

用于波浪滑翔器的永磁直线发电机设计

吴娜¹, 窦裕盛¹, 马程议¹, 李灿²

1. 山东交通学院汽车工程学院, 山东 济南 250357; 2. 中国海洋大学海洋高等研究院, 山东 青岛 266100

摘要:为提高波浪滑翔器发电机的持续供电能力,设计采用波浪能为波浪滑翔器供电的圆筒型永磁直线发电机,并采用有限元法分析其性能。研究表明:圆筒型永磁直线发电机的气隙磁通密度总谐波正弦畸变率为18.8%,电压的总谐波正弦畸变率为4.1%,发电机的磁场性能与空载特性良好,可为波浪滑翔器提供高品质的电能。随外电路等效负载的增大,直线发电机的输出效率逐渐提高,在等效负载为18 Ω 时,直线发电机既可满足波浪滑翔器的用电需求,又能保持最大输出效率为69.25%。

关键词:波浪能;圆筒型永磁直线发电机;海洋交通;波浪滑翔器

中图分类号:TM313

文献标志码:A

文章编号:1672-0032(2023)02-0117-08

引用格式:吴娜,窦裕盛,马程议,等.用于波浪滑翔器的永磁直线发电机设计[J].山东交通学院学报,2023,31(2):117-124.

WU Na, DOU Yusheng, MA Chengyi, et al. Design of permanent magnet linear generator for wave glider [J]. Journal of Shandong Jiaotong University, 2023, 31(2): 117-124.

0 引言

波浪滑翔器是由浮体船和牵引机组成的海上无人自主航行器,采用波浪能提供前向驱动力,采用太阳能提供通讯与探测所需电能,具有自持时间长、负载能力强等特点,可实现长期远洋部署^[1]。波浪滑翔器能搭载各类传感器和电气设备进行海底测绘、气象与海况动态监测、生态环境动态监测、渔业调查、岛屿巡护和海底数据链中继等工作^[2]。

目前波浪滑翔器仅依托太阳能电池板获取电能。受地理位置、气象条件及昼夜变换等因素影响,太阳能电池板的供电不稳定,仅能在日间为波浪滑翔器提供约5 W的持续可用电能^[1]。随波浪滑翔器在军事和民用领域的应用日益增多,搭载的探测与通讯模块种类也随之增多,波浪滑翔器急需新的供电途径以满足持续增长的用电需求。根据波浪滑翔器的工作原理、工作环境及波浪能与太阳能在时空分布上的互补性,采用波浪能为波浪滑翔器供电,解决波浪滑翔器的持续用电问题。

波浪能是海洋能的具体形态之一,属于清洁可再生能源,受到众多专家学者的关注^[3-4]。根据发电机理不同,将波浪发电系统分为液压式发电、涡轮机式发电及直驱式直线发电等3类^[5]。波浪周期一般从几秒到十几秒不等,波浪的速度和频率较低。Joe等^[6]基于波浪滑翔器开发了移动式无系泊波浪能转化装置,通过涡轮机转化波浪能,但须通过液压系统与涡轮系统实现提速方可驱动旋转式电机发电,导致发电系统能量传递层级增加、设计成本提高、维护难度增大、占用空间扩大^[7],装置体积较大直接影响波浪滑翔器的运动速度。Zhang等^[8]设计采用波浪能供电的波浪滑翔器,通过滑块与滚珠丝杆将波浪滑翔器的往复起伏运动转换为旋转运动带动发电机输出电能,增加了能量转换的层级,对波浪能的转换效率降低。直驱式直线发电系统将波浪能转化为电能时无需中间转换装置,转换效率较高^[9]。Curto等^[10]设

收稿日期:2022-11-23

基金项目:山东省重大科技创新工程项目(2019JZZY020701)

第一作者简介:吴娜(1977—),女,河北景县人,教授,工学博士,主要研究方向为车辆运行安全与节能环保、机电一体化,
E-mail:wuna1978@163.com。

