مجله کنترل
ISSN (print) 2008-8345
ISSN (online) 2538-3752
جلد ۱۱، شماره ۲، تابستان ۱۳۹۶، صفحه ۴۱-۳۱

طراحی و کنترل ژنراتور مغناطیس دائم شار محور بدون هسته جهت استحصال بیشترین توان از توربین بادی سرعت متغیر

علی دقیق[۱]، سیده مهناز ابراهیمی[۲]، حمید جوادی[۳]

[۱] گروه مهندسی برق، واحد شبستر، دانشگاه آزاد اسلامی، a_daghigh@iaushab.ac.ir

[۲ و ۳] دانشکده مهندسی برق، پردیس فنی مهندسی شهید عباسپور- دانشگاه شهید بهشتی، h_javadi@sbu.ac.ir

(تاریخ دریافت مقاله ۱۳۹۶/۳/۱۷، تاریخ پذیرش مقاله ۱۳۹۶/۵/۵)

چکیده: در این مقاله طراحی و کنترل ژنراتور سنکرون آهنربای دائم شار محور بدون هسته جهت کاربرد توربین بادی سرعت متغیر ارائه شده است. تاثیر تغییرات پارامترهای اصلی طراحی بر هزینه مواد فعال مصرفی و مشخصه‌های عملکردی ژنراتور با استفاده از روش آنالیز حساسیت مورد بررسی قرار گرفته و مقادیر مناسب پارامترهای طراحی انتخاب شده‌اند. ژنراتور طراحی شده با استفاده از نرم افزار اجزاء محدود سه بعدی مدل سازی شده و صحت طراحی آن مورد ارزیابی قرار گرفته است. استراتژی کنترلی در جهت استحصال بیشترین توان از توربین بادی سرعت متغیر است که با محاسبه مقدار گشتاور بهینه به ازای سرعت‌های مختلف باد صورت می‌گیرد. به منظور مدل‌سازی هر چه دقیق‌تر سیستم و اتصال مستقیم مدل ژنراتور در حوزه FEM به سیستم کنترلی مورد استفاده در نرم افزار Matlab، از نرم افزار واسط Simplorer استفاده شده است. استفاده از این نرم افزار و مدل واقعی ژنراتور در حوزه FEM نتایج دقیق‌تر و مناسب‌تری را نتیجه می‌دهد. نتایج حاصل نشان می‌دهد که سیستم کنترلی مورد استفاده قابلیت ردیابی سریع نقطه کار ژنراتور در جهت تولید ماکزیمم توان را دارد.

کلمات کلیدی: ژنراتور آهنربای دائم شار محور، توربین بادی، بدون هسته، ردیابی حداکثر توان، روش اجزاء محدود.

Design and Control of a Coreless Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Generator to Extract the Maximum Power from the Variable Speed Wind Turbine

Ali Daghigh, Mahnaz Ebrahimi, Hamid Javadi

Abstract: This paper presents design and control of a coreless axial flux permanent magnet synchronous generator for variable speed wind turbine application. The effect of design main parameters variation on the active material cost of the generator and its performance characteristics are investigated using sensitivity analysis, and the proper values of design parameters are chosen. The generator is modeled with 3-D Finite Element Method (FEM) and the validity of the design is evaluated. In the control method, the optimum torque values for different wind speeds are calculated to extract the maximum power from the variable speed wind turbine. In order to accurate modeling of the system and direct connection of the generator model in FEM to control system in Matlab-Simulink, the simplorer software is used. Using this software and the real model of the generator in FEM, are lead to more accurate results. The results show that the control system tracks the generator maximum power point with good dynamic response.

Keywords: Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Generator, wind turbine, coreless, Maximum power point tracking, Finite Element Method.

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

۱- مقدمه

در سال‌های اخیر استفاده از توربین‌های بادی سایز کوچک در نقاط دور از شبکه مورد توجه خاصی قرار گرفته است. این توربین‌ها از نظر سایز، توان تولیدی و سرعت چرخش با توربین‌های سایز بزرگ متفاوت هستند. استفاده از سیستم‌های با کوپل مستقیم توربین و ژنراتور [۱]، عملکرد سیستم در سرعت‌های پایین باد را بهبود داده و در کل باعث افزایش بازده و قابلیت اطمینان سیستم شده است. از نظر طراحی باید ژنراتور مورد استفاده در توربین سرعت پایین دارای تعداد قطب‌های بیشتری بوده و کمترین میزان گشتاور دندانه را داشته باشد تا عملکرد مناسب توربین در سرعت‌های پایین را مهیا سازد [۲]. ژنراتورهای سنکرون آهنربای دائم شار محور AFPM (Axial Flux Permanent Magnet) با توجه به دارا بودن حجم کم و نسبت بالای توان به وزن، انتخاب مناسبی جهت عملکرد در سرعت پایین و کاربرد توربین‌های بادی می‌باشند [۳]. با توجه به اینکه در ژنراتورهای بادی با در نظر گرفتن محل بهره‌برداری و سرعت باد، احتمال گردش ژنراتور در سرعت‌های پایین زیاد است لذا انتخاب ساختار بدون هسته از جهت حذف گشتاور دندانه و کاهش سرعت شروع به کار ژنراتور مناسب است [۴].

در توربین‌های بادی سرعت متغیر با کوپل مستقیم به علت تغییرات سرعت باد فرکانس و دامنه ولتاژ خروجی ژنراتور در حال تغییر بوده و ناگزیر به استفاده از مبدل‌های الکترونیک قدرت هستیم [۵]. با استفاده از سیستم‌های کنترلی مناسب، استحصال حداکثر توان از باد در سرعت‌های مختلف آن امکان پذیر است. جهت کسب حداکثر توان از باد، به کارگیری سیستم ردیابی نقطه حداکثر توان (MPPT) ضروری می‌باشد. در این روش، سرعت روتور با کنترل مبدل‌های به کار گرفته شده در سمت ژنراتور و مطابق با تغییرات سرعت باد به گونه‌ای تغییر داده می‌شود که بیشترین میزان توان از سیستم توربین بادی دریافت گردد [۶]. امروزه مطالعات زیادی در خصوص طراحی مناسب ژنراتور و بهره‌گیری از سیستم‌های کنترلی بهبود یافته در کاربرد توربین بادی صورت گرفته است.

طراحی و ساخت یک ژنراتور مغناطیس دائم شار محوری با هسته هوایی جهت استفاده در توربین بادی و آبی در [۴] مورد توجه قرار گرفته است. در [۲] مدل ژنراتور AFPM با کوپل مستقیم به توربین بادی ارائه شده است. ساختار به کار گرفته شده به نحوی است که قابلیت کاربرد در دو نوع توربین بادی با محور افقی و عمودی را دارد. استفاده از استاتور بدون هسته در این ساختار باعث حذف نیروهای محوری وارده بین روتور و استاتور و تلفات هسته شده است. بررسی و آنالیز تاثیر ساختار ماشین AFPM و وزن قسمت‌های غیر فعال ماشین در روند طراحی قسمت‌های فعال در مرجع [۷] ارائه شده است. بررسی‌های انجام شده در این مقاله نشان می‌دهد که بیش از ۶۰ درصد وزن کل ماشین AFPM، شامل وزن قسمت‌های غیر فعال ماشین است. در بیشتر تحقیقات صورت گرفته هدف اصلی تغییر ساختار و پارامترهای طراحی ماشین در جهت نیل به شرایط عملکردی دلخواه است. در بسیاری از مطالعات مرتبط با ماشین‌های AFPM، مقدار توان خروجی، بازده و یا نسبت گشتاور خروجی به وزن ماشین مورد توجه قرار گرفته است [۸-۱۰]. امروزه بحث هزینه مواد مصرفی ماشین به عنوان یک هدف اصلی در طراحی، بیشتر مورد توجه قرار می‌گیرد. در [۱۱] یک طراحی بهینه از ماشین AFPM هسته دار در جهت کاهش هزینه مواد مصرفی ارائه شده است. آنالیز مقدماتی از تغییرات پارامترهای اصلی طراحی و چگونگی تاثیر آنها بر مشخصه‌های ژنراتور و هزینه آن در [۱۲] آورده شده است. در تحقیقات صورت گرفته بحث کاهش هزینه در ماشین‌های AFPM بدون هسته کمتر مورد توجه قرار گرفته است. اگرچه هزینه این ماشین‌ها بیشتر از مشابه هسته‌دار آن است، لیکن در برخی از کاربردها به دلیل پارامترهایی همچون وزن و ریپل گشتاور کم انتخاب مناسبی هستند [۱۳].

