第 31 卷第 5 期
2019 年 5 月

强 激 光 与 粒 子 束
HIGH POWER LASER AND PARTICLE BEAMS

Vol. 31, No. 5
May, 2019

电磁波与复合材料板上传输线的耦合分析*

李小艳， 闫丽萍， 赵 翔

（四川大学 电子信息学院，成都 610065）

摘 要： 利用单层均匀模型等效非均匀碳纤维复合材料，获得等效电磁参数，进而采用基于全波分析方法的仿真软件研究了碳纤维的排列方向以及入射波参数对传输线终端负载感应电流的影响。结果表明，当导线与碳纤维方向平行时，其场线耦合规律与同电导率导电板上的场线耦合变化规律基本一致，且负载感应电流大于导线与碳纤维正交时的感应电流。当电磁波垂直于复合材料板入射时，负载感应电流大于同等条件下电磁波平行入射时的感应电流。

关键词： 场线耦合； 电磁干扰； 感应电流； 全波分析； 碳纤维复合材料

中图分类号： O441.4 **文献标志码：** A **doi:**10.11884/HPLPB201931.190030

Coupling of electromagnetic field to transmission line above the composite plate

Li Xiaoyan， Yan Liping， Zhao Xiang

(*College of Electronic and Information Engineering*, *Sichuan University*, *Chengdu* 610065, *China*)

Abstract: The carbon fiber reinforced composite (CFRC) plate was represented by a single-layer homogenous anisotropic model, and then a full wave analysis based software was employed to simulate the induced current on termination loads of the transmission line composed of a conducting wire and the composite plate. Results show that variation of the induced current is similar to that of the conducting wire above the lossy homogenous conducting plate with same conductivity when the wire is parallel to the carbon fibers, and the induced current magnitude is higher than that of the wire orthogonal to the carbon fibers. Moreover, the induced current for the normal incidence of electromagnetic wave to the composite plate is greater than the current for the wave propagates along the plate, with the electric field parallel to the wire in both cases.

Key words: field coupling to transmission line; electromagnetic interference; induced current; full wave analysis; carbon fiber reinforced composite

PACS: 84.40.Az; 41.20.Jb

复合材料具有比重小、刚性好、强度高、耐腐蚀且易于制作等优点。作为铝制材料的替代品，碳纤维复合材料(CFRC)已广泛应用于航空航天等工业领域[1-2]，“空客 A380”和“波音 787”等复合材料飞机的出现，在推动新型复合材料发展的同时也带来了新的挑战[3]。相比于金属材料，复合材料的电导率相对较低，例如 CFRC 的电导率比铝的电导率低近 2000 倍[4]。因此，有必要充分了解复合材料受到不同电磁危害时的性能和可靠性。近些年，广泛使用复合材料的重大信息化平台如飞机、汽车等的电磁兼容性问题开始受到越来越多的关注。国外已有研究主要集中在对碳纤维复合材料的电磁性能表征[5-8]、碳纤维复合材料的电磁屏蔽效能评估[9-11]以及雷电效应[12-14]等方面。国内在该方面的研究也逐渐开始，主要集中在复合材料的电磁特性建模方面[15]。

传输线作为设备的电源连接线或数据传输线，是电子系统中重要的组成部分。复杂电磁环境中的干扰电磁波通过场线耦合在传输线上产生干扰电流，随着线缆进入与传输线相连的敏感器件或设备上，从而对设备性能产生影响或无法修复的损伤，甚至可能影响整个系统的正常运行[16-17]。飞机机身材料的改变将导致电磁波与其相邻传输线的耦合发生相应的改变，由于很难获得导线与非均匀各向异性复合材料板构成的传输线系统

* **收稿日期：**2019-02-01； **修订日期：**2019-03-20
基金项目：国家自然科学基金项目(61877041)
作者简介：李小艳(1991—)，女，硕士研究生，主要从事电磁兼容方面的研究；742224393@qq.com。
通信作者：闫丽萍(1972—)，女，教授，主要从事电磁兼容建模分析与电磁效应评估方面的研究；liping_yan@scu.edu.cn。