计的钢定子直线发电机克服磁场较弱的缺点,但绕组复杂,现阶段无法批量生产。Elgebaly 等^[11]提出采用 halbach 充磁结构的永磁直线发电机提高发电机输出电动势的正弦性,但永磁体的加工成本较高,加工难度较大,不利于发电机的批量生产。圆筒型永磁直线发电机结构简单紧凑、易维护,能量转化效率高^[12],在直驱式波浪发电领域得到广泛应用。采用径向充磁永磁体作为直线发电机的励磁源,比轴向充磁永磁体的电磁性能好^[13],比 halbach 充磁永磁体更易于加工,成本更低便于批量化生产。

根据永磁直线发电机的设计要求,本研究设计用于波浪滑翔器的圆筒型永磁直线发电机,采用二维有限元法分析该发电机各项性能,确保满足波浪滑翔器的用电需求。

1 波浪能计算

波浪是无规则的随机波,当波高远远小于波长时,可将波浪视为微幅波。微幅波理论可将复杂的波浪运动简化为正弦(余弦)运动,如图 1 所示。图 1 中 H 为波高, v 为波浪的速度, h 为水深。

微幅波理论中质点以缓慢的速度做正弦运动,波动表面所引起的非线性影响可忽略不计。波面方程为:

$$z = H \cos(2\pi t/\lambda + \varphi)/2,$$

式中: λ 为波长, φ 为偏移角。

波浪能是由风引起波浪运动而产生的能量,主要表现为动能与势能^[14]。根据能量守恒定律,动能与势能相等。单位波长总的波浪能计算方程为

$$E = -\rho g H^2 / 8,$$

式中: ρ 为海水密度, g 为重力加速度。

每单位波长波浪的功率

$$\{P\}_{J/S} = \{E\}_J \{v_g\}_{m/s} = -\{\rho\}_{kg/m^3} \{g\}_{m/s^2} \{A\}_m^2 \sqrt{\{g\}_{m/s^2} \{\lambda\}_m (2\pi)} / 4,$$

式中: v_g 为波浪的群速度, $A = H/2$ 。

2 运动方程

波浪发电式波浪滑翔器结构如图 2 所示。该设备由浮体船、圆筒型直线发电机、发电机密封圆筒、铠装缆、牵引机等组成。

直线发电机在波浪力的作用下,主要受到弹簧弹力、电磁力、牵引机拉力及流体作用在密封圆筒上产生的波浪激励力。根据牛顿第二定律,可得到

$$m d^2 x_1 / dt^2 = F_s + F_e + F_w + F_c, \quad (1)$$

式中: m 为直线发电机的质量; x_1 为永磁直线发电机动子的位移; t 为时间; F_s 为弹簧弹力, $F_s = -kx$,其中 k 为弹簧刚度系数; F_e 为动子受到的电磁力,可视为线性阻尼, $F_e = -\gamma v_t$,其中 γ 为电磁阻尼系数, v_t 为直线发电机动子的速度; F_w 为密封圆筒所受波浪激励力; F_c 为动子所受牵引机拉力,可通过流体仿真得到。

海洋工程中大多采用 Morison 方程计算分析 F_w ,假设密封圆筒的存在对波浪运动无影响,波浪对密封圆筒的主要作用力由黏性效应与附加质量效应共同作用形成。Morison 方程为:

$$F_h = C_D \rho D v_x |v_x| / 2 + C_M \rho \pi D^2 dv_x / 4t, \quad (2)$$

式中: F_h 为圆筒所受水平力, C_D 为垂直于圆筒轴线上的拖拽力系数, D 为圆筒直径, v_x 为质点沿微幅波剖

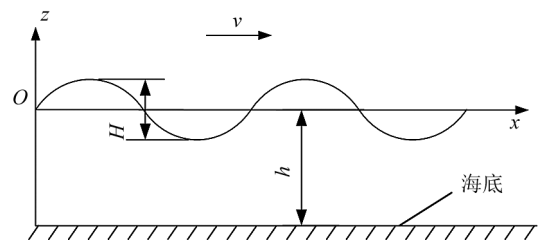


图 1 微幅波剖面示意图

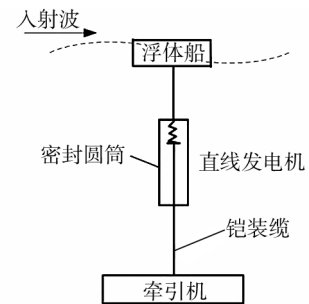


图 2 波浪发电式波浪滑翔器结构示意图

面示意图 x 轴方向的速度, C_M 为波浪对圆筒的附加质量系数。

密封圆筒所受浮力

$$F_{\text{buoy}} = \rho g V = \pi \rho g D^2 l / 4,$$

(3)