روش‌های کنترلی مختلفی جهت استحصال ماکزیمم توان از توربین بادی سرعت متغیر در مراجع ارائه شده است [۱۴] که از جمله آنها می‌توان به روش کنترل نسبت سرعت نوک (TSR)، کنترل سیگنال توان بازگشتی (PSF) و روش جستجوی تپه صعود (HCS) اشاره کرد. در [۱۵] سه روش مختلف برای ردیابی حداکثر توان توربین بادی برای ژنراتور کم توان سرعت متغیر مورد ارزیابی قرار گرفته و با هم مقایسه شده‌اند. یک سیستم ردیابی حداکثر توان توربین بادی، متشکل از یک مدل dc/dc نوع باک و یک میکروکنترولر در [۶] ارائه شده است. از جمله مزایای روش ارائه شده، عدم نیاز به مشخصه توان بهینه سیستم بادی و یا اندازه‌گیری سرعت باد می‌باشد. در [۱۶] یک روش کنترلی گشتاور مستقیم جهت استحصال حداکثر توان از ژنراتور IPM ارائه شده و نتایج شبیه‌سازی بر مبنای معادلات دینامیکی ماشین آورده شده است. در [۱۷] یک سیستم تبدیل انرژی بادی متشکل از ژنراتور سنکرون مغناطیس دائم شار محوری به صورت دینامیکی مدل شده و مقادیر پارامترهای مورد نیاز به منظور مدلسازی دینامیکی از طریق مدلسازی سه بعدی ماشین در نرم افزار المان محدود محاسبه شده است.

در مطالعات پیشین صورت گرفته در خصوص ژنراتور بدون هسته AFPM، طراحی و کنترل ژنراتور به طور مجزا مورد بحث و بررسی قرار گرفته‌اند. اکثر سیستم‌های کنترلی طراحی شده بر مبنای معادلات دینامیکی ماشین بوده و نتایج شبیه‌سازی‌ها در محیط Matlab-Simulink ارائه شده است. در این تحقیق جهت مدل‌سازی هر چه دقیق‌تر سیستم و اتصال مستقیم مدل ژنراتور در حوزه FEM به سیستم کنترلی مورد استفاده در نرم افزار Matlab، از نرم افزار واسط Simplorer استفاده شده است. به عبارت دیگر به جای مدل‌سازی ژنراتور در Matlab-Simulink که بر مبنای معادلات حالت است از مدل واقعی آن در حوزه FEM استفاده شده است. در همین راستا ابتدا با هدف کاهش هزینه مواد مصرفی ژنراتور و با در نظر گرفتن مشخصات عملکردی آن، طراحی مناسبی از ژنراتور بدون هسته AFPM بر مبنای روابط تحلیلی و با استفاده از نتایج آنالیز حساسیت پارامترهای اصلی ژنراتور صورت گرفته است.

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

صحت طراحی تحلیلی صورت گرفته با استفاده از مدل سازی ۳ بعدی ژنراتور در نرم افزار Maxwell-3D ارزیابی شده و سپس مدل کنترلی MPPT در جهت استحصال ماکزیمم توان از توربین سرعت متغیر در حوزه زمان ارائه شده و با استفاده از نرم‌افزار واسط Simplorer عملکرد سیستم کنترلی و ژنراتور به صورت یکجا شبیه‌سازی شده است.

۲- مدل توربین بادی

توربین‌های بادی عمل تبدیل انرژی باد به توان مکانیکی را انجام می‌دهند و میزان توان خروجی از شفت یک توربین بادی با (۱) بیان می‌گردد.

$$P_m = 0.5\rho C_p(\lambda,\beta)Av_w^3 \qquad (۱)$$

به طوری که P_m توان خروجی مکانیکی از توربین، C_p ضریب توان توربین، ρ چگالی هوا، A سطح جاروب توربین، v_w سرعت باد، λ نسبت سرعت نوک توربین (TSR) و β زاویه گام توربین می‌باشند. رابطه C_p برحسب مشخصات توربین در (۲) و (۳) بیان شده است [۱۸].

$$C_p(\lambda,\beta) = c_1\left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3\beta - c_4\right)e^{\frac{-c_5}{\lambda_i}} + c_6\lambda \qquad (۲)$$

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \qquad (۳)$$

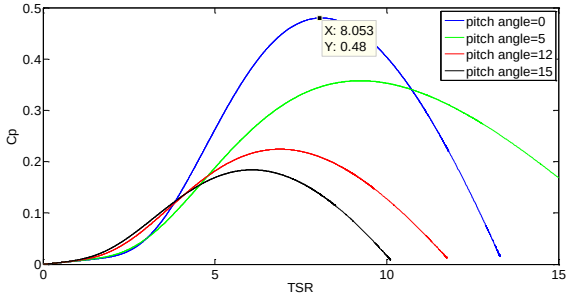
مقادیر ضرایب c1 الی c6 عبارتند از: c1=0.5176، c2=116، c3=0.4، c4=5، c5=21 و c6=0.0068. با توجه به مشخصات توربین مد نظر قرار گرفته شده که در جدول ۱ ارائه شده است. ماکزیمم مقدار ضریب توان برابر با C_{pmax}=0.48 است که به ازای مقادیر β=0 و λ=8 به دست خواهد آمد. در واقع میزان بازدهی تبدیل توان در توربین به نسبت سرعت نوک وابسته است. نسبت سرعت نوک (TSR) طبق (۴) محاسبه می‌گردد.

$$\lambda = \frac{\omega_m R_b}{v_w} \qquad (۴)$$

در (۴)، R_b طول پره توربین و ω_m سرعت زاویه‌ای شفت می‌باشد. توربین بادی در صورتی می‌تواند بیشترین توان مکانیکی را تولید کند که مقدار ضریب توان در ماکزیمم مقدار خود قرار داشته باشد. بنابراین لازم است که سرعت روتور به گونه‌ای تنظیم شود که نسبت سرعت نوک λ در مقدار بهینه خود λ_{opt} قرار داشته باشد. در شکل ۱ منحنی تغییر C_p بر حسب λ در مقادیر زاویه گام (β) مختلف نشان داده شده است.

جدول ۱: پارامترهای توربین در سیستم بادی مورد نظر

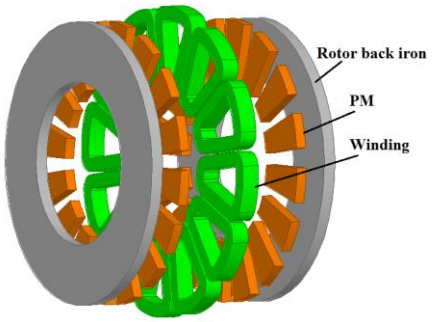
پارامترها	مقدار	واحد
چگالی هوا	۱/۰۲	Kg/m^3
سطح جاروب پره‌های توربین	۱۴/۱۱	m^2
ضریب توان بهینه C_{p_opt}	۰/۴۸	
نسبت سرعت نوک بهینه λ_{opt}	۸	
سرعت باد نامی	۸/۳	m/s



شکل ۱: منحنی تغییرات C_p نسبت به λ و β

۳- طراحی ژنراتور AFPM

در این مقاله ساختار ژنراتور مورد مطالعه به صورت ژنراتور سنکرون مغناطیس دائم شار محور دوطرفه با دوروتور و یک استاتور بدون هسته میانی در نظر گرفته شده است. استاتور دارای سیم‌پیچی سه فاز سیم‌پیچی متمرکز دولایه بوده و در درون یک ماده غیر فرومغناطیسی جای داده شده است. مواد مغناطیس دائم مورد استفاده بر روی روتور از جنس NdFeB می‌باشد. در این ماشین به دلیل ساختار غیر مغناطیسی استاتور، طول فاصله هوایی موثر زیاد بوده و مواد مغناطیس دائم روی دیسک‌های روتور قرار داده می‌شوند. شکل ۲ نمای باز شده‌ای از ژنراتور را نشان می‌دهد.



