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

مسعود خسروی^۱ محمود حسینی علی آبادی^۲ شهرام جوادی^۳ ۱ - دانشجوی دکتری - دانشکده فنی و مهندسی - مرکز تحقیقات سیستمهای برق هوشمند و اتوماسیون - دانشگاه آزاد اسلامی -واحد تهران مرکزی – تهران - ایران. <u>masoudkhosravi91@yahoo.com</u> ۲- استاد یار - دانشگاه آزاد اسلامی - واحد تهران

مرکزی – تھران – 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 شاه 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 این ژنراتورها، شامل هزینه مواد استفاده شده و 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

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

- 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

Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 201

تاریخ ارسال مقاله: ۱۳۹۴/۶/۱۴

تاريخ پذيرش مشروط مقاله: ١٣٩۶/١/١٥

جدول علائم

توان اکتیو خروجی در پایانههای استاتور	Р
تلفات آهنى استاتور	P _{FeS}
تلفات آهنى روتور	P_{FeR}
ولتاژ استاتور	$[V]_s$
ولتاژ روتور	[V] _R
نرخ تغييرات ولتاژ استاتور و روتور	[V]s,r
تعداد شیارها در هر قطب و هر فاز	[q] _{S,R}
زاویه شیارهای استاتور و روتور	$[\tau_s]_{S,R}$
ارتفاع شمشها	[h _{Cu}]s,
ارتفاع شيارها	[h _s] _{S,R}
عرض فاصله هوايي	δ
قطر داخلى استاتور	D_{i}
فركانس ولتاژ خروجي ژنراتور	f
سرعت توربین بادی (rpm)	Ν
طول محور مغناطيسي	Lm
چگالی شار در فاصله هوایی	Вм
متوسط چگالی شار در فاصله هوایی	\mathbf{B}_{av}
چگالی شار مطلوب در یوغ	By
چگالی جریان	$\mathbf{J}_{\mathbf{s}}$
ضريب نفوذ پذيرى	λ_{δ}
ارتفاع	h_y
افت ولتاژ نشتی	ΔV_X
افت ولتاژ مقاومتى	ΔV_{R}
ولتاژ فاز	Vn

۱- مقدمه

2018

ournal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers

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 مبدل های الکترونیک قدرت میباشند. سایر ژنراتورهای مورد استفاده دارای معایبی مانند ییچیدگی 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 می گیرند. 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 ميتوان به ولتاژ خروجي مناسب دست يافت كه خود منجر به كاهش تلفات و افزایش راندمان می گردد. جهت حصول ولتاژ خروجی مناسب، می توان 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 توریبن (DD-DFIG)، روشهای بهینهسازی مختلفی جهت تحليل عملكرد اين ژنراتورها در تحقيقات مختلف ارايه شده است. در این مقاله نیز یک روش بهینهسازی جدید با استفاده از اجزای محدود پیشنهاد شده است. با استفاده از روش پیشنهادی، ژنراتور القايى تغذيه دوگانه از نقطه نظر عملكردى، مشخصه توان خروجى 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 دقیق تری 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 رزاتور با دو ساختار متفاوت مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است و با ژنراتور با دو ساختار متفاوت مورد تحلیل و بررسی قرار گرفته است و با 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 2025-09-01