的分布参数，因此无法直接使用已有的场线耦合分析方法计算传输线终端负载的感应电流。目前，关于电磁波与复合材料板附近传输线耦合分析的研究鲜有报道，而该研究对于工程应用尤其是飞机、汽车等复合材料已开始大规模使用的行业具有重要的参考意义。因此本文采用基于全波分析的仿真软件计算了电磁波与单层碳纤维复合材料板上传输线的相互作用，分析了复合材料中碳纤维排列方向和电磁波入射角度、极化方式等对终端负载感应电流的影响。这些计算结果为碳纤维复合材料结构中的场线耦合干扰分析提供了有益参考。

1 碳纤维复合材料的等效电磁参数

为了清晰理解电磁波与碳纤维复合材料板上导线之间的耦合机理，选择单层碳纤维复合材料板进行场线耦合分析研究，其结构如图 1 所示。根据 Holloway 等提出的复合材料电磁特性等效模型，结合本文研究所选用的电磁波频段，采用单层均质模型对复合材料板进行等效，其相应的等效介电常数与磁导率为[7]

$$[\varepsilon]=\begin{bmatrix}\varepsilon_x & 0 & 0\\ 0 & \varepsilon_y & 0\\ 0 & 0 & \varepsilon_z\end{bmatrix},\ [\mu]=\begin{bmatrix}\mu_x & 0 & 0\\ 0 & \mu_y & 0\\ 0 & 0 & \mu_z\end{bmatrix} \tag{1}$$

$$\begin{cases}\varepsilon_x^{-1}=(1-g)\varepsilon_{\mathrm{m}}^{-1}+g\varepsilon_{\mathrm{f}}^{-1}\\ \mu_x^{-1}=(1-g)\mu_{\mathrm{m}}^{-1}+g\mu_{\mathrm{f}}^{-1}\\ \varepsilon_y=\varepsilon_z=(1-g)\varepsilon_{\mathrm{m}}+g\varepsilon_{\mathrm{f}}\\ \mu_y=\mu_z=(1-g)\mu_{\mathrm{m}}+g\mu_{\mathrm{f}}\end{cases} \tag{2}$$

式中：ε_{m} 与 μ_{m} 分别为基底材料的介电常数与磁导率；ε_{f} 与 μ_{f} 分别为碳纤维的介电常数与磁导率；g 为碳纤维占据空间的相对体积。在单层碳纤维复合材料的等效模型(见图 2)中，填充因子 $g=(\pi D^2)/(4PL)$，其中 D 为碳纤维的直径，P 为其排布周期，L 为复合材料的厚度。这里碳纤维复合材料的相关参数采用文献[7]中的数据，即 $D=0.05$ mm，$P=0.1$ mm，$L=0.75$ mm，$\varepsilon_{\mathrm{m}}=2.0\varepsilon_0$，$\varepsilon_{\mathrm{f}}=2.0\varepsilon_0$，$\mu_{\mathrm{m}}=\mu_{\mathrm{f}}=\mu_0$，碳纤维电导率 $\sigma_{\mathrm{f}}=10^4$ S/m。由此计算得到其等效模型的电磁特性参数分别为：$\varepsilon_x=\varepsilon_y=\varepsilon_z=2.0\varepsilon_0$，$\mu_x=\mu_y=\mu_z=\mu_0$。复合材料的张量电导率与碳纤维的电导率和排放方式密切相关，本文计算中碳纤维始终沿 z 轴放置，其电导率 $\sigma_{\mathrm{f}}=10^4$ S/m。

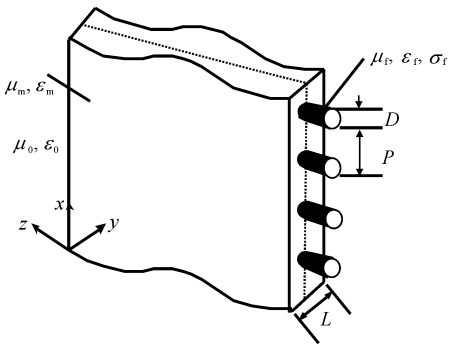

Fig. 1 Single-panel fiber composite structure

图 1 单板纤维复合结构

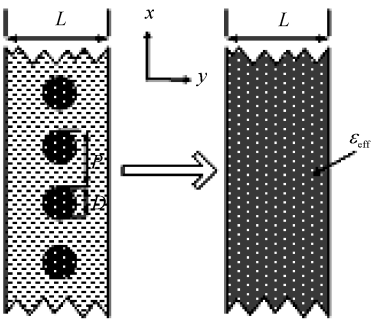

Fig. 2 Equivalent single-layer model

图 2 等效模型

2 场线耦合计算结果与分析

在获得复合材料板电磁特性的基础上，采用基于全波分析的仿真软件计算电磁波与单层碳纤维复合材料板上导线的相互耦合，获得了传输线终端负载上的感应电流。计算中，考虑航空无线电导航业务(ARNS)频段(0.96～1.215 GHz)[18]和飞行过程中服务于乘客的 WiFi 业务频段在飞机内部产生的干扰电磁波，因此频率范围设为 0.9～2.5 GHz。

