

ارائه یک روش ترکیبی جدید جهت شناسایی خطای قطع تحریک و تمایز آن از نوسان توان در ژنراتور القایی دوسو تغذیه

محمدجواد عباسی^۱، حمید یعقوبی^{۲*}

اطلاعات مقاله	چکیده
دریافت مقاله: ۱۳۹۴/۰۸/۲۵	خطای قطع تحریک به‌عنوان یکی از پرتکرارترین خطاهای داخلی در ژنراتورهای الکتریکی شناخته می‌شود. مطالعات گذشته برای تشخیص خطای قطع تحریک عمدتاً به ژنراتورهای سنکرون محدود شده است. روش‌های متداول که از رله‌های مبتنی بر اندازه‌گیری امپدانس ظاهری استفاده می‌کنند، موجب کندی سیستم حفاظت می‌شوند و نیز مستعد عملکرد اشتباه در زمان نوسان توان هستند. در این مقاله یک روش ترکیبی جدید برای شناسایی خطای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه ارائه شده است. در این روش با استفاده از متغیرهای اندازه‌گیری شده در ترمینال و مبدل ژنراتور القایی دوسو تغذیه، دو شاخص مجزا برای قطع تحریک و نوسان توان تعریف می‌شود. در شاخص قطع تحریک، از مشتق ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی استفاده شده و ولتاژ لینک DC به‌عنوان شاخص نوسان توان به کار رفته است. شبیه‌سازی‌های انجام‌شده، کارایی روش پیشنهادی را برای ژنراتورهایی با ظرفیت و شرایط عملیاتی مختلف تأیید می‌کند. نتایج به‌دست‌آمده، سرعت، سادگی و امنیت روش را اثبات می‌کند.
پذیرش مقاله: ۱۳۹۴/۱۲/۱۹	
واژگان کلیدی: تشخیص خطا، ژنراتور القایی دوسو تغذیه، قطع تحریک، نوسان توان.	

۱- مقدمه

انرژی بادی روزبه‌روز سهم بیشتری از تولید برق را به خود اختصاص می‌دهد. تاکنون انواع سیستم‌های تبدیل انرژی باد از سرعت کارکرد تقریباً ثابت تا سرعت متغیر به کار گرفته شده‌اند. از بین فناوری‌های مختلف تولید، ژنراتور القایی دوسو تغذیه (DFIG) سرعت متغیر، به‌دلیل داشتن قابلیت تولید توان بالاتر و استرس مکانیکی کمتر نسبت به ژنراتور القایی قفس سنجایی و نیز مبدل کوچک‌تر و قیمت پایین‌تر نسبت به ژنراتور سنکرون با محرکه مستقیم، برتری دارد. به همین دلیل امروزه بیشتر توربین‌های بادی ساخته‌شده همراه ژنراتور القایی دوسو تغذیه هستند. در ۱۵ سال اخیر، توربین‌های بادی سرعت متغیر با ژنراتور القایی دوسو تغذیه بیشترین تکنولوژی اجرایی در مزرعه‌های بادی است که توان بیش از ۶۰٪ این توربین‌ها بالاتر از ۱/۵ MW است [۱].

ساختار کلی ژنراتور القایی دوسو تغذیه، همان‌طور که شکل (۱) نشان می‌دهد شامل: یک ژنراتور القایی روتور سیم‌پیچی شده است که سیم‌پیچ استاتور مستقیماً به شبکه متصل می‌شود. سیم‌پیچ روتور به‌وسیله‌ی حلقه‌های لغزان به یک مبدل قدرت پشت به پشت و سپس به شبکه وصل می‌شود. ولتاژ و فرکانس روتور توسط مبدل تنظیم می‌شود. با تنظیم فرکانس روتور، فرکانس استاتور در حالات مختلف کارکرد، مقداری ثابت (۵۰ یا ۶۰ Hz) می‌ماند و با تنظیم ولتاژ روتور، ولتاژ استاتور مطابق مقدار ازپیش‌تعیین‌شده تنظیم می‌شود. تنظیم فرکانس روتور، این امکان را به ماشین می‌دهد که بتواند در سرعت‌های متغیری کار کند (از حدود ۰/۷ تا ۱/۳ برابر سرعت مبنا). مانند دیگر ماشین‌های الکتریکی، این ژنراتورها نیز در معرض خطاهای الکترومکانیکی هستند که برای جلوگیری از صدمه‌رسیدن به ماشین و شبکه، باید این خطاها در

* پست الکترونیک نویسنده مسئول: yaghobi@semnan.ac.ir

۱. دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشگاه سمنان

۲. استادیار، دانشکده مهندسی برق و کامپیوتر، دانشگاه سمنان

مسئله از طریق ایجاد تأخیر زمانی مناسب به منظور جلوگیری از عملکرد نادرست رله در تشخیص خطا و ایجاد تمایز بین نوسانات پایدار توان و خطای قطع تحریک در ژنراتور تا حدودی حل خواهد شد [۵-۹]. اما ایجاد تأخیر زمانی برای شناسایی خطای قطع تحریک و تمایز آن با نوسانات پایدار توان نمی‌تواند یک راه حل ایده‌آل باشد؛ چراکه این تأخیر زمانی به این معناست که در طی بروز خطای قطع تحریک ژنراتور توان راکتیو را برای مدت بیشتری از شبکه جذب کند که همین امر باعث آسیب‌پذیری بیشتر سیستم و بروز افت ولتاژ شدیدتر می‌شود [۵ و ۹-۱۱]. همچنین قابل ذکر است در منابع و مراجع متعددی عملکرد اشتباه رله‌های دیستانس قطع تحریک در تشخیص و تمایز خطای قطع تحریک از نوسان توان گزارش شده است [۱۲ و ۱۳]. بنابراین ضرورت ارائه روش‌های جدید که قادر به تشخیص خطای قطع تحریک و تمایز آن از پدیده نوسان توان بدون ایجاد تأخیر زمانی باشد وجود دارد.

تاکنون بیشتر روش‌های تشخیص خطای قطع تحریک برای ژنراتور سنکرون پیشنهاد شده و بیشتر آن‌ها همان‌طور که ذکر شد، روش‌های مبتنی بر اندازه‌گیری امپدانس هستند که با توجه به وجود کاستی‌های زیاد، تحقیقاتی برای بهبود عملکرد آن‌ها انجام گرفته است که از جمله می‌توان به استفاده از روش‌های هوشمند مبتنی بر اندازه‌گیری امپدانس اشاره کرد.