شکل ۲: نمای باز شده‌ای از ژنراتور AFPM بدون هسته

۳-۱- معادلات طراحی ژنراتور

با در نظر گرفتن مقادیر اولیه مناسب برای نسبت قطر داخلی به قطر خارجی(k_d)، ضریب پهنای نسبی آهن‌ربا (α_i)، ماکزیمم چگالی شار در فاصله هوایی (B_{mg})، ماکزیمم مقدار بارگذاری الکتریکی(A_m) و بازده ژنراتور (η)، مقدار توان خروجی ژنراتور (P_{out}) و قطر خارجی آن (D_{out}) از طریق (۵) به هم مرتبط می‌شوند [۱۹].

$$P_{out} = \frac{\pi^3\sqrt{2}}{32}\alpha_i k_{w1} n_s D_{out}^3 B_g A_e (1+k_d)^2(1-k_d)\eta\cos(\varphi) \qquad (۵)$$

که در آن k_{w1} ضریب سیم‌پیچی مربوط به هارمونیک اصلی، n_s سرعت گردش برحسب رادیان بر ثانیه و cos(φ) ضریب توان ماشین است. مقدار

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

نیروی محرکه الکتریکی القایی در سیم‌پیچ استاتور به وسیله تحریک روتور با استفاده از (۶) به دست می‌آید.

$$E_f = \frac{\pi\sqrt{2}}{4} k_{w1} n_s N_1 B_{mg} D_{out}^{\ 2} (1-k_d^{\ 2}) \qquad (۶)$$

سیم‌پیچی استاتور مورد استفاده تقریبا ذوزنقه‌ای شکل بود و تعداد آن در بهترین حالت برابر با ۳/۴ تعداد قطب‌های ماشین است [۴]. تعداد دور در هر فاز (N_1) و سطح مقطع هر کویل (s_w) با استفاده از (۷) و (۸) قابل محاسبه هستند.

$$N_1 = \frac{\pi a_w D_{out} A_m (1+\lambda)}{4\sqrt{2} m I_a} \qquad (۷)$$

$$s_w = \frac{2 m N_1 I_a}{K_f Q_c a_w J_a} \qquad (۸)$$

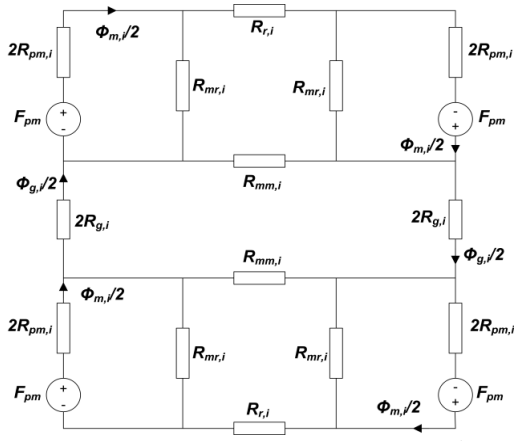
در روابط بالا I_a جریان فاز، J_a چگالی جریان، a_w تعداد هادی‌های موازی و K_f ضریب پرشدگی است. حال می‌توان عرض کلاف و طول محوری کلاف (طول محوری استاتور) را با استفاده از سطح مقطع آن به دست آورد. در استاتورهای بدون هسته، جهت کاهش ضخامت هسته استاتور و طول فاصله هوایی مؤثر بین دو روتور تا حد امکان عمق سیم‌پیچی را کمتر و عرض آن را زیادتر انتخاب می‌کنند. محدود شدن فضای لازم جهت قرارگیری اتصالات انتهایی ماشین در شعاع داخلی، مهم‌ترین عامل محدودکننده افزایش عرض سیم‌پیچی به شمار می‌آید. جهت ایجاد مقاومت مکانیکی مناسب، در محاسبه مقدار ضخامت سیم‌پیچی در شعاع داخلی ماشین، ضریبی تحت عنوان ضریب فضا (k_s) [۲] در نظر گرفته شده است. حداقل مقدار طول محوری سیم‌پیچی در حالت متمرکز دولایه و در شعاع داخلی به‌صورت (۹) قابل محاسبه است.

$$L_s = \frac{2 s_w Q_c}{k_s \pi D_{in}} \qquad (۹)$$

مشخصات ابعادی آهنرباها نیز با توجه به طول فاصله هوایی مؤثر بین دو آهنربا در روتورهای روبرو و مشخصات مغناطیسی آن‌ها به‌صورت (۱۰) قابل دستیابی است [۲۰].

$$L_{pm} = \frac{\mu_r B_{mg} (L_s + 2g)}{2(0.95 B_r - \frac{B_{mg}}{K_{pm}})} \qquad (۱۰)$$

که در آن L_{pm} طول محوری آهنربا، L_s طول محوری استاتور، g طول فاصله هوایی بین استاتور و آهنربا، μ_r گذردهی نسبی آهنربا، B_r چگالی شار پسماند و K_{pm} نسبت شار فاصله هوایی به شار خروجی از آهنربا (ضریب نشتی شار) است. مقدار ضریب شار نشتی با استفاده از محاسبه پارامترهای مدار معادل مغناطیسی آن قابل محاسبه است. شکل ۳ مدار معادل مغناطیسی ماشین مورد نظر را برای یک زوج قطب نشان می‌دهد. در ماشین‌های بدون هسته بر خلاف ماشین‌های هسته دار [۲۱]، به دلیل ساختار بدون شیار استاتور و طول فاصله هوایی موثر زیاد، مولفه شار نشتی از طریق دندانه‌ها وجود نداشته و شار نشتی آهنرباها فقط شامل شار نشتی فاصله هوایی است. در شکل ۳ $R_{g,i}$، $R_{r,i}$ و $R_{pm,i}$ به ترتیب رلوکتانس فاصله هوایی، رلوکتانس آهن پشتی روتور و رلوکتانس آهنربا هستند. $R_{mr,i}$ و $R_{mm,i}$ نیز رلوکتانس‌های نشتی آهنربا به روتور و آهنربا به آهنربا می‌باشند.



شکل ۳: مدار معادل مغناطیسی ژنراتور برای نصف زوج قطب

همانطور که گفته شد، با توجه به ساختار بدون هسته استاتور و تغییرات کم چگالی شار در محل روتور، از مقدار تلفات هسته صرف‌نظر شده است. در مقابل با توجه به قرار داشتن سیم‌پیچی‌ها در معرض مستقیم میدان مغناطیسی فاصله هوایی، مقدار تلفات گردابی سیم‌پیچی قابل‌توجه است. مقادیر تلفات مسی استاتور (ΔP_{cu}) و تلفات گردابی سیم‌پیچی (ΔP_e) در شرایطی که نحوه خنک کاری ژنراتور به صورت تهویه طبیعی در نظر گرفته شده طبق (۱۱) و (۱۲) بدست می‌آید [۱۹].

$$\Delta P_{cu} = m I_a^{\ 2} R_{ac} \qquad (۱۱)$$

$$\Delta P_e = \frac{\pi^2}{4}\frac{\sigma}{\rho} f^2 d^2 m_{con} \left[B_{mx1}^{\ 2} + B_{mz1}^{\ 2}\right] \eta_d^{\ 2} \qquad (۱۲)$$

در روابط بالا R_{ac} مقدار مقاومت هر فاز، m تعداد فازهای استاتور، d قطر هادی، ρ ضریب مشخصه چگالی هادی، m_{con} وزن هادی‌های استاتور بدون اتصالات انتهایی و عایق، f فرکانس جریان استاتور، B_{mx} و B_{mz} به ترتیب مؤلفه‌های مماسی و محوری ماکزیمم چگالی شار مغناطیسی و η_d ضریب پراکندگی است. مقاومت سیم‌پیچی استاتور به ازای هر فاز نیز با استفاده از (۱۳) محاسبه می‌شود.

$$R_{ac} = \frac{K_{1R} N_1 L_{1av}}{a_p a_w \sigma s_a} \qquad (۱۳)$$

در معادله فوق، L_{1av} طول متوسط یک دور، K_{1R} ضریب اثر پوستی، a_p تعداد مسیرهای موازی جریان، σ هدایت الکتریکی هادی آرمیچر در یک دمای معین و s_a سطح مقطع هادی می‌باشد. برای ماشین‌های کوچک با هادی‌های گرد و فرکانس تغذیه ۵۰ تا ۶۰ هرتز می‌وان با تقریب مناسب و قابل قبولی مقدار آن را برابر ۱ در نظر گرفت. تلفات مکانیکی در دو بخش کلی تلفات بادخوری و تلفات اصطکاک یاتاقان‌ها در نظر

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

گرفته‌شده و طبق روابط ارائه شده در [۱۹] محاسبه شده است. پس از محاسبه پارامترهای ماشین می‌توان وزن مواد فعال مصرفی m_{tot} و هزینه C_{tot} آن‌ها را به ترتیب از (۱۴) و (۱۵) به دست آورد.

$$m_{tot}=m_{cu}+m_{Fe}+m_{PM} \quad (۱۴)$$

$$C_{tot}=C_{cu}m_{cu}+C_{Fe}m_{Fe}+C_{PM}m_{PM} \quad (۱۵)$$

در معادلات بالا m_{cu}، C_{cu}، m_{Fe}، C_{Fe}، m_{PM} و C_{PM} به ترتیب نشان‌دهنده وزن و هزینه مس، آهن، آهنربا هستند. شایان ذکر است که مقدار وزن هر ماده با محاسبه حجم و مقدار چگالی آن قابل محاسبه است.