2.1 计算模型

建立如图 3 所示的两种不同计算模型：模型 a 中导线方向与碳纤维方向相同，而模型 b 中导线方向与碳纤维方向正交。两种模型中导线的长度 $l=50$ cm，距复合材料板的高度 $h=1$ cm，半径 $r=1$ mm。文献[11]指出碳纤维复合材料机身和连接的相关器件间的阻抗值一般约为 130 Ω，因此传输线两端通过接 $Z_1=Z_2=130$ Ω 负载与复合材料板连接。入射平面电磁波的方位角为 ϕ，仰角为 ψ，极化角为 α，指电场方向与入射面之间的夹角，如图 3 所示。考虑到飞机内部线缆受到的电磁干扰可能来自不同方向，研究了不同电磁波照射下传输线负

载上的电磁干扰响应。

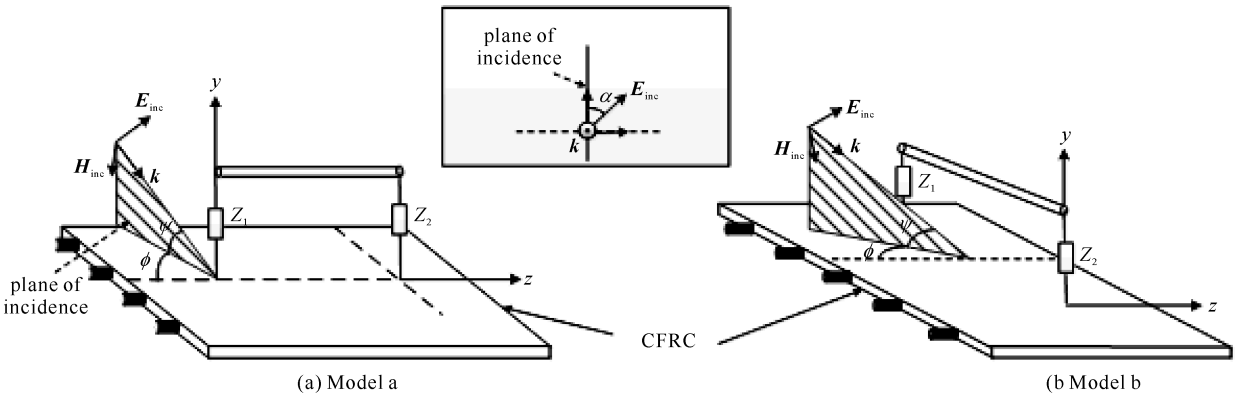

Fig. 3 Calculation model

图 3 计算模型

2.2 计算结果与分析

图 4 和图 5 分别给出了极化角 $\alpha=0°$的电磁波在不同入射情况下，两种模型中终端负载 Z_2上的归一化电流幅值。从图 4(a)和图 5(b)可以看出，当平面电磁波平行于传输线平面入射时，即模型 a 中 $\phi=0°$，模型 b 中 $\phi=90°$，终端负载 Z_2上的感应电流幅值随频率变化的规律因仰角 ψ 不同而不同，且该变化规律不随导线相对于碳纤维的方向变化。根据 Agrawal 模型可知，只有平行于导线或负载部分的电场分量对感应电流有贡献[19]。这两种情况下，当仰角 $\psi=0°$时，入射波平行于复合材料板且电场沿 y 方向，电磁波只在两端负载处产生感应电压源，此时终端负载 Z_2上的感应电流幅值很小。而当仰角 $\psi=90°$时，电磁波垂直复合材料板入射且电场方向平行于导线，沿导线产生分布电压源，终端负载 Z_2上的感应电流相应变大。当电磁波垂直于传输线平面入射时，从图 4(b)和图 5(a)可以看出，两种模型中终端负载 Z_2上的感应电流幅值随频率变化的规律基本相同，且随仰角 ψ 该变化规律基本不变，仅电流幅值变化。当 $\psi=30°$时感应电流值最大，但 ψ 增加至 90°时，传输线上感应电流趋于 0，这是由于此时电场方向与传输线所在平面相垂直，因此无感应电压源产生。

