بهینه‌سازی ژنراتور القایی تغذیه دوگانه توسط روش اجزای محدود جهت بهبود عملکرد توربین بادی سرعت متغیر

مسعود خسروی[1] محمود حسینی علی آبادی[2] شهرام جوادی[3]

۱- دانشجوی دکتری - دانشکده فنی و مهندسی - مرکز تحقیقات سیستم‌های برق هوشمند و اتوماسیون - دانشگاه آزاد اسلامی - واحد تهران مرکزی – تهران - ایران.
masoudkhosravi91@yahoo.com

۲- استاد یار - دانشکده فنی و مهندسی - مرکز تحقیقات سیستم‌های برق هوشمند و اتوماسیون - دانشگاه آزاد اسلامی - واحد تهران مرکزی – تهران - ایران.
mah.hosseini-aliabadi@iauctb.ac.ir

۳- استاد یار - دانشکده فنی و مهندسی - مرکز تحقیقات سیستم‌های برق هوشمند و اتوماسیون - دانشگاه آزاد اسلامی - واحد تهران مرکزی – تهران - ایران.
sh.javadi@iauctb.ac.ir

چکیده: در این مقاله یک ژنراتور القایی تغذیه دوگانه، جهت استفاده در نیروگاه بادی مورد بررسی قرار گرفته است. در ابتدا معادلات مربوط به طراحی بهینه این ژنراتور مورد بررسی قرار گرفته و سپس مدلی جهت بررسی عملکرد ژنراتور ارائه شده است. سپس با استفاده از روش اجزای محدود (FEM) ژنراتور طراحی شده بهینه گردیده است. هدف از بهینه‌سازی ژنراتور، بهبود مشخصه‌های ولتاژ و جریان خروجی و شکل موج‌های مربوطه است که درنهایت منجر به بهینه‌سازی توان خروجی ژنراتور مورد مطالعه می‌گردد. پارامترهای مکانیکی ژنراتور شامل ابعاد، تعداد شیارها در هر فاز هر قطب، وزن ماشین نیز بهینه شده است. نتایج این بهینه‌سازی نشان می‌دهد که با یک بهینه سازی صحیح می‌توان هزینه‌های استفاده از این ژنراتورها، شامل هزینه مواد استفاده شده و هزینه تلفات را به میزان قابل توجهی کاهش داد. در پایان نیز نتایج بدست آمده از روش اجزای محدود با روش‌های تحلیلی مقایسه گردیده و مشخص شده است که روش اجزای محدود به عنوان یک ابزار قدرتمند جهت بهینه‌سازی ژنراتورهای القایی می‌تواند مورد استفاده قرار گیرد. همچنین این مطالعه نشان می‌دهد که بهینه‌سازی عملکرد این ژنراتور می‌تواند به بهبود عملکرد مجموعه نیروگاه بادی کمک شایانی نماید.

کلمات کلیدی: بهینه‌سازی، ژنراتور تغذیه دوگانه، اجزای محدود، نیروگاه بادی

تاریخ ارسال مقاله: ۱۳۹۴/۶/۱۴
تاریخ پذیرش مشروط مقاله: ۱۳۹۶/۱/۱۵
تاریخ پذیرش مقاله: ۱۳۹۶/۳/۱۸
نام نویسنده‌ی مسئول: محمود حسینی علی آبادی
نشانی نویسنده‌ی مسئول: ایران - تهران - میدان پونک – دانشگاه آزاد اسلامی واحد تهران مرکزی- دانشکده‌ی فنی مهندسی

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]

جدول علائم

P	توان اکتیو خروجی در پایانه‌های استاتور
P_{FeS}	تلفات آهنی استاتور
P_{FeR}	تلفات آهنی روتور
$[V]_s$	ولتاژ استاتور
$[V]_R$	ولتاژ روتور
$[V]_{S,R}$	نرخ تغییرات ولتاژ استاتور و روتور
$[q]_{S,R}$	تعداد شیارها در هر قطب و هر فاز
$[\tau_s]_{S,R}$	زاویه شیارهای استاتور و روتور
$[h_{Cu}]_{S,R}$	ارتفاع شمش‌ها
$[h_s]_{S,R}$	ارتفاع شیارها
δ	عرض فاصله هوایی
D_i	قطر داخلی استاتور
f	فرکانس ولتاژ خروجی ژنراتور
N	سرعت توربین بادی (rpm)
L_m	طول محور مغناطیسی
B_M	چگالی شار در فاصله هوایی
B_{av}	متوسط چگالی شار در فاصله هوایی
B_Y	چگالی شار مطلوب در یوغ
J_s	چگالی جریان
λ_δ	ضریب نفوذ پذیری
h_y	ارتفاع
ΔV_X	افت ولتاژ نشتی
ΔV_R	افت ولتاژ مقاومتی
V_n	ولتاژ فاز

۱- مقدمه

در دهه‌های اخیر، تولید برق با استفاده از منابع انرژی تجدید پذیر، به ویژه باد، مورد توجه بسیاری در جهان قرار گرفته است [۳-۱]. در [۴] انواع ژنراتورهای مورد استفاده در نیروگاه‌های بادی مورد بررسی قرار گرفته است. با توجه به ساختار ویژه توربین‌های بادی و تغییرات سرعت باد در زمان‌های مختلف، حدود ۷۰٪ از توربین‌های بادی نصب شده دارای ژنراتورهای تغذیه دوگانه (DFIG) و مبدل‌های الکترونیک قدرت می‌باشند. سایر ژنراتورهای مورد استفاده دارای معایبی مانند پیچیدگی سیستم‌های تولید و کنترل، مبدل‌های بزرگ و گران قیمت هستند و از نقطه نظر اقتصادی نیز هزینه‌های بالای ساخت و هزینه مبدل‌های مورد نیاز سبب محدود شدن گسترش آن‌ها در نیروگاه‌های بادی شده است [۱۱-۴]. یکی از ژنراتورهای مورد استفاده در توربین‌های بادی درایو مستقیم، ژنراتورهای آهنربای دائم هستند. این نوع از ژنراتورها به دلیل وجود آهنربا دارای هزینه ساخت بالایی هستند و این موضوع مانع گسترش این ژنراتورها شده است [۱۹-۱۲]. ژنراتور القایی تغذیه دوگانه به طور فعال در واحدهای بادی متوسط مورد استفاده قرار می‌گیرند. در مراجع [۲۵-۲۰] نویسندگان به مدل‌سازی و بررسی رفتار دینامیکی توربین بادی دارای ژنراتور DFIG در زمان اتصال به شبکه پرداخته‌اند. همچنین مزایا و معایب استفاده از ژنراتور DFIG در توربین بادی مورد بررسی قرار گرفته است.