در مرجع [۲]، نویسندگان ابتدا به شبیه‌سازی خطای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه و بحث درباره‌ی تأثیرات این خطا روی مشخصه‌های خروجی ژنراتور القایی پرداخته‌اند. سپس برای تشخیص خطا، از شبکه عصبی مصنوعی با ورودی‌های ولتاژ ترمینال، توان راکتیو خروجی و ولتاژ لینک DC استفاده کرده‌اند، ولی قابل ذکر است، روش‌های مبتنی بر شبکه‌های عصبی مصنوعی به دلیل نیاز به پیش‌بینی تعداد زیادی از وقایع محتمل برای آموزش شبکه عصبی، کمتر مورد توجه هستند. در روش دیگری، با استفاده از منطق فازی، عملکرد رله‌ی امپدانس در تشخیص خطای قطع تحریک و تمایز آن از نوسان توان پایدار بهبود یافته اما همچنان سرعت عملکرد رله، به اندازه کافی رضایت‌بخش نبوده است [۹].

در مراجع [۱۴ و ۱۵]، استفاده از شار پیوندی استاتور برای تشخیص خطای قطع تحریک و تمایز آن از نوسان توان

مراحل ابتدایی تشخیص داده شوند و اقدامات حفاظتی مناسب صورت گیرد. مقایسه‌ای بین نرخ وقوع خطاهای مختلف در ژنراتورهای القایی توربین‌های بادی، با دیگر ماشین‌های الکتریکی مورد استفاده در صنایع صورت گرفته است. نتایج نشان داده که در ژنراتورهای القایی توربین‌های بادی که DFIG نیز در این دسته قرار می‌گیرد، خطاهای مربوط به روتور (تحریک) در مقایسه با دیگر خطاها (استاتور، یاتاقان، سیستم خنک‌کننده و...) بین ۵۰٪-۱۲٪ را شامل می‌شود [۱]. با توجه به موارد فوق، خطای قطع تحریک (LOE) در ژنراتور القایی دوسو تغذیه یک خطای محتمل بوده، که تشخیص به موقع آن بسیار ضروری است. این خطا ممکن است به دلایل مختلفی از جمله اتصال کوتاه در مدار تحریک، خطای میدل‌ها و تجهیزات الکترونیک قدرت و اتصال کوتاه در حلقه‌های لغزان رخ دهد. خطای قطع تحریک ممکن است منجر به رخدادهایی برای ماشین، از جمله اضافه‌بار سیم‌پیچ استاتور، آسیب حرارتی روتور، آسیب ناحیه انتهایی هسته و خطاهای مکانیکی شود. همچنین خطای قطع تحریک سبب می‌شود ژنراتور القایی دوسو تغذیه مقادیر زیادی توان راکتیو از سیستم قدرت جذب کند که باعث ناپایداری ولتاژ در سیستم قدرت می‌شود [۲].

اولین نوع از رله‌هایی که برای حفاظت قطع تحریک ژنراتورها به کار می‌رفت، رله‌های جریان کم و ولتاژ کم بوده است. به مرور زمان مشخص شد که این نوع رله‌ها نمی‌توانند بین تحریک کاهش‌یافته تعمدی حین وضعیت بار سبک و فقدان تحریک فرقی قائل شوند [۳-۵]. از این رو در نسل بعدی، اندازه‌گیری امپدانس به صورت گسترده‌ای برای محافظت از قطع تحریک استفاده شده است. در حال حاضر نیز، انواع رله‌های امپدانس برای حفاظت قطع تحریک استفاده می‌شود که معروف‌ترین رله امپدانس قطع تحریک رله بردی است که در سال ۱۹۷۵ معرفی شد [۶]. قابل ذکر است، روش‌های مبتنی بر اندازه‌گیری امپدانس دارای نقایصی هستند. برخی از اغتشاشات در شبکه قدرت، آثاری مشابه خطای قطع تحریک بر روی امپدانس ایجاد می‌کنند، به طوری که در برخی موارد باعث عملکرد نادرست رله و قطع اشتباه واحد خواهند شد. به عنوان مثال در یک نوسان پایدار مشخصه تغییرات امپدانس وارد ناحیه مشخصه رله مربوط می‌شود و رله این نوسانات طبیعی را خطای قطع تحریک شناخته، دستور قطع واحد را ارسال می‌کند. این

است. به عبارت دیگر این متغیرها در محل نصب رله قابل دسترس هستند و نیازی به ماهواره و هم‌زمان‌سازی داده‌ها نیست.

۲- مدل ریاضی ژنراتور القایی دوسو تغذیه

۲-۱- ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی

معادلات زیر، مدل دینامیکی مربوط به شرایط عادی ژنراتور القایی دوسو تغذیه را در دستگاه $d-q$ بیان می‌کند. در این معادلات زیرنویس‌های s و r به ترتیب بر متغیرهای استاتور و روتور دلالت دارند. روابط حاکم بر شار پیوندی عبارت‌اند از [۱۸]:

$$\begin{aligned}\Psi_{ds} &= L_s i_{ds} + L_m i_{dr} \\ \Psi_{qs} &= L_s i_{qs} + L_m i_{qr} \\ \Psi_{dr} &= L_r i_{dr} + L_m i_{ds} \\ \Psi_{qr} &= L_r i_{qr} + L_m i_{qs}\end{aligned}\quad (1)$$

که در آن اندوکتانس‌های استاتور و روتور به ترتیب با روابط $L_r = L_m + L_{lr}$ و $L_s = L_m + L_{ls}$ تعریف می‌شوند. در اینجا L_m ، L_{ls} و L_{lr} به ترتیب اندوکتانس متقابل، اندوکتانس نشتی استاتور و اندوکتانس نشتی روتور هستند. همچنین، معادلات ولتاژ ماشین به صورت زیر هستند [۱۸]:

$$\begin{aligned}u_{ds} &= R_s i_{ds} + p\Psi_{ds} - \omega\Psi_{qs} \\ u_{qs} &= R_s i_{qs} + p\Psi_{qs} + \omega\Psi_{ds} \\ u_{dr} &= R_r i_{dr} + p\Psi_{dr} - (\omega - \omega_r)\Psi_{qr} \\ u_{qr} &= R_r i_{qr} + p\Psi_{qr} + (\omega - \omega_r)\Psi_{dr}\end{aligned}\quad (2)$$

جایی که ω و ω_r به ترتیب سرعت سنکرون و سرعت زاویه‌ای روتور هستند و p عملگر d/dt است. با استفاده از روابط زیر، توان اکتیو و راکتیو در ترمینال استاتور محاسبه می‌شود [۲]:

$$\begin{aligned}P_s &= \frac{3}{2} u_{qs} i_{qs} = -\frac{3}{2} u_{ds} i_{ds} \\ Q_s &= \frac{3}{2} u_{qs} i_{ds} = \frac{3u_{ds}}{2L_s} (\Psi_{qs} - L_m i_{dr})\end{aligned}\quad (3)$$

پایدار پیشنهاد شده و جنبه‌های مختلف این روش پیشنهادی مورد بررسی قرار گرفته است. این روش سرعت و امنیت را به صورت چشمگیری افزایش داده است اما سنسورهای مورد نیاز باید در زمان اورهال یا ساخت ماشین، در آن نصب شوند. در جدیدترین روش [۵] از مشتق ولتاژ ترمینال و مشتق توان راکتیو خروجی ژنراتور، برای تشخیص خطای قطع تحریک استفاده شده است. این روش سرعت قابل قبولی دارد و از لحاظ سادگی، نسبت به دیگر روش‌ها برتری داد. اما مشکل اصلی روش‌های امپدانس، یعنی استفاده از تأخیر زمانی برای جلوگیری از عملکرد کاذب رله در حین نوسان توان پایدار همچنان در این روش بدون راه‌حل باقی مانده است.