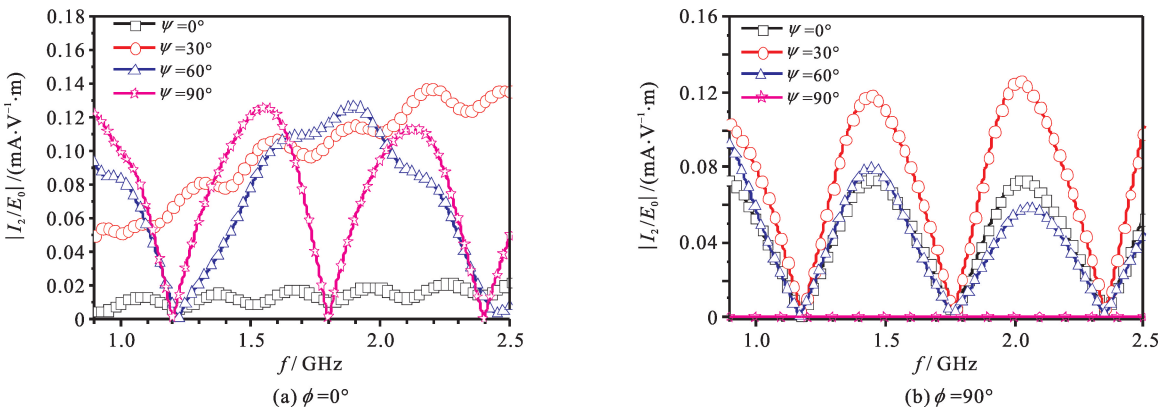

Fig. 4 Induced current on the termination load Z_2 in terms of incident angle for Model a

图 4 不同入射情况下计算模型 a 终端负载 Z_2 上的感应电流

由于两种计算模型中碳纤维方向不同，使得沿导线方向复合材料的电导率不同。为分析该因素对感应电流的影响，图 6 给出了当平面电磁波平行于传输线平面且极化角 $\alpha=0°$入射时，模型 a 与模型 b 中两端负载感应电流的比较。可以看出，模型 a 中负载上的感应电流值相比于模型 b 的感应电流值明显偏高，且在负载 Z_1上随仰角 ψ 变化两种模型呈现出相同的变化规律和明显的谐振效应，即峰值更高，最小值更接近于零。而负载 Z_2上的电流幅值在 $\psi=30°$时出现例外，模型 b 中感应电流值大于模型 a 中的感应电流值。此外，从图 6(a)和(b)还可以看出，当电磁波垂直于导线入射($\psi=90°$)时，由于传输线结构相对于入射波对称，因此两端负载上的感应电流相同。

为了进一步分析复合材料接地板对负载感应电流的影响，计算了电磁波平行于传输线平面入射且极化角 $\alpha=0°$时，两种不同电导率导电板上导线(同复合材料板上导线结构)终端负载上的感应电流，并与同入射条件下复合材料板的负载电流进行比较，结果见图 7。

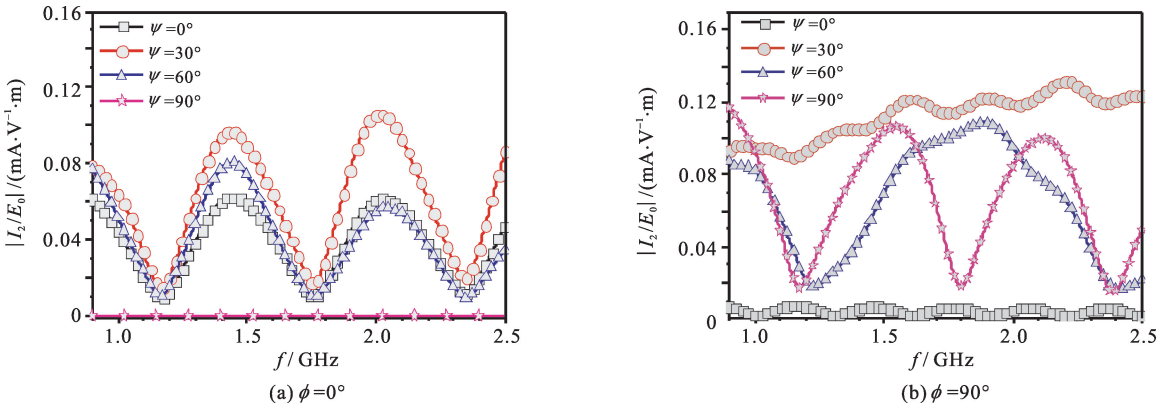

Fig. 5　Induced current on the termination load Z_2 in terms of incident angle for Model b

