

## بررسی پارامترهای مؤثر سامانه یاتاقان مغناطیسی فعال به صورت تجربی و عددی

یوسف حجت<sup>\*</sup>، مجید محمدی‌قدم<sup>۲</sup>، محمدمراد شیخی<sup>۳</sup>، حسین موسوی‌هندری<sup>۴</sup>

۱- دانشیار مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه تربیت مدرس

۲- استادیار مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه تربیت مدرس

۳- دانشجوی دکتری مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه تربیت مدرس

۴- فارغ التحصیل کارشناسی ارشد مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه تربیت مدرس

\*تهران، صندوق پستی ۱۴۱۱۵-۱۴۳

yhojjat@modares.ac.ir

(دریافت مقاله: شهریور ۱۳۸۶، پذیرش مقاله: اردیبهشت ۱۳۸۷)

**چکیده**- یک سامانه یاتاقان مغناطیسی فعال طراحی و ساخته شده که در آن، با اعمال جریان کنترل شده به سیم پیچ‌ها، توسط یک کنترل کننده ID، نیروی جاذبه الکترومغناطیسی ایجاد و فاصله بین میله و آهنرباها کنترل می‌شود. سپس تأثیر پارامترهایی مانند فرکانس نمونه برداری، الگوی تحریک آهنرباها و فاصله هوایی بین رتور و استاتور بر پایداری سامانه یاتاقان مغناطیسی به صورت آماری با استفاده از نتایج آزمایشی تحریکی تحلیل و بررسی شده است. همچنین تحلیل دینامیکی و تأثیر میدان مغناطیسی و تحلیل نیرو و با استفاده از تحلیل عددی ارائه شده است. با توجه به غیرخطی بودن سامانه تعلیق یاتاقان مغناطیسی، از نتایج این آزمایش برای بررسی اثر غیرخطی و کنترل مناسبتر سامانه استفاده شده است. در تحلیل عددی نحوه و شکل خطوط میدان مغناطیسی، پراکندگی و توزیع چگالی شار مغناطیسی و نیروی مغناطیسی اعمال شده بر میله آهنی به دو روش کار مجازی و تنسور تنش ماکسول بررسی شده است. در تحلیل آماری، نتایج تحریکی مربوط به تأثیر تغییرات فرکانس و فاصله هوایی بین رتور و استاتور برای تعیین نقاط پایدار کاری استفاده شده است.

**کلیدواژگان:** یاتاقان مغناطیسی، کنترل پیش فاز، تعلیق مغناطیسی، تحلیل آماری، فرکانس و شکل موج تحریک کننده، فاصله هوایی.

نداشتن به روغن کاری (کم شدن آلودگی و خطر آتش‌سوزی)، قابلیت کنترل بهتر روی دینامیک رotor و نیاز کمتر به تعمیر و نگهداری است.

### ۱- مقدمه

مهمترین مزیت‌های یاتاقان مغناطیسی، حذف تماس فیزیکی و اصطکاک، امکان حرکت با سرعت بالا، نیاز

$I + \delta_i$  را عبور داده و از دیگری جریان  $\delta_i - I$  عبور می‌کند.

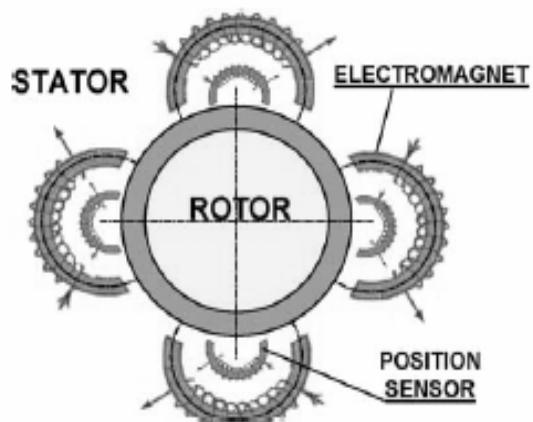
یاتاقان‌های مغناطیسی فعال برای کنترل موقعیت رتور در جهت‌های محوری و شعاعی به کار می‌روند. یاتاقان‌های مغناطیسی مرکب که در آن هم مغناطیس دائم و هم الکترومغناطیس به کار می‌رود، برای افزایش ظرفیت بار و تقویت استحکام استفاده می‌شوند.

اساس کار یاتاقان مغناطیسی، نیروی جاذبه بین آهنربا و ماده فرومغناطیس است. با این شیوه می‌توان نیروهای بزرگی را ایجاد کرد که مشابه آن در موتورهای الکتریکی استفاده می‌شود. اما این نوع تعلیق دارای طبیعت ناپایدار است، بنابراین مدار کنترل بسیار سریع و دقیق برای پایدار سازی حالت تعلیق نیاز است. در یاتاقان‌های مغناطیسی، موقعیت محور توسط سنسورهای موقعیت اندازه‌گیری شده و نتایج به مدار کنترل فرستاده می‌شود. مدار کنترل نیز با توجه به اختلاف موقعیت محور از محل مورد نظر، جریان الکتریکی آهنرباهای را تنظیم می‌کند. از آنجا که در سرعت‌های بالا، جابه‌جایی‌های جزئی نیز سبب عدم تعادل نسبتاً بزرگی می‌شود، سرعت، دقت و پایداری سامانه کنترلی، اهمیت بالایی دارد [۳۰ و ۳۱].

اولین سامانه تعلیق مغناطیسی فعال در سال ۱۹۴۶ توسط بیمز<sup>۱</sup> ساخته شد. وی گلوله‌های فولادی را در محفظه‌ای از خلا معلق کرد.

