

开关电源高频功率平面变压器热设计研究

毛行奎, 陈 为

(福州大学电气工程与自动化学院, 福建福州 350002)

摘要: 高功率密度要求和高频下涡流损耗(包括磁芯和线圈的涡流损耗)的急剧增大对高频功率平面变压器的热设计带来巨大挑战。通过分析平面变压器热传递特性,提出一种可分别计算线圈和磁芯温升的热模型及其建模方法。此外,根据铁氧体磁芯的损耗温度特性,还提出一种平面变压器温度设计准则。实验证明提出的热模型具有足够高的工程精度,而提出的温度设计准则可使变压器具有良好的热稳定性,从而改善了平面变压器热性能。

关键词: 开关电源; 平面变压器; 热设计; 线圈损耗; 磁芯损耗

中图分类号: TM43

文献标识码: A

文章编号: 1003-3076(2007)04-0021-05

1 引言

与传统立式变压器比较,平面变压器由于具有良好的散热特性、工艺一致性以及灵活多样的线圈结构和连接方式,可以较好满足开关电源高频化、低截面以及集成化发展要求,已获得广泛应用,具有较高附加值^[1-3]。虽如此,但随着开关电源工作频率不断提高,输出电流日益增大,高频功率磁性元件的损耗(包括磁芯和线圈损耗)也在急剧增大^[4-6],这不仅降低了开关电源效率,更是增大了热设计难度,特别是对于广泛使用平面变压器的高功率密度开关电源,如 DC/DC 模块电源等,对平面变压器的热设计问题提出更高要求。为解决平面变压器发热问题,提高其热性能以防止热失效和提高其功率密度,除了需要研究其损耗减小技术(包括开发具有良好高频损耗特性的新型功率铁氧体材料和线圈设计技术^[7])和封装技术以及散热技术外,还需积极研究包括热模型以及温度设计准则等热设计技术。

文章第二部分提出一新型平面变压器热模型及建模方法,并进行实验验证。在此基础上,第三部分进一步提出一平面变压器温度设计准则。

2 平面变压器热模型

2.1 平面变压器热模型

热模型决定了平面变压器热设计的优化程度和

可控程度,具有重要作用。图 1 为现有用于检验变压器温升常采用的变压器热路模型(R_{th_Tm} 为变压器总热阻, T_A 为环境温度),它用变压器总损耗 P_{Tm} (由磁芯和线圈损耗构成)估算变压器的温升,而无法考虑磁芯与线圈间的热传递关系以及磁芯和线圈的损耗比例,不能反映变压器磁芯和线圈的各自温度。

变压器磁芯和线圈的损耗构成它的两个热源,其中磁芯产生的热大部分散发到周围空气中,而一小部分则先传递给线圈,然后再由线圈散发到空气中。同样,线圈产生的热量也有相似的传热方式,即一部分直接散热到空气,另一部分则先传递给磁芯,而后再由磁芯散发到空气。由于平面变压器热一致性较好,磁芯和线圈的温度比较均匀,为反映变压器上述传热关系,提出如图 2 的热路模型。图 2 的热模型把磁芯损耗 P_C 和线圈损耗 P_W 作为两个独立的热源,用热阻 R_{th_c} 、 R_{th_w} 表示磁芯和线圈对周围空气的传热关系,而用 R_{th_cw} 表示磁芯与线圈之间的传热关系。从图 2 可见,如果确定了三个热阻 R_{th_c} 、 R_{th_w} 、 R_{th_cw} ,也就确定了新模型,进而可以利用新模型计算出磁芯和线圈的各自温度,即热模型中 C 点和 W 点的温度。以下研究新模型建模方法。

2.2 平面变压器热模型建模方法

收稿日期: 2007-06-01

基金项目: 福建省自然科学基金资助项目(2006J0159); 福州大学人才基金资助项目(XRC-0655)