۳-۲- آنالیز حساسیت پارامترهای اصلی طراحی

در این بخش جهت انتخاب مقادیر مناسب پارامترهای ژنراتور AFPM بدون هسته، در جهت کاهش هزینه مواد فعال مصرفی و برآورده سازی مشخصات عملکردیس موردنظر، یک برنامه کامپیوتری بر اساس روابط تحلیلی استخراج شده و تأثیر تغییر پارامترهای اصلی ماشین بر روی معیارهای مدنظر طراحی، مورد مطالعه قرار گرفته است.

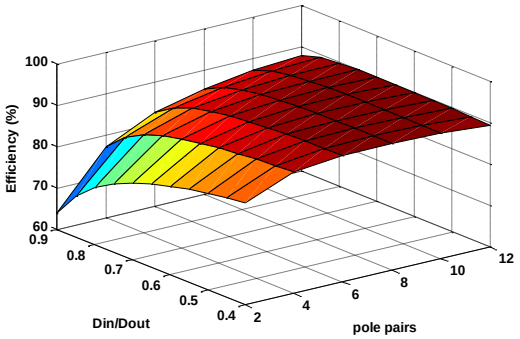
۳-۲-۱- تعداد قطب و نسبت قطر داخلی به خارجی

انتخاب تعداد قطب‌های ژنراتور در کاربرد توربین بادی به سرعت گردش توربین و رنج فرکانسی قابل‌قبول بستگی دارد. در توربین بادی با اتصال مستقیم به ژنراتور، تعداد قطب‌های بالا ترجیح داده می‌شود. با افزایش تعداد قطب در ماشین‌های شار محور و بخصوص در رنج پایین توان، محدودیت عملی جای‌گیری قطب‌ها در سطح روتور مطرح می‌شود.

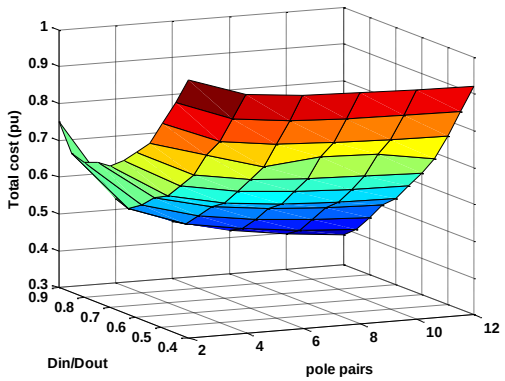
در شکل ۴ (الف) تغییرات بازده ماشین به ازای تغییرات تعداد قطب و نسبت قطر داخلی به قطر خارجی آورده شده است. همان‌طور که از شکل ۴ مشخص است، با افزایش تعداد قطب‌ها، مقدار بازده به سبب کاهش تلفات مسی افزایش می‌یابد. برای تعداد قطب کم، مقادیر کم نسبت قطر، و برای تعداد قطب زیاد مقادیر نسبت قطر در بازه ۰/۵۵ تا ۰/۶۵ بیشترین مقادیر بازده با رنج تغییرات کم را به همراه دارد. در شکل ۴ (ب)، تغییرات هزینه مواد مصرفی ماشین به ازای تغییرات تعداد قطب و نسبت قطر ژنراتور ارائه شده است. افزایش نسبت قطر تأثیر زیادی در کاهش هزینه مواد فعال آن دارد. با افزایش مقدار λ قطر خارجی ماشین و حجم کلی آن افزایش می‌یابد. از طرفی مقدار D_{out}-D_{in} کاهش یافته و درنتیجه مقدار آهنربای مصرفی کم می‌شود. با توجه به قیمت بالای آهنربا در سال‌های اخیر، آهنربا نقش اصلی را در تعیین قیمت تمام شده ژنراتور دارد.

۳-۲-۲- بارگذاری الکتریکی و مغناطیسی ویژه

در حالت کلی و در بحث طراحی ماشین الکتریکی، جهت کاهش حجم و هزینه ماشین، مقادیر بارگذاری الکتریکی و مغناطیسی در بیشترین مقادیر ممکن انتخاب می‌گردند [۲۲]. لیکن در مورد ژنراتور شار محور بدون هسته، افزایش مقدار بارگذاری الکتریکی و مغناطیسی به سبب افزایش حجم آهنربا مورد نیاز باعث افزایش هزینه تمام شده ژنراتور می‌شوند. در شکل ۵ تغییرات هزینه مواد مصرفی ژنراتور به ازای تغییرات بارگذاری الکتریکی، در مقادیر ثابت تعداد قطب و نسبت قطر ارائه شده است. افزایش مقدار بارگذاری الکتریکی باعث افزایش طول محوری استاتور و طول فاصله هوایی موثر شده و با توجه به افزایش مقدار شار نشتی آهنرباها در این حالت سبب افزایش مقدار آهنربای لازم جهت تامین چگالی شار مورد نظر در فاصله هوایی خواهد شد. انتخاب مقدار مناسب بارگذاری الکتریکی در جهت کاهش هزینه و دستیابی به مقدار بازده مورد قبول اهمیت فراوانی دارد.

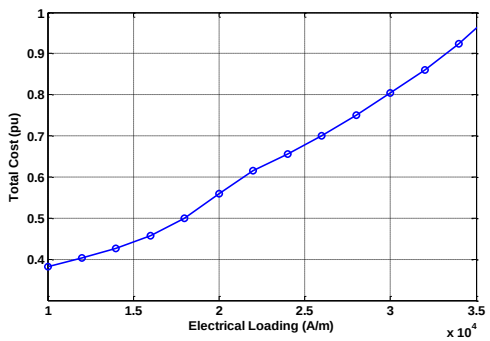


(الف) بازده



(ب) هزینه مواد مصرفی

شکل ۴: تغییرات بازده و هزینه مواد مصرفی ژنراتور، به ازای تغییرات تعداد قطب و نسبت قطر



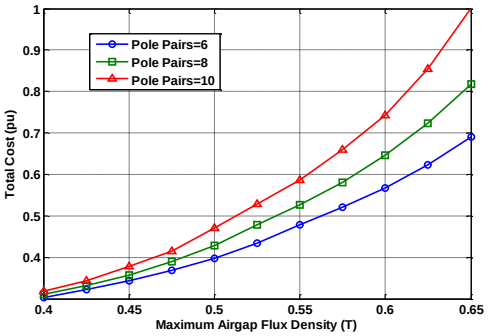
شکل ۵: تغییرات هزینه مواد فعال مصرفی ژنراتور، به ازای تغییر بارگذاری الکتریکی

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

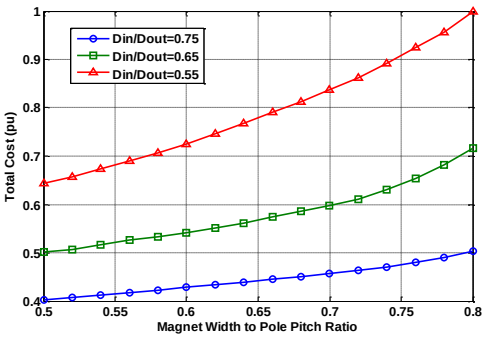
در شکل ۶ تغییرات هزینه مواد مصرفی به ازای تغییرات مقدار بارگذاری مغناطیسی و در مقادیر مختلف تعداد قطب نشان داده شده است. همانطور که از شکل مشخص است، با افزایش مقدار بارگذاری مغناطیسی هزینه افزایش یافته است. البته شیب افزایش هزینه با تعداد قطب‌ها متناسب بوده و به ازای مقادیر بالای تعداد قطب بیشتر است.

۳-۲-۳- نسبت عرض آهنربا به گام قطب

یکی دیگر از پارامترهای تاثیر گذار در طراحی ژنراتور مقدار نسبت عرض آهنربا به گام قطب است. تغییرات هزینه مواد مصرفی به ازای تغییر نسبت عرض آهنربا به گام قطب برای مقادیر مختلف نسبت قطر در شکل ۷ ارائه شده است. افزایش نسبت عرض آهنربا به گام قطب باعث کاهش قطر خارجی ماشین شده و از طرفی به سبب افزایش شار نشتی بین آهنرباها سبب افزایش طول محوری آنها شده است. شیب افزایش هزینه به ازای مقادیر کم نسبت قطر بیشتر است.