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

Drig				
پارامترها (واحد)			استاتور	روتور
	سات اوليه	مشخص		
توان ژنراتور	P (MW)		١	•
ماكزيمم لغزش	Sn		•	۲,
ولتاژ استاتور و روتور	[V]s,	(kV)	٩	١
سرعت	NRP	(rpm)	١	•
فركانس	f (Hz)		۵	•
قطر اوليه استاتور	Di	(m)	:	۶
مقدار موثر چگالی جریان	(A/mm ²)	٢	۵,
چگالی شار در فاصله هوایی	B _m (T)		•	, ç
چگالی شار در یوغ	By (T)	١	,۵
تعداد شیارها در هر قطب هر فاز استاتور و روتور	[q] _{s,R}		٨, ١	۲
عرض فاصله هوايي	δ (mm)			١
ا تعداد لایه سیم پیچها			١	
ار	ق های شی	مواد عايز		
Nomex [®] NMN			٣-1۴-٣ (٣٢ KV)	7-7-7 (11 KV)
	ورودى	ابعاد		
زاويه شيارها	$ [\Gamma_s]_{s,} $ (mm)		11,8	۵, ۱۰
عرض عايق شيارها	[w _i] _{s,} (mm)		۵۳, ۰	۰,۱۸
عرض شيارها	[ws]s, (mm)		٧,٣	۶,۵
عرض دندانهها	[w _i] _{s,} (mm)		4,4	٣,٩
عرض ميلهها	[w _{cu}] _{s,} (mm)		8,1	۶,۱
ابعاد خروجي				
ارتفاع ميلهها	[h _{cu}] _{S,} (mm)		48,0	47,1
ارتفاع شيارها	[h	(mm)	۵۲,۶	49,7
طول آهن پشته	Lm	(m)		٢

پارامترهای الکتریکی				
پیک چگالی شار در دندانهها	$[\mathbf{B}_i]_{s,R}$	(T)	۱,۶	۱,۶
جريان بار	[I] _{s,R}	(A)	777	88N
راكتانس نشتى	$[X_d]_{s,R}$	(Ω)	۲,۶۹	۵۵, ۰
مقاومتها	[R] _{s,R}	(Ω)	۰,۱۸	٠,٢١
وزن مواد				
وزن آهن	W _{Fe}	(ton)	<i>۶۶</i>	
وزن مس	W _{cu}	(ton)	٣٠	
بی باری				
جریان بیباری رتور	Ім	(A)	۲۵۳	
تلفات و راندمان				
تلفات مسی	P _{cu} ,	(kW)	087	
تلفات آهنی	P _{Fe}	(kW)	١١٨	
راندمان الكتريكي	η		۰,۹۳۲	

علاوه بر این، فرض می شود که کنترل روتور، تولید جریان سینوسی استاتور و ضریب قدرت واحد در استاتور را تضمین می کند. لازم به ذکر است که در روابط پیش رو زیر نویس های 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. چرض فاصله هوایی δ ، قطر داخلی استاتور iD و چگالی شار مطلوب در یوغ B_H است. توان اکتیو مبدل DFIG به صورت خطی به حداکثر لغزش وابسته می باشد. 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 [$au_{
m s}]_{
m S,R}، عرض شیارها، دندانهها و عایقها،$ مطابق شکل (۱) قابل محاسبه میباشد.



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

Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers -

Vol.15- No.1- Spring 2018

Φ

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

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

$$[E_{act}]_{S,R} = 2.22[N]_{S,R}[\xi]_{S,R}f\Phi$$
(7)

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

 $[N]_{S,R} = 2p[q]_{S,R}$ مقدار جریان با صرف نظر کردن جریان بیباری از رابطه زیر بدست مي آيد:

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

 $[A_{CU}]_{S,R} = \frac{[I]_{S,R}}{I}$

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

$$[\lambda_{S}]_{S,R} = \frac{[h_{cu}]_{S,R}}{3[w_{s}]_{S,R}} + \frac{[h_{s}]_{S,R} - [h_{cu}]_{S,R}}{[w_{s}]_{S,R}}$$
(Y)
how and the set of the s

$$[X_{S}]_{S,R} = 2\omega\mu_{0}pL_{m} \begin{bmatrix} 1\\S_{n} \end{bmatrix} [q]_{S,R}^{2} [\lambda_{S}]_{S,R}$$
(λ)

ضرایب نفوذ پذیری برای انتهای هادیها و شکاف هوایی، ب
$$\lambda_{6}$$
 و λ_{ec} هستند. بنابراین، راکتانس مربوطه برابر خواهد بود با $X_{ec}|_{SB} = \omega \mu_0 \tau_n \lambda_{ec} \begin{bmatrix} 1 \\ c \end{bmatrix}$

$$[X_{\delta}]_{S,R} = 2\omega\mu_0 p L_m \lambda_{\delta} \begin{bmatrix} 1\\S_n \end{bmatrix} [q]_{S,R}^2 \qquad (1 \cdot)$$