式中 l 为圆筒的吃水深度。

波浪激励力

$$F_w = F_h + F_{\text{buoy}} \circ$$

(4)

圆筒型直线发电机可看作由弹簧、质量及阻尼器组成,根据式(1)~(4)建立圆筒型直线发电机的运动模型,在波浪力作用下做二阶有阻尼受激振动。直线发电装置与外激励共振时吸收的波浪能最大^[15]。

3 永磁直线发电机结构设计

3.1 直线发电机参数计算

根据波浪滑翔器所搭载通信与探测模块的实际功耗,直线发电机需为波浪滑翔器持续提供约 5~10 W 的电能力能满足波浪滑翔器的全天候用电需求。圆筒型永磁直线发电机定子内径^[16-17]

$$D_{\text{in}} = S_n / (\pi p \tau_s f_{xy} g v_t \eta),$$

式中: S_n 为发电机的额定功率; p 为发电机的极对数; τ_s 为极距; f_{xy} 为比电磁推力,取值范围为 1.0~1.5 N/cm²; η 为发电机的理想输出效率。定子内半径 $R_{\text{in}} = D_{\text{in}}/2$ 。

确定直线发电机定子中每相线圈匝数

$$w_1 = \sqrt{2} E_0 / (4 \pi f B_g \tau_s D_{\text{in}}),$$

式中: E_0 为空载电动势的有效值; f 为动子的运动频率; B_g 为气隙磁通密度的基波分量,稀土永磁铁的气隙磁通密度的基波分量为 0.6~0.7 T。

直线发电机的主要参数如表 1 所示。

表 1 永磁直线发电机设计参数

R_{in}/mm	磁铁厚度 h_{m}/mm	τ_s/mm	气隙宽度 δ/mm	w_1	齿宽 b_0/mm	槽距 w_c/mm	p
19	4	24	1	400	4	16	4

圆筒型永磁直线发电机是轴对称结构,根据表 1 参数建立圆筒型永磁直线发电机的二维模型,如图 3 所示。圆筒型永磁直线发电机的动子由径向充磁的永磁铁与动轴组成。永磁铁表贴在动轴上,相邻永磁铁的磁性相反,永磁铁采用 NdFe35 型,具有高剩磁、高矫顽力、高磁能积、成本适宜的特点;动轴与定子铁心均采用硅钢 D23。定子铁心预留 12 个凹槽放置铜线圈绕组,每个凹槽放置 2 个铜线圈绕组,每个绕组绕线 50 匝,铜线圈绕组共同构成直线发电机的 A、B、C 三相电路。