شکل ۶: تغییرات هزینه مواد فعال مصرفی به ازای تغییر بار گذاری مغناطیسی برای تعداد قطب مختلف



شکل ۷: تغییرات هزینه مواد فعال مصرفی به ازای تغییر نسبت عرض آهنربا به گام قطب برای مقادیر مختلف نسبت قطر

۴- روش کنترلی جهت استحصال بیشترین توان

همانطور که در بخش مقدمه گفته شد روش‌های مختلفی جهت ردیابی حداکثر توان تولیدی (MPPT) در توربین‌های بادی ارائه شده است. که از آن بین روش TSR علی‌رغم دارا بودن دینامیک سریع نیازمند یک بادسنج جهت اندازه‌گیری سرعت باد می‌باشد. که باعث افزایش قیمت و همچنین پیچیدگی سیستم کنترلی می‌گردد. روش HCS نیز علی رغم مستقل بودن از منحنی‌های مشخصه سیستم و عدم نیاز به تخمین سرعت باد، به دلیل سرعت پاسخ پایین و بازده پایین تحت سرعت‌های باد به شدت نوسانی، ضعیف عمل خواهد نمود. با توجه به دلایل بیان شده، در این مقاله از روش کنترل گشتاور بهینه (OTC) که نیازی به اندازه‌گیری سرعت باد نداشته و دینامیک پاسخ مناسبی نیز دارد استفاده شده است.

۴-۱- روش کنترل گشتاور بهینه

با استفاده از (۱) و (۴) ماکزیمم توان توربین بادی در سرعت‌های مختلف باد را می‌توان به صورت (۱۶) نوشت.

$$P_{m\text{-}max}=K_{opt}\omega_{opt}^{3} \qquad (۱۶)$$

به طوری که در رابطه (۱۶) مقدار K_{opt} و ω_{opt} مطابق (۱۷) و(۱۸) خواهد بود.

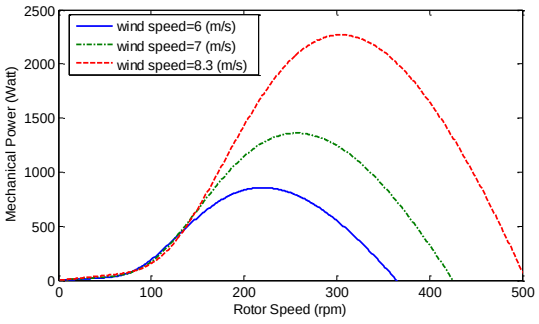
$$K_{opt}=\frac{\pi\rho C_{p-max}R_b^{5}}{2\lambda_{opt}^{3}} \qquad (۱۷)$$

$$\omega_{opt}=\frac{\lambda_{opt}v_w}{R_b} \qquad (۱۸)$$

با توجه به رابطه توان و گشتاور ماکزیمم مکانیکی سیستم و با در نظر گرفتن (۱۶)، مقدار گشتاور بهینه مطابق (۱۹) تعیین می‌شود [۲۳].

$$T_{opt}=K_{opt}\omega_{opt}^{2} \qquad (۱۹)$$

در شکل ۸ توان مکانیکی تولید شده توسط توربین به صورت تابعی از سرعت روتور برای سرعت‌های مختلف باد ارائه شده است. هدف از طراحی کنترل‌کننده حفظ عملکرد توربین بر روی نقاط ماکزیمم منحنی‌های شکل ۸ در سرعت‌های متغیر باد است. اگر کنترل‌کننده بتواند به صورت مناسب این نقاط را دنبال کند آنگاه توربین بادی قادر خواهد بود که در هر سرعتی در محدوده‌ی مجاز بیشترین توان را تولید نماید.



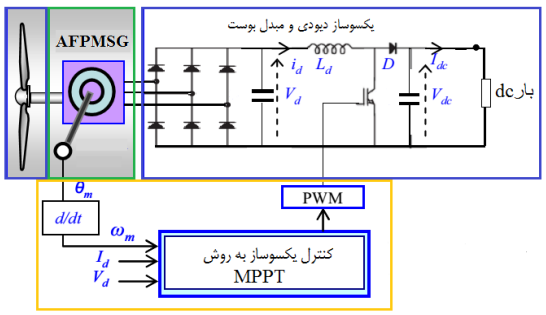
شکل ۸: توان مکانیکی تولیدی به صورت تابعی از سرعت روتور در سرعت‌های مختلف باد

۴-۲- ساختار سیستم کنترلی

در این مقاله جهت مدل‌سازی هر چه دقیق‌تر سیستم و اتصال مستقیم مدل ژنراتور در حوزه FEM به سیستم کنترلی مورد استفاده در نرم افزار

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

Matlab، از نرم افزار واسط Simplorer استفاده شده است. به عبارت دیگر به جای مدل‌سازی ژنراتور در Matlab-Simulink که بر مبنای معادلات حالت است از مدل واقعی در حوزه FEM استفاده شده است. توضیحات بیشتر در این خصوص در بخش بعدی ارائه می‌گردد. شکل ۹ ساختار کنترلی ژنراتور AFPMSG مبتنی بر توربین بادی سرعت متغیر را نشان می‌دهد به طوری که شامل یک توربین بادی، ژنراتور AFPMSG، یکسوساز دیودی، مبدل بوست و یک بار dc است. همانطور که در شکل نیز مشخص شده است مدل توربین و سیستم کنترلی در Matlab-Simulink، مدل ژنراتور در Maxwell و مدل مبدل و بار در نرم افزار Simplorer مدل‌سازی شده‌اند. خروجی ژنراتور AFPMSG با توجه به تغییرات سرعت باد دارای دامنه و فرکانس متغیر می‌باشد بنابراین مقدار ولتاژ dc ثابتی برای استفاده مستقیم، ذخیره‌سازی و یا تبدیل به حالت ac از طریق یک اینورتر، مورد نیاز است. مقدار خروجی مبدل سمت ژنراتور با کنترل دوره زمانی سوئیچ به کار رفته در مبدل بوست، قابل کنترل است.



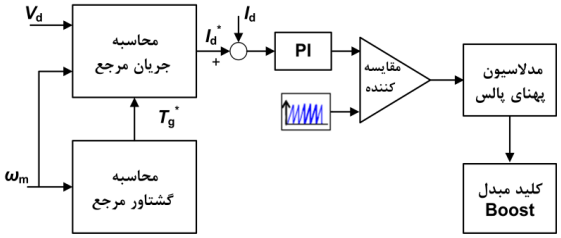
شکل ۹: ساختار کنترلی یک توربین بادی سرعت متغیر همراه با ژنراتور AFPMSG

ساختار روش کنترلی بکار گرفته شده برای یکسوساز دیودی و مبدل بوست در شکل ۱۰ ارائه شده است. هدف از این روش کنترلی، کنترل دوره زمانی کلید مورد استفاده در ساختار مبدل بوست، به منظور جذب حداکثر توان از توربین بادی سرعت متغیر و انتقال آن به بار مورد نظر می‌باشد [۲۳]. همانطور که از شکل ۱۰ مشخص است، در سیستم کنترلی ابتدا با اندازه‌گیری سرعت ژنراتور مقدار گشتاور مرجع (T_g^*) با استفاده از رابطه (۲۰) محاسبه شده و سپس مقدار جریان مرجع با اندازه‌گیری ولتاژ خروجی یکسوساز (V_d) مطابق (۲۱) بدست می‌آید.

$$T_g^* = K_{opt}\omega_m^2 \qquad (۲۰)$$

$$I_d^* = \frac{T_g^*\omega_m}{V_d} \qquad (۲۱)$$

اختلاف بین جریان مرجع dc و جریان dc اندازه‌گیری شده از طریق یک کنترل‌کننده PI، به منظور تغییر دوره زمانی کلید و تنظیم خروجی مبدل و گشتاور ژنراتور استفاده می‌شود. افزایش و یا کاهش سرعت ژنراتور با اختلاف بین گشتاور توربین (T_m) و گشتاور ژنراتور (T_g) مشخص می‌شود. اگر سرعت ژنراتور کمتر از سرعت بهینه باشد، گشتاور توربین بیشتر از گشتاور ژنراتور بوده و در نتیجه سرعت ژنراتور افزایش خواهد یافت و در صورتی که سرعت ژنراتور بیشتر از سرعت بهینه باشد با اعمال روش کنترلی مقدار سرعت کاهش خواهد یافت. در نهایت گشتاور توربین و گشتاور ژنراتور در هر سرعت باد، مقدار بهینه گشتاور (T_{opt}) را دنبال می‌نمایند و توربین بادی در نقطه توان ماکزیمم بهره‌برداری می‌شود. از مهمترین مزایای روش به کار رفته عدم نیاز به اندازه‌گیری و یا تخمین سرعت باد است که پیاده‌سازی آن در عمل را نیز ساده می‌کند.