به دلیل مزیت‌های بالای ژنراتور DFIG و کاربرد وسیع این نوع ژنراتورها در توربین‌های بادی، این ژنراتور از جنبه‌های مختلف باید مورد بررسی قرار گیرد. یکی از جنبه‌های مهم ژنراتور القایی تغذیه دوگانه اندازه فاصله هوایی آن است. با استفاده از تغییر مناسب این فاصله هوایی می‌توان پارامترهای عملکردی ژنراتور را بهبود بخشید. یک طراحی مکانیکی مناسب و یک تغییر کوچک در ساختار این ماشین‌ها نیازمند بررسی دقیق فنی و اقتصادی است. در واحدهای بادی بزرگ پیاده‌سازی روش درایو مستقیم، هرچند دارای پیچیدگی‌های طراحی بالایی می‌باشند [۲۶] و [۲۷]، ولی دارای مزیت‌های مفیدی هستند [۲۸]. در این نوع از ژنراتورها با طراحی مناسب می‌توان به ولتاژ خروجی مناسب دست یافت که خود منجر به کاهش تلفات و افزایش راندمان می‌گردد. جهت حصول ولتاژ خروجی مناسب، می‌توان از طراحی بهینه ساختار استاتور و رتور و همچنین شیارها و دندانه‌های موجود در هر فاز هر قطب استاتور و روتور ژنراتور استفاده نمود. به علت عدم تجربه کافی در طراحی ژنراتورهای درایو مستقیم به توربین (DD-DFIG)، روش‌های بهینه‌سازی مختلفی جهت تحلیل عملکرد این ژنراتورها در تحقیقات مختلف ارایه شده است. در این مقاله نیز یک روش بهینه‌سازی جدید با استفاده از اجزای محدود پیشنهاد شده است. با استفاده از روش پیشنهادی، ژنراتور القایی تغذیه دوگانه از نقطه نظر عملکردی، مشخصه توان خروجی و هزینه‌های طراحی بهبود می‌یابد و نتایج بهینه‌سازی با نتایج بدست آمده در مراجع [۲۶] و [۲۹] مقایسه گردیده است.

در این مقاله همچنین ژنراتور القایی تغذیه دوگانه بهینه شده با ژنراتورهای آهنربای دائم و ژنراتورهای سنکرون مورد مطالعه در مرجع [۱۷] مقایسه می‌گردد. علاوه بر این، در این مقاله تجزیه و تحلیل دقیق‌تری از عملکرد الکتریکی ژنراتور القایی تغذیه دوگانه و چگونگی عملکرد آن در یک توربین بادی نشان داده شده است. مقاله به بخش‌های زیر طبقه بندی شده است، پس از ارائه مقدمه، بخش دوم به معرفی معادلات طراحی و محدودیت‌ها می‌پردازد، در بخش سوم روش بهینه‌سازی با در نظر گرفتن پارامترهای اقتصادی مانند هزینه مواد و کاهش تلفات به عنوان تابع هدف ارائه شده است. در بخش چهارم، ژنراتور با دو ساختار متفاوت مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است و با توجه به تجزیه و تحلیل مکانیکی انجام شده، منحنی تقریبی برای هزینه بر حسب طول‌های متفاوت ژنراتور ارائه گردیده است. در بخش پنجم نیز، ژنراتور مورد مطالعه با روش اجزای محدود تحلیل و بهینه گردیده و با نتایج حاصل از بخش چهارم مقایسه شده است.

در بخش ششم به بررسی عملکرد ژنراتور القایی تغذیه دوگانه از دیدگاه فنی و اقتصادی پرداخته شده و در بخش هفتم نتایج حاصل از بهینه‌سازی و شبیه‌سازی با نتایج بدست آمده در مرجع [۲۶] مورد بررسی و مقایسه قرار گرفته است. همچنین DFIG بهینه‌سازی شده

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]

در این مقاله از نظر عملکردی و اقتصادی با ژنراتور سنکرون آهنربای دائم PMSG و انواع دیگر ژنراتورهای تغذیه دوگانه ارائه شده در مراجع [۱۷] و [۲۶] مقایسه شده است.

۲- معادلات و مقدمات طراحی

مشخصات اولیه و پارامترهای اصلی یک ژنراتور DFIG نمونه جهت بهینه‌سازی، در جدول (۱) آورده شده است. توان اکتیو خروجی در پایانه‌های استاتور، نرخ تغییرات ولتاژ استاتور و روتور، فرکانس ولتاژ خروجی و سرعت توربین بادی از جمله متغیرهای اصلی طراحی و بهینه‌سازی می‌باشند.

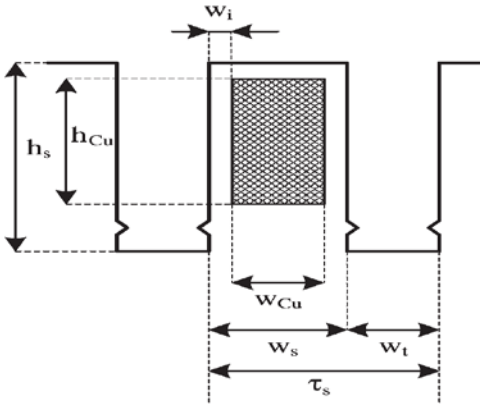
جدول (۱): مشخصات اولیه و پارامترهای اصلی یک ژنراتور DFIG نمونه

پارامترها (واحد)		استاتور	روتور
مشخصات اولیه			
توان ژنراتور	P (MW)	۱۰	
ماکزیمم لغزش	s_n	۰,۲	
ولتاژ استاتور و روتور	$[V]_{s,}$ (kV)	۹	۱
سرعت	N_{RP} (rpm)	۱۰	
فرکانس	f (Hz)	۵۰	
قطر اولیه استاتور	D_i (m)	۶	
مقدار موثر چگالی جریان	(A/mm^2)	۲,۵	
چگالی شار در فاصله هوایی	B_m (T)	۰,۶	
چگالی شار در یوغ	B_y (T)	۱,۵	
تعداد شیارها در هر قطب هر فاز استاتور و روتور	$[q]_{s,R}$	۱,۸	۲
عرض فاصله هوایی	δ (mm)	۱	
تعداد لایه سیم پیچ‌ها		۱	
مواد عایق های شیار			
Nomex® NMN		۳-۱۴-۳ (۳۲ KV)	۲-۲-۲ (۱۱ KV)
ابعاد ورودی			
زاویه شیارها	$[\Gamma_s]_{s,}$ (mm)	۱۱,۶	۱۰,۵
عرض عایق شیارها	$[w_i]_{s,}$ (mm)	۰,۵۳	۰,۱۸
عرض شیارها	$[w_s]_{S,}$ (mm)	۷,۳	۶,۵
عرض دندانه‌ها	$[w_i]_{s,}$ (mm)	۴,۴	۳,۹
عرض میله‌ها	$[w_{cu}]_{s,}$ (mm)	۶,۲	۶,۱
ابعاد خروجی			
ارتفاع میله‌ها	$[h_{cu}]_{S,}$ (mm)	۴۶,۵	۴۳,۲
ارتفاع شیارها	[h (mm)	۵۲,۶	۴۹,۳
طول آهن پشته	L_m (m)	۲	

پارامترهای الکتریکی			
پیک چگالی شار در دندانه‌ها	$[B_i]_{s,R}$ (T)	۱,۶	۱,۶
جریان بار	$[I]_{s,R}$ (A)	۷۲۲	۶۶۸
راکتانس نشتی	$[X_d]_{s,R}$ (Ω)	۲,۶۹	۰,۵۵
مقاومت‌ها	$[R]_{s,R}$ (Ω)	۰,۱۸	۰,۲۱
وزن مواد			
وزن آهن	W_{Fe} (ton)	۶۶	
وزن مس	W_{cu} (ton)	۳۰	
بی باری			
جریان بی‌باری رتور	I_M (A)	۲۵۳	
تلفات و راندمان			
تلفات مسی	$P_{cu,}$ (kW)	۵۶۲	
تلفات آهنی	P_{Fe} (kW)	۱۱۸	
راندمان الکتریکی	η	۰,۹۳۲	

علاوه بر این، فرض می‌شود که کنترل روتور، تولید جریان سینوسی استاتور و ضریب قدرت واحد در استاتور را تضمین می‌کند. لازم به ذکر است که در روابط پیش رو زیر نویس‌های S و R اشاره به استاتور و به روتور دارند. مفروضات اولیه شامل چگالی شار در فاصله هوایی B_M، چگالی جریان J_s، و تعداد شیارها در هر قطب و هر فاز $[q]_{S,R}$ است. عرض فاصله هوایی δ، قطر داخلی استاتور D_i و چگالی شار مطلوب در یوغ B_Y است. توان اکتیو مبدل DFIG به صورت خطی به حداکثر لغزش وابسته می‌باشد. در این مطالعه، حداکثر لغزش ۰,۲ در نظر گرفته شده است.