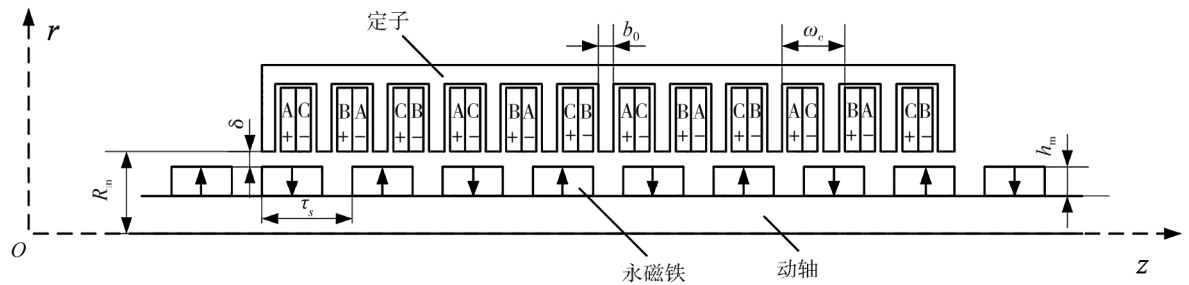


图 3 圆筒型永磁直线发电机二维模型

3.2 磁场分析

采用有限元软件 ANSYS MAXWELL 建立圆筒型永磁直线发电机的二维仿真模型,分析永磁铁产生

的磁场,仿真结果如图 4 所示。

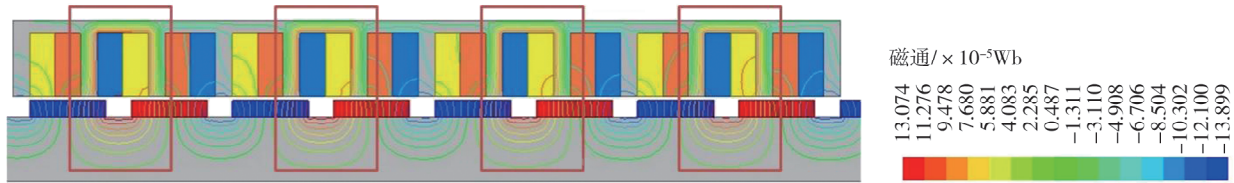


图 4 静磁场磁力线分布

由图 4 可知:圆筒型永磁直线发电机的静磁场最大磁通为 1.3×10^{-4} Wb,且当定子凹槽的 2 个端齿分别与磁性相反的永磁铁相对时,定子铁心链接的磁感线更密集(图 4 红色框图所示),最大磁场强度区域也分布于此。改变永磁铁与定子凹槽结构,使端齿与永磁铁在合适的位置配合,可提高发电机的磁场强度,提高发电机的性能。

气隙是直线发电机进行能量交换的主要场所,直接影响发电机的输出功率,通常将气隙磁通密度作为输出结果分析气隙磁场,气隙磁通密度曲线波形越接近正弦波,发电机空载电动势波形也越接近正弦波,可减小输出电动势的后处理难度。直线发电机的气隙磁通密度沿 z 轴的分布如图 5 所示。由图 5 可知发电机的最大气隙磁通密度为 1.07 T。气隙磁通密度的分布具有周期性,图 5 中气隙沿 z 轴方向的总长度为 200 mm,含 4 个气隙磁通密度分布周期,对气隙磁通密度进行傅里叶分解,结果如图 6 所示。

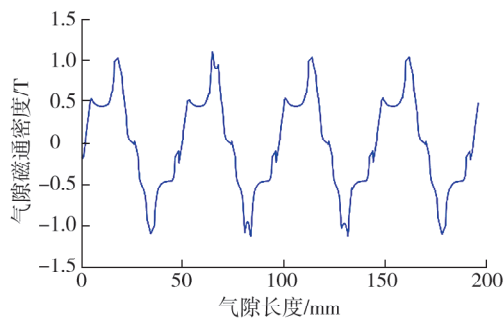


图 5 径向气隙磁通密度分布图

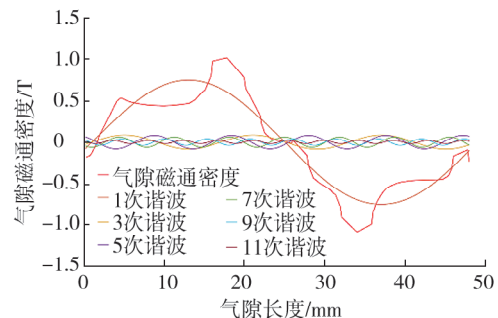


图 6 不同谐波次数下的气隙磁通密度

由图 6 可知:1 个周期的气隙磁通密度曲线可被分解为 1 次、3 次、5 次、7 次、9 次、11 次谐波曲线,1 次谐波为基波。各次谐波曲线的气隙磁通密度幅值分别为 0.750、0.086、0.082、0.063、0.039、0.019 T,随谐波次数的增大,气隙磁通密度幅值逐渐减小。采用气隙磁通密度的总谐波正弦畸变率 E_{AGTHD} 评估各次谐波幅值对气隙磁通密度波形接近正弦波程度的影响, E_{AGTHD} 越小,各次谐波幅值对气隙磁通密度波形接近正弦波程度的影响越小。气隙磁通密度波形越接近正弦波,直线发电机输出电动势波形也越接近正弦波。 E_{AGTHD} 计算公式为:

$$E_{\text{AGTHD}} = \sqrt{B_2^2 + B_3^2 + B_4^2 + \dots + B_n^2} / B_1 \times 100\%,$$