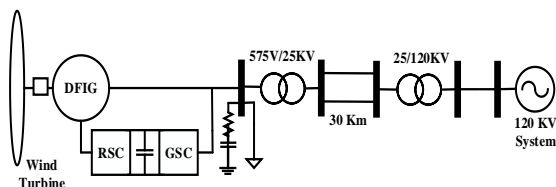
در مراجع [۱۶ و ۱۷] به بررسی خطای قطع تحریک ژنراتور القایی دوسو تغذیه و آثار آن بر قابلیت گذر از خطا (FRT) در این ماشین پرداخته شده است. در این مراجع بر کاهش ولتاژ ترمینال، توان راکتیو و ولتاژ لینک DC به عنوان مهم‌ترین پیامدهای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه تأکید شده است. از طرف دیگر، تاکنون مطالعات زیادی در زمینه‌ی رفتار ژنراتور القایی دوسو تغذیه در شرایط خطا در شبکه، انجام شده است. نتایج به دست آمده، رفتار متفاوت ولتاژ لینک DC را در زمان خطای شبکه و نوسان توان با شرایط قطع تحریک نشان می‌دهد [۱۸ و ۱۹].

با توجه به مسائل مطرح شده، در این مقاله یک روش ترکیبی برای شناسایی خطای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه پیشنهاد شده است. در این روش برای شناسایی خطای قطع تحریک، رفتار ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی مدنظر قرار گرفته است. به این صورت که، به وسیله‌ی نرخ تغییرات ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی، یک شاخص قطع تحریک تعریف می‌شود. ویژگی مهم روش پیشنهادی استفاده از یک شاخص مجزا برای تشخیص نوسان توان پایدار و جلوگیری از عملکرد ناخواسته رله قطع تحریک است. به این منظور از تغییرات ولتاژ لینک DC استفاده شده است که در شرایط قطع تحریک و نوسان توان پایدار رفتار متفاوتی دارد. روش ترکیبی ارائه شده برای تشخیص شرایط قطع تحریک ژنراتور و تمایز آن از نوسان توان، بر اساس استفاده از متغیرهای خارجی ماشین، یعنی متغیرهای ولتاژ و توان که به راحتی بر روی ترمینال ماشین قابل اندازه‌گیری هستند، پیشنهاد شده

در شرایط عادی، ولتاژ لینک DC ثابت است اما هرگونه تغییر در جریان i_{dg} و توان P_r می‌تواند ولتاژ لینک DC را به صورت ناگهانی تغییر دهد.

۳- روش پیشنهادی

در این بخش روش پیشنهادی برای شناسایی خطای قطع تحریک، تشخیص و تمایز آن از نوسان توان پایدار توصیف می‌شود. برای شبیه‌سازی و بررسی رفتار ژنراتور القایی دوسو تغذیه در شرایط خطا، از یک سیستم نمونه مطابق شکل (۱) در محیط Matlab/Simulink، شامل یک ژنراتور القایی دوسو تغذیه با توان نامی ۱/۵ MW و ولتاژ نامی ۵۷۵ V متصل به شبکه قدرت، استفاده شده است [۲۰]. مدل DFIG استفاده شده در این مقاله از روش کنترل برداری که یکی از متداول‌ترین روش‌های کنترل DFIG است استفاده می‌کند.



شکل ۱: دیاگرام تک‌خطی سیستم مورد مطالعه شامل یک ژنراتور القایی دوسو تغذیه متصل به شبکه قدرت [۲۰]

در این روش علاوه بر مستقل بودن کنترل گشتاور و جریان تحریک روتور، کنترل توان‌های اکتیو و راکتیو تزریقی به شبکه نیز به صورت مجزا امکان‌پذیر است. کنترل برداری ژنراتور القایی دوسو تغذیه در اصل به وسیله کنترل مبدل‌های IGBT طرف شبکه و طرف روتور انجام می‌شود. وظیفه اصلی مبدل طرف شبکه، ثابت نگاه داشتن ولتاژ خازن DC میان مبدل‌ها و حفظ پایداری ولتاژ طرف شبکه است. در حالی که وظیفه اصلی مبدل طرف روتور، تنظیم توان اکتیو خروجی استاتور در مقدار مطلوب و ثابت نگاه داشتن ضریب توان است.

۳-۱- روش شناسایی خطای قطع تحریک

خطاهایی که منجر به وقوع قطع تحریک در ژنراتورها می‌شوند، عمدتاً شامل حادثه در بریکر تحریک، مدار باز شدن تحریک، اتصال کوتاه در تحریک، اتصال در حلقه‌های لغزان و... هستند که در یک دسته‌بندی کلی می‌توان آن‌ها را به دو دسته اتصال کوتاه و مدار باز تحریک تقسیم کرد. خطاهای اتصال کوتاه و مدار باز هر دو باعث افت جریان

در پی بروز خطای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه، به این دلیل که جریان تحریک به سمت محل خطا سرازیر می‌شود، جریان سیم‌پیچ روتور قطع و به صورت زیر نوشته شود:

$$i_{dr} = 0, i_{qr} = 0 \quad (۴)$$

با جای گذاری (۴) در (۱) و (۲) معادلات حاکم بر ولتاژ ژنراتور القایی در طول خطای قطع تحریک به دست می‌آید. همچنین با استفاده از (۳) و (۴) معادلات توان در شرایط قطع تحریک به دست می‌آید. در نتیجه، حل این معادلات به وسیله یک تکنیک عددی مناسب، نحوه تغییرات ولتاژ و توان ژنراتور القایی دوسو تغذیه را در شرایط خطای قطع تحریک به دست می‌دهد.