برای کنترل سامانه یاتاقان مغناطیسی که شامل میله‌ای معلق و دوار است، دینامیک و ارتعاش‌های میله باید مطالعه شود. تأثیرهای زمانی اجتناب ناپذیر است

در یاتاقان‌های مغناطیسی ارتعاشات ناشی از عدم تعادل رتور، بدون نیاز به وسیله و تجهیزات اضافی، پایش و کنترل قرار می‌شود. از این اطلاعات می‌توان برای تشخیص عملکرد مناسب سامانه و تخمین زمان تعمیر و نگهداری استفاده کرد. در یاتاقان مغناطیسی فعال (AMB)، کنترل رتور با تغییر نیروهای جاذبه ناشی از شار مغناطیسی تولید شده توسط محرک‌های الکترومغناطیسی انجام می‌شود. طرح‌واره یاتاقان مغناطیسی شعاعی فعال در شکل (۱) نشان داده شده است. در این شکل، چهار الکترومغناطیس C شکل وجود دارد که به صورت N,S,S,N,N,S مرتب شده‌اند، به طوری که قطب‌های همنام مجاور همدیگر قرار گرفته و چهار قطب مغناطیسی برآیند به وجود آمده است.

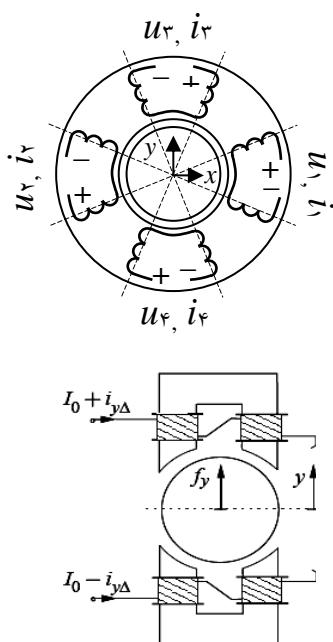


شکل ۱ یاتاقان مغناطیسی شعاعی فعال [۱]

در این شکل سیم‌پیچ سنسورها نیز نشان داده شده است. الکترومغناطیس‌ها در هر انتهای دو محور عمود بر هم، قائم و افقی قرار می‌گیرند. سیم‌پیچ‌های روبه‌رو با یکدیگر کنترل می‌شوند چنان‌که یکی جریان

## ۲- معادلات دینامیکی رتور

مدل ریاضی دینامیکی یاتاقان مغناطیسی شعاعی شکل (۲) با یک محور صلب توسط معادلات زیر توصیف می‌شود [۲ و ۳].



شکل ۲ آهنرباهای الکتریکی و مدل مدار و مختصات

$$u = I_0 R + J i_\Delta R + 2 \frac{\partial \psi}{i_\Delta} \frac{di_\Delta}{dt} + \frac{\partial \psi}{\partial x} \frac{dx}{dt}$$

$$M \frac{d^2 x}{dt^2} + \Omega G \frac{dx}{dt} = B f(i_\Delta, x_b) + f_g + \Omega^2 d_u(\Omega t)$$

که در آن  $u$  ولتاژ دو سر آهنربای الکتریکی،  $I$  جریان مبنای،  $R$  مقاومت الکتریکی سیم پیچ آهنربای الکتریکی و  $J$  ضریب ماتریس جریان کنترل است.

$$u = \begin{bmatrix} u_r \\ u_i \\ u_r \\ u_i \end{bmatrix}, I = \begin{bmatrix} I_0 + i_{\Delta x} \\ I_0 - i_{\Delta x} \\ I_0 + i_{\Delta y} \\ I_0 - i_{\Delta y} \end{bmatrix}, J = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & -1 \end{bmatrix}$$

به ویژه تأخیر ناشی از نرم افزارهای کامپیوترا مانند متلب<sup>۱</sup>. اما این نرم افزارها به دلیل انعطاف پذیری بالا جایگزین روش‌ها و ابزارهای قدیمی شده‌اند. محققانی که در این زمینه فعالیت کرده‌اند، معمولاً تاخیرهای کوچک را در محاسبات منظور نکرده‌اند که این مشکلی را ایجاد نکرده است. تحقیقات مذکور توسط افراد مختلفی در فاصله سال‌های ۱۹۹۵ تا ۲۰۰۱ انجام شده است [۴ تا ۶].

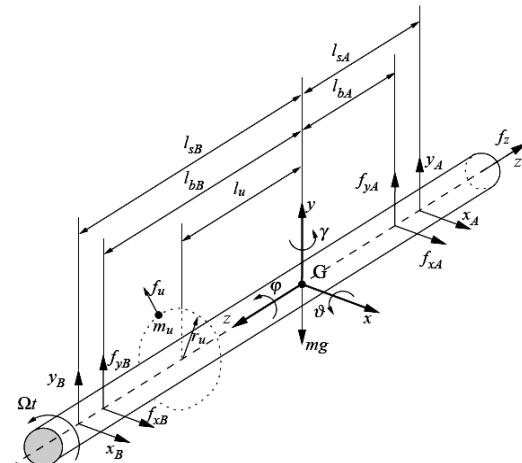
تحقیقات دیگری که توسط هال<sup>۲</sup> در سال ۱۹۹۷ و کانگ<sup>۳</sup> در سال ۱۹۹۳ انجام شده بیانگر این است که تأخیرهای زمانی و فاصله نامناسب رتور و استاتور - هر چند کوچک - می‌توانند موجب بروز ناپایداری در سامانه شوند [۷ و ۸].