式中 B_1 、 B_2 、 $\dots$ 、 B_n 分别为 1、2、 $\dots$ 、 n 次谐波气隙磁通密度波形的有效值。

经计算, $E_{\text{AGTHD}} = 18.8\%$,气隙磁通密度的波形更接近正弦波,可知直线发电机的磁场性能较好。

4 永磁直线发电机性能分析

4.1 空载电动势

空载电动势 E 是衡量永磁直线发电机性能优劣的关键指标之一,满足法拉第电感定律 $E = d\psi_{\text{pm}}/dt$,式中 ψ_{pm} 为永磁产生的磁链。

为验证直线发电机的性能,计算当 $v_t = 0.3 \text{ m/s}$ 时,直线发电机的空载电动势波形如图 7 所示。由图 7 可知:当发电机动子以 0.3 m/s 恒速运动时,发电机 A、B、C 三相的空载电动势波形为正弦变化的曲线,对应的空载电动势幅值分别为 9.31 、 9.46 、 9.63 V 。发电机两端断开产生边端效应,三相的幅值不尽相等。对 A 相空载电动势波形进行傅里叶分解,不同谐波次数下的空载电动势如图 8 所示。

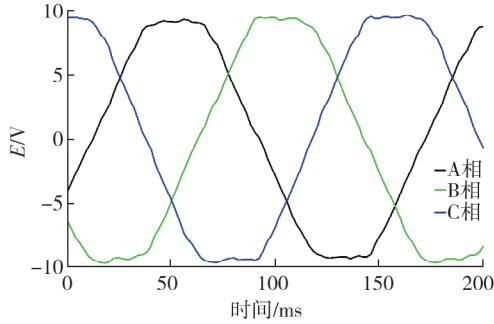


图7 直线发电机空载反电动势波形

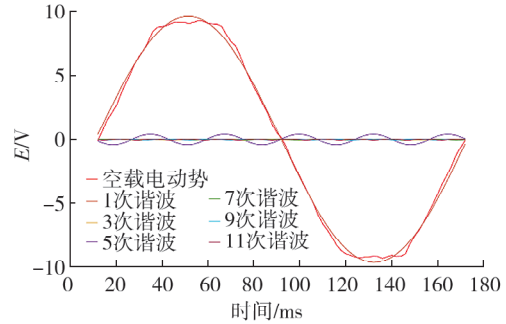


图8 不同谐波次数下的电动势

由图 8 可知:空载电动势波形包含基波曲线与多种谐波曲线,基波曲线(1 次谐波)对应的电动势幅值为 9.69 V ,由电机本身结构及两端开裂引起的高次谐波主要有 3 次、5 次、7 次谐波,电动势幅值分别为 0.121 、 0.367 、 0.063 V 。通常采用电压的总谐波正弦畸变率 E_{THD} 评估发电机空载电动势波形接近正弦波的程度, 10 kV 及以下配电网低压电力设备的 E_{THD} 应小于 5% 。 E_{THD} 计算公式为:

$$E_{\text{THD}} = \sqrt{U_2^2 + U_3^2 + U_4^2 + \dots + U_n^2} / U_1 \times 100\%,$$

式中: U_1 为基波电压有效值, U_n 为 n 次谐波电压有效值。

经计算, $E_{\text{THD}} = 4.1\%$ 。直线发电机输出 E 的波形接近正弦波,可满足波浪滑翔器的供电需求。

4.2 定位力

定位力包括齿槽力与边端力,是直线电机的固有特性,直线发电机定子长度有限导致两端断开引起边端力,直线发电机的齿槽效应引起齿槽力。定位力过大将导致直线发电机在低频状态下共振,影响动子运动。

直线发电机左、右边端分别受左边端力 F_- 与右边端力 F_+ ,“+”“-”仅代表方向,两者方向相反,即^[18]

$$F_- \big|_{x=x'} = -F_+ \big|_{x=-(x'+\delta)}, \quad (5)$$

式中: x 为定子的横坐标; x' 为定子左端位置; δ 为与极距有关的常数, $\delta = K\tau_s - L_s$, 其中 K 为整数, L_s 为定子长度。

对式(5)进行傅里叶级数展开,可得

$$F_+ = F_0 + \sum_{n=1}^n F_{sn} \sin(2n\pi \cdot x/\tau_s) + \sum_{n=1}^n F_{cn} \cos(2n\pi \cdot x/\tau_s),$$