۲-۲- ولتاژ لینک DC

توان اکتیو و راکتیو مبدل طرف شبکه (GSC) از روابط زیر به دست می‌آید [۱۹]:

$$P_g = \frac{3}{2} u_{dg} i_{dg} \quad (۵)$$

$$Q_g = -\frac{3}{2} u_{dg} i_{qg}$$

جایی که زیرنویس g به متغیرهای GSC اشاره می‌کند. در سیستم تحریک ژنراتور، مبدل طرف شبکه و مبدل طرف روتور (RSC) به وسیله یک لینک DC (خازن)، به یکدیگر متصل هستند و توان از طریق این خازن بین مبدل‌ها مبادله می‌شود. زمانی که تبادل توان (که شامل یک روند تغییرات دینامیکی دوسویه است) بین GSC و RSC صورت می‌گیرد، توان لحظه‌ای خازن لینک DC به صورت زیر توصیف می‌شود [۱۹]:

$$P_c = u_{dc} i_c = C u_{dc} \frac{du_{dc}}{dt} \quad (۶)$$

که در آن زیرنویس c به متغیرهای خازن اشاره می‌کند، C ظرفیت خازن و u_{dc} ولتاژ لینک DC است. با صرف نظر از تلفات توان در تجهیزات الکترونیک قدرت، رابطه زیر برای حفظ تعادل توان برقرار است [۱۲]:

$$C u_{dc} \frac{du_{dc}}{dt} = P_g - P_r \quad (۷)$$

که در آن P_r توان RSC است.

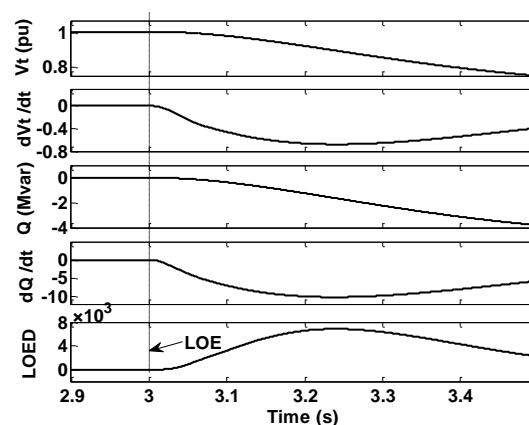
در رابطه فوق یک ثابت عددی بزرگ (10^3) برای افزایش رؤیت پذیری شاخص، استفاده شده است. در پی وقوع قطع تحریک، حاصل ضرب نرخ تغییرات ولتاژ و توان راکتیو دارای علامت مثبت است. حال اگر این عدد مثبت، از یک مقدار آستانه (A) که از پیش تعیین شده است فراتر رود، به معنای وقوع قطع تحریک است. در ادامه، نحوه تعیین A بیان شده است.

۳-۲- روش تشخیص نوسان توان پایدار

نوسان توان به دلیل اغتشاشاتی مانند اتصال کوتاه خطوط، قطع و وصل خطوط، حذف بار، تغییرات ناگهانی بار و... به وجود می آید. رفتار نوسان توان ناشی از عوامل مختلف با هم تفاوتی ندارد و تنها شدت نوسان، ناشی از عوامل مختلف با هم متفاوت است. قابل ذکر است اتصال کوتاه خطوط در شبکه اثر بیشتری دارد و باعث به وجود آمدن نوسانات بیشتری می شود. از این رو تقریباً در تمام مقالات مرتبط، برای ایجاد نوسان توان از اتصال کوتاه در خط استفاده شده است. از این رو، برای ایجاد نوسان توان، یک اتصال کوتاه سه فاز در یکی از خطوط انتقال شکل ۱ به مدت ۲۰۰ میلی ثانیه اعمال می شود [۵ و ۹].

چنان که شکل (۳) نشان می دهد، در پی این خطا ابتدا ولتاژ ترمینال کاهش و توان راکتیو افزایش می یابد و لحظاتی پس از رفع خطا این روند متوقف می شود. اتفاق نامطلوب این است که مشخصه LOED پس از رفع خطا، به مدت کوتاهی مقداری مثبت را تجربه می کند. همین مسئله ممکن است سبب عملکرد ناخواسته رله قطع تحریک شود. بلافاصله پس از برطرف شدن خطا، توان اکتیو خروجی ژنراتور القایی دوسو تغذیه شروع به نوسان می کند. همان طور که در شکل (۳) دیده می شود این نوسانات میرا هستند و با گذشت زمان کاهش می یابند؛ از این جهت موسوم به نوسان توان پایدار هستند. در این مقاله، ولتاژ لینک DC به عنوان یک شاخص برای تمایز بین قطع تحریک و نوسان توان پایدار استفاده می شود. همان طور که پیش تر اشاره شد، در پی وقوع قطع تحریک ولتاژ لینک DC به شدت کاهش می یابد [۱۶ و ۱۷]. هنگامی که یک اتصال کوتاه سه فاز در پایانه ی تحریک ژنراتور القایی دوسو تغذیه رخ می دهد جریان زیادی به سمت محل خطا سرازیر شده، جریان RSC به صورت ناگهانی افزایش می یابد. در این شرایط، پاسخ دینامیکی سیستم کنترل ولتاژ لینک DC نسبت به تغییرات جریان

میدان می شوند، ضمن اینکه در حالت مدار باز تغییرات شدیدتر است و عملاً جریان میدان صفر می شود. بنابراین به منظور شبیه سازی خطای قطع تحریک، یک اتصال کوتاه سه فاز به ترمینال سیم پیچ تحریک ماشین اعمال می شود [۲]. زیرا صحت عملکرد روش ارائه شده در زمان اتصال کوتاه، کارایی روش در صورت وقوع مدار باز را نیز تأیید می کند. در واقع صرف نظر از عامل به وجود آورنده خطای قطع تحریک، تأثیر کلی آن ها بر روی شاخص های معرفی شده یکسان است.



شکل ۲- ولتاژ ترمینال و نرخ تغییرات آن، توان راکتیو و نرخ تغییرات آن و شاخص LOED در پی خطای قطع تحریک

پس از وقوع قطع تحریک، پارامترهای ماشین شروع به تغییر می کنند. برای مشاهده بهتر تغییرات ولتاژ ترمینال، از مقدار RMS آن استفاده شده است. در این میان، همان طور که شکل (۲) نشان می دهد، ولتاژ ترمینال و توان راکتیو کاهش می یابد. هنگامی که ماشین تحریک خود را از دست می دهد، در پی آن مقادیر زیادی توان راکتیو از شبکه جذب می کند که این مسئله باعث افت ولتاژ در شبکه می شود [۲].