با استفاده از ابعاد ارائه شده در جدول (۱)، امکان محاسبه‌ی زاویه شیارهای استاتور و روتور $[\tau_s]_{S,R}$، عرض شیارها، دندانه‌ها و عایق‌ها، مطابق شکل (۱) قابل محاسبه می‌باشد.



شکل (۱): ابعاد شیار و دندانه

شار بوجود آمده در قطب ماشین برابر است با [۲۶]:

$$\Phi = \frac{2}{\pi} B_M L_m \tau_P \qquad (۱)$$

مقدار نیروی الکترومغناطیس EMFs روتور و استاتور از رابطه زیر بدست می‌آید [۲۶]:

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018

$$[E]_{S,R} = \begin{bmatrix} \frac{V_n}{\sqrt{3}}\sqrt{(1+\Delta V_R)^2 + \Delta V_X{}^2} \\ V_n/\sqrt{3}S_n \end{bmatrix} \quad (۲)$$

در معادله (۲) افت ولتاژ فقط برای استاتور در نظر گرفته می‌شود، به این دلیل که فلو توان در روتور به علامت جبری پارامتر لغزش S_n وابسته است. همچنین برای رتور، یک EMF رتور قفل شده ایجاد می‌گردد. در حالت رتور قفل شده مقدار واقعی ولتاژ استاتور و روتور عبارت است از [۲۶]:

$$[E_{act}]_{S,R} = 2.22[N]_{S,R}[\xi]_{S,R} f\Phi \quad (۳)$$

همچنین در این رابطه مقدار $[N]_{S,R}$ برابر است با:

$$[N]_{S,R} = 2p[q]_{S,R} \quad (۴)$$

مقدار جریان با صرف نظر کردن جریان بی‌باری از رابطه زیر بدست می‌آید:

$$[I]_{S,R} = \frac{P}{\sqrt{3}V_n}\begin{bmatrix} 1 \\ N_S\xi_S/N_R\xi_R \end{bmatrix} \quad (۵)$$

سپس سطح مقطع شمش‌ها برابر است با:

$$[A_{CU}]_{S,R} = \frac{[I]_{S,R}}{J} \quad (۶)$$

ضریب نفوذ پذیری با توجه به مقادیر ارتفاع شمش‌ها و شیارها $[h_{Cu}]_{S,R}$ و $[h_s]_{S,R}$ (همانطور که در شکل (۱) نشان داده شده است) از رابطه زیر بدست می‌آید:

$$[\lambda_S]_{S,R} = \frac{[h_{cu}]_{S,R}}{3[w_s]_{S,R}} + \frac{[h_s]_{S,R} - [h_{cu}]_{S,R}}{[w_s]_{S,R}} \quad (۷)$$

همچنین راکتانس مربوطه برابر است با:

$$[X_S]_{S,R} = 2\omega\mu_0 pL_m \begin{bmatrix} 1 \\ S_n \end{bmatrix} [q]^2_{S,R}[\lambda_S]_{S,R} \quad (۸)$$

ضرایب نفوذ پذیری برای انتهای هادی‌ها و شکاف هوایی، به ترتیب λ_δ و λ_{ec} هستند. بنابراین، راکتانس مربوطه برابر خواهد بود با:

$$[X_{ec}]_{S,R} = \omega\mu_0\tau_p\lambda_{ec}\begin{bmatrix} 1 \\ S_n \end{bmatrix} \quad (۹)$$

$$[X_\delta]_{S,R} = 2\omega\mu_0 pL_m\lambda_\delta \begin{bmatrix} 1 \\ S_n \end{bmatrix} [q]^2_{S,R} \quad (۱۰)$$

بنابراین، راکتانس نشتی کل برابر است با:

$$[X_d]_{S,R} = [X_S]_{S,R} + [X_{ec}]_{S,R} + [X_\delta]_{S,R} \quad (۱۱)$$

در نتیجه مقدار پریونیت افت ولتاژ از رابطه زیر بدست می‌آید:

$$[\Delta V_X]_{S,R} = \frac{\sqrt{3}[X_d]_{S,R}[I]_{S,R}}{[V]_{S,R}} \quad (۱۲)$$

با تعریف $[L_{ec}]_{S,R}$ به عنوان طول انتهایی اتصالات، مقدار مقاومت و افت ولتاژ ناشی از آن، از (۱۳) و (۱۴) بدست می‌آیند:

$$[R]_{S,R} = \rho[N]_{S,R}\frac{L_m + [L_{ec}]_{S,R}}{[A_{CU}]_{S,R}} \quad (۱۳)$$

$$[\Delta V_R]_{S,R} = \frac{\sqrt{3}[R]_{S,R}[I]_{S,R}}{[V]_{S,R}} \quad (۱۴)$$

مقدار چگالی شار در دندانه ها نیز برابر است با:

$$[B_t]_{S,R} = B_M\frac{[\tau_S]_{S,R}}{[\omega_t]_{S,R}} \quad (۱۵)$$

۲-۱- بررسی استاتور و رتور

۱) ارتفاع مواد فعال:

ارتفاع (h_y) بستگی به چگالی شار مطلوب در یوغ دارد، بنابراین مقدار مطلوب h_y برابر است با:

$$h_y = \frac{\Phi}{2L_m B_Y} \quad (۱۶)$$

۲) جریان بی باری:

برای اندازه‌گیری جریان بی‌باری، که در سیم پیچ روتور در گردش است، می‌توان از قانون هاپکینسون در فرم زیر استفاده نمود:

$$I_\mu = 2\frac{B_{av}\delta}{1.35\mu_0 qR\xi R} \quad (۱۷)$$

در رابطه (۱۷) متوسط چگالی شار B_{av} در فاصله هوایی برابر است با:

$$B_{av} = \frac{\sqrt{(\frac{V_n}{\sqrt{3}} + R_S I_S)^2 + X_d^2 I^2}}{2.22 f N_S \xi_S} \quad (۱۸)$$

۳) تلفات و راندمان الکتریکی :

تلفات مسی برابر خواهد بود با :

$$P_{CU} = 3R_S I_S^2 + 3R_R(I_R^2 + I_\mu^2) \quad (۱۹)$$

به طور کلی، جهت ارزیابی تلفات آهنی، برای عملکرد ماشین، در چگالی میدان مغناطیسی ۱,۶ تسلا و فرکانس ۵۰ Hz تلفات آهنی استاتور P_{FeS} را ۵,۳۴ w/kg فرض می‌شود. مقدار تلفات آهنی روتور P_{FeR} برابر با ۲,۱۳ w/kg (در ۱,۶ تسلا و در فرکانس ۱۰ HZ) می‌باشد. این مقادیر مطابق با مشخصات یک ورق آهنی "1350" AST-Thyssen می‌باشد. در نتیجه با توجه به مقدار کل P_{Fe} و P_{cu} راندمان الکتریکی برابر است با:

$$\eta_e = \frac{P}{P + P_{Fe} + P_{CU}} \quad (۲۰)$$

۳- بهینه‌سازی

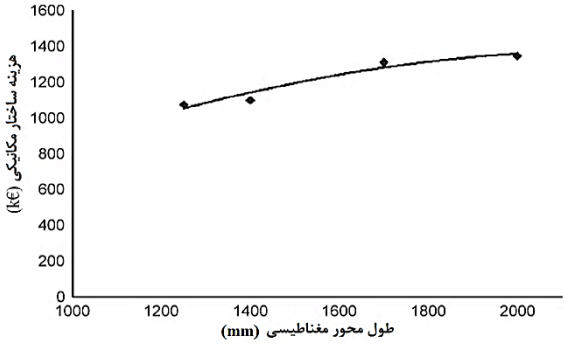
در جدول (۲)، پارامترهای مورد نظر جهت بهینه‌سازی ارائه شده‌اند. از این پارامترها جهت دستیابی به یک طراحی بهینه استفاده می‌گردد. در این بخش از یک الگوریتم تکرار ساده جهت دستیابی به یک مقدار بهینه برای پارامترها استفاده شده است. به بیان دیگر، مقدار بهینه هر پارامتر در بازه مربوطه به آن که در جدول (۲) ارائه شده محاسبه می‌گردد. به عنوان مثال در بخش ۴ دو مقدار متفاوت ۱,۵ و ۸.۱ از بازه (۱,۳ – ۱,۸) برای پارامتر $[q]_s$ در نظر گرفته شده است و نتایج حاصل از بهینه‌سازی ارائه گردیده است. به منظور دست‌یابی به حداکثر توان دریافتی از ژنراتور، به حداقل رساندن هزینه طراحی ژنراتور و در نهایت دریافت یک نمودار مشخصه توان - سرعت ایده‌آل از توربین بادی مجهز شده به این ژنراتور، فرایند بهینه‌سازی برروی پارامترهای ارائه شده در جدول (۲) اجرا می‌گردد.

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]

جدول(۲): پارامترهای بهینه‌سازی

عرض فاصله هوایی	δ (mm)	۴ - ۱
شیارهای هر فاز و هر قطب استاتور	$[q]_s$	۱,۸ – ۱,۳
ولتاژ استاتور	$[V]_s$ (kV)	۳۰ - ۵
طول پشته مغناطیسی	L_m (m)	۲ - ۱,۱
هادی‌های سری در هر شیار استاتور		۱۰ - ۱
هادی‌های موازی در هر شیار استاتور		۱۰ - ۱
ولتاژ روتور	$[V]_R$ (V)	۲۰۰۰ - ۲۰۰
هادی‌های سری در هر شیار روتور		۱۵ - ۱
هادی‌های موازی در هر شیار روتور		۱۵ - ۱

در واقع، این کار با هدف اثبات این موضوع که آیا اجرای ژنراتور القایی تغذیه دوگانه درایو مستقیم عملی است یا نه، انجام می‌پذیرد. نتایج این تجزیه و تحلیل کاملا معقول و منطقی است و ماشین پیشنهادی از نظر ابعاد و اندازه، عرض فاصله هوایی و هزینه‌های ساخت توسط مرجع [۲۹] تایید شده است و در بخش پنجم مورد بررسی قرار خواهد گرفت. هزینه‌ی ساخت را می‌توان به عنوان یک تابع از طول محور و مستقل از شکل بخش‌های فعال در نظر گرفت. همچنین می‌توان بوسیله‌ی نتایج بدست آمده از روش FEM برروی ژنراتور با طول محور مغناطیسی متفاوت یک نمودار تقریبی برای هزینه ساختار مکانیکی ژنراتور نسبت به طول محور مغناطیسی ژنراتور تعریف نمود، این نمودار در شکل (۲) ارائه شده است. شکل (۲) نشان می‌دهد که با افزایش طول محور مغناطیسی ژنراتور میزان هزینه ساختار مکانیکی آن نیز افزایش خواهد یافت. به همین دلیل طول محور مغناطیسی ژنراتور در جدول (۲) به عنوان یکی از پارمترهای مهم بهینه‌سازی ژنراتور آورده شده است.



شکل(۲): نمودار تقریبی هزینه‌ی ساختاری (یورو) نسبت به طول محور مغناطیسی

بهینه‌سازی برای مقادیر مختلف از چگالی شار B_{max} انجام شده است و نتایج بدست آمده در جدول (۳) گزارش شده است. نتایج بدست آمده در چگالی شار (B_{max}) ۰,۸ تسلا می‌باشد .

جدول (۳): پارامترهای بهینه‌سازی شده

پارامترها (واحد)		A		B	
		استاتور	روتور	استاتور	روتور
طول پشته مغناطیسی	L_m (mm)	۱۲۵۰		۱۳۰۰	
شیارهای هر قطب هر فاز		۱,۸	۲	۱,۵	۲
هادی‌های سری در هر شیار		۳	۲	۴	۱
هادی‌های موازی در هر شیار		۱	۱	۱	۱
ولتاژ	$[V]_{s,R}$ (kV)	۲۰,۵	۱,۳	۲۳,۵	۰,۷
جریان بار	$[I]_{s,R}$ (A)	۲۸۲	۳۶۲	۲۴۶	۷۰۲
جریان بی‌باری روتور	$I\mu$ (A)	-	۷۸	-	۳۱۴
راکتانس نشتی	$[X_D]_{s,R}$ (Ω)	۱۹,۸	۱,۸	۲۷,۵	۰,۴
مقاومت	$[R]_{s,R}$ (Ω)	۰,۹۴	۰,۴۸	۱,۲۶	۰,۱۱
تلفات مسی	P_{cU} (kW)	۴۵۷		۴۹۴	
تلفات آهنی	P_{Fe} (kW)	۱۳۰		۱۳۴	
راندمان الکتریکی	η	۰,۹۴		۰,۹۴	
زاویه شیارها	$[\Gamma_s]_{s,R}$ (mm)	۱۱,۶	۱۰,۵	۱۴	۱۰,۵
عرض شیارها	$[W_S]_{S,R}$ (mm)	۵,۸	۵,۲	۷	۵,۲
عرض دندانه	$[w_t]_{S,R}$ (mm)	۵,۸	۵,۲	۷	۵,۲
عرض میله‌ها	$[w_{cu}]_{s,R}$ (mm)	۴,۷	۴,۹	۵,۹	۴,۹
ارتفاع میله‌ها	$[h_{cu}]_{s,R}$ (mm)	۷۱,۱	۶۵,۸	۶۶,۵	۷۲,۶
ارتفاع شیارها	$[h_s]_{s,R}$ (mm)	۷۷,۳	۷۰,۹	۷۳,۷	۷۶,۷
وزن ورقه‌ها	W_{Fe} (ton)	۱۷	۱۸	۱۸	۱۸
وزن مس	W_{cu} (ton)	۱۶	۱۴	۱۴	۱۷

در این مقاله دو مقدار برای عرض فاصله‌ی هوایی (۱ و ۲ میلی‌متر) در نظر گرفته شده است، و پارامترهای مربوط به هر یک در دو بخش A و B به ترتیب اشاره شده است. پس از انتخاب مقادیر شیارها در هر قطب هر فاز، باید طرح سیم پیچی‌ها را مشخص نمود. تعداد شیارهای در نظر گرفته شده در هر قطب هر فاز (q_s=(1.8, 1.5 می‌باشد.