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

$$[X_d]_{S,R} = [X_S]_{S,R} + [X_{ec}]_{S,R} + [X_{\delta}]_{S,R}$$
(11)
در نتیجه مقدار پریونیت افت ولتاژ از رابطه زیر بدست میآید:

$$[\Delta V_{X}]_{S,R} = \frac{\sqrt{3}[X_{d}]_{S,R}[I]_{S,R}}{[V]_{S,R}}$$
(17)

$$[R]_{S,R} = \rho[N]_{S,R} \frac{L_m + [L_{ec}]_{S,R}}{[A_{CU}]_{S,R}}$$
(17)

$$[\Delta V_{\rm R}]_{S,{\rm R}} = \frac{\sqrt{3}[{\rm R}]_{S,{\rm R}}[{\rm I}]_{S,{\rm R}}}{[V]_{S,{\rm R}}}$$
(14)

مقدار چگالی شار در دندانه ها نیز برابر است با:

۱) ارتفاع مواد فعال:

ارتفاع (h_y) بستگی به چگالی شار مطلوب در یوغ دارد، بنابراین مقدار مطلوب hy برابر است با: $h_y = \frac{\Phi}{2L_m B}$

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

۲) جریان بی باری:

(18)

برای اندازه گیری جریان بیباری، که در سیم پیچ روتور در گردش است، می توان از قانون ها پکینسون در فرم زیر استفاده نمود:

$$I_{\mu} = 2 \frac{B_{av} \delta}{1.35 \mu_0 q R \xi R} \tag{1Y}$$

در رابطه (۱۷) متوسط چگالی شار Bav در فاصله هوایی برابر است

$$B_{av} = \frac{\sqrt{(\frac{V_n}{\sqrt{3}} + R_s I_s)^2 + X_d^2 I^2}}{2.22 f N_s \xi_s}$$
(1A)

٣) تلفات و راندمان الكتريكي : تلفات مسى برابر خواهد بود با :

$$P_{CU} = 3R_{S}I_{S}^{2} + 3R_{R}(I_{R}^{2} + I_{\mu}^{2})$$
(19)

به طور کلی، جهت ارزیابی تلفات آهنی، برای عملکرد ماشین، در چگالی میدان مغناطیسی ۱٫۶ تسلا و فرکانس Hz تلفات آهنی استاتور P_{Fes} را ۵٫۳۴ w/kg فرض می شود. مقدار تلفات آهنی روتور P_{FeR} برابر با ۲٫۱۳ w/kg (در ۱٫۶ تسلا و در فرکانس ۱۰ HZ) مي باشد. اين مقادير مطابق با مشخصات يک ورق آهني "1350" P_{cu} و P_{Fe} می باشد. در نتیجه با توجه به مقدار کل AST-Thyssen راندمان الكتريكي برابر است با:

$$\eta_e = \frac{r}{P + P_{Fe} + P_{CU}}$$

۳- بهینهسازی

(٢٠)

در جدول (۲)، پارامترهای مورد نظر جهت بهینهسازی ارائه شدهاند. از این پارامترها جهت دستیابی به یک طراحی بهینه استفاده می گردد. 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 می گردد. به عنوان مثال در بخش ۴ دو مقدار متفاوت ۱٫۵ و ۸.۱ از بازه (۱٫۳ – ۱٫۸) برای پارامتر [q] 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 می گردد.