作者简介: 毛行奎(1978-), 男, 福建籍, 讲师, 博士, 主攻电力电子磁技术、电力电子变流技术、工程电磁场数值计算等。

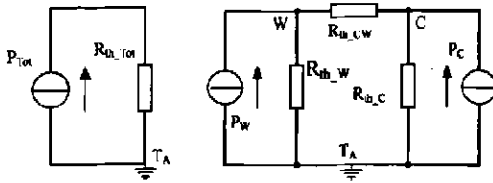


图1 传统变压器热模型 Fig.1 Traditional thermal model of transformer
图2 平面变压器新型热模型 Fig.2 Proposed thermal model of planar transformer

虽然采用传热学理论计算热阻的公式法比较简单,但当热系统比较复杂时,往往较难实现^[9]。通过实验的测算方法虽可克服公式法的不足,精度高,但如果测量的变压器规格很多,则不仅工作量巨大,而且实验耗材也很大。采用专业数值计算热仿真软件(如 I-DEAS 等)计算热阻的方法可弥补实验测算法不足,但因热仿真模型所需的表面散热系数难以确定,从而难于建立精度较高的热仿真模型。因此采用实验与仿真相结合建模方法,即先用实验测算得某种规格变压器的热阻,而后根据此实验热阻修正确定热仿真模型的表面散热系数,进而通过热仿真建立比较精确的热模型。

为求得图2模型中的3个热阻,需要3个约束方程,而根据热电类比原理,即热路中温差、功率流(或损耗)以及热阻类比于电路中的电压、电流以及电阻,图2只能直接得到两个独立约束方程,故不能直接测算。由于实际变压器的工作温度较低,此时其传热将主要为传导与对流两种方式,且这两种传热方式相对应的热阻受温度影响不大,即图2的热模型为线性的,因此可利用线性系统叠加原理测算图2热阻。当对图2的热系统分别单独施加热源 P_c 、 P_w 时,则分别可得到,

$$(T_c - T_w) / R_{th_cw} = (T_w - T_A) / R_{th_w} \quad (1)$$

$$T_c = P_c \frac{R_{th_c}(R_{th_cw} + R_{th_w})}{R_{th_c} + (R_{th_cw} + R_{th_w})} + T_A \quad (2)$$

$$(T_w - T_c) / R_{th_cw} = (T_c - T_A) / R_{th_c} \quad (3)$$

其中式(1)、(2)对应的是热系统只加热源或磁芯损耗 P_c ,式(3)对应的则是只加热源或线圈损耗 P_w , T_w 、 T_c 表示分别施加上述两种热源时,线圈和磁芯的测量温度。当通过实验测量或仿真得到 P_c 、 P_w 、 T_w 、 T_c 值后,系统中的热阻即可由式(1)~(3)求得。

在实验测量时,为能对变压器的热系统分别独立施加热源 P_c 、 P_w ,采用如下方法:1. 对于 P_c ,首

先把待测变压器装配好;然后在变压器磁芯中柱绕上一匝多股线(多股线的线径可取等于一个趋肤深度)以作为引起损耗 P_c 的励磁线圈,并给该励磁线圈施加高频的正弦波电压。由于外加的多股线励磁线圈产生的线圈损耗可以忽略,故此时的变压器热源或损耗就只有 P_c 。2. 对于 P_w ,由于变压器线圈电流为直流时,磁芯不产生损耗,因此当给待测变压器线圈加直流电时,变压器热源或损耗就只有 P_w 。在施加了上述交流或直流电激励源后,再通过示波器以及热电偶就可以很容易测得所加的热源(P_c 、 P_w)和温度(T_c 、 T_w)。在采用上述实验方法测算模型时,为提高模型精度,采取如下措施:1. 在分别施加热源或损耗 P_c 、 P_w 时,磁芯和线圈的测温点应相同;2. 施加的热源或损耗大小应适中,以使实验测量的温度处于变压器正常工作的温度范围内;3. 施加多次不同的热源或损耗,以测量多组温度,进而计算热阻平均值。