式中 F_{sn} 、 F_{cn} 为傅里叶分解的级数。

运动状态下,对于任何有限长度的定子,总边端力

$$F_{\text{end}} = F_+ + F_- = \sum_{n=1}^n F_n \sin[2n\pi(x + \delta/2)/\tau_s],$$

式中 $F_n = 2(F_{sn} \cos \frac{n\pi}{\tau_s} \delta + F_{cn} \sin \frac{n\pi}{\tau_s} \delta)$ 。

直线发电机的齿槽力^[19]

$$F_{\text{cog}} = -\pi^2 Q L_s (L_s g_e / \pi + g_e^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{r(nQ/2p)} \sin(2\pi n Q \cdot z / L_s) / 2\mu_0,$$

式中: G_n 为第 n 次谐波分量的幅值, $G_n = 2[h_m / (h_m + g_e)]^2 \sin(n\pi - nzb_0\pi/2\tau_s) / n\pi$; $B_{r(nQ/2p)}$ 为第 $nQ/2p$ 次剩磁谐波分量, $B_{r(nQ/2p)} = 2B_r^2 \sin(nQ\alpha_p\pi/2p) / (nQ/2p)\pi$, 其中 α_p 为极弧系数, p 为发电机的极对数; Q 为

定子中的槽数; g_e 为气隙的有效长度; μ_0 为磁导率; n 为整数; z 为动子的位置。

L_s 、 g_e 、 h_m 、 α_p 、 b_0 等参数的变化都影响直线发电机的定位力,定位力的波形如图 9 所示。由图 9 可知:动子运动时,发电机的定位力发生变化,最大定位力为 109.4 N。

4.3 负载性能分析

采用不同电阻等效实际直线发电机的负载,了解直线发电机运行时承担负载的能力。当 $v_t=0.3\text{ m/s}$ 时,不同等效负载下,直线发电机的铜耗、输出功率与输出效率如表 2 所示。

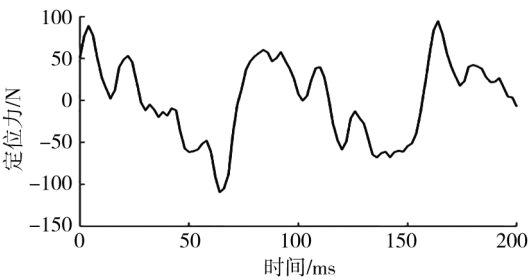


图 9 直线发电机定位力的波形

表 2 直线发电机的负载特性

等效负载/ Ω	铜耗/W	输出功率/W	输出效率/%	等效负载/ Ω	铜耗/W	输出功率/W	输出效率/%
6	12.44	14.90	52.86	14	2.33	6.56	67.30
8	7.06	11.30	58.81	16	1.79	5.75	68.46
10	4.54	9.11	62.81	18	1.42	5.12	69.25
12	3.17	7.63	65.46	20	1.21	4.76	70.34

由表 2 可知:随直线发电机等效负载的增大,直线发电机的输出功率与铜耗均减小,输出效率增大。等效负载为 20 Ω 时,直线发电机的输出效率最高,但输出功率不满足波浪滑翔器 5~10 W 的用电需求。在满足波浪滑翔器用电需求的基础上,当等效负载为 18 Ω 时,直线发电机的最大输出效率为 69.25%。

5 结论

1)设计用于波浪滑翔器的圆筒型永磁直线发电机的气隙磁通密度总谐波正弦畸变率为 18.8%,电压的总谐波正弦畸变率为 4.1%,表明圆筒型永磁直线发电机的磁场性能与空载特性良好,可为波浪滑翔器提供高品质的电能。

2)随等效负载电阻的增大,直线发电机的输出效率逐渐增大:当等效负载电阻为 6~18 Ω 时,发电机的输出功率为 5~15 W,满足波浪滑翔器的用电需求;当等效负载电阻为 18 Ω 时,直线发电机的最大输出效率保持为 69.25%。

圆筒型永磁直线发电机的输出功率虽可满足设计要求,但是相较于最高输出效率为 80%的直线发电机,本文提出的直线发电机仍有改进空间,可对其继续优化改进。

参考文献:

[1] DANIEL T, MANLEY J, TRENAMAN N. The wave glider: enabling a new approach to persistent ocean observation and research[J]. Ocean Dynamics, 2011, 61(10): 1509-1520.