				-	
پارامترها (واحد)		А		В	
_		استاتور	روتور	استاتور	روتور
طول پشته	Lm	170	2.	۱۳۰	•
مغناطيسي	(mm)				
ی هر قطب هر فاز	شيارها	۱,۸	٢	۱,۵	٢
، سری در هر شیار	هادیهای	٣	٢	۴	١
موازی در هر شیار	هادیهای	١	١	١	١
ولتاژ	[V] _{s,R} (kV)	۲۰٫۵	۱,۳	۲۳,۵	۷, ۰
جريان بار	[I] _{s,R} (A)	772	387	749	٧٠٢
ريان بىبارى روتور	<i>Ιμ</i> (A)	-	۷۸	-	۳۱۴
راكتانس نشتى	$\begin{matrix} [X_D]_{s,R} \\ (\Omega) \end{matrix}$	۱۹,۸	۸,۱	۲۷,۵	۴, ۰
مقاومت	$\begin{matrix} [R]_{s,R} \\ (\Omega) \end{matrix}$	۹۴, ۰	۴۸, ۰	1,79	٠,١١
تلفات مسی	P _{cU} (kW)	۴۵	Y	49	۴
تلفات آهنی	P _{Fe} (kW)	17	•	١٣	۴
راندمان الکتریکی	η	۰,۹	14	۰,۹	۴
زاويه شيارها	$ [\Gamma_s]_{s,R} $ (mm)	11,8	۵, ۱۰	14	۵, ۱۰
عرض شيارها	[Ws] _{S,R} (mm)	۵,۸	۵,۲	۷	۵,۲
عرض دندانه	[w _t] _{S,R} (mm)	۵,۸	۵,۲	٧	۵,۲
عرض ميلەھا	[w _{cu}] _{s,R} (mm)	۴,۷	4,9	۵,۹	4,9
ارتفاع ميلهها	[h _{cu}] _{s,R} (mm)	۷۱,۱	۶۵,۸	۶۶,۵	۷۲,۶
ارتفاع شيارها	[h _s] _{s,R} (mm)	۷۷,۳	٧٠,٩	۷۳,۷	٧۶,٧
وزن ورقهها	W _{Fe} (ton)	١٧	۱۸	١٨	١٨
وزن مس	W _{cu} (ton)	18	14	14	١٧

جدول (۳): پارامترهای بهینهسازی شده

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:

Nslot=6.p.qs=3240 بزرگترین تقسیم مشترک (GCD^۱) 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 تعيين گردد.

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

از آنجایی که اعداد بدست آمده مقادیر صحیحی هستند، س قابل تأیید و پیاده سازی میباشد. جدول(۲): پارامترهای بهینهسازی

عرض فاصله هوايى	δ (mm)	4 - 1
شیارهای هر فاز و هر قطب استاتور	[q]s	۳, ۱ – ۸, ۱
ولتاژ استاتور	[V] _s (kV)	۳۰ – ۵
طول پشته مغناطیسی	L _m (m)	7 - 1,1
هادیهای سری در هر شیار استاتور		۱۰ – ۱
هادیهای موازی در هر شیار استاتور		۱۰ – ۱
ولتاژ روتور	[V] _R (V)	7 7
هادیهای سری در هر شیار روتور		10 - 1
هادیهای موازی در هر شیار روتور		10 - 1

در واقع، این کار با هدف اثبات این موضوع که آیا اجرای ژنراتور القایی تغذيه دوگانه درايو مستقيم عملي است يا نه، انجام مي پذيرد. نتايج اين 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 می توان بوسیلهی نتایج بدست آمده از روش FEM برروی ژنراتور با طول محور مغناطيسي متفاوت يک نمودار تقريبي براي هزينه ساختار مكانيكي 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 مغناطيسي

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 (λ (B_{max} ، تسلا می باشد .

Vol.15- No.1- Spring 2018 مجله انجمن مهندسین برق و الکترونیک ایران- سال پانزدهم- شماره اول - بهار ۱۳۹۷ ۲

Journal of Iranian Association of Electrical

and Electronics Engineers

 $Z' = \frac{N_{cave}}{t} = 54$ مطابق با شکل (۳) ستاره شیارها نمایش داده شده دارای ۵۴ بردار میباشد. زاویه میان هر یک از این بردار ها برابر است با:



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 (۷): ستاره شیارها برای q=1.5

۴- تجزیه و تحلیل و طراحی ساختار

ژنراتور DFIG نیازمند یک طراحی ایده آل 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 (۵) 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 2025-09-01



(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:

$$I_r = \frac{N_{eff,s}}{N_{eff,r}} I_s \tag{(1)}$$

در آنالیز اول q = 1.8 (ماشینA) در نظر گرفته می شود. شرایط مرزی تناوبی در پتانسیل برداری، امکان محدود نمودن تجزیه و تحلیل را به یک عرض قطاع ۶ فراهم می کند، مطابق شکل (۳) و (۴)، شکل (۱۲) نشان دهندهی نتایج حاصل از شبیه سازی آزمون بی باری می باشد. این شکل نشان دهنده ی تغییرات چگالی شار در سراسر سیم پیچ ها و شیارهای ماشین در حالت بی باری و 1.8 = p است.