تعداد شیارها برابر است با:

$N_{slot}=6.p.q_s=3240$

بزرگترین تقسیم مشترک (GCD[1]) شیارها و قطب ها عبارتند از :

$t = GCD(N_{slot}, p) = 60$

که نشان دهنده تعداد بخش‌های یکسان از سیم پیچ است. که باید نوع اتصالات بخش‌ها تعیین گردد.

$$\frac{Nslot}{3.60} = 18 \quad \text{و} \quad \frac{Nslot}{6} = 540$$

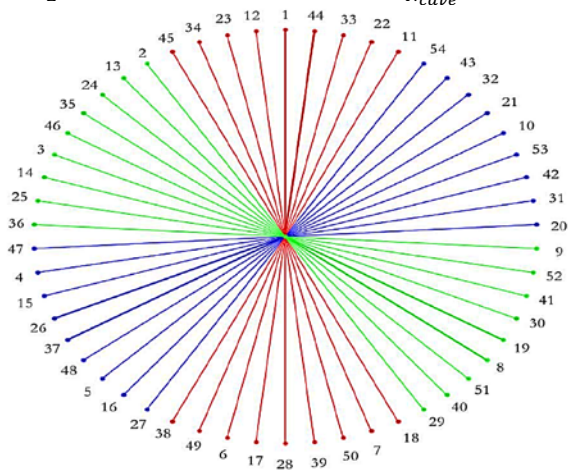
از آنجایی که اعداد بدست آمده مقادیر صحیحی هستند، سیم پیچی قابل تأیید و پیاده سازی می‌باشد.

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018

$$Z' = \frac{\mathrm{N}_{cave}}{t} = 54$$

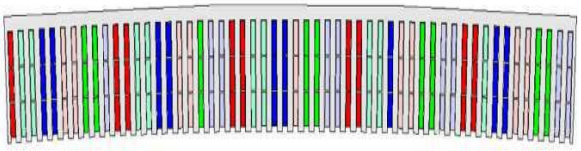
مطابق با شکل (۳) ستاره شیارها نمایش داده شده دارای ۵۴ بردار می‌باشد. زاویه میان هر یک از این بردار ها برابر است با:

$$\alpha' = \frac{360^{\circ}}{Z'} \cong 6.7^{\circ} \qquad \text{و} \qquad \alpha' = \frac{360^{\circ} P}{\mathrm{N}_{cave}} \cong 33.3^{\circ}$$

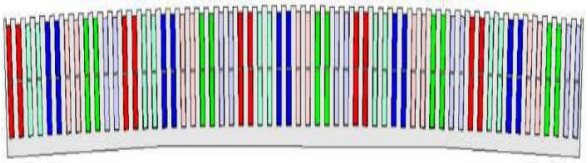


شکل (۳): ستاره شیارها برای q=1.8

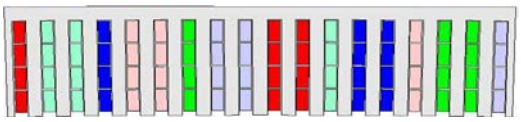
که این ستاره شیارها برای بخش اصلی سیم پیچ مورد تایید می‌باشد. بخش اصلی سیم پیچ‌ها در شکل (۴) نشان داده شده است. یک قطاع ۶ درجه‌ای از رتور با q=2 در شکل (۵) نشان داده شده است. و بخش اصلی در شکل (۶) نشان داده شده است.



شکل (۴): نمای تک لایه‌ای از سیم پیچی‌ها با q=1.8

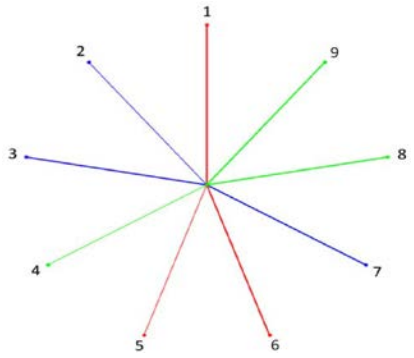


شکل (۵): نمایش تک لایه از سیم پیچ با q=2



شکل (۶): نمایش تک لایه از سیم پیچ با q=1.5

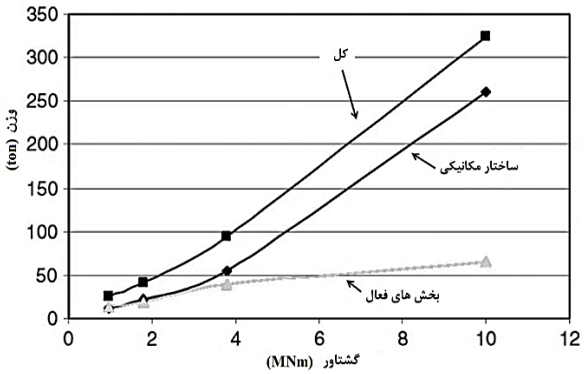
طبق روند محاسبه ستاره شیارها برای q=1.8، به طور مشابه ستاره اسلات برای q=1.5 مطابق با شکل (۷) می‌باشد.



شکل (۷): ستاره شیارها برای q=1.5

۴- تجزیه و تحلیل و طراحی ساختار

ژنراتور DFIG نیازمند یک طراحی ایده‌آل استاتور و روتور جهت محدود کردن جریان بی‌باری است و این فرایند نیازمند دقت بالایی در طراحی ژنراتور می‌باشد. علاوه بر این، در طراحی ساختار مکانیکی باید وزن سازه و همچنین تغییر شکل محدود گردد. شکل (۸) نشان دهنده‌ی تغییرات گشتاور یک ژنراتور درایو مستقیم در مقابل تغییرات وزن ساختاری ماشین می‌باشد، در تجزیه و تحلیل گشتاور مماسی رتور، وزن و نیروی گریز از مرکز در نظر گرفته می‌شوند.



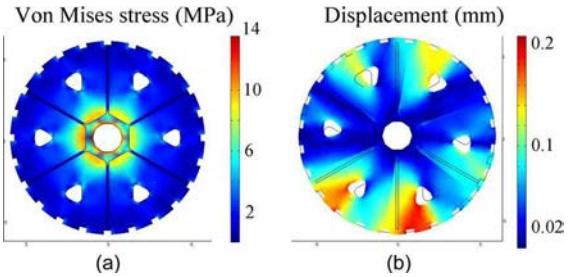
شکل (۸): نمودار تغییرات وزن در برابر گشتاور یک ژنراتور درایو مستقیم DD با توجه نتایج McDonald [۲]

شکل (۹) نشان دهنده‌ی نتایج حاصل از آنالیز مکانیکی FEM بر روی دیسک روتور می‌باشد. شکل (a) نتایج آنالیز استرسی ون میزس[۱] است و شکل (b) نشان دهنده‌ی تغییرات موضعی استرس مکانیکی است. نتایج حاصل از آنالیز مکانیکی FEM برای دیسک استاتور در شکل (۱۰) نشان داده شده است. دیسک استاتور از نظر وجود حلقه‌ی داخلی با دیسک رتور دارای تمایز می‌باشد. همچنین استاتور با وزن و تاثیر گشتاور عملکردی در رابطه مستقیم می‌باشد. با مقایسه بین شکل (۹) و (۱۰) می‌توان تشخیص داد که میزان تاثیر استرس مکانیکی برروی استاتور بیش تر از روتور می‌باشد.

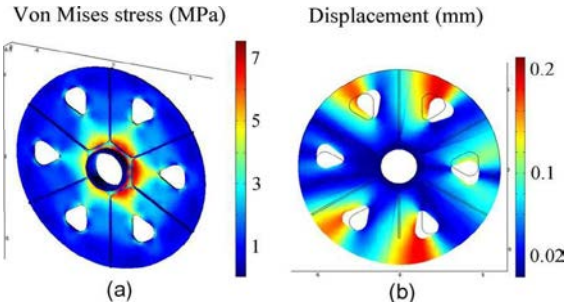
[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]

[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]

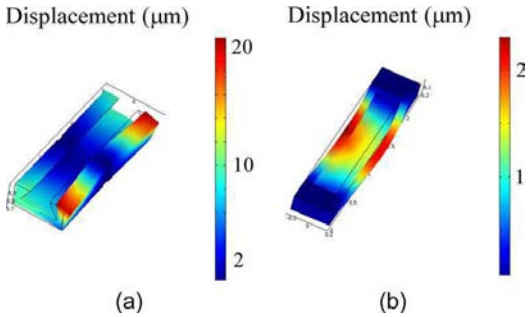
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018



شکل (۹): نتایج حاصل از آنالیز مکانیکی FEM برای دیسک رتور. (a) استرس ون میزس (b) تغییرات موضعی



شکل (۱۰): نتایج حاصل از آنالیز مکانیکی FEM برای دیسک استاتور (a) استرس ون میزس (b) تغییرات موضعی



شکل (۱۱): نتایج حاصل از آنالیز مکانیکی FEM برای شمش ها نصب شده در قسمت (a) روتور (b) استاتور

شکل (۱۱) نشان دهنده شمش‌های طراحی شده توسط آنالیز FEM می‌باشد.