برخی تحقیقات جدیدتر به سمت استفاده از الگوریتم‌های جدیدی مانند منطق فازی و روش‌های مشابه رفته و محققان سعی در مقایسه این روش‌ها با روش‌های پیشین نظری PID داشته‌اند. از میان این تحقیقات می‌توان فعالیت‌های دانشگاه تگزاس توسط پالازولو را نام برد؛ در [۹] کنترل حرکت محوری رotor یاتاقان مغناطیسی به سه روش PID، منطق فازی و کنترل حالت لغزشی انجام شده است. همچنین در [۱۰] اثر اعمال کنترل حالت لغزشی بر سامانه یاتاقان مغناطیسی با رتور جفکات در دانشگاه تاینان توسط جانگ<sup>۴</sup> در سال ۲۰۰۵ انجام شده که نتایج تحلیلی - عددی به دست آمده، نشان‌دهنده کارآمدی این روش است [۱۱ و ۱۲].

- 
1. MATLAB
  2. Hale
  3. Kuang
  4. Janga

$d_u$  بردار تحریک هارمونیک ناشی از نابالانسی است.

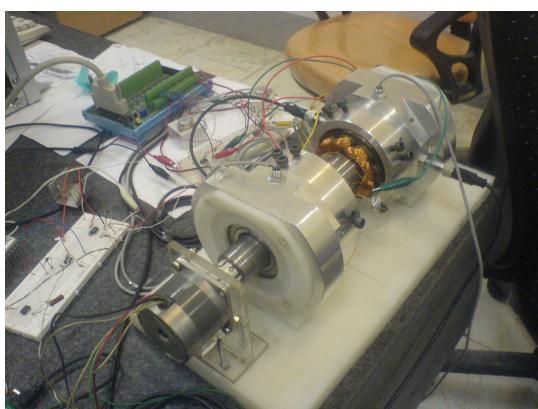
$$d_u = \begin{bmatrix} K_s \cos \Omega t \\ K_d \cos(\Omega t + \beta) \\ K_s \sin \Omega t \\ -K_d \sin(\Omega t + \beta) \end{bmatrix}$$



شکل ۳ رتور همراه با پارامترهای مربوط

با توجه به طراحی انجام شده مطابق شکل ۴، معادلات بالا به صورت تحلیلی با صرف نظر کردن از اثرهای ژیروسکوپی و اثرهای غیرخطی مغناطیسی،

به صورت زیر است:



شکل ۴ طرح ساخته شده همراه با تجهیزات مربوط

$$\vec{i}_\Delta = \begin{bmatrix} i_{\Delta x} \\ i_{\Delta y} \end{bmatrix}$$

آهنگهای الکتریکی است و داریم:

$$\frac{\partial \psi}{\partial x} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \psi_1}{\partial x} & \frac{\partial \psi_\tau}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_\tau}{\partial x} & \frac{\partial \psi_1}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_\tau}{\partial x} & \frac{\partial \psi_\tau}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_i}{\partial x} & \frac{\partial \psi_i}{\partial y} \end{bmatrix}, \frac{\partial \psi}{\partial i_\Delta} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \psi_1}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_1}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_\tau}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_\tau}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_\tau}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_\tau}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_i}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_i}{\partial i_{\Delta y}} \end{bmatrix}$$

$G$  موقعیت رتور،  $M$  ماتریس متقارن جرم و  $x$  ماتریس مربوط به اثر ژیروسکوپی عبارت است از:

$$M = \begin{bmatrix} m & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & J_r & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & m & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & J_r \end{bmatrix}, G = \begin{bmatrix} \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & -J_e \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & -J_e & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$$

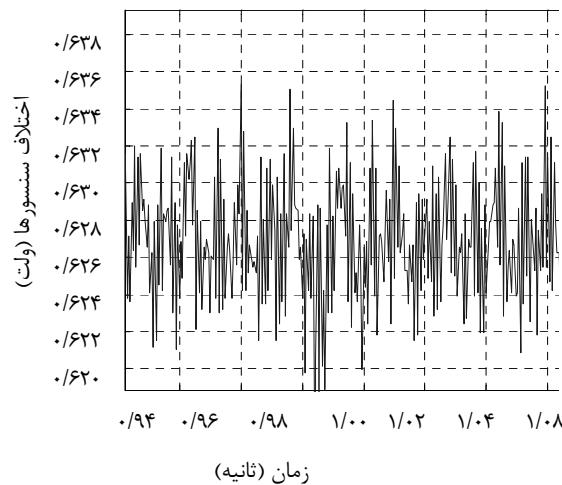
$\Omega$  فاز حرکت دورانی رتور،  $\theta$  زاویه لحظه‌ای چرخش و  $T$  دوره تنابوب چرخش و  $B$  ماتریس انتقال ورودی، به صورت زیر مربوطند:

$$\Omega = \frac{\pi}{T} \theta, B = \begin{bmatrix} 1 & \cdot & 1 & \cdot \\ -l_{bA} & \cdot & l_{bA} & \cdot \\ \cdot & 1 & \cdot & 1 \\ \cdot & l_{bA} & \cdot & -l_{bA} \end{bmatrix}$$

$f$  بردار نیروی یاتاقان‌های شعاعی است که به صورت تابعی از جریان کنترل و موقعیت رتور توصیف می‌شود و  $f_g$  بردار نیروی جاذبه است و:

$$f = \begin{bmatrix} f_{xA}(i_{\Delta xA}, x_{bA}) \\ f_{yA}(i_{\Delta yA}, y_{bA}) \\ f_{xB}(i_{\Delta xB}, x_{bB}) \\ f_{yB}(i_{\Delta yB}, y_{bB}) \end{bmatrix}, f_g = \begin{bmatrix} \cdot \\ \cdot \\ -mg \\ \cdot \end{bmatrix}$$

کترلی، رتور در نقطه تعادل به صورت پایدار و فقط با حداقل نوسان چند میکرون کنترل می شود. که خروجی سنسور سیستم در شکل ۵ نشان داده شده است.