以下采用实验验证上述建模方法。实验平面变压器如图3所示,其中磁芯规格为 Ferroxcube/Philips EE32/6/20,磁芯材料为 3F3,线圈为 PCB 线圈,线圈匝比为 4:1。采用3组不同热源或损耗时的测量温度计算热阻平均值。测量得到3组不同热源下的温度分别如表1(只施加磁芯损耗 P_c)、表2(只施加线圈损耗 P_w)。根据表1、2数据,由式(1)~(3)可求得实验变压器的 $R_{th_w} = 53.4 (\text{℃/W})$, $R_{th_cw} = 15.6 (\text{℃/W})$, $R_{th_c} = 21.2 (\text{℃/W})$ 。当给变压器施加如表3热源或损耗时,由图2热模型计算的和由实验测量的线圈和磁芯温度 T_w 、 T_c 如表3,可见图2的热模型具有足够高的工程精度,实验测算建模方法是有效的。

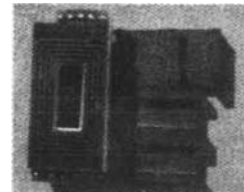


图3 匝比4:1的实验变压器 Fig.3 Planar transformer under test

根据上述测算的热阻,容易修正确定热仿真模型所需的表面散热系数,并建立热仿真模型(仿真软件采用 I-DEAS)。对于与表1、2相同的热源,由热仿真模型仿真得到的变压器磁芯与线圈温度如表

4.5,与表 1、2 比较,可见由实验确定的表面散热系数或仿真模型具有足够高的工程精度(温度比较高时,表 4 仿真的温度虽与实验误差较大,但实际变压器的工作温度不会这么高)。图 4 即为在仅有线圈损耗热源($P_w = 2.02\text{W}$)时,由 I-DEAS 软件仿真得到的实验变压器磁芯与线圈表面温度色阶图。在用热仿真模型仿真计算变压器热路模型时,同样也须分别给热仿真模型施加磁芯和线圈损耗,然后用仿真得到的磁芯与线圈温度由式(1)~(3)计算热阻。当把基于仿真计算得到的各种规格平面变压器热阻预先列成表格后,就可通过查找表格中的热阻,以及磁芯和线圈的损耗估算出所设计的平面变压器磁芯和线圈的温升。

表 1 仅加磁芯损耗时图 2 热模型的测量数据(温度单位:℃)

Tab.1 Temperature excited only by core loss P_c for the thermal model of Fig.2 (Temperature in ℃)

实验次数	$P_c(\text{W})$	T_w	T_c	T_A
1	2.03	52.9	60.9	24.2
2	2.77	61.4	72.3	24.5
3	4.15	76.2	91.9	24.2

表 2 仅加线圈损耗时图 2 热模型的测量数据(温度单位:℃)

Tab.2 Temperature excited only by winding loss P_w for the thermal model of Fig.2 (Temperature in ℃)

实验次数	$P_w(\text{W})$	T_w	T_c	T_A
1	1.92	64.3	47.2	24.5
2	2.29	72.2	52.2	25.0
3	3.50	94.6	65.4	24.9

表 3 图 2 热模型实验验证(温度单位:℃)

Tab.3 Experimental verifications for the proposed thermal model (Temperature in ℃)

实验次数	$P_c(\text{W})$	$P_w(\text{W})$	T_A	测量温度		计算温度	
				T_w	T_c	T_w	T_c
1	0.28	1.08	24.7	54.6	42.5	51.6	42.7
2	0.44	1.38	24.8	62.6	47.2	60.5	49.3

表 4 仅加磁芯损耗时由仿真模型仿真的温度(温度单位:℃)

Tab.4 Temperature simulation by I-DEAS with core loss P_c excitation only (Temperature in ℃)

仿真次数	$P_c(\text{W})$	T_w	T_c	T_A
1	2.03	50.4	63.4	24.2
2	2.77	58.5	76.2	24.5
3	4.15	71.2	96.8	24.2

表 5 仅加线圈损耗时由仿真模型仿真的温度(温度单位:℃)

Tab.5 Temperature simulation by I-DEAS with winding loss P_w excitation only (Temperature in ℃)

测量次数	$P_w(\text{W})$	T_w	T_c	T_A
1	1.92	64.9	49.5	24.5
2	2.29	72.3	54.0	25.0
3	3.50	92.5	65.3	24.9