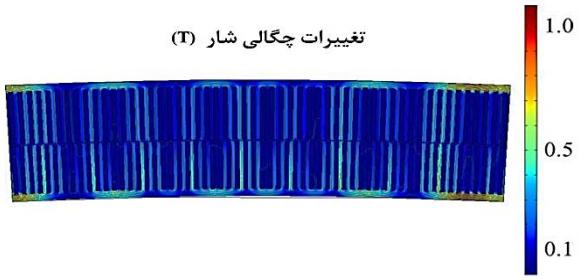
۵- تجزیه و تحلیل طراحی استاتور و رتور

در این بخش به توصیف مشخصات DFIG طراحی شده از طریق آزمون‌های روتور قفل شده و بی‌باری توسط آنالیز اجزای محدود می‌پردازیم. شبیه‌سازی آزمون بی‌باری بر اساس یک مدل استاتیکی غیر خطی (با تحریک روتور و بدون جریان استاتور) انجام می‌شود.

آزمون روتور قفل شده نیز بر مبنای یک مدل استاتیکی غیر خطی و با جریانی برابر با معادله (۲۱) انجام می‌شود:

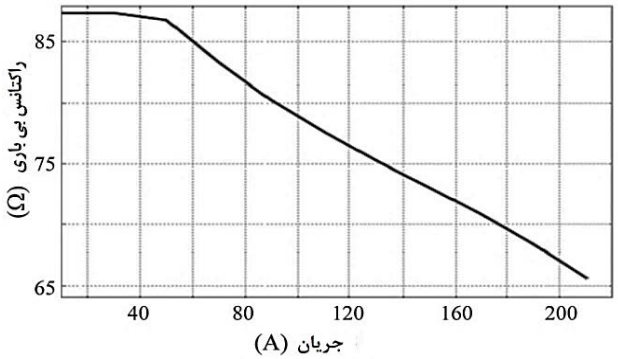
$$I_r = \frac{N_{eff,s}}{N_{eff,r}} I_s \qquad (۲۱)$$

در آنالیز اول q = 1.8 (ماشین A) در نظر گرفته می‌شود. شرایط مرزی تناوبی در پتانسیل برداری، امکان محدود نمودن تجزیه و تحلیل را به یک عرض قطاع ۶ فراهم می‌کند، مطابق شکل (۳) و (۴)، شکل (۱۲) نشان دهنده‌ی نتایج حاصل از شبیه‌سازی آزمون بی‌باری می‌باشد. این شکل نشان دهنده‌ی تغییرات چگالی شار در سراسر سیم پیچ ها و شیارهای ماشین در حالت بی باری و q = 1.8 است.

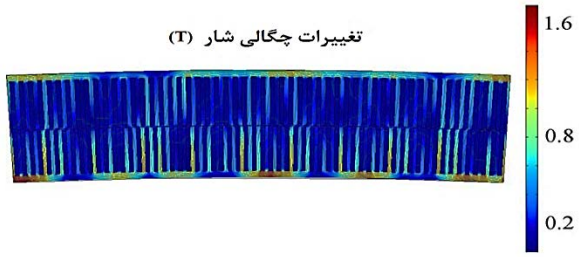


شکل (۱۲): تغییرات چگالی شار حالت بی‌باری و q = 1.8

علاوه بر این، تغییر پارامترها در اثر تغییر یکسان جریان، باعث بدست آمدن نمودار راکتانس مغناطیس کنندگی بر حسب جریان مغناطیس کنندگی می‌گردد، که نتایج آن در شکل (۱۳) نشان داده شده است. نتایج حاصل از آزمون روتور قفل شده در شکل (۱۴) نشان داده شده است. و در شکل (۱۵) نتایج حاصل از این تغییر راکتانس استاتور و رتور آورده شده است.



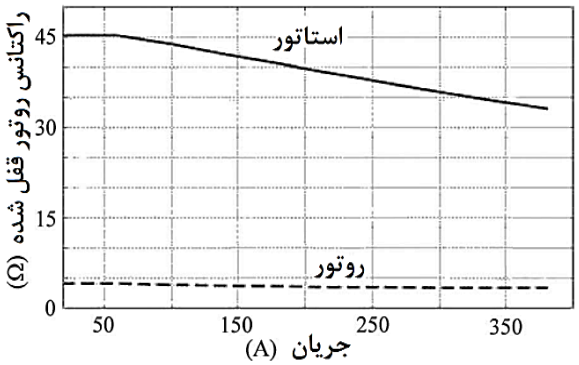
شکل (۱۳): تغییرات راکتانس بی‌باری q = 1.8



شکل (۱۴): تغییرات چگالی شار حالت روتور قفل شده و q = 1.8

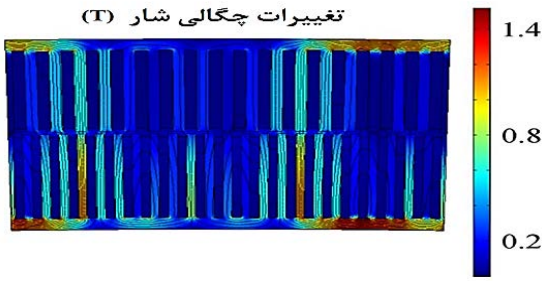
[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]

[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018

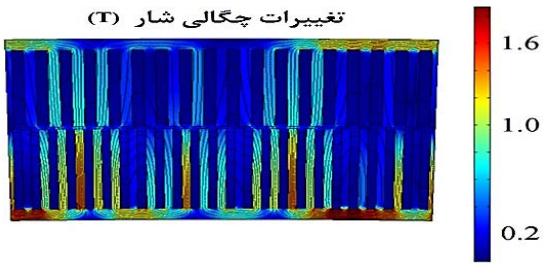


شکل (۱۵): تغییرات راکتانس روتور قفل شده استاتور و روتور

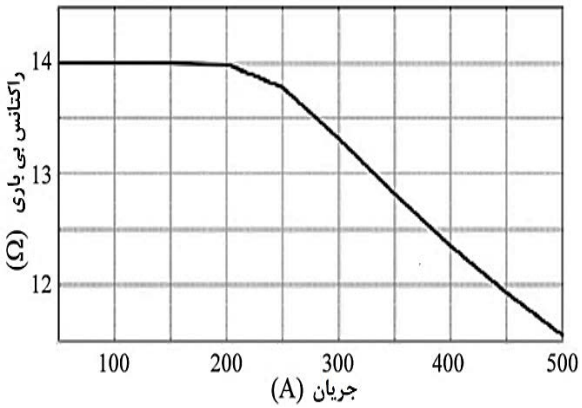
بوسیله یک آزمون مشابه و تغییر مقدار q (q = 1.5) (ماشین B) و تکرار مجدد آزمون، شکل های (۱۶) - (۱۹) به دست می‌آیند. اطلاعات به دست آمده امکان تایید اعتبار پارامترهای طراحی شده در بخش سوم را فراهم می‌کند.