شکل ۵ خروجی سنسورها در وضعیت تعليق

همان‌طور که در شکل ۵ مشاهده می‌شود اختلاف ولتاژ سنسورها بین ۰/۶۱۱ تا ۰/۶۳۶ ولت نوسان می‌کند و درنتیجه دامنه نوسان حدود ۰/۰۲۵ ولت است. با توجه به اینکه هر ۱۰ ولت خروجی سنسورها معادل ۴mm است، در حالت تعليق، مقدار نوسان ميله از مرکز حداقل برابر ۵ میکرون است.

### ۳- تحلیل عددی سامانه

در طرح مورد نظر از هشت سیم‌پیچ استفاده شده است. برای تشکیل هر آهنربای الکترومغناطیسی C شکل، حداقل دو سیم‌پیچ مجاور باید تغذیه شود تا دو دندانه مربوط به این سیم‌پیچ‌ها تشکیل یک آهنربای الکترومغناطیسی داده و نیرویی مؤثر را برابر میله وارد کند؛ یعنی این هشت سیم‌پیچ، تشکیل چهار قطب الکترومغناطیسی می‌دهند. در این طرح برای اعمال جریان به سیم‌پیچ‌ها، الگوهای

اگر  $I_0$  و  $I_{\max}$  جریان تحریک برای ایجاد شار مغناطیسی در سیم‌پیچ‌ها باشد، در صورت تغییر موقعیت رتور از مرکز، مقدار جریان مورد نیاز برای کنترل و برگشت به نقطه تعادل برابر،  $i_{x\Delta}$  و  $i_{y\Delta}$  است، در این صورت مقدار نیرو از رابطه‌های زیر به دست می‌آید:

$$f_x = \frac{1}{4} \nu \mu_0 N^2 A \cos \alpha \left( \left( \frac{I_0 + i_{x\Delta}}{\delta_0 - x} \right)^2 - \left( \frac{I_0 - i_{x\Delta}}{\delta_0 + x} \right)^2 \right)$$

$$f_y = \frac{1}{4} \nu \mu_0 N^2 A \cos \alpha \left( \left( \frac{I_0 + i_{y\Delta}}{\delta_0 - y} \right)^2 - \left( \frac{I_0 - i_{y\Delta}}{\delta_0 + y} \right)^2 \right)$$

معادلات بالا برای تعیین نیرو به صورت خطی در نزدیکی نقطه تعادل مورد استفاده قرار می‌گیرند، به طوری که:

$$i_{x\Delta op} = 0, x_{op} = 0 \quad \text{and} \quad i_{y\Delta op} = 0, y_{op} = 0$$

در صورتی که نیروها غیرخطی باشند، نیرو را از معادلات زیر می‌توان به دست آورد:

$$f_x = k_i i_{x\Delta} + k_\delta x$$

$$f_y = k_i i_{y\Delta} + k_\delta y$$

$$k_i = \frac{\partial f_x}{\partial i_{x\Delta}} \Big|_{op} = \frac{\partial f_y}{\partial i_{y\Delta}} \Big|_{op} = \nu \mu_0 N^2 A \cos \alpha \frac{I_0}{\delta_0^2}$$

$$k_\delta = \frac{\partial f_x}{\partial x} \Big|_{op} = \frac{\partial f_y}{\partial y} \Big|_{op} = \nu \mu_0 N^2 A \cos \alpha \frac{I_0^2}{\delta_0^3}$$

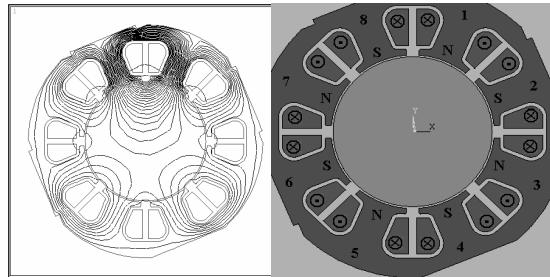
که  $k_i$  بهره جریان، و  $k_\delta$  ضریب سفتی است. با جایگذاری نیروی مربوط به آهنربای در معادله حالت سامانه، ورودی سامانه از  $F$  تغییر داده شده و به  $i$  تبدیل می‌شود. علت این تغییر متغیر، ناتوانایی سامانه در اندازه‌گیری نیرو است. در معادلات حالت اخیر، بردار خروجی سامانه در برگیرنده جایه‌جایی ها است. این در حالی است که اندازه‌گیری جایه‌جایی از طریق اندازه‌گیری خروجی سنسورها انجام می‌شود و با توجه به مدار

در الگوی ۶ الف، همان‌طور که در شکل مشخص شده قطبیت دندانه‌ها به صورتی است که قطب‌ها به‌طور متواالی تعویض می‌شوند و قطب‌های مجاور آهنرباهای الکتریکی مختلف ناهمنام هستند. خطوط شار مغناطیسی در این طرح نشان می‌دهد که در این حالت خطوط شار از قطب‌های هر آهنربا به آهنربای مجاور آن نیز سرایت می‌کند. در الگوی ۶ ب، حالت قطب‌های مجاور آهنرباهای الکتریکی مختلف همنام بوده و در نتیجه خطوط شار آهنرباها از یکدیگر مستقل خواهد بود. با مقایسه نتایج دو الگوی ۶-الف و ۶-ب به نظر می‌رسد که این دو الگو از نظر نیروی مغناطیسی ایجاد شده و نحوه توزیع چگالی شار مغناطیسی، تفاوت چندانی ندارند اما توالی قطب‌ها در ۶-الف به گونه‌ای است که در صورت دوران میله، فرکانس معکوس شدن قطب‌ها نسبت به الگوی ۶-ب دو برابر بوده و این موجب افزایش قابل ملاحظه اتلاف انرژی به صورت هیسترزیس و جریان گردابی می‌شود.