图 5　不同入射情况下计算模型 b 终端负载 Z_2 上的感应电流

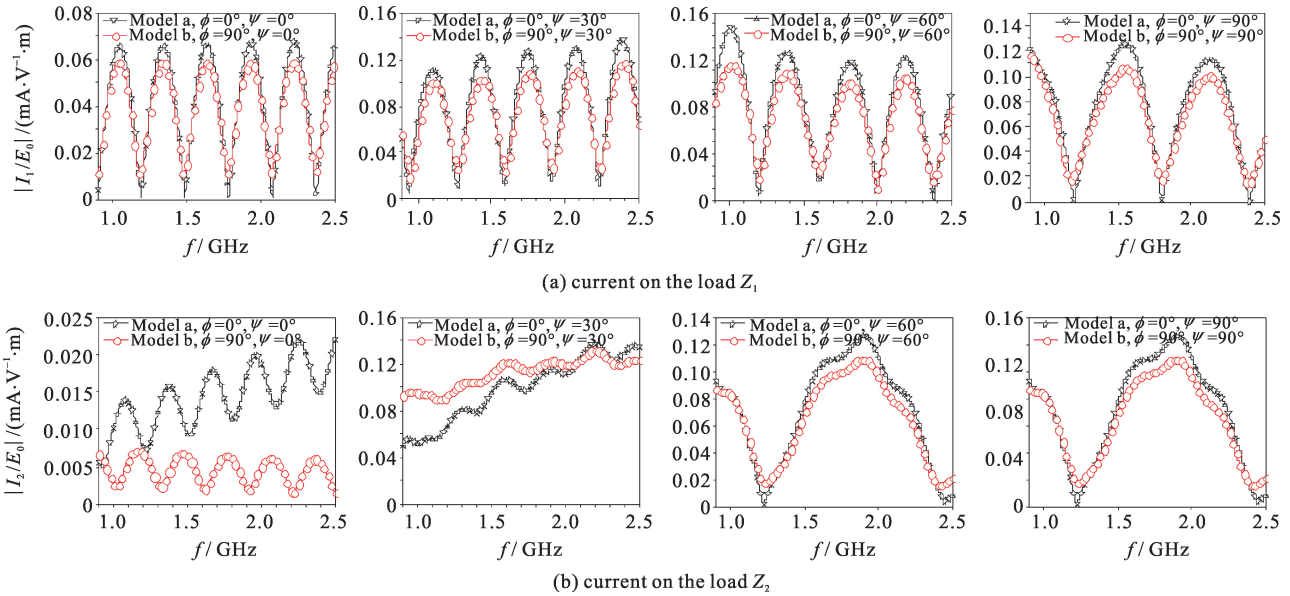

Fig. 6　Comparison of induced currents on the load Z_1 and Z_2 between Model a and Model b for different incidence

图 6　电磁波平行于传输线平面入射时两种模型 Z_1 与 Z_2 上感应电流的比较

从图 7 可以看出，电磁波以不同仰角入射时，复合材料板上导线负载电流随频率和入射波变化规律与均匀导电板上负载感应电流变化规律基本一致。模型 a 中的负载感应电流与电导率同为 $\sigma=10\ 000$ S/m 的有耗导电板上线终端的负载感应电流基本重合。尽管模型 b 中负载 Z_1 上的感应电流与 $\sigma=100$ S/m 的有耗导电板上传输线的负载电流在仰角 ψ 不超过 30°时吻合较好，但在仰角 ψ 为 60°和 90°时偏差增大；且在负载 Z_2 上的感应电流始终与 $\sigma=100$ S/m 的有耗导电板上传输线的负载电流有较大偏差。这说明作为电流返回路径的复合材料，碳纤维的排列方式对传输线特性产生较大影响。