شکل ۱۰: استراتژی کنترل یکسو ساز و مبدل بوست

۵- نتایج FEM و شبیه‌سازی سیستم کنترلی

همانطور که گفته شد در این مقاله با استفاده از نرم افزار واسط Simplorer، مدل ژنراتور در حوزه FEM به سیستم کنترلی مورد استفاده در نرم افزار Matlab به طور مستقیم متصل شده است. این از استفاده شده است. نرم‌افزار Simplorer از مجموعه نرم‌افزارهای شرکت Ansoft بوده که به صورت تخصصی بر روی مدل‌سازی عناصر الکترونیک قدرت کار کرده و قابلیت ارتباط مستقیم با نرم افزار طراحی ماشین Ansoft Maxwell و همچنین Matlab-Simulink را دارد. ارتباط این نرم‌افزار با دو نرم‌افزار دیگر (Maxwell و Simulink) به صورت همزمان است، به این معنی که هر سه نرم‌افزار به صورت همزمان اجرا شده و داده‌های تنظیم شده را برای یکدیگر ارسال می‌کنند تا نرم‌افزار مقصد، از این اطلاعات در شبیه‌سازی خود استفاده کرده و نتیجه‌های مشخص شده را برای نرم‌افزارهای دیگر ارسال نماید. در ادامه ابتدا مدل طراحی شده ماشین ارائه شده و توسط نرم افزار Maxwell-3D مورد ارزیابی قرار می‌گیرد. سپس در قسمت بعدی نحوه عملکرد سیستم کنترلی بررسی می‌شود.

۵-۱- نتایج FEM سه بعدی

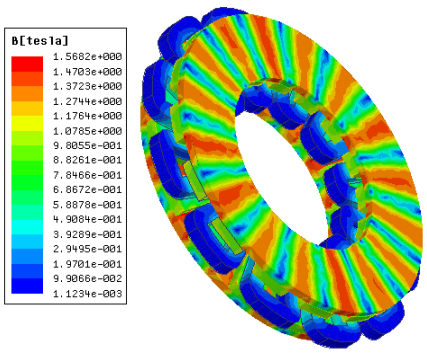
در این بخش مطابق روابط طراحی تحلیلی ارائه شده در بخش ۳-۱ و با توجه به نتایج آنالیز حساسیت صورت گرفته در بخش ۳-۲، نتایج طراحی بهبودیافته ژنراتور AFPM جهت کاربرد توربین بادی با کوپل مستقیم ارائه شده است. یک مدل سه بعدی از ژنراتور با استفاده از نرم‌افزار Maxwell-3D ساخته‌شده و صحت فرضیات طراحی و

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

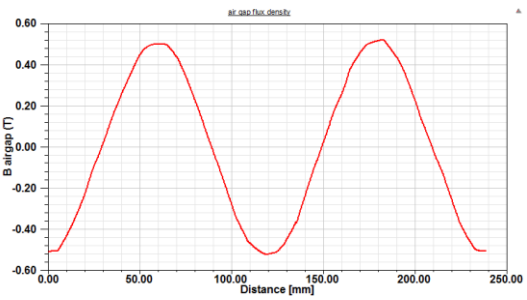
پارامترهای ژنراتور مورد بررسی قرار گرفته است. مقادیر نامی ژنراتور AFPM بهبود یافته به همراه پارامترهای ابعادی آن در جدول ۲ ارائه شده است. در شکل ۱۱ مدل ژنراتور پیشنهادی در محیط نرم‌افزار Maxwell ارائه شده و مقدار چگالی شار در قسمت‌های مختلف مشخص شده است. ماکزیمم مقدار چگالی شار در آهن پشتی روتور رخ داده که مقدار آن حدود ۱/۵ تسلا است. در شکل ۱۲ اندازه چگالی شار در شعاع متوسط فاصله هوایی و در ربع دور ماشین ارائه شده است که ماکزیمم مقدار آن حدود ۰/۵ T می‌باشد.

جدول ۲: مشخصات ژنراتور AFPM طراحی شده

پارامتر	مقدار
توان نامی P_{out}	۲ kW
سرعت نامی n_m	۳۰۰ rpm
ولتاژ موثر نامی فاز V_n	۲۲۰ V
تعداد جفت قطب p	۸
تعداد کویل سیم‌پیچی Q_c	۱۲
تعداد دور سیم‌پیچی هر کویل N_c	۲۳۴
ماکزیمم مقدار بارگذاری مغناطیسی B_{mg}	۰/۵ T
ماکزیمم مقدار چگالی شار در روتور B_{cr}	۱/۵ T
نسبت قطر داخلی به خارجی λ	۰/۶
ضریب پهنای نسبی آهن‌ربا α_i	۰/۶۴
بازده η	٪۹۰
قطر خارجی D_{out}	۳۸۴ mm
فاصله هوایی فیزیکی g	۲×۱/۵ mm
ضخامت آهنرباها L_m	۱۷ mm

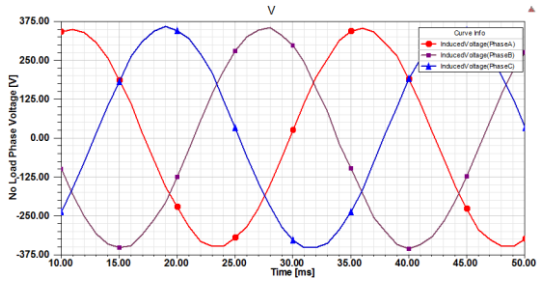


شکل ۱۱: توزیع چگالی شار در ژنراتور AFPM بدون هسته

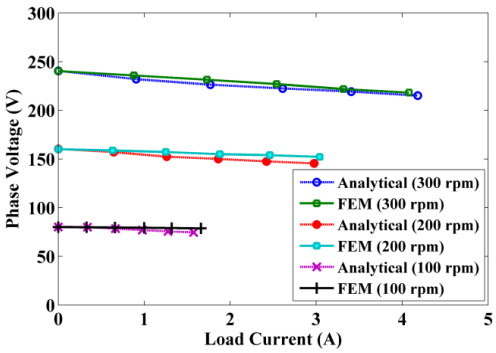


شکل ۱۲: چگالی شار مغناطیسی در شعاع متوسط فاصله هوایی

آنالیز دینامیکی نرم افزار ماکسول، جهت محاسبه ولتاژ و جریان تولیدی ژنراتور در سرعت نامی ۳۰۰ دور در دقیقه مورد استفاده قرار گرفته است. جهت مش‌زنی از دو روش Cylindrical Gap و Length based نرم افزار ماکسول استفاده شده و تعداد المان‌های مش‌زنی برابر با ۱۱۷۰۷۲ المان می‌باشد. همچنین با توجه به ساختار دو طرفه روتور و به منظور تحلیل هر چه راحت‌تر مساله مشخصات حرکتی به استاتور اعمال شده است. در شکل ۱۳ ولتاژ القایی بی‌باری ژنراتور نشان داده شده است. مشخصه ولتاژ خروجی ژنراتور بر اساس تغییرات جریان بار و به ازای مقادیر مختلف سرعت گردش ژنراتور در شکل ۱۴ ارائه شده است. همانطور که در شکل ۱۴مشخص است نتایج FEM سه بعدی با درصد خطای قابل قبولی نتایج تحلیلی حاصل را تایید می‌کند.