در الگوی ۶-ج با توجه به نحوه تغذیه سیم‌پیچ‌های استاتور و نوع و ترتیب قطب‌ها آهنرباهای الکتریکی عمود بر هم - که خط مرکزی آن‌ها با راستای نیروی جاذبه زاویه ۴۵ درجه می‌سازد - وظیفه حمل میله و غلبه بر نیروی وزن را بر عهده دارند.

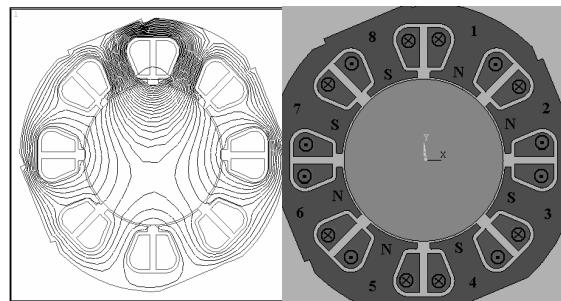
تحلیل عددی انجام شده در خصوص چگالی شار مغناطیسی ایجاد شده در الگوهای بالا نشان دهنده وجود نقاط بحرانی برای اشباع مغناطیسی قسمت‌هایی از استاتور یاتاقان بوده و چگالی شار مغناطیسی ایجاد شده در میله آهنی، معمولاً کمتر از مقادیر استاتور است. هسته استاتور یاتاقان در چگالی شار بیش از ۱/۶ تسلو و میله فولادی استفاده شده نیز برای چگالی شار مغناطیسی بیش از ۱/۷ به حالت اشباع مغناطیسی در می‌آیند.

مختلفی را به صورت NSNS و NNSS می‌توان در نظر گرفت که باعث اعمال نیرو در جهت‌های مختلف می‌شود، (شکل ۶ الف، ب و ج).



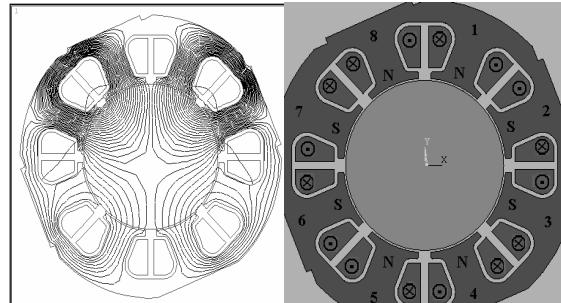
شکل ۶ الف الگوی اعمال جریان به صورت NSNS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچ‌ها به صورت

$$I_1=I_8=0/5A, \quad I_2=I_3=I_4=I_5=I_6=I_7=0/1A$$



شکل ۶ ب الگوی اعمال جریان به صورت NNSS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچها به صورت

$$I_1=I_8=0/5A, \quad I_2=I_3=I_4=I_5=I_6=I_7=0/1A$$



شکل ۶ ج الگوی اعمال جریان به صورت NSNS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچها به صورت

$$I_1=I_2=I_3=I_4=0/5A, \quad I_5=I_6=I_7=I_8=0/1A$$

-۳۰۹۸۳	(N/m)	نیرو در جهت x
+۳۱۰۳۰	(N/m)	نیرو در جهت y

نتایج برای الگوی ۶-ج به صورت زیر است:

+۷/۸۲۲۰	(N/m)	نیرو در جهت x
+۳۲۱۵/۸	(N/m)	نیرو در جهت y

در روش محاسبه نیرو به روش کار مجازی، نیروها با استفاده از مشتقات جزیی از توابع هم انرژی با توجه به جایه‌جایی مجازی انجام می‌شود.

$$W_c = \int_v^H (\int B dH) dV \quad (24)$$

$$F = \frac{\partial W_c}{\partial p} = \left[ \frac{\partial W_c}{\partial x} \frac{\partial W_c}{\partial y} \right]^T$$

که  $W_c$  توابع انرژی و  $F$  بردار نیرو است. نیرو در جهت x از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$F_x = \sum_e \int_{\Omega_e} \left[ -B_x B_y \right] G_j^{-1} \frac{\partial G_j}{\partial x} \left[ H_x H_y \right]^T + \int_v^H B dH \left| G_j \right|^{-1} \frac{\partial G_j}{\partial x} d\Omega \quad (25)$$

این جمع‌بندی در فاصله انجام شده و  $G_j$  ماتریس ژاکوبی است که مختصات محلی و کلی را به هم تزویج می‌کند. نتایج محاسبه نیرو با توجه به حل عددی برای الگوی ۶-ب به صورت زیر است:

-۰/۵۶۲۲	(N/m)	نیرو در جهت x
+۳۱۰۵/۸	(N/m)	نیرو در جهت y

برای تحلیل و پیش‌بینی نیروی مغناطیسی وارد شده به میله از طرف آهنربای الکتریکی و رابطه نیرو بر حسب جریان سیم پیچ آهنربا، از دو روش تنسور تنش ماکسول و کار مجازی استفاده شده است.