图 8 给出了电磁波以不同仰角垂直于导线且极化角 $\alpha=0°$入射时，复合材料板上导线负载电流与导电板上导线负载电流的比较。注意仰角 $\psi=90°$时负载感应电流为零，因此未在图中给出；且此时传输线相对于入射波对称，两端负载上的感应电流相同。从图 8 可以看出，复合材料板上导线负载电流随频率和仰角变化规律与导电板上导线负载感应电流变化规律一致。与图 7 中电磁波平行传输线平面入射时不同，模型 a 中负载电流与电导率 $\sigma=100$ S/m 导电板上的导线负载电流结果接近。当入射的仰角 ψ 从 0°逐渐增加到 90°时，电磁波从平行于复合材料板入射逐渐变为垂直于复合材料板入射，该过程中复合材料板对模型 a 和 b 产生的反射和透射相应变化，导致两种模型中负载感应电流发生变化。

为了进一步研究垂直和平行于复合材料板入射，且极化方向不同的电磁波对负载感应电流的影响，图 9 给出了三种情况下模型 a 和模型 b 中负载 Z_2 上归一化感应电流的比较。可以发现，无论入射波与复合材料板垂直($\psi=90°$)还是平行($\psi=0°$)，模型 a 中负载上的感应电流均高于模型 b 中的电流，且垂直入射时，感应电流最大值和最小值对应的频点与金属地上导线负载感应电流的谐振规律相吻合，即在 $\lambda=2l/(2n+1)$时出现最大

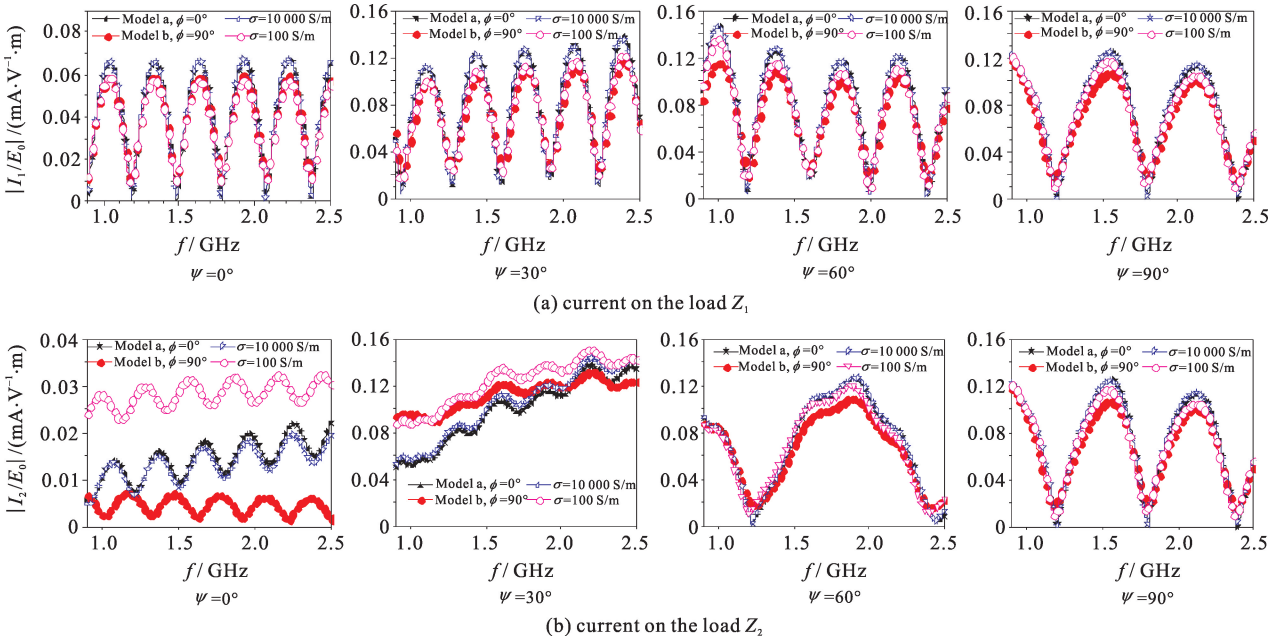

Fig. 7 Comparison of induced current of the conducting wire above the CFRC to the wire above the lossy conducting plate for parallel incidence

图 7 两种模型中负载感应电流与相同入射和结构条件下有耗导电板上导线终端负载感应电流的比较(电磁波平行于传输线平面入射)