[2] 郑皆惊,孙文秋实,李超. 海上无人波浪滑翔机的应用与发展[J]. 科技导报,2020,38(21):134-143.

ZHENG Jieliang, SUN Wenqiushi, LI Chao. Market application and development of wave gliders[J]. Science & Technology Review, 2020,38(21):134-143.

[3] 史宏达,刘臻. 海洋波浪能研究进展及发展趋势[J]. 科技导报,2021,39(6):22-28.

SHI Hongda, LIU Zhen. Research status and development tendency of ocean wave energy[J]. Science & Technology Review, 2021,39(6):22-28.

[4] ADERINTO T, LI H. Ocean wave energy converters: status and challenges[J]. Energies, 2018, 11(5): 1250.

[5] 洪岳,潘剑飞,刘云,等. 直驱波浪能发电系统综述[J]. 中国电机工程学报,2019,39(7):1886-1899.

HONG Yue, PAN Jianfei, LIU Yun, et al. A review on linear generator based wave energy conversion systems[J].

- Proceedings of CSEE, 2019, 39(7):1886–1899.
- [6] JOE H, ROH H, CHO H, et al. Development of a flap-type mooring-less wave energy harvesting system for sensor buoy [J]. Energy, 2017, 133: 851–863.
- [7] 肖曦, 摆念宗, 康庆, 等. 波浪发电系统发展及直驱式波浪发电系统研究综述[J]. 电工技术学报, 2014, 29(3): 1–11.
XIAO Xi, BAI Nianzong, KANG Qing, et al. A review of the development of wave power system and the research on direct-drive wave power system [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(3): 1–11.
- [8] ZHANG Y, ZHOU Y, CHEN W, et al. Design, modeling and numerical analysis of a WEC-Glider (WEG) [J]. Renewable Energy, 2022, 188: 911–921.
- [9] 张静, 余海涛, 陈琦, 等. 一种海浪发电用永磁单相直线电机的工作特性与实验分析[J]. 电工技术学报, 2013, 28(7): 110–116.
ZHANG Jing, YU Haitao, CHEN Qi, et al. Dynamic characteristics and experiment analysis of a single phase permanent magnet linear generator for wave energy conversion [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(7): 110–116.
- [10] CURTO D, VIOLA A, FRANZITTA V, et al. A new solution for sea wave energy harvesting, the proposal of an ironless linear generator [J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2020, 8(2): 93.
- [11] ELGEBALY A E, EL-NEMR M K. Design and performance evaluation of halbach array linear generator for wave energy converters [C]//2015 IEEE 8th GCC Conference & Exhibition. Muscat, Oman: IEEE, 2015: 1–6.
- [12] CHEN H, ZHAN Y, WANG H, et al. A tubular permanent magnet linear generator with novel structure [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(6): 2995–3001.
- [13] 王振华, 胡凯, 肖进. 自由活塞内燃机用直线发电机的设计与分析[J]. 微特电机, 2020, 48(8): 12–17.
WANG Zhenhua, HU Kai, XIAO Jin. Design and analysis of linear generator used for free piston internal combustion [J]. Small & Special Electrical Machines, 2020, 48(8): 12–17.
- [14] 吴碧军. 关于波力发电中波浪能量的估算[J]. 海洋工程, 1985, 3(1): 65–74.
WU Bijun. On estimation of wave energy in wave power generation [J]. The Ocean Engineering, 1985, 3(1): 65–74.
- [15] 李永国, 覃灿, 杜杰, 等. 点吸式波浪能直线发电机定位力优化分析[J]. 可再生能源, 2022, 40(8): 1129–1136.
LI Yongguo, QIN Can, DU Jie, et al. Analysis of the optimization of point absorption wave energy linear generator detent force [J]. Renewable Energy Resources, 2022, 40(8): 1129–1136.
- [16] BOLDEA I, NASAR S A. Permanent-magnet linear alternators: Part I: fundamental equations [J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, 1987 (1): 73–78.
- [17] BOLDEA I, NASAR S A. Permanent-magnet linear alternators: Part II: design guidelines [J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, 1987 (1): 79–82.
- [18] LIU C, YU H, HU M, et al. Detent force reduction in permanent magnet tubular linear generator for direct-driver wave energy conversion [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2013, 49(5): 1913–1916.
- [19] 司纪凯, 严作光, 聂瑞, 等. 120°相带环绕组圆筒型永磁直线发电机定位力降低的优化设计[J]. 电工技术学报, 2021, 36(6): 1138–1148.
SI Jikai, YAN Zuoguang, NIE Rui, et al. Optimal design of a tubular permanent magnet linear generator with 120° phase belt toroidal windings for detent force reduction [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(6): 1138–1148.