در روش پیشنهادی، برای شناسایی قطع تحریک از رفتار مشابه ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی استفاده شده است. همان طور که اشاره شد در شرایط قطع تحریک، ولتاژ و توان راکتیو روند کاهشی را طی می کنند. به عبارت دیگر این دو متغیر در این شرایط دارای نرخ تغییرات (مشتق) منفی هستند. با ضرب کردن نرخ تغییرات ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی، یک شاخص قطع تحریک (LOED) به دست می آید [۵]:

$$LOED = 10^3 \times \frac{dV_t}{dt} \times \frac{dQ}{dt} \quad (8)$$

مطالعات انجام شده در زمینه رفتار ژنراتور القایی دوسو تغذیه هنگام بروز خطا در شبکه، نشان داده است که در این شرایط ولتاژ لینک DC مقداری افزایش می‌یابد [۱۸ و ۱۹]. در هنگام بروز خطا در شبکه، GSC مقداری از توان تولیدی ژنراتور القایی دوسو تغذیه را جذب و به لینک DC تزریق می‌کند. در این میان برای لحظاتی انرژی خازن اضافه می‌شود و مقداری اضافه ولتاژ به لینک DC وارد می‌کند [۱۹]. مطابق معادله (۷) افزایش توان GSC، افزایش ولتاژ را در لینک DC در پی خواهد داشت. اما با برطرف شدن خطا به سرعت ولتاژ به مقدار نامی خود برمی‌گردد. چنان که شکل (۵) نیز نشان می‌دهد، هم‌زمان با برطرف شدن خطا و شروع نوسان توان، ولتاژ لینک DC در مقدار نامی ثابت می‌شود.

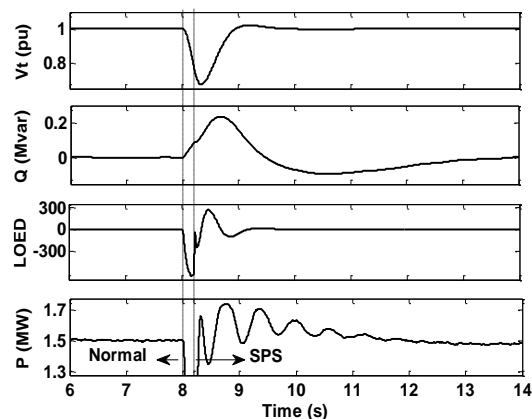
۳-۳- نحوه عملکرد رله قطع تحریک

یک طرح کلی از روند تصمیم‌گیری رله پیشنهادی، در قالب یک فلوچارت در شکل ۶ نشان داده شده است. این فرآیند از ترکیب شاخص‌های قطع تحریک و نوسان توان به دست آمده است. هنگامی که مقدار ولتاژ ترمینال از 0.95 p.u. کمتر شود، شاخص LOED با استفاده از مشتق‌های ولتاژ ترمینال و توان راکتیو خروجی محاسبه می‌شود. حال اگر LOED محاسبه شده از A فراتر رفت، برای اطمینان از وقوع قطع تحریک، احتمال وجود نوسان توان با استفاده از ولتاژ لینک DC بررسی می‌شود. اگر ولتاژ لینک DC از یک مقدار حداقل تعیین شده (V_{dc_min}) کمتر شده باشد، یک خطای قطع تحریک رخ داده است. در غیر این صورت، حادثه به‌عنوان یک نوسان توان پایدار شناخته شده، از عملکرد رله قطع تحریک جلوگیری می‌شود. روش پیشنهادی به هیچ‌گونه تأخیر زمانی نیاز ندارد و سرعت عملکرد در آن بسیار بالا است.

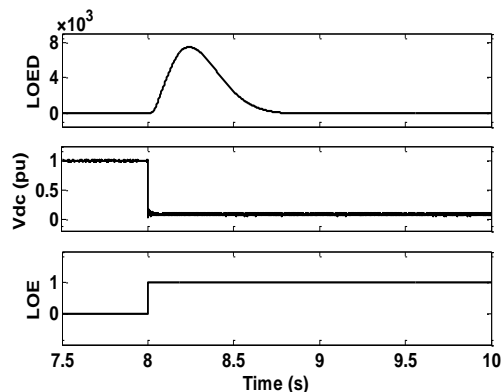
۴- شبیه‌سازی، نتایج و بحث

در این بخش روش پیشنهادی با در نظر گرفتن شرایط مختلف شامل ظرفیت ژنراتور (چهار ماشین با توان‌های نامی ۱/۵ تا ۳ MW) و بارگذاری (بارگذاری سبک و سنگین با ضرایب توان پس فاز و پیش فاز)، مورد بررسی قرار می‌گیرد. نقاط بارگذاری مورد استفاده در جدول ۱ آمده است. این نقاط با توجه به منحنی قابلیت توان ژنراتورها و مشخصه توان توربین‌ها انتخاب شده‌اند [۲۱]. در خلال این

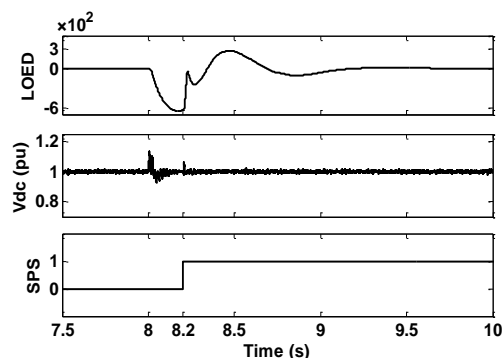
بسیار کند است. از طرفی، خازن مقدار قابل توجهی از انرژی ذخیره شده خود را برای تغذیه RSC از دست می‌دهد و ولتاژ لینک DC کاهش می‌یابد. معادله (۷) کاهش ولتاژ لینک DC را در اثر افزایش توان RSC، به خوبی توجیه می‌کند [۱۹]. شکل (۴) ولتاژ لینک DC را بعد از وقوع قطع تحریک نشان می‌دهد.



شکل ۳: تغییرات ولتاژ ترمینال، توان راکتیو خروجی، شاخص LOED و توان اکتیو خروجی به دنبال وقوع اتصال کوتاه منجر به نوسان پایدار توان



شکل ۴: تغییرات شاخص LOED و ولتاژ لینک DC در پی وقوع خطای قطع تحریک



شکل ۵: تغییرات شاخص LOED و ولتاژ لینک DC در پی وقوع نوسان توان پایدار

جدول ۲ بیشترین مقدار شاخص $LOED$ را برای چهار ژنراتور القایی دوسو تغذیه با توان نامی مختلف و تحت بارگذاری یکسان (بار شماره ۳) به دنبال خطای قطع تحریک نشان می‌دهد. همان‌طور که دیده می‌شود با افزایش ظرفیت ژنراتور القایی دوسو تغذیه مقدار $LOED$ افزایش می‌یابد. مطابق جدول ۲، ماشین با کمترین ظرفیت ($1/5$ MW) دارای کمترین مقدار شاخص $LOED$ در شرایط قطع تحریک است. در جدول ۳ مقدار شاخص این ژنراتور در شرایط بارگذاری‌های مختلف آورده شده است. نتایج نشان می‌دهد که در بارهای با ضریب توان پیش‌فاز مقدار شاخص نسبت به شرایط مشابه با ضریب توان پس‌فاز کمتر است. همچنین بارهای سبک‌تر به مقادیر کمتر $LOED$ می‌انجامند. در نتیجه کمترین مقدار شاخص قطع تحریک در سبک‌ترین بار و تحت یک ضریب توان پیش‌فاز اتفاق خواهد افتاد. شبیه‌سازی‌های انجام‌شده و بررسی آن‌ها نشان داد که مقدار مناسب برای متغیر A برابر با ۱۰۰ است.