در روش تنسور تنش ماکسول، نیروی الکترومغناطیسی با استفاده از انتگرال سطح محاسبه می‌شود.

$$F = \oint_s \sigma \cdot ds \quad (21)$$

$$F = \oint_s \left[ \frac{1}{\mu} (B \cdot n) B - \frac{1}{2\mu} B^T n \right] ds$$

که  $\sigma$  تنسور تنش ماکسول و  $n$  برداری که عمود بر سطح انتگرال  $s$  و  $B$  چگالی شار مغناطیسی است. در مدل دو بعدی، انتگرال سطح به انتگرال خطی در فاصله  $r$  از مرکز تبدیل می‌شود. اگر  $r_i$  شعاع دایره مسیر انتگرال گیری باشد، نیرو از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$F = \int_0^{2\pi} \left[ \frac{1}{\mu} B_r B_\phi e_\phi + \frac{1}{2\mu} (B_r^T - B_\phi^T) e_r \right] r d\theta \quad (22)$$

که  $B_r, B_\phi$  به ترتیب مؤلفه شعاعی و مماسی از چگالی شار است.

تنسور تنش ماکسول از روی مؤلفه شعاعی چگالی شار و در فاصله هوایی  $x$  و زمان  $t$  از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\sigma(x, t) = \frac{1}{2\mu} (B_r(x, t))^T \quad (23)$$

در این روش معادلات با توجه به این که نفوذ پذیری هسته زیاد و خطوط شار روی سطح آهنربا و میله عمود بر هم هستند، حل شده و نیروها برای الگوی ۶-ب به قرار زیر به دست آمده است:

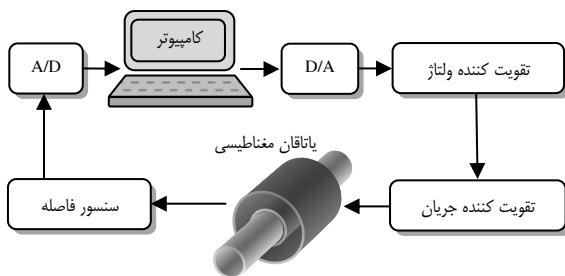
۶- ب است، اما باید توجه داشت که در الگوی ۶- ج توان مصرفی نیز دو برابر است.

نتایج برای الگوی ۶- ج به صورت زیر می‌باشد:

+۲/۱۸۲۲	(N/m)	نیرو در جهت x
+۳۲۲۱/۱	(N/m)	نیرو در جهت y

## ۴- حساسیت‌سنجی تجربی پارامترهای مؤثر در پایداری سامانه

با توجه به طرح ساخته شده (شکل ۴)، آزمایش‌های متعددی با توجه به تحلیل عددی برای تعیین بهترین فاصله، فرکانس پالس تحریک‌کننده و همچنین شکل هندسی آهنرباها انجام شد. با توجه به ناپایداری سامانه یاتاقان‌های مغناطیسی، برای پایداری این سامانه از کنترل کننده پیش فاز استفاده شد، که طرح کلی سامانه کنترل در شکل ۸ نشان داده شده است.



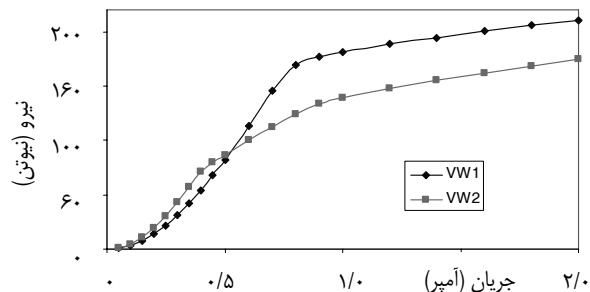
شکل ۸ ارتباط قسمت‌های مختلف سامانه

کنترل کننده پیش فاز با اضافه کردن فاز در فرکانس مورد نظر، سامانه را پایدار می‌کند. رابطه کلی این کنترلگر به صورت زیر است:

$$C = k \frac{Ts + 1}{\alpha Ts + 1}$$

$s = 0$  طوری تعیین می‌شود که  $|kG(s)|$  در بزرگتر از واحد شود. با توجه به روابطی که در کنترل کلاسیک وجود دارد، با توجه به مقدار فازی که برای پایدار سازی سامانه باید به آن اضافه شود،  $\alpha$  را به دست

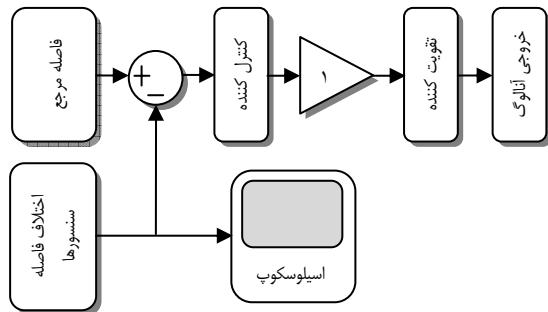
مقادیر نیروی ناچیز به دست آمده در راستای محور x ناشی از تقارن ناکامل و ایدئال نبودن مشبندی مدل و قابل صرف نظر است. برای مقایسه دو الگوی پیشنهادی نمودار نیروهای حاصل از روش کار مجازی برای الگوهای ۶- ب و ۶- ج در نمودار شکل ۷ نشان داده شده است.