شکل ۱۳: ولتاژ پایانه ژنراتور AFPM تحت بار نامی با ضریب توان ۰/۹



شکل ۱۴: تغییرات ولتاژ خروجی ژنراتور AFPM بر اساس تغییرات جریان بار و به ازای مقادیر مختلف سرعت گردش ژنراتور

۵-۲- نتایج شبیه‌سازی سیستم کنترلی

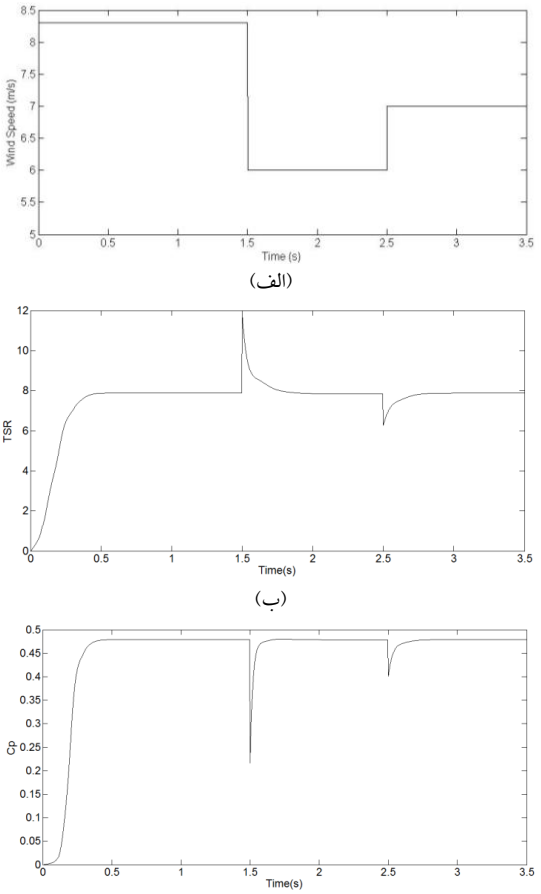
با عنایت به اجرا همزمان هر سه نرم‌افزار و مشکلات ناشی از طولانی شدن زمان اجرا برنامه، ساختار ژنراتور AFPMSG با استفاده از مدل دو بعدی Maxwell نیز ساخته شده است. استفاده از مدل دوبعدی ژنراتور زمان محاسباتی و اجرا برنامه را تا حد زیادی کاهش می‌دهد.

توربین بادی در صورتی می‌تواند بیشترین توان مکانیکی را تولید کند که مقدار ضریب توان C_p در ماکزیمم مقدار خود قرار داشته باشد. بنابراین لازم است که سرعت روتور به گونه‌ای تنظیم شود که نسبت سرعت نوک λ برابر با مقدار بهینه λ_{opt} باشد. شکل ۱۵ (الف) منحنی تغییرات سرعت باد مرجع را برای مقادیر ۸/۳، ۶ و ۷ متر بر ثانیه نشان

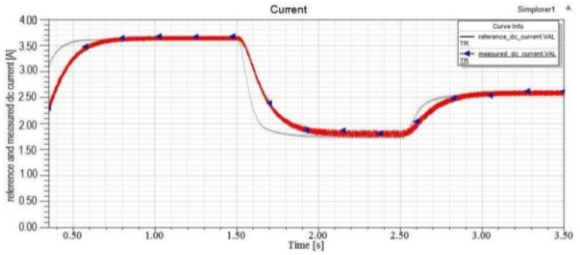
[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

می‌دهد. با توجه به مشخصات سیستم بادی مورد استفاده که در بخش ۲ مطرح شد، حداکثر مقدار ضریب توان توربین به ازای β=0 و λ=8 بدست می‌آید و مقدار آن برابر با ۰/۴۸ است. در شکل‌های ۱۵ (ب) و ۱۵ (ج) منحنی تغییرات λ و ضریب توان به ازای تغییرات سرعت باد نشان داده شده است. پارامتر λ با سرعت باد طبق معادله ۴ رابطه عکس داشته و در نتیجه با کاهش سرعت باد در ثانیه ۱/۵ به طور گذرا افزایش یافته و با افزایش سرعت باد در ثانیه ۲/۵ به طور گذرا کاهش می‌یابد. همانطور که از شکل‌ها مشخص است با تغییر سرعت باد مقادیر C_p و λ از مقدار بهینه خود فاصله می‌گیرند ولی با اعمال کنترل ردیابی حداکثر توان به طور مجدد به مقدار بهینه خود بازمی‌گردند.

همانطور که در بخش ۴-۱ بیان گردید، در روش کنترل گشتاور بهینه، گشتاور ژنراتور مرجع و جریان dc مرجع محاسبه شده و سعی می‌شود که با اعمال روش کنترلی، جریان dc و گشتاور ژنراتور واقعی از مقادیر مرجع خود پیروی نمایند. در شکل ۱۶ منحنی تغییرات جریان dc مرجع و جریان dc اندازه‌گیری شده ارائه شده است. با کاهش سرعت باد مقدار جریان dc کاهش یافته و با افزایش سرعت باد مقدار جریان افزایش می‌یابد. از شکل مشخص است که در سرعت‌های مختلف باد جریان اندازه‌گیری شده از جریان مرجع پیروی می‌نماید.

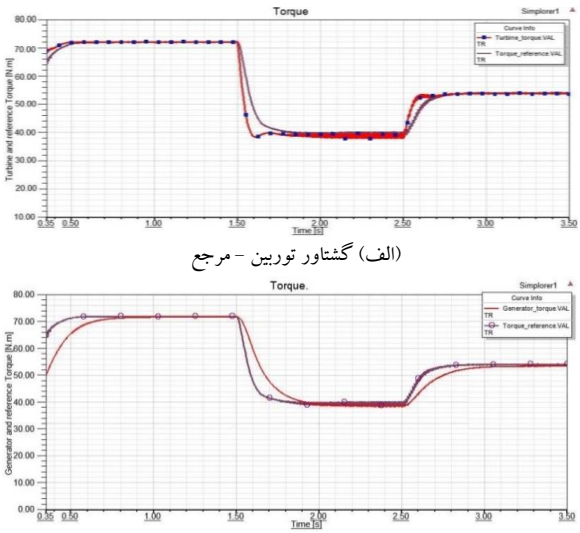


شکل ۱۵: منحنی تغییرات (الف) سرعت باد مرجع (ب) نسبت سرعت نوک (ج) ضریب توان توربین



شکل ۱۶: تغییرات جریان dc مرجع و اندازه‌گیری شده با توجه به تغییرات سرعت باد

در شکل‌های ۱۷ (الف) و (ب) نیز به ترتیب منحنی تغییرات گشتاور مرجع و گشتاور توربین نسبت به زمان و همچنین تغییرات گشتاور مرجع و گشتاور ژنراتور نسبت به زمان نمایش داده شده است. همانطور که در شکل‌ها مشخص است با تغییر سرعت باد مقدار گشتاور توربین تغییر یافته و سپس با اعمال روش کنترلی مقدار گشتاور مرجع به روز می‌گردد. نتایج نشان می‌دهد که گشتاور ژنراتور به خوبی از گشتاور مرجع پیروی می‌کند.

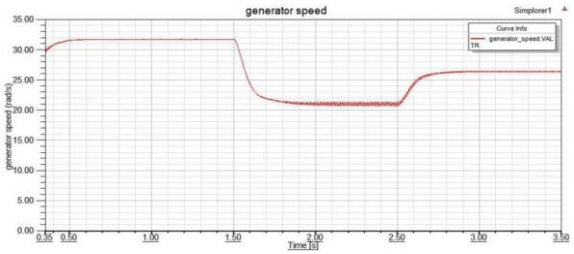


شکل ۱۷: منحنی تغییرات گشتاور توربین - مرجع و گشتاور مرجع - ژنراتور با توجه به تغییرات سرعت باد

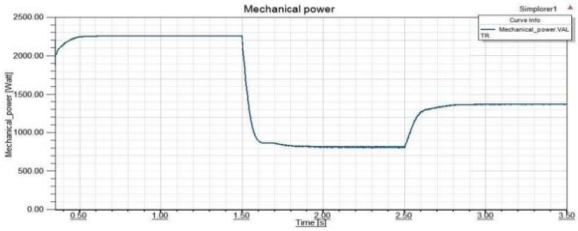
از جمله اهداف کنترل ردیابی حداکثر توان، دریافت ماکزیمم توان از توربین در سرعت‌های مختلف باد است. در سیستم بادی سرعت متغیر با تغییر سرعت باد، سرعت چرخش توربین و ژنراتور نیز تغییر می‌کند و در یک سرعت چرخش مشخص، توربین بادی حداکثر توان را تولید خواهد نمود. با توجه به منحنی‌های توان-سرعت ارائه شده در شکل ۸ بخش ۴، می‌توان مشاهده نمود که در هر سرعت باد مقدار سرعت بهینه چرخش توربین و ژنراتور و همچنین حداکثر توان توربین یک مقدار معینی را خواهد داشت. در شکل ۱۸ منحنی سرعت ژنراتور و در شکل ۱۹ منحنی توان مکانیکی توربین نمایش داده شده است. از نتایج مشخص

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

است که مقادیر سرعت و توان در شکل‌های ۱۸ و ۱۹ با مقادیر منحنی توان–سرعت ارائه شده در ۸ مطابقت می‌نماید.