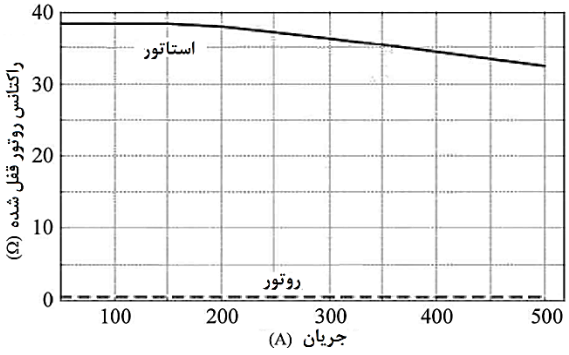
شکل (۱۶): تغییرات چگالی شار بی‌باری با q=1.5



شکل (۱۷): تغییرات چگالی شار روتور قفل شده با q=1.5



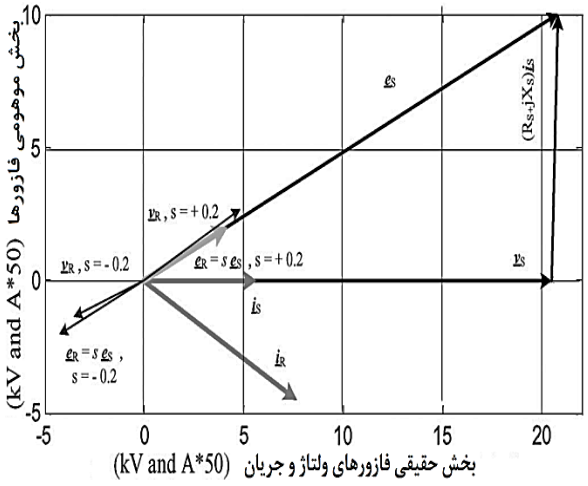
شکل (۱۸): تغییرات راکتانس بی‌باری q=1.5



شکل (۱۹): راکتانس روتور قفل شده استاتور و روتور

۶- بررسی عملکرد DFIG طراحی شده

داده‌های جمع آوری شده در بخش ۵، عملکرد و پاسخ دهی ژنراتور را در مقادیر مختلف q نشان می‌دهد. با مقایسه اشکال (۱۳) و (۱۸) مشاهده می‌شود که با تغییر میزان پارامتر q در ژنراتور، میزان راکتانس بی‌باری به میزان قابل توجه‌ای تغییر می‌نماید. همچنین، با مقایسه اشکال (۱۵) و (۱۹) مشاهده می‌شود که با تغییر میزان پارامتر q در ژنراتور، میزان راکتانس روتور قفل شده استاتور و روتور افزایش خواهد یافت. دیاگرام برداری این ژنراتور در شکل (۲۰) نشان داده شده است.



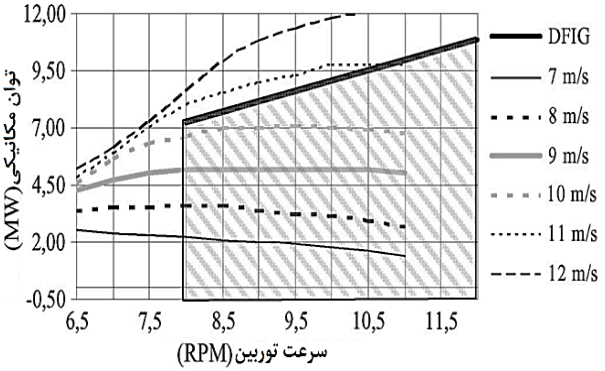
شکل (۲۰): دیاگرام برداری ژنراتور DFIG

شکل (۲۰) نشان دهنده‌ی مقادیر واقعی استاتور و روتور در هر دو حالت لغزش مینیمم و ماکزیمم ماشین است. محدودیت‌های لغزش ژنراتور با توجه به رنجهای سرعت در ICORASS-WT مشخص می‌گردند [۱۴].

شکل (۲۱) نشان دهنده‌ی منحنی توان تولیدی توربین بادی در مقابل سرعت شفت در مقادیر مختلف سرعت باد، در منطقه عملیاتی DFIG است. چنین منطقه عملیاتی بوسیله کنترل اولیه ایجاد شده و توسط داده‌های نهایی مشخص می‌شود. شکل (۲۱) نشان دهنده‌ی

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018

عملکرد مناسب DFIG بهینه‌سازی شده در قابلیت ICORASS-WT می‌باشد.



شکل (۲۱): مقایسه منحنی توان ICORASS-WT (قسمت سایه دار) در منطقه عملیاتی از DFIG. هر کدام از منحنی ها اشاره به سرعت باد نشان داده شده در کنار شکل دارند.

۷- مقایسه هزینه طراحی

در این بخش به بررسی هزینه طراحی DFIG پیشنهادی با مدل پیشنهادی در مراجع [۱۷] و [۲۶] می‌پردازیم. که در جدول (۴) و (۵) نتایج کلی ارائه شده است.

جدول (۴): هزینه ساخت (یورو)

ماشین B (یورو)	ماشین A (یورو)	هزینه بخش (یورو)
۸۴۷	۸۴۲	ساختمان
۱۰۹	۱۰۳	ورقه‌ها
۴۵۶	۴۴۴	مس
۹۲	۷۹	مبدل کانورتر
۱۵۰۴	۱۴۶۹	مجموع

جدول (۵): هزینه تلفات (یورو)

ماشین B (یورو)	ماشین A (یورو)	هزینه بخش (یورو)
۷۱۱	۶۵۸	تلفات مسی
۱۹۴	۱۸۷	تلفات آهنی
۹۹	۸۵	تلفات مبدل کانورتر
۱۰۰۴	۹۳۰	مجموع

جدول (۶): هزینه های طراحی PMSG (یورو) [۲۶]

هزینه (یورو)	بخش
۷۸۰	ساختمان ماشین
۱۴۰	ورقه‌ها
۱۸۰	مس
۱۵۰	مواد مغناطیسی
۴۰۰	مبدل کانورتر
۴۳۲	تلفات ژنراتور
۴۳۲	تلفات مبدل کانورتر
۲۵۱۰	مجموع

جدول (۴) نشان می دهد که هزینه ساخت ماشین A از هزینه ساخت ماشین B کم‌تر می‌باشد و از لحاظ اقتصادی بصرفه‌تر خواهد بود. برای بررسی درآمد از دست رفته ناشی از تلفات، فرایند تولید انرژی مورد بررسی قرار گرفته است. که نتایج آن در جدول (۵) بیان شده است. نتایج این جدول نشان می‌دهد که هزینه تلفات تولید انرژی در ماشین A کمتر می‌باشد، همچنین هزینه‌های ساخت ماشین A هم پایین‌تر است. راندمان تبدیل انرژی همانند مرجع [۱۷] ٪۹۷ می‌باشد. در جدول (۶) هزینه‌های طراحی PMSG مرجع [۲۶] ارائه شده است. مقایسه میان هزینه ژنراتور تغذیه دوگانه بهینه‌سازی شده با ژنراتور طراحی شده در مرجع [۲۶] نشان دهنده بهبود بدست آمده در طراحی ماشین توسط روش بهینه‌سازی اجزای محدود می‌باشد. در نهایت مقایسه میان DFIG و PMSG نشان می‌دهد که هزینه ماشین B بیش‌تر از PMSG طراحی شده در مرجع [۱۷] است، در حالی که ماشین A ارزان‌تر است.