شکل ۷ مقایسه نیروی الکترومغناطیسی حاصل در دو الگوی ۶- ب و ۶- ج، بر حسب جریان

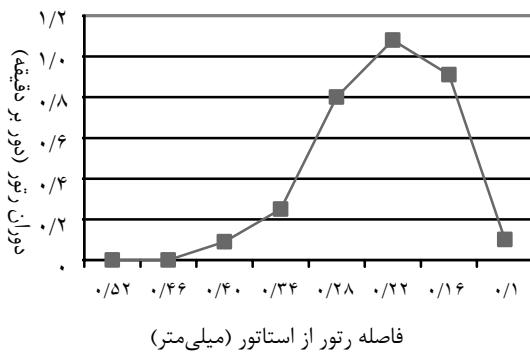
در شکل ۷ منحنی با علامت VW1 مربوط به شکل ۶- ب و منحنی با علامت VW2 مربوط به الگوی شکل ۶- ج است. ملاحظه می‌شود که تا جریان حدود ۰/۵ آمپر نیروی حاصل از الگوی ۶- ج بیشتر از نیروی مغناطیسی الگوی ۶- ب است. اما با افزایش جریان و پدیدار شدن حالت اشباع، نیروی حاصل از الگوی ۶- ب بیشتر از الگوی ۶- ج می‌شود. برای جریان‌های کمتر از ۰/۵ آمپر، نیروی ایجاد شده در الگوی ۶- ج همواره بیشتر از الگوی

متناسب با آن در سخت افزار ایجاد کرد. وقتی بلوک مرجع بین ۱/۰۵ تا ۲/۶۵ ولت تعیین شود، میله معلق است. هر چه عدد مرجع به ۱/۰۵ ولت نزدیکتر باشد، میله به سیم پیچ های بالا نزدیکتر است.



شکل ۱۰ ساختار نرم افزاری سامانه کنترل

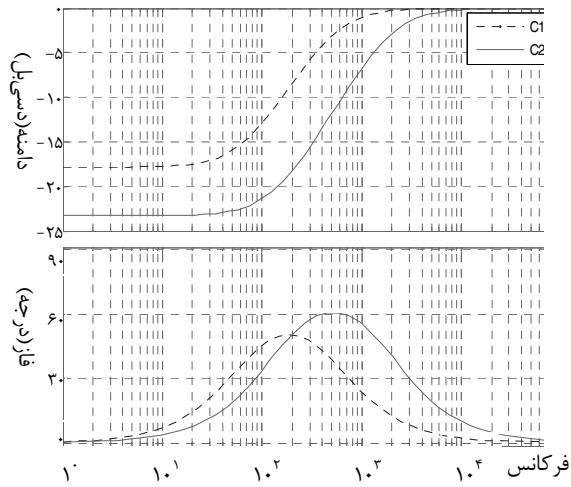
وقتی بلوک مرجع در عدد ۱/۰۵ تعیین شود، یعنی فاصله میله تا سنسور بالایی برابر ۰/۱ میلیمتر و وقتی بلوک مرجع در عدد ۲/۶۵ تعیین شود، یعنی فاصله میله تا سنسور بالایی برابر ۰/۵۲ میلیمتر است. تأثیر تغییر فاصله هوایی به صورت آزمایشی و با استفاده از سامانه ساخته شده بررسی شده و نتایج آن در شکل ۱۱ نشان داده شده است. نتایج تغییرات فرکانس نمونه برداری در شکل ۱۲ نشان داده شده است.



شکل ۱۱ تأثیر تغییر فاصله هوایی بر سامانه

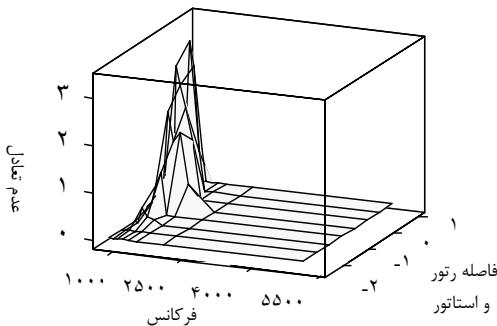
آورده و با توجه به  $\alpha$  و فرکانسی که می خواهیم در آن فاز را اضافه کنیم، می توان  $T$  را به دست آورد.

در این سامانه از نمودار "بود" کنترلگر با تابع تبدیل  $C_2 = \frac{41.25s + 500}{41.25s + 8000}$  که در شکل ۹ نشان داده شده و نسبت به سایر کنترلگرها پاسخ بهتری دارد، برای پایداری سامانه استفاده شده است.



شکل ۹ نمودار بود کنترلگر پیش فاز با تابع تبدیل  $C_1$  و  $C_2$

خروجی کنترلگر پیش فاز طراحی شده، توسط مبدل D/A به خارج از کامپیوتر فرستاد می شود. بیشینه سیگنال خروجی کامپیوتر با توجه به محدودیت های مبدل های A/D، برابر ۱۰ ولت است. به همین دلیل این ولتاژ باید ابتدا تقویت و سپس به تقویت کننده جریان وارد شود. در این طرح، سامانه کنترل با استفاده از نرم افزار متلب طوری طراحی شده که می توان با تغییرات نرم افزاری، تغییرات سخت افزاری مانند تغییر فاصله رتور و استاتور و تغییر فرکانس در سامانه را شبیه سازی کرد. برای اعمال تغییرات در فاصله رتور و استاتور می توان با تغییر در بلوک مرجع نرم افزار در شکل ۱۰، تغییر فاصله ای