شکل ۱۸: تغییرات سرعت ژنراتور نسبت به زمان



شکل ۱۹: منحنی تغییرات توان مکانیکی نسبت به زمان

۶- نتیجه‌گیری

در این مقاله ردیابی حداکثر توان در یک سیستم بادی سرعت متغیر و مجهز به ژنراتور سنکرون مغناطیس دائم شار محور بدون هسته، با استفاده از کوپل مستقیم مدل FEM ژنراتور به اداوات الکترونیک قدرت و سیستم کنترلی ارائه شد. در همین راستا ابتدا طراحی بهبودیافته‌ای از ژنراتور آهنربای دائم شار محور بدون هسته، با استفاده از روش آنالیز حساسیت پارامترهای اصلی ماشین و با هدف کاهش هزینه مواد فعال مصرفی و لحاظ نمودن مشخصات فنی مورد نظر صورت گرفته است. نتایج حاصل از آنالیز حساسیت نشان داد که با توجه به تاثیر زیاد قیمت آهنربا در قیمت تمام شده ژنراتور، برخلاف ژنراتورهای هسته دار، مقدار بار گذاری مغناطیسی و الکتریکی باید در مقادیر کم انتخاب شود. تعداد جفت قطب‌های ژنراتور با توجه به کاربرد مورد نظر و تغییرات بازده برابر ۸ و مقدار نسبت قطر داخلی به خارجی ژنراتور نیز در بیشترین مقدار ممکن جهت کاهش هزینه و برآورده سازی حداقل مقدار بازده مورد قبول، برابر ۰/۶ لحاظ شده است. بررسی مدل ۳ بعدی ژنراتور در نرم‌افزار Maxwell با درصد خطای کمی فرضیات در نظر گرفته شده در طراحی تحلیلی را تأیید می‌کند.

از روش کنترل گشتاور بهینه (OTC) جهت ردیابی حداکثر توان توربین بادی استفاده شده است. در این روش به اندازه گیری و یا تخمین سرعت باد نیاز نبوده و الگوریتم کنترلی حداکثر توان قابل جذب از توربین بادی را با اندازه‌گیری سرعت روتور و محاسبه مقدار گشتاور بهینه حاصل می‌کند. ارتباط مستقیم بین مدل ژنراتور در نرم‌افزار Maxwell و سیستم کنترلی ژنراتور در محیط Matlab-Simulink، با استفاده از نرم‌افزار واسط Simplorer صورت گرفته است. استفاده از این نرم‌افزار و مدل واقعی ژنراتور در حوزه FEM امکان تولید مستقیم مولفه‌های ولتاژ از توزیع شار را مهیا ساخته و نتایج دقیق‌تر و مناسب‌تری را نتیجه می‌دهد. نتایج حاصل از شبیه‌سازی، عملکرد مناسب سیستم کنترلی در انتخاب مقادیر مناسب گشتاور مرجع، سرعت ژنراتور و دنبال کردن نقاط متناظر با ماکزیمم توان را با توجه به مشخصه توربین و تغییرات سرعت باد مرجع نشان می‌دهد.

مراجع

[1] P. Lampola, “Directly Driven, Low-Speed Permanent-Magnet Generators for Wind Power Applications,” Dissertation for the degree of Doctor of Science in Technology, Department of Electrical Engineering, Helsinki University of Technology, Finland, 2000.

[2] T. F. Chan, and L. L. Lai, “An Axial-Flux Permanent-Magnet Synchronous Generator for a Direct-Coupled Wind-Turbine System,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 22, no. 1, pp. 86-94, 2007.

[3] D. Bang, H. Polinder, G. Shrestha, and J. A. Ferreira, *Review of Generator Systems for Direct-Drive Wind Turbines*, Delft University of Technology, The Netherlands, 2008.

[4] J. R. Bumby, and R. Martin, “Axial-flux permanent-magnet air-cored generator for small-scale wind turbines,” *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 152, no. 5, pp. 1065-1075, 2005.

[5] H. Polinder, F. F. A. van der Pijl, G.-J. de Vilder, and P. J. Tavner, “Comparison of direct-drive and geared generator concepts for wind turbines ” *IEEE Transactions on Energy Conversion* ,vol. 21, no. 3, pp. 725 - 733 Sept, 2006.

[6] E. Koutroulis, and K. Kalaitzakis, “Design of a maximum power tracking system for wind-energy-conversion applications,” *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 53, no. 2, pp. 486-494, 2006.

[7] Z. Zhang, A. Chen, A. Matveev, R. Nilssen, and A. Nysveen, “High-power generators for offshore wind turbines,” *Energy Procedia*, vol. 35, pp. 52-61, 2013.

[8] W. Rong-Jie, M. J. Kamper, K. Van der Westhuizen, and J. F. Gieras, “Optimal design of a coreless stator axial flux permanent-magnet generator,” *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 41, no. 1, pp. 55-64, 2005.

[9] H. Vansompel, P. Sergeant, and L. Dupre, “Optimized Design Considering the Mass Influence of an Axial Flux Permanent-Magnet Synchronous Generator With Concentrated Pole

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]
[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]

IPM Synchronous Generator-Based Gearless Variable Speed Wind Turbine," *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, vol. 5, no. 2, pp. 354-362, 2014.

[17] V. Behjat, and M. Hamrahi, "Dynamic modeling and performance evaluation of axial flux PMSG based wind turbine system with MPPT control," *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 5, no. 4, pp. 1157-1166, 2014.

[18] C.-M. Hong, C.-H. Chen, and C.-S. Tu, "Maximum power point tracking-based control algorithm for PMSG wind generation system without mechanical sensors," *Energy conversion and management*, vol. 69, pp. 58-67, 2013.

[19] J. F. Gieras, R. J. Wang, and M. J. Kamper, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*, 2nd ed., New York: Springer, 2008.

[20] J. L. S. Huang, F. Leonardi, T. A. Lipo, "A Comparison of Power Density for Axial Flux Machines Based on General Purpose Sizing Equations," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, no. 2, pp. 185-192, June, 1999.

[21] Q. Ronghai, and T. A. Lipo, "Analysis and modeling of air-gap and zigzag leakage fluxes in a surface-mounted permanent-magnet Machine," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 40, no. 1, pp. 121-127, 2004.

[22] نقی رستمی, "طراحی بهبود یافته ژنراتور سنکرون مغناطیس دائم شار محوری با کوپلاژ مستقیم به توربین بادی" دانشگاه تبریز، پایان نامه دکتری, ۱۳۹۱.

[23] M. Haque, M. Negnevitsky, and K. Muttaqi, "A Novel Control Strategy for a Variable-Speed Wind Turbine With a Permanent-Magnet Synchronous Generator," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 46, no. 1, pp. 331-339, 2010.

Windings," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 46, no. 12, pp. 4101-4107, 2010.

[10] S. Eriksson, and H. Bernhoff, "Loss evaluation and design optimisation for direct driven permanent magnet synchronous generators for wind power ",*Applied Energy*, vol. 88, no. 1, pp. 265-271, 2011.

[11] N. Rostami, M. R. Feyzi, J. Pyrhonen, A. Parviainen, and V. Behjat, "Genetic Algorithm Approach for Improved Design of a Variable Speed Axial-Flux Permanent-Magnet Synchronous Generator," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 48, no. 12, pp. 4860-4865, 2012.

[12] علی دقیق، حمید جوادی و حسین ترکمن، "طراحی بهبودیافته ژنراتور سنکرون مغناطیس دائم شار محور بدون هسته باهدف کاهش هزینه و با در نظر گرفتن محدودیت‌های مکانیکی," بیست و سومین کنفرانس مهندسی برق ایران, تهران، ایران, ۲۰۱۵.

[13] Z. Zhaoqiang, A. Matveev, R. Nilssen, and A. Nysveen, "Ironless Permanent-Magnet Generators for Offshore Wind Turbines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50, no. 3, pp. 1835-1846, 2014.

[14] M. Abdullah, A. Yatim, C .Tan, and R. Saidur, "A review of maximum power point tracking algorithms for wind energy systems," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 16, no. 5, pp. 3220-3227, 2012.

[15] C. Patsios, A. Chaniotis, M. Rotas, and A. G. Kladas, "A comparison of maximum-power-point tracking control techniques for low-power variable-speed wind generators," in 8th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems & Electric Drives Joint Symposium, (ELECTROMOTION 2009) 2009, pp. 1-6.

[16] M. E. Haque, Y. C. Saw, and M. M. Chowdhury, "Advanced Control Scheme for an

[Downloaded from joc.kntu.ac.ir on 2024-03-28]

[DOR: 20.1001.1.20088345.1396.11.2.2.1]