علاوه بر این، تغییر پارامترها در اثر تغییر یکسان جریان، باعث بدست آمدن نمودار راکتانس مغناطیس کنندگی بر حسب جریان مغناطیس کنندگی می گردد، که نتایج آن در شکل (۱۳) نشان داده شده 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 (۱۴): تغییرات چگالی شار حالت روتور قفل شده و q = 1.8

Journal of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers - Vol.15- No.1- Spring 201



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

بوسیله یک آزمون مشابه و تغییر مقدار q = 1.5 (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 (۱۹): راکتانس روتور قفل شده استاتور و روتور

۶- بررسی عملکرد DFIG طراحی شدہ

دادههای جمع آوری شده در بخش ۵، عملکرد و پاسخ دهی ژنراتور را در مقادیر مختلف p نشان می دهد. با مقایسه اشکال (۱۳) و (۱۸) مشاهده می شود که با تغییر میزان پارامتر p در ژنراتور، میزان راکتانس بی باری به میزان قابل توجه ای تغییر می نماید. همچنین، با مقایسه اشکال (۱۵) و (۱۹) مشاهده می شود که با تغییر میزان پارامتر p در ژنراتور، میزان راکتانس روتور قفل شده استاتور و روتور افزایش خواهد یافت. دیا گرام برداری این ژنراتور در شکل (۲۰) نشان داده شده است.



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



شکل (۲۱): مقایسه منحنی توان WT-ICORASS (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): هزينه ساخت (يورو)

هزينه بخش (يورو)	ماشين A (يورو)	ماشين B (يورو)
ساختمان	747	٨۴٧
ورقەھا	۱۰۳	١٠٩
مس	444	408
مبدل كانورتر	۲۹	٩٢
مجموع	1489	10.4

جدول (۵): هزينه تلفات (يورو)

هزينه بخش (يورو)	ماشين A (يورو)	ماشين B (يورو)
تلفات مسی	۶۵۸	Y11
تلفات آهنى	١٨٧	194
تلفات مبدل كانورتر	٨۵	٩٩
مجموع	۹۳۰	1

جدول (۶): هزينه هاي طراحي PMSG (يورو) [۲۶]

بخش	هزينه (يورو)	
ساختمان ماشين	٧٨٠	
ورقەھا	14.	
مس	۱۸۰	
مواد مغناطيسي	۱۵۰	
مبدل كانورتر	۴	
تلفات ژنراتور	۴۳۲	
تلفات مبدل كانورتر	۴۳۲	
مجموع	701.	

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 پایین تر 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 بیش تر از PMSG طراحی شده در مرجع [۱۷] است، در حالی که ماشین A ارزان تر است.

۸- نتیجهگیری

در این مقاله بهینه سازی یک DFIG برای کاربرد درایو مستقیم در توربین های بادی سرعت متغیر با استفاده از روش اجزای محدود FEM انجام شده است. بهینه سازی پارامترهای ماشین توسط روش MEI ب انجام پذیرفته و هزینه های طراحی و تلفاتی در ساخت DFIG به حداقل رسیده است. نتایج بدست آمده ژنراتور بهینه سازی شده با روش اجزای محدود دارای هزینه ساخت پایین تر و تلفات کمتری می باشد و همچنین میزان تاثیر نوسانات و استرس های 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، ۱۳۸۷ - ۲۹
- [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

lournal

of Iranian Association of Electrical and Electronics Engineers -

Vol.15-

No.1- Spring 20

- [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

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.