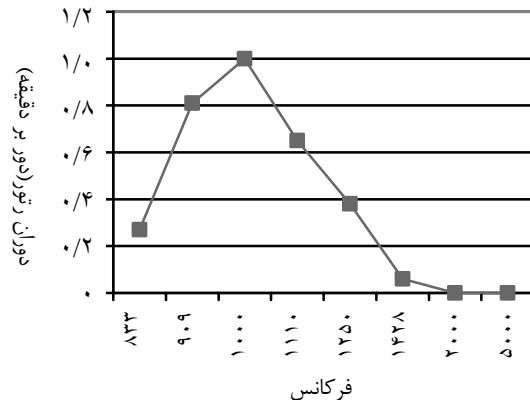


شکل ۱۳ منحنی سه بعدی تأثیر فرکانس و فاصله

همان طور که در این دو شکل مشخص است، در فرکانس بالا و فاصله مناسب رتور و استاتور، پایداری بهتری داریم. بیشترین ناپایداری در فاصله  $0/25$  میلیمتر و نزدیک به آن و در فرکانس کمتر از  $2000$  اتفاق می‌افتد.

## ۵- نتیجه‌گیری

در این مقاله رفتار دینامیکی یاتاقان مغناطیسی به روش‌های تجربی، عددی و نظری بررسی شده و سپس نتایج بررسی‌های نظری در تحلیل آماری پایداری سامانه به کار گرفته شده و از این نتایج برای کنترل بهینه یاتاقان استفاده شده است. نتایج تحلیل عددی نشان می‌دهد که چیدمان NNS (الگوی شکل ۶ - ب) از نظر پایداری، مناسب‌ترین حالت است. تحلیل آماری نتایج آزمایش نشان می‌دهد که سامانه در زمانی که رتور و محور استاتور کمترین خروج از مرکز را نسبت به هم دارند، پایدارتر است. در این آزمایش‌ها مشخص شد که هم مرکز نبودن رتور و استاتور در وضعیت تعلیق، باعث ناپایداری سامانه، ایجاد گشتاور در رتور و در نتیجه، دوران رتور می‌شود.



شکل ۱۴ تأثیر تغییر فرکانس بر سامانه

نتایج آزمایش در شکل ۱۱، نشان می‌دهد که سامانه در فاصله کم و زمانی که محور رتور و محور استاتور کمترین خروج از مرکز را دارند، پایدارتر است. در این آزمایش مشخص شد که هم مرکز نبودن رتور و استاتور در هنگام تعلیق باعث ناپایداری در سامانه و به بیان دیگر باعث ایجاد گشتاور در رتور شده، که این گشتاور باعث دوران رتور و ناپایداری خواهد شد. همچنین، شکل ۱۲، نشان می‌دهد که پایداری سامانه در فرکانس‌های بالا بهتر است. البته منظور از فرکانس، فرکانس نمونه‌برداری است که به سامانه فرصت کنترل می‌دهد و البته با فرکانس پالس تحریک در فرکانس‌های پایین یکی است. تغییر فرکانس باعث تغییر شکل پالس تحریک در آهنرباهای می‌شود و نوع پالس نیز باعث تأثیر در پایداری سامانه می‌شود. تأثیر فرکانس و فاصله به صورت آزمایشی و با استفاده از تحلیل آماری به صورت مدل سه‌بعدی در شکل ۱۳ آورده شده است. این شکل تأثیر دو پارامتر فرکانس و فاصله را بر پایداری نشان می‌دهد.

- rotor” By Ming-Jyi Janga. Journal of the Franklin Institute 342 (2005) 401–419
- [5] “Predictive functional control based on fuzzy model: magnetic suspension system
- [6] case study” By Marko LepetiWa. Engineering Applications of Artificial Intelligence 16 (2003) 425–430
- [7] “High Speed Drive System for Medical Respiration” M. Sc. Thesis, By Matthias Glauser Daniel Schrag, Swiss Federal Institute of Technology Zurich, March 2002
- [8] “General Theory of Electrical Machines” by Bimbahara.
- [9] “Electrical Machines” by Choppman. Optimal – Efficiency Constant – Speed Control of Nonlinear Variable
- [10] Reluctance Motor Drives by David Allan Torry, Massachusetts Institute of Technology PhD Thesis. 1988
- [11] Integrated Design of High-Speed Permanent-Magnet Synchronous Motor Drives by Kamashi Srinivasan, Massachusetts Institute of Technology PhD Thesis. 1996
- سامانه در فرکانس‌های کترلی (PWM) بالاتر از ۱۰۰۰ هرتز و فاصله زیاد رتور و استاتور (در حدود ۰/۵ میلی‌متر) پایداری بهتری دارد و بیشترین ناپایداری در فاصله حدود ۰/۲۵ میلی‌متر و در فرکانس کمتر ۲۰۰۰ هرتز است.
- با استفاده از نتایج به دست آمده می‌توان حالت بهینه کترل یاتاقان مغناطیسی فعال را به دست آورد.

## ۶- منابع

- [1] “Magnetic Bearings- A Review of Their Design, Performance and Applications” By D G Waterston Published By ERA TECHNOLOGY. 1993
- [2] BoStjan Polajier, Drago Dolinar, Gorazd Stumberger and Bojan GrEar , Modeling and Control of Horizontal-Shaft Magnetic Bearing System, Smetanova 17, SI-2000 Maribor, Slovenia bostjan.polajzerQuni-b.si
- [3] Bostjan Polajzer, Gorazd Stumberger and Drago Dolinar, Determination of a dynamic radial active magnetic bearing model using the finite element method, vol. 23 no. 3, 2004
- [4] “Sliding mode control for active magnetic bearing system with flexible

[12] Parameter Estimation of Induction Motors  
using PWM Inverters by Dennis J.  
Evangelistam, Massachusetts Institute of  
Technology MSc Thesis. 1999