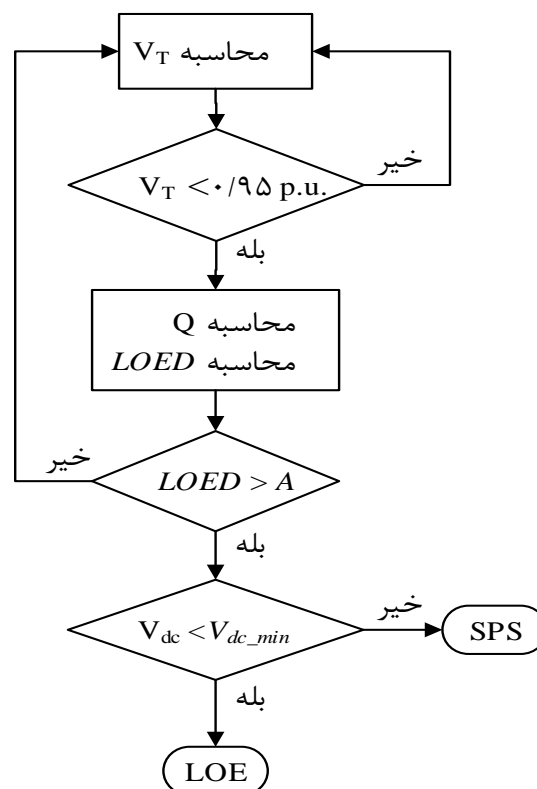
جدول ۳: $LOED$ محاسبه‌شده یک ژنراتور القایی دوسو تغذیه با ظرفیت $1/5$ MW تحت شرایط بارگذاری مختلف برای

خطای قطع تحریک

شماره بارگذاری	بیشترین مقدار شاخص $LOED$
۱	۲۵۶۹
۲	۳۲۶۸
۴	۴۷۱۵
۵	۸۸۹۴

از شکل ۵ واضح است که با رفع خطا و شروع نوسان توان، شاخص $LOED$ در یک بازه زمانی کوتاه، یک مقدار مثبت را نشان می‌دهد. اما هم‌زمان با شروع نوسان توان، ولتاژ لینک DC در مقدار نامی خود ثابت می‌شود. این در حالی است که چنان‌که شکل (۴) نشان می‌دهد با وقوع خطای قطع تحریک ولتاژ لینک DC به شدت کاهش می‌یابد. بنابراین برای انتخاب مقدار مناسب برای V_{dc_min} (که در فلوچارت پیشنهادی شکل (۶) به عنوان شاخصی برای تمایز بین قطع تحریک و نوسان توان به کار رفته است)، باید بدترین سناریوی قطع تحریک که کمترین کاهش ولتاژ لینک DC را دارد در نظر گرفته شود. جدول ۴ مقدار ولتاژ لینک DC را پس از خطای قطع تحریک برای چهار ژنراتور القایی دوسو تغذیه نشان می‌دهد. مشاهده می‌شود رفتار

شبیه‌سازی‌ها، مقادیر مناسب برای متغیرهای A و V_{dc_min} تعیین می‌شود.



شکل ۶: فلوچارت پیشنهادی برای رله قطع تحریک ژنراتور القایی دوسو تغذیه

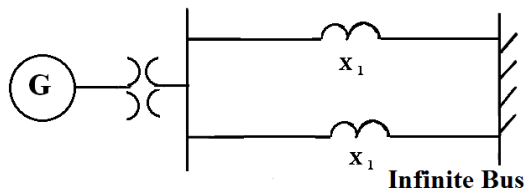
جدول ۱- نقاط بارگذاری مورد استفاده

شماره	میزان بار	ضریب توان	$P + jQ$ (p.u.)
۱	سبک	پیش فاز	$0.30 - j0.20$
۲	سبک	پس فاز	$0.25 + j0.20$
۳	نرمال	واحد	$0.75 - j0.04$
۴	سنگین	پیش فاز	$0.75 - j0.65$
۵	سنگین	پس فاز	$0.90 + j0.33$

جدول ۲: $LOED$ محاسبه‌شده برای چهار ژنراتور القایی دوسو تغذیه تحت بارگذاری شماره ۳ برای خطای قطع تحریک

ظرفیت (MW)	بیشترین مقدار شاخص $LOED$
۱/۵	۶۹۹۹
۲	۹۰۸۸
۲/۵	۱۰۶۹۶
۳	۱۱۸۷۲

این شاخص وجود ندارد. اما از شاخص اول، یعنی حاصل ضرب مشتق ولتاژ و توان راکتیو ترمینال ماشین می‌توان برای تشخیص خطای قطع تحریک در ژنراتور سنکرون نیز استفاده کرد [۵]. از این رو با در نظر گرفتن ژنراتورهای سنکرون با ظرفیت‌های متفاوت تحت شرایط بارگذاری مختلف، از این شاخص برای تشخیص خطای قطع تحریک استفاده شده و نتایج در جداول ۶ و ۷ به صورت خلاصه آورده شده است.



شکل ۷- شبکه قدرت مورد مطالعه با ژنراتور سنکرون

جدول ۶: LOED محاسبه شده برای چهار ژنراتور سنکرون تحت بارگذاری $0.3 + j0.5$ p.u. برای خطای قطع تحریک

ظرفیت (MWA)	بیشترین مقدار شاخص LOED
۶۶	۱۲۲۵۰
۳۹۰	۵۳۵۲۴
۵۵۵	۶۴۱۲۰
۶۳۵	۶۵۲۵۰

جدول ۷: LOED محاسبه شده ژنراتور سنکرون با ظرفیت ۳۹۰ MWA تحت شرایط بارگذاری مختلف برای خطای قطع تحریک

شرایط بارگذاری	بیشترین مقدار شاخص LOED
$0.1 + j0.2$	۳۶۷۰
$0.9 + j0.3$	۴۱۶۰
$0.7 - j0.2$	۷۹۰
$0.3 - j0.2$	۱۵۲۱۰

همچنین در یکی از مقالات موجود در زمینه تشخیص خطای قطع تحریک، تشخیص این خطا در ژنراتورهای DFIG، با استفاده از شار داخل ماشین پیشنهاد شده است [۲۲]. در این روش تشخیص، هنگامی که خطای قطع تحریک اتفاق می‌افتد شار ماشین خیلی سریع به مقدار زیادی نزول پیدا می‌کند.