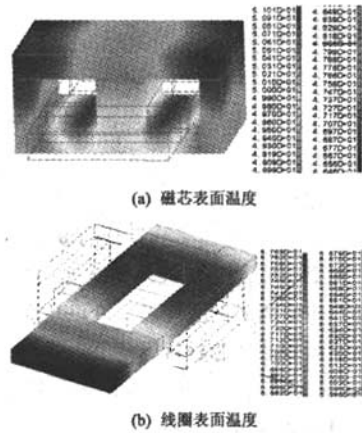


图 4 采用 I-DEAS 热仿真软件仿真的实验变压器温度分布

Fig.4 Temperature simulation by I-DEAS software

须注意,对于同一规格的平面变压器,当线圈位于线圈窗口中不同位置时,其平面变压器的热模型是不同的。表 6 为一个磁芯规格为 Ferroxcube/Philips EI22/6/16 平面磁芯(磁芯材料为 3F3)的平面变压器当线圈位于线圈窗口中不同位置时,其图 2 热模型的各个热阻值(热阻计算方法同上)。表中 d 值表示该实验平面变压器 PCB 线圈与变压器线圈窗口下表面的距离,不同的 d 值即表示了线圈位于线圈窗口中的不同位置。由于实验变压器 EI22 平面磁芯的线圈窗口总高度为 3.2mm,线圈总厚度为 1.6mm,因此 d 的取值范围为 0~1.6mm。从表中可看到,对于同一规格磁芯的平面变压器,除了线圈紧贴磁芯位置外(相应 $d = 0$ 和 1.6mm),表征其磁芯散热能力的热阻 R_{h_c} 基本不受 d 值影响,即基本不受线圈在线圈窗口中位置影响;而表征线圈散热能力的热阻 R_{h_w} 以及线圈与磁芯间的热传递关系的 $R_{h_{cw}}$ 则受线圈在线圈窗口中的位置影响比较大,但基本为线性关系。因此可利用热阻 R_{h_c} 、

表6 磁芯规格为 E122/6/16 的平面变压器在线圈处于不同位置 d 值下的热阻(热阻单位: $^{\circ}\text{C}/\text{W}$)

Tab.6 Thermal resistance vs. d for example planar transformer with core size E122 (Thermal resistance in $^{\circ}\text{C}/\text{W}$)

$d(\text{mm})$	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6
R_{th_w}	46.8	68.5	71.0	73.2	75.8	78.3	80.5	83.5	85.9	83.4	80.9	78.6	76.2	73.7	71.3	69.0	47.4
R_{th_cw}	8.6	12.9	17.5	22.8	28.1	33.0	38.2	43.8	49.5	44.2	38.7	33.5	28.5	23.4	18.3	13.1	8.9
R_{th_c}	35.2	31.6	30.6	30.1	29.7	29.4	28.9	28.2	27.5	28.1	28.7	29.3	29.8	30.2	30.9	31.5	35.7

R_{th_w} 、 R_{th_cw} 与 d 的上述关系(大量仿真均说明具有这种关系)大大减小仿真工作量。

3 温度设计准则

开关电源磁性元件的设计温度对其热性能以及功率密度有重要影响,但有关磁性元件温度应设计在什么值会比较合理,却少有研究。由于“2节”的热模型可以比较准确估算出设计的平面变压器磁芯与线圈温升,这不仅提高了热设计的可控性,而且还为设计平面变压器的温度提供了坚实的模型基础,故以下进一步研究平面变压器温度设计准则。

平面变压器的磁芯材料通常是铁氧体。由磁芯损耗 Steinmetz 经验公式,正弦波激励的铁氧体材料损耗 P_{csm} 可由式(4)计算得到,

$$P_{csm} = C_m f^a B_m^{\beta} (ct_0 - ct_1 T + ct_2 T^2) \quad (4)$$

式中 f 、 B_m 、 T 分别为磁芯工作磁密的频率、幅值以及磁芯工作温度, C_m 、 a 、 β 、 ct_0 、 ct_1 、 ct_2 分别为由实验修正得到的经验参数。对于开关电源磁性元件常见的开关波形激励源,由于磁芯损耗与频率 f 和工作磁密 B_m 为非线性关系(式(4)中的 a 、 β 一般有 $1 < a < 3$ 、 $2 < \beta < 3$),此时磁芯损耗不能采用谐波分解方式计算,可采用修正的 Steinmetz 经验公式计算^[9]。从式(4)可看到,铁氧体磁芯材料的损耗除了与 f 、 B_m 有关外,还与磁芯工作温度有关。因此可以通过研究磁芯损耗与温度 T 的关系确定平面变压器热设计的温度标准。