۸- نتیجه‌گیری

در این مقاله بهینه‌سازی یک DFIG برای کاربرد درایو مستقیم در توربین‌های بادی سرعت متغیر با استفاده از روش اجزای محدود FEM انجام شده است. بهینه‌سازی پارامترهای ماشین توسط روش FEM انجام پذیرفته و هزینه‌های طراحی و تلفاتی در ساخت DFIG به حداقل رسیده است. نتایج بدست آمده ژنراتور بهینه‌سازی شده با روش اجزای محدود دارای هزینه ساخت پایین تر و تلفات کمتری می‌باشد و همچنین میزان تاثیر نوسانات و استرس‌های مکانیکی ایجاد شده بواسطه سرعت متغییر باد برروی ژنراتور تا حد قابل توجهی کاهش یافته است.

۹- مراجع

[۱] صالحی دوبخشری احمد، فتوحی فیروزآباد محمود، "برنامه ریزی توسعه واحد های تولیدی در حضور نیروگاه های بادی از نقطه نظر قابلیت اطمینان"، مجله مهندسی برق و الکترونیک ایران، سال پنجم، شماره اول، ۴۹-۴۲، ۱۳۸۷.

[2] M. Liserre, R. Cardenas, M. Molinas, and J. Rodrigoez, “Overview of multi-MW wind turbines and wind parks,” IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 58, no. 4, pp. 1081–1095, Apr. 2011.

[3] V. Delli Colli, F. Marignetti, and C. Attaianese, “Analytical and multiphysics approach to optimal design of a 10-MW DFIG for direct drive wind turbines,” IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 59, no. 7, pp. 2791–2799, Jul. 2012.

[4] H. Li and Z. Chen, “Overview of different wind generator systems and their comparisons,” IET Renew. Power Gen., vol. 2, no. 2, pp. 123–138, 2008.

[5] UE FP6 UPWIND Project Reports. [Online]. Available: http://www.upwind.eu

[6] F. Spinato, P. J. Tavner, G. J. W. van Bussel, and E. Koutoulakos, “Reliability of wind turbine subassemblies,” IET Renew. Power Gener., vol. 3, no. 4, pp. 387–401, Dec. 2009.

[7] D. McMillan and G. W. Ault, “Techno-economic comparison of operational aspects for direct drive and gearbox-driven wind turbines,” IEEE Trans. Energy Convers., vol. 25, no. 1, pp. 191–198, Mar. 2010.

[8] M. Molinas, J. A. Suul, and T. Undeland, “Extending the life of gear box in wind generators by smoothing transient

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]

[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]
Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 2018

torque with STATCOM," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 57, no. 2, pp. 476–484, Feb. 2010.
[9] A. S. McDonald, M. A. Mueller, and H. Polinder, "Structural mass in direct-drive permanent magnet electrical generators," IET Renew. Power Gener., vol. 2, no. 1, pp. 3–15, Mar. 2008.
[10] 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 Trans. Energy Convers., vol. 21, no. 3, pp. 725–733, Sep. 2006.
[11] Z. Chen, J. M. Guerrero, and F. Blaabjerg, "A review of the state of the art of power electronics for wind turbines," IEEE Trans. Power Electronics, vol. 24, no. 8, pp. 1859–1875, Aug. 2009.
[12] S. Brisset, D. Vizireanu, and P. Brochet, "Design and optimization of a nine-phase axial-flux PM synchronous generator with concentrated winding for direct-drive wind turbine," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 44, no. 3, pp. 707–715, May/Jun. 2008.
[13] E. Muljadi, C. P. Butterfield, and Y.-H. Wan, "Axial flux, modular, permanent-magnet generator with a toroidal winding for wind turbine applications," in Conf. Rec. IEEE 33rd IAS Annu. Meeting, Oct. 12–15, 1998, vol. 1, pp. 174–178.
[14] E. Spooner, P. Gordon, J. R. Bumby, and C. D. French, "Lightweight ironless-stator PM generators for direct-drive wind turbines," Proc. Inst. Elect. Eng.—Elect. Power Appl., vol. 152, no. 1, pp. 17–26, Jan. 2005.
[15] E. Spooner, A. C. Williamson, and G. Catto, "Modular design of permanent-magnet generators for wind turbines," Proc. Inst. Elect. Eng.—Elect. Power Appl., vol. 143, no. 5, pp. 388–395, Sep. 1996.
[16] T. F. Chan and L. L. Lai, "An axial-flux permanent-magnet synchronous generator for a direct-coupled wind-turbine system," IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 22, no. 1, pp. 86–94, Mar. 2007.
[17] H. Polinder, D. Bang, R. P. J. O. M. van Rooij, A. S. McDonald, and M. A. Mueller, "10 MW wind turbine direct-drive generator design with pitch or active speed stall control," in Proc. IEEE Int. Elect. Mach. Drives Conf., May 3–5, 2007, vol. 2, pp. 1390–1395 .
[18] H. Li, Z. Chen, and H. Polinder, "Optimization of multibrid permanent magnet wind generator systems," IEEE Trans. Energy Convers., vol. 24, no. 1, pp. 82–92, Mar. 2009.
[19] X. Sun, M. Cheng, W. Hua, and L. Xu, "Optimal design of double-layer permanent magnet dual mechanical port machine for wind power application," IEEE Trans. Magn., vol. 45, no. 10, pp. 4613–4616, Oct. 2009.
[20] Ghassem Zadeh S., Hosseini S. H., and Gharehpetian G. B., "Modeling of Wind Energy Conversion System Including DFIG for Distributed Generation Studies" Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers, vol. 7, no. 2, pp. 51-64, Fall and Winter 2010.
[21] C. Meyer, M. Hoing, A. Peterson, and R. W. De Doncker, "Control and design of dc grids for offshore wind farms," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 43, no. 6, pp. 1475–1482, Nov./Dec. 2007.
[22] S. Muller, M. Deicke, and R. W. De Doncker, "Doubly fed induction generator systems for wind turbine," IEEE Ind. Appl. Mag., vol. 8, no. 3, pp. 26–33, May/Jun. 2002.
[23] B. C. Rabelo, W. Hofmann, J. L. da Silva, R. G. de Oliveira, and S. R. Silva, "Reactive power control design in doubly fed induction generators for wind turbines," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 56, no. 10, pp. 4154–4162, Oct. 2009.
[24] J. Lopez, E. Gubia, E. Olea, J. Ruiz, and L. Marroyo, "Ride through of wind turbines with doubly fed induction generator under symmetrical voltage dips," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 56, no. 10, pp. 4246–4254, Oct. 2009.
[25] M. Tazil, V. Kumar, R. C. Bansal, S. Kong, Z. Y. Dong, W. Freitas, and H. D. Mathur, "Three-phase doubly fed induction generators: An overview," IET Elect. Power Appl., vol. 4, no. 2, pp. 75–89, Feb. 2010.
[26] V. Delli Colli, F. Marignetti, and C. Attaianese, "FEMsibility of a 10 MW doubly fed induction generator for direct-drive wind turbines," in Proc. IEEE-PES/IAS Conf. Sustainable Alternative Energy, 2009, pp. 1–5.
[27] E. de Vries, "E-126 in action," Renew. Energy World, pp. 97–105, Jul./Aug. 2009.
[28] American Superconductor, Sea Titan Datasheet.
[29] V. Delli Colli, F. Marignetti, and C. Attaianese, "2-D mechanical and magnetic analysis of a 10 MW doubly fed induction generator for direct drive wind turbines," in Proc. IEEE 35th IECON, Nov. 3–5, 2009, pp. 3863–3867.

[1] Von Mises

[Downloaded from jiaeee.com on 2026-11-20]
[DOR: 20.1001.1.26765810.1397.15.1.10.8]