Design of permanent magnet linear generator for wave glider

WU Na¹, DOU Yusheng¹, MA Chengyi¹, LI Can²

1. School of Automotive Engineering, Shandong Jiaotong University, Jinan 250357, China;

2. Institute for Advanced Ocean Study, Ocean University of China, Qingdao 266100, China

Abstract: To improve the continuous power supply ability of wave glider generator, a tubular permanent magnet linear generator with wave energy is designed, and its performance is analyzed by finite element method. The

research shows that the total harmonic distortion rate of the air gap magnetic density and the voltage for the tubular permanent magnet linear generator is 18.8% and 4.1% respectively. The generator designed in this paper has good magnetic field performance and no-load characteristics, which can provide high-quality electric energy for the wave glider. With the increase of the equivalent load of the external circuit, the output efficiency of the linear generator increases gradually. When the equivalent load is $18\ \Omega$, the linear generator can not only meet the power demand of the wave glider, but also maintain the maximum output efficiency at the value of 69.25%.

Keywords: wave energy; tubular permanent magnet linear generator; marine transportation; wave glider

(责任编辑:王惠)

(上接第 94 页)

- [20] 刘广波. 钢丝绳聚氨酯水泥复合材料加固空心板梁试验研究[D]. 济南: 山东交通学院, 2020.
LIU Guangbo. Experimental study on hollow slab beam strengthened with steel cable polyurethane cement composite[D]. Jinan: Shandong Jiaotong University, 2020.
- [21] 中国水利水电科学研究院, 电力行业水电施工标准化技术委员会. 聚合物改性水泥砂浆试验规程: DLT 5126—2001 [S]. 北京: 中国电力出版社, 2001.
- [22] 刘锦成, 徐传昶, 姜侃, 等. 超高韧性聚氨酯复合材料性能影响因素[J]. 工程塑料应用, 2021, 49(4): 104–108.
LIU Jincheng, XU Chuanchang, JIANG Kan, et al. Influencing factors on the properties of ultra-high toughness polyurethane composite[J]. Engineering Plastics Application, 2021, 49(4): 104–108.
- [23] 赵小平. 浇注型聚氨酯弹性体复合材料的制备及性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2008.
ZHAO Xiaoping. Preparation of casting polyurethane elastomer composites and their properties [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2008.

Toughening properties of polyurethane cement composites by fiber

CUI Yongshu¹, LI Jin^{1*}, XIONG Dalu², LU Zhongmei², ZHANG Hongguang²

1. School of Transportation and Civil Engineering, Shandong Jiaotong University, Jinan 250357, China;

2. Jinan Jinyue Highway Engineering Co., Ltd., Jinan 250022, China

Abstract: In order to study the toughening effect of fibers on polyurethane cement (PUC) composites and the optimum curing age, the flexural strength test of PUC composites with three kinds of fibers, including carbon fiber, PVA fiber and steel fiber, are carried out with different fiber volume fractions to analyze the law of improving the flexural strength of PUC composites at different curing ages. The results show that the fiber has a significant effect on the flexural strength of PUC composites. With the increase of fiber volume fraction, the toughening effect of fiber on PUC composites increases first and then decreases. The flexural strength of PUC composites increases with the increase of the curing age. The flexural strength of PUC composite with curing age of 14 d is more than 95 % of that of 28 d. After 14 d, the flexural strength increases slowly. The optimum volume fraction of carbon fiber, PVA fiber and steel fiber is added respectively. When cured for 14 days, the toughening effect of PUC composites is increased by 29.1 %, 54.5 % and 30.9 % respectively compared with that without fiber. The fiber has obvious toughening effect on PUC composites.

Keywords: fiber; PUC composite; toughening; age of hardening; bending strength

(责任编辑:王惠)