图5为 Ferroxcube/Philips 的 3C90 铁氧体材料在不同温度下的单位体积损耗或功率损耗密度 P_v - T 曲线(相应励磁频率为 100kHz,工作磁密为 0.2T)。从图可见,铁氧体材料的 P_v - T 曲线类似于一条开口向上的抛物线,存在一损耗最低点,本文称之为临界点。在临界点的左侧,即温度低于临界点温度 T_m 的区域,磁芯损耗随温度增大而减小,此时损耗与温度具有负反馈关系,即当磁芯工作温度因某种因素而发生漂移增大时,但由于磁芯损耗减小,磁芯温度将趋于稳定。而在临界点的右侧,磁芯损耗随温度

增大而增大,损耗与温度具有正反馈关系,此时当磁芯工作温度发生漂移增大时,由于磁芯损耗增大,将使磁芯温度不断升高而可能达不到热稳定,最终导致热失效(本文虽仅以 3C90 铁氧体材料为例说明,但其它型号铁氧体材料的 P_v - T 曲线都具有相似的形状,只不过 T_m 大小不同而已,实际上式(4)与温度相关的项 $(ct_0 - ct_1 T + ct_2 T^2)$ 也说明损耗与温度的关系为抛物线形式。铁氧体材料的 P_v - T 曲线或式(4)中的各参数,材料厂商均有提供)。铁氧体材料损耗的温度特性说明,铁氧体磁芯工作温度的设计不仅对磁芯的损耗,而且对变压器的工作温度稳定性均有很大影响。因此提出将平面变压器磁芯的工作温度设计在临界点温度 T_m 左侧的一定范围内,如 10~20 $^{\circ}\text{C}$ 内(实际上,提出的平面变压器磁芯工作温度设计准则同样也适用于传统立式变压器磁芯,因为采用的都是铁氧体材料),此时不仅磁芯损耗比较小,而且由于损耗与温度的负反馈关系,变压器的热稳定性也比较好,工作比较安全。

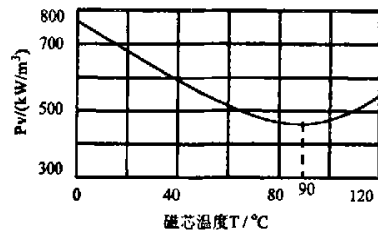


图5 Ferroxcube/Philips 3C90 铁氧体材料的损耗-温度曲线

Fig.5 Power loss vs. core temperature of Ferroxcube ferrite 3C90

以下用实验验证上述提出的温度设计准则。图6为磁芯规格为 Ferroxcube/Philips EE42/21/20,材料为 3C90 的磁芯在不同强度磁密激励下,磁芯损耗随时间的变化曲线。图6说明,磁芯在刚开始励磁发热时,由于磁芯温度升高,此时不同磁密激励下的磁芯损耗均减小;但随着继续加热,磁芯温度进一步升高,只有在加热 60 分钟后磁芯温度位于临界温度点(3C90 的 $T_m \approx 90^{\circ}\text{C}$)左侧负反馈区的 73.2 $^{\circ}\text{C}$ 、81.2 $^{\circ}\text{C}$ 和 88.7 $^{\circ}\text{C}$ 才能达到热稳定,而位于正反馈区的

96.2℃和118.6℃则达不到热稳定,损耗不断增大。其中磁芯稳态温度为88.7℃时,由于最靠近 T_{90} ≈90℃而具有最小的损耗。实验与上述分析是一致的。