ولتاژ لینک DC تقریباً مستقل از اندازه‌ی ماشین است و در همه موارد کاهش قابل توجهی رخ می‌دهد.

جدول ۴: مقادیر V_{dc} محاسبه شده برای چهار ژنراتور القایی دوسو تغذیه تحت بارگذاری شماره ۳ پس از خطای قطع تحریک

ولتاژ لینک DC (p.u.)	ظرفیت (MW)
۰/۰۸	۱/۵
۰/۱۰	۲
۰/۱۲	۲/۵
۰/۱۳	۳

در عین حال، ماشین با ظرفیت ۳ MW کمترین کاهش ولتاژ را دارد. بنابراین، در جدول ۵ مقدار ولتاژ لینک DC برای این ماشین در شرایط بارگذاری مختلف و پس از وقوع خطای قطع تحریک آورده شده است. نتایج نشان می‌دهد کمترین کاهش ولتاژ به میزان ۸۰٪ نسبت به مقدار نامی است. بنابراین مقایسه این وضعیت با شرایط نوسان توان، که در آن ولتاژ لینک DC تقریباً ثابت است، نشان می‌دهد که این شاخص می‌تواند به خوبی میان قطع تحریک و نوسان توان تمایز ایجاد کرده، در زمان نوسان توان پایدار از عملکرد ناخواسته رله جلوگیری کند. همچنین با توجه به جداول ۴ و ۵، مقدار متغیر V_{dc_min} می‌تواند در محدوده ۰/۲۵ تا ۰/۹۵ پیرونیت انتخاب شود.

جدول ۵: مقادیر V_{dc} محاسبه شده یک ژنراتور القایی دوسو تغذیه با ظرفیت ۳ MW تحت شرایط بارگذاری مختلف برای خطای قطع تحریک

ولتاژ لینک DC (p.u.)	شماره بارگذاری
۰/۱۴	۱
۰/۲۰	۲
۰/۱۳	۴
۰/۱۲	۵

قابل ذکر است، با توجه به ساختار مداری و کنترلی ژنراتورهای DFIG، در این روش ترکیبی از ولتاژ لینک DC به عنوان یک شاخص برای تمایز دو خطای نوسان توان و قطع تحریک استفاده شده است. در حالی که در ساختار مداری و کنترلی ژنراتورهای دیگر مانند ژنراتور سنکرون

بر روی شبکه قدرت نمونه مورد بررسی قرار گرفته و نتایج در جدول ۸ ارائه شده است.

جدول ۸: مقایسه عملکرد روش پیشنهادی و روش مبتنی بر شار پس از خطای قطع تحریک در یک ژنراتور ۱/۵ مگاواتی برای نقاط بارگذاری مختلف

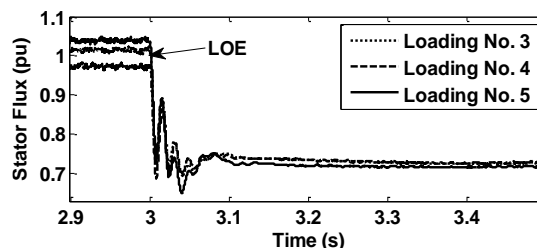
شماره بارگذاری	زمان تشخیص خطا (s)	
	روش پیشنهادی**	روش مبتنی بر شار*
۱	۰/۰۲	-
۲	۰/۰۲	-
۳	۰/۰۳	۰/۰۲
۴	۰/۰۲	۰/۰۱
۵	۰/۰۲	۰/۰۱

* مقدار آستانه عملکرد برابر با ۰/۷ شار نامی

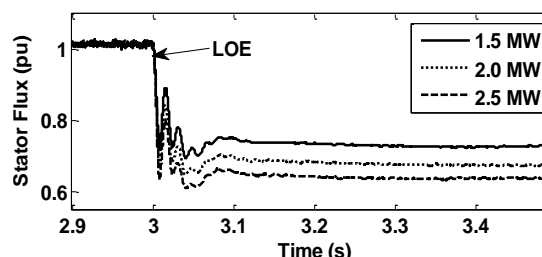
** مقدار متغیر A برابر با ۱۰۰

۵- نتیجه گیری

در این مقاله برای شناسایی خطای قطع تحریک در ژنراتور القایی دوسو تغذیه، یک شاخص با استفاده از حاصل ضرب مشتق ولتاژ ترمینال و مشتق توان راکتیو خروجی به کار گرفته شد. به این دلیل که احتمال عملکرد اشتباه شاخص مذکور در زمان نوسان پایدار توان وجود داشت، رفتار ولتاژ لینک DC به عنوان یک شاخص مجزا برای بازشناسی خطای قطع تحریک از نوسان توان، مورد استفاده قرار گرفت. شبیه سازی های انجام گرفته با اندازه های مختلف ژنراتور و بارگذاری های متنوع، صحت عملکرد روش را نشان می دهد. از مهم ترین ویژگی های روش پیشنهادی می توان به استفاده مستقیم از پارامترهای خروجی ماشین که به صورت متداول در دسترس قرار دارند و عدم نیاز به فرآیندهای محاسباتی پیچیده و پس نیازی از تأخیر زمانی اشاره کرد. همچنین روش ترکیبی ارائه شده علاوه بر سادگی و امنیت، سرعت عملکرد بالایی دارد.



شکل ۸: شار اندازه گیری شده ژنراتور ۱/۵ مگاواتی در بارگذاری شماره ۳، ۴ و ۵ پس از خطای قطع تحریک



شکل ۹: شار اندازه گیری شده سه ژنراتور ۱/۵، ۲ و ۲/۵ مگاواتی در بارگذاری شماره ۳ پس از خطای قطع تحریک

در شکل های (۸) و (۹) به ترتیب شار اندازه گیری شده ژنراتور ۱/۵ مگاواتی در بارگذاری های مختلف و شار اندازه گیری شده سه ژنراتور ۱/۵، ۲ و ۲/۵ مگاواتی در بارگذاری شماره ۳ پس از خطای قطع تحریک نشان داده شده است. همان طور که ملاحظه می شود تشخیص خطای قطع تحریک با این شاخص بسیار سریع است. در حالی که در روش پیشنهادی، همان طور که ذکر شد هنگامی که شاخص LOED، از مقدار آستانه تجاوز می کند، با توجه به شاخص ولتاژ لینک DC می توان خطای قطع تحریک را تشخیص و آن را از نوسان توان تمایز داد.