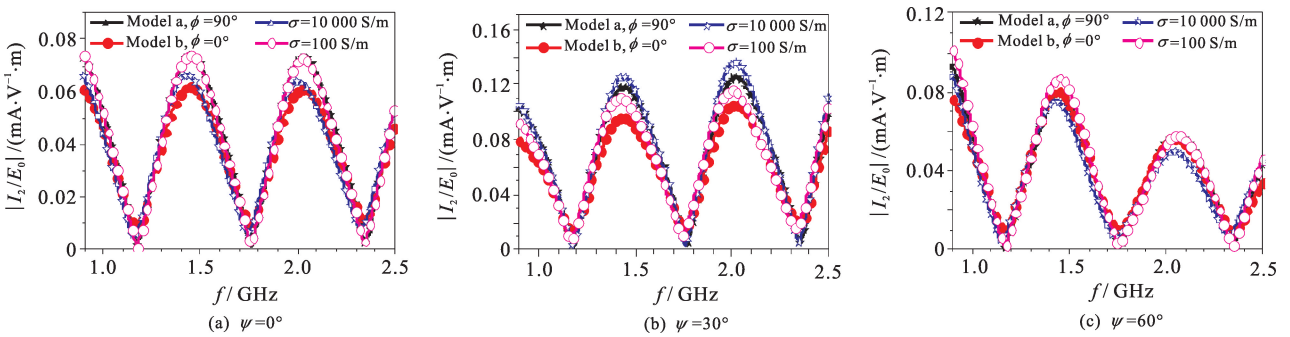

Fig. 8 Comparison of induced current of the conducting wire above the CFRC to the wire above the lossy conducting plate for vertical incidence

图 8 两种模型中负载感应电流与相同入射和结构条件下有耗导电板上导线终端负载上感应电流的比较(电磁波垂直于传输线入射)

值，$\lambda=l/n(n=0,1,\cdots)$时出现最小值。这再次说明当导线与碳纤维方向一致时，所构成的传输线特性与双导线传输线近似，但导线与碳纤维方向正交时，导线与复合材料板所构成的传输线呈现出不同的特性。此外，对于同一种模型，例如模型 a，保持电场方向与导线平行，当电磁波垂直入射到复合材料板时的负载电流远大于电磁波平行入射时的感应电流值，这是由于模型 a 中入射波电场方向与碳纤维方向相同因而发生全反射[7]，导致总场变大。从图 9 还可以发现，保持电磁波平行于复合材料板入射，垂直于复合材料极化情况下两种模型的负载感应电流都大于平行复合材料极化情况下的负载电流。

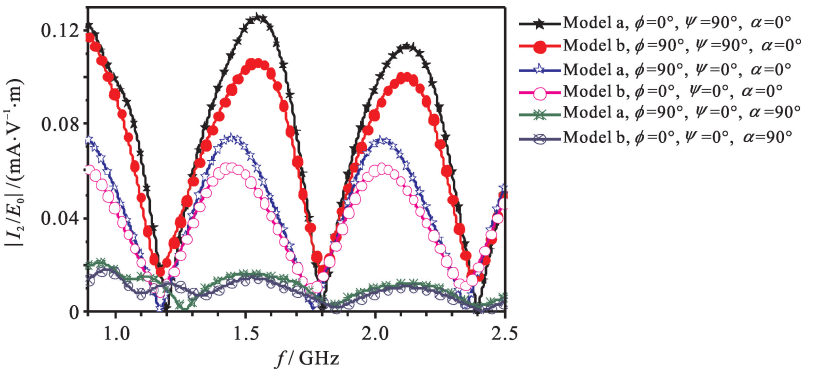

Fig. 9 Induced current on the load Z_2 for parallel and vertical incidence

图 9 电磁波平行和垂直于复合材料板入射时两种模型终端负载 Z_2 上的感应电流

3 结 论

本文对电磁波与单层碳纤维复合材料板上的导线耦合问题进行了初步研究。大量仿真计算结果表明：电磁波与复合材料板上的导线耦合问题与碳纤维的排列方向、电磁波入射角度以及电场相对于碳纤维的方向有

紧密关系。当导线与碳纤维方向平行时,其场线耦合规律与同电导率导电板上的场线耦合变化规律基本一致,且导线与碳纤维平行时的负载感应电流大于导线与碳纤维正交时的感应电流。当电磁波垂直于复合材料板入射时的感应电流大于平行入射时的感应电流。需注意的是,本文采用的是单层等效模型,对于本文所用复合材料,该模型在超过 3 GHz 时将不再适用,应使用更加准确的 3 层非均匀模型。对于实际应用中的多层碳纤维复合材料板上的场线耦合问题,还需要更进一步研究。

参考文献:

[1] Chu H C, Jeng S K, Chen C H. Reflection and transmission characteristics of lossy periodic composite structures[J]. IEEE Trans Antennas Propagation, 1996, 44(3):580-587.