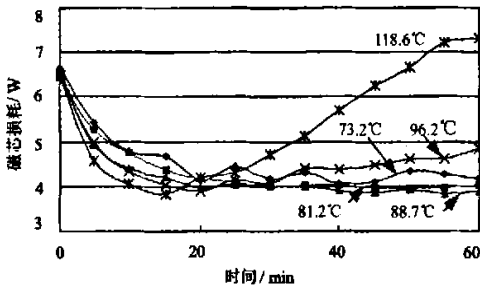


图6 不同励磁强度下EE42磁芯损耗随时间变化情况

Fig.6 Core loss of size EE42 vs. time under different flux density excitation

4 结论

开关电源功率密度不断提高以及高工作频率和大电流下变压器涡流损耗急剧增大,对平面变压器热设计提出更高要求,而热模型对平面变压器热设计有基础性作用。采用实验和数值仿真相结合方法建立的平面变压器热模型具有足够高的工程精度,可以比较准确估算出变压器磁芯和线圈的温升,进而提高变压器的热性能。提出的温度设计准则不仅可以减小磁芯损耗,而且可以保证变压器工作的热稳定性。

参考文献 (References):

[1] 陈为,何建农 (Chen Wei, He Jiannong). 电力电子高频磁技术及其发展趋势 (Power electronics high-frequency magnetics technology and their development) [J]. 电工电能

新技术 (Adv. Tech. of Elec. Eng. & Energy), 2000, 19 (2): 30-34.

- [2] A W Lotfi, Matthew A Wilkowski. Issues and advances in high-frequency magnetics for switching power supplies [J]. Proceedings of the IEEE, 2001, 89(6): 833-845.
- [3] C Quinn, K Rinne, T Donnell, et al. A review of planar magnetic techniques and technologies [A]. APEC'2001 [C]. Anaheim, CA, USA, 2001. 1175-1184.
- [4] 毛行奎,董纪清,陈为 (Mao Xingkui, Dong Jiqing, Chen Wei). 高频开关电源中间抽头变压器线圈损耗的建模及其应用 (Winding loss modeling of central-tapped transformer in SMPS and its application) [J]. 电工电能新技术 (Adv. Tech. of Elec. Eng. & Energy), 2004, 23(3): 43-46.
- [5] 陈为,毛行奎,罗恒廉,等 (Chen Wei, Mao Xingkui, Luo Henglian, et al.). 高频电感器线圈损耗分析与交错气隙布置 (Winding loss analysis and staggered air-gap arrangement for high-frequency inductor) [J]. 电工技术学报 (Trans. of China Electrotechnical Society), 2003, 18(6): 72-76.
- [6] Xingkui Mao, Wei Chen. Winding loss mechanism analysis and design for new structure high-frequency gapped inductor [J]. IEEE Trans. on Magnetics, 2005, 41(10): 4036-4038.
- [7] 毛行奎,陈为 (Mao Xingkui, Chen Wei). 开关电源高频平面变压器并联PCB线圈损耗建模及分析 (AC loss modeling and analysis for parallel PCB winding in high-frequency power planar transformer) [J]. 中国电机工程学报 (Proc. CSEE), 2006, 26(22): 167-173.
- [8] Lewaiter A, Ackermann B. A thermal model for planar transformers [A]. PEDS' 2001 Conference Pro. [C]. Denpasar, Bali, 2001. 669-673.
- [9] Reinert J, Brockmeyer A, De Doncker R W. Calculation of losses in ferro- and ferrimagnetic materials based on the modified Steinmetz equation [J]. IEEE Trans. on Industry Applications, 2001, 37(4): 1055-1061.

Thermal design considerations for high-frequency power planar transformer

MAO Xing-kui, CHEN Wei

(College of Electrical Engineering & Automation, Fuzhou University, Fuzhou 350002, China)

Abstract: Higher power density requirement and dramatically increasing eddy current loss (including winding and core loss) impose severe challenges on thermal design of high-frequency planar transformer. Through heat transferring analysis of the planar transformer, a novel thermal model considering temperature rise of winding and core independently is proposed. Then a new design guideline of core temperature by analyzing relation between core loss and temperature is also given. The thermal model and the design guideline are helpful to improve the planar transformer thermal design. Experiments verified the thermal model and design consideration.

Key words: switch-mode power supply; planar transformer; thermal design; winding loss; core loss