1996(2): 15-19.
- [38] 张仁豫. 高电压试验技术[M]. 北京: 清华大学出版社, 1982.
- 作者简介:**
- 董晓亮(1975—), 女, 工程师, 长期从事金属化电容器设计、工艺及制造相关工作。E-mail: 452767678@qq.com。
- 郭泽宜(1996—), 女, 助理工程师, 主要从事变电站继电保护工作。
- 陈德玲(1986—), 女, 工程师, 主要从事电力电容器设计研发与制造工艺工作。
- 张研(1985—), 男, 工程师, 主要从事电力电容器设计研发与制造工艺工作。
- 赵丹(1984—), 女, 工程师, 主要从事电力电容器研发与高电压试验研究工作。
- 郝琳琳(1985—), 女, 工程师, 主要从事电力电容器招投标及销售工作。
- 刘显博(1984—), 男, 工程师, 主要从事电力电容器设计研发与制造工艺工作。
- 张铨铨(1987—), 女, 助理工程师, 主要从事电力电容器设计研发与制造工艺工作。