[2] Evans R W. Design guidelines for shielding effectiveness, current carrying capability, and the enhancement of conductivity of composite materials[R]. NASA Contractor Report, No. 4784, 1997.

[3] Rosa I M D, Sarasini F, Sarto M S, et al. EMC impact of advanced carbon fiber/carbon nanotube reinforced composites for next-generation aerospace applications[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2008, 50(3):556-563.

[4] Leininger M, Thurecht F, Ruddle A. Advanced grounding methods in the presence of carbon fiber reinforced plastic structures[C]//2012 ESA Workshop on Aerospace EMC. 2012:1-6.

[5] Cabello M R, Fernandez S, Pous M, et al. SIVA UAV: A case study for the EMC analysis of composite air vehicles[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2017, 59(4):1103-1113.

[6] Dawson J F, Austin A N, Flintoft I D, et al. Shielding effectiveness and sheet conductance of nonwoven carbon-fiber sheets[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2017, 59(1):84-92.

[7] Holloway C L, Sarto M S, Johansson M. Analyzing carbon-fiber composite materials with equivalent-layer models[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2005, 47(4):833-844.

[8] Qi Jiaran, Wang Nannan, Xiao Shanshan. Removing Fabry-Pérot artifacts for electromagnetic homogenization of lossless and lossy dielectric composite based on scattering parameters[J]. IEEE Trans Dielectrics and Electrical Insulation, 2017, 24(3):1852-1859.

[9] Cordill B D, Seguin S A, Ewing M S. Shielding effectiveness of carbon-fiber composite aircraft using large cavity theory[J]. IEEE Trans Instrumentation and Measurement, 2013, 62(4):743-751.

[10] Rath V, Panwar V. Electromagnetic interference shielding analysis of conducting composites in near- and far-field region[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2018, 60(6):1795-1801.

[11] Vas J V, Thomas M J. Electromagnetic shielding effectiveness of layered polymer nanocomposites[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2018, 60(2):376-384.

[12] Jazzar A, Clavel E, Meunier G. Study of lightning effects on aircraft with predominately composite structures[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2014, 56(3):675-682.

[13] Smorgonskiy A, Rachidi F, Rubinstein M, et al. Are standardized lightning current waveforms suitable for aircraft and wind turbine blades made of composite materials? [J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2017, 59(4):1320-1328.

[14] Huang Liyang, Gao Cheng, Guo Fei, et al. Lightning indirect effects on helicopter: numerical simulation and experiment validation[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2017, 59(4):1171-1179.

[15] 廖意,蔡昆,张元,等.高强度纤维增强材料介电特性计算方法[J].物理学报, 2016, 65(2):1-8.(Liao Yi, Cai Kun, Zhang Yuan, et al. An approach to characterize dielectric properties of fiber-reinforced composites with high volume fraction. Acta Physica Sinica, 2016, 65(2):1-8)

[16] 王天乐,闫丽萍,赵翔,等.包含非线性组件的系统级电磁效应分析方法[J].强激光与粒子束, 2014, 26:073204.(Wang Tianle, Yan Liping, Zhao Xiang, et al. System-level analysis method of electromagnetic effects on an electronic system containing nonlinear components. High Power Laser and Particle Beams, 2014, 26:073204)

[17] Leone M, Mantzke A. A Foster-type field-to-transmission line coupling model for broadband simulation[J]. IEEE Trans Electromagnetic Compatibility, 2014, 56(6):1-8.

[18] Otsuyama T, Naganawa J, Honda J, et al. Measuring signal environment in the aircraft surveillance frequency by flight experiments[C]//2018 International Symposium on Electromagnetic Compatibility. 2018:44-47.

[19] Tesche F M, Ianoz M V, Karlsson T. EMC analysis methods and computational models[M]. New York: Wiley, 1997.