از این رو از نظر زمانی، روش شار بر روش پیشنهادی برتری دارد. اما قابل ذکر است اندازه گیری شار از داخل ماشین کار سختی است و نیاز به نصب سنسورهایی در داخل ماشین دارد که ممکن است به ماشین آسیب برساند. در حالی که، در روش پیشنهادی از متغیرهای قابل دسترس در ترمینال ژنراتور برای تشخیص خطا استفاده می شود و نیازی به نفوذ به داخل ماشین نیست. همچنین برای مقایسه بهتر دو روش

۶- ضمیمه: پارامترهای مدل شبیه سازی

(۱) پارامترهای DFIG:

$V_{base} = 575 \text{ V}$; $S_{base} = 1.67 \text{ MVA}$; $f_{base} = 60 \text{ Hz}$; $\omega_s = 1 \text{ p.u.}$; $\omega_b = 2 \pi f_b = 377 \text{ rad/s}$; $R_s = 0.00706 \text{ p.u.}$; $R_r = 0.005 \text{ p.u.}$; $L_s = 3.07 \text{ p.u.}$; $L_r = 3.056 \text{ p.u.}$; $L_g = 2.9 \text{ p.u.}$; Grid filter impedance: $R_g + jX_g = 0.003 + j 0.3 \text{ p.u.}$

(۲) پارامترهای خطوط انتقال:

Length: 30 km; Positive and zero sequence resistances: 0.1153, 0.413 Ω /km; Positive and zero sequence inductances: 1.05, 3.32 mH/km; Positive and zero sequence capacitances: 11.33, 5.01 nF/km;

(۳) پارامترهای ترانسفورماتورها:

$T_1 = 2\text{MVA}$, 575 V/25 kV, impedance: $0.0017 + j 0.05$ p.u.; $T_2 = 47\text{MVA}$, 25 kV/120 kV, impedance: $0.00534 + j 0.16$ p.u.

(۴) امپدانس شبکه:

$R_e + jX_e = 0.0004 + j 0.004$ p.u.

۶- مراجع

- [1] Zaggout, M., Tavner, P., Crabtree, C., Ran, Li., "Detection of rotor electrical asymmetry in wind turbine doubly-fed induction generators", IET Renewable Power Generation, Vol. 8, 2014, pp. 878-886.
- [2] Chen, M., Yu, L., Wade, N.S., Liu, X., Liu, Q., Yang, F., "Investigation on the faulty state of DFIG in a microgrid", IEEE Transactions on Power Electronics, Vol. 26, 2011, pp. 1913-1919.
- [3] Kundur, P., "Power System Stability and Control", New York: Mc-Graw-Hill, 1994.
- [4] Reimert, D., "Protective Relaying for Power Generation Systems", Boca Raton, London, New York, third edition, Taylor & Francis, 2006.
- [5] Amini, M., Davarpanah, M., Sanaye-Pasand, M., "A Novel Approach to Detect the Synchronous Generator Loss of Excitation", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 30, 2015, pp. 1429-1438.
- [6] Berdy, J., "Loss of excitation protection for modern synchronous generators", IEEE Trans. on Power App. Syst., vol. PAS-94, No. 5, 1975, pp. 1457-1463.
- [7] Ghorbani, A., Soleymani, S., Mozafari, B., "A PMU-based LOE protection of synchronous generator in the presence of GIPFC", IEEE Trans. Power Del., DOI: 10.1109/TPWRD.2015.2440314.
- [8] Elsamahy, M., Faried, S. O., Sidhu, T., "Impact of midpoint STATCOM on generator loss of excitation protection", IEEE Trans. Power Del., Vol. 29, No. 2, 2014, pp. 724-732.
- [9] Morais, A. P., Cardoso, G., Mariotto, L., "An innovative loss-of-excitation protection based on the fuzzy inference mechanism", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 25, 2010, pp. 2197-2204.
- [10] Rana, R. D., Schulz, R. P., Heyeck, M., Boyer, T. R., "Generator loss of field study for AEP's Rockport plant", IEEE Comput. Appl. Power, Vol. 3, No. 2, 1990, pp. 44-49.
- [11] Lee, C. H., Ma, L. S., Weng, C. H., Chen, B. K., "Lessons learned from the generator loss of field at a cogeneration thermal power plant in Taiwan", IEEE Transactions on Power Sys., Vol. 26, No. 4, 2011, pp. 2093-2100.
- [12] IEEE Power System Relaying Committee Working Group D6, "Power swing and out-of-step considerations on transmission lines", 2005.
- [13] NERC System Protection and Control Subcommittee, Rev.1, "Power plant and transmission system protection coordination", 2010.
- [14] Yaghoobi, H., "Impact of static synchronous compensator on flux-based synchronous generator loss of excitation protection", IET Generation, Transmission & Distribution, Vol. 9, 2015, pp. 874-883.
- [15] Yaghoobi, H., Mortazavi, H., "A novel method to prevent incorrect operation of synchronous generator loss of excitation relay during and after different external faults", International Transactions on Electrical Energy Systems, Vol. 25, 2015, pp. 1717-1735.
- [16] Abdou, A.F., Abu-Siada, A., Pota, H.R., "Improving fault ride through capability of DFIG during RSC flashover fault", IEEE International Conference on Smart Energy Grid Engineering, 2013, pp. 1-5.
- [17] Abdou, A.F., Abu-Siada, A., Pota, H.R., "Application of STATCOM to improve the LVRT of DFIG during RSC fire-through fault", 22nd Australasian Universities Power Eng Conference, 2012, pp. 1-6.
- [18] Ouyang, J., Xiong, X., "Dynamic behavior of the excitation circuit of a doubly-fed induction generator under a symmetrical voltage drop", Renewable Energy, Vol. 71, 2014, pp. 629-638.
- [19] Yao, J., Li, H., Liao, Y., Chen, Z., "An Improved Control Strategy of Limiting the DC-Link Voltage Fluctuation for a Doubly Fed Induction Wind Generator", IEEE Transactions on Power Electronics, Vol. 23, 2008, pp. 1205-1213.
- [20] Mohammadi, J., Vaez-Zadeh, S., Afsharnia, S., Daryabeigi, E., "A Combined Vector and Direct

- PowerControl for DFIG-Based Wind Turbines", IEEE Transactions on Sustainable Energy, Vol. 5, 2014, pp. 767-775.
- [21] Konopinski, R.J., Vijayan, P., Ajarapu, V., "Extended reactive capability of DFIG wind parks forenhanced system performance", IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 24, 2009, pp. 1346-1355.
- [22] Goodarzi, A., "Loss of excitation detection in DFIGs by using of stator flux linkage", 23rd Iranian Conference on Electrical Engineering- ICEE-Tehran, Iran (in Persian), 2015.