مجلهٔ فنی و مهندسی مدرس- مکانیک
شمارهٔ ۳۹، بهار ۱۳۸۹

بررسی پارامترهای مؤثر سامانه یاتاقان مغناطیسی فعال به‌صورت تجربی و عددی

یوسف حجت[۱*]، مجید محمدی‌مقدم[۲]، محمدمراد شیخی[۳]، حسین موسوی‌هندری[۴]

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

***تهران، صندوق پستی ۱٤۳- ۱٤۱۱۵**
yhojjat@modares.ac.ir
(دریافت مقاله: شهریور ۱۳۸٦، پذیرش مقاله: اردیبهشت ۱۳۸۷)

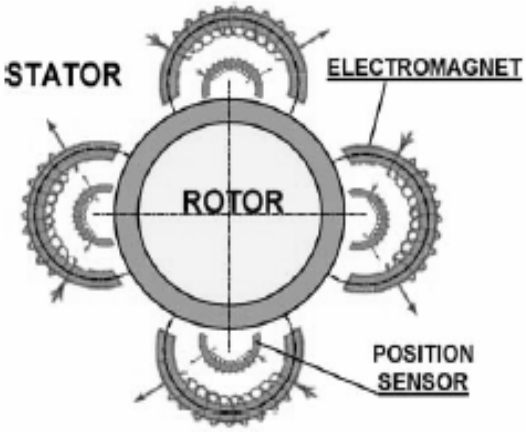
چکیده- یک سامانه یاتاقان مغناطیسی فعال طراحی و ساخته شده که در آن، با اعمال جریان کنترل شده به سیم‌پیچ‌ها، توسط یک کنترل کننده ID، نیروی جاذبه الکترومغناطیسی ایجاد و فاصله بین میله و آهنرباها کنترل می‌شود.سپس تأثیر پارامترهایی مانند فرکانس نمونه‌برداری، الگوی تحریک آهنرباها و فاصله هوایی بین رتور و استاتور بر پایداری سامانه یاتاقان مغناطیسی به‌صورت آماری با استفاده از نتایج آزمایشی تجربی 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 تجربی 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 مغنایسی، تحلیل آماری، فرکانس و شکل موج تحریک‌کننده، فاصله هوایی.

۱- مقدمه

مهمترین مزیت‌های یاتاقان مغناطیسی، حذف تماس فیزیکی و اصطکاک، امکان حرکت با سرعت بالا، نیاز نداشتن به روغن کاری (کم شدن آلودگی و خطر آتش‌سوزی)، قابلیت کنترل بهتر روی دینامیک رتور و نیاز کمتر به تعمیر و نگهداری 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. طرحوارهٔ یاتاقان مغناطیسی شعاعی فعال در شکل (۱) نشان داده شده است. در این شکل، چهار الکترومغناطیس c شکل وجود دارد که به‌صورت N,S,S,N,N,S مرتب شده‌اند، به‌طوری که قطب‌های همنام مجاور همدیگر قرار گرفته و چهار قطب مغناطیسی برآیند به‌وجود 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 چنان که یکی جریان $I_0+\delta_i$ را عبور داده و از دیگری جریان $I_0-\delta_i$ عبور می‌کند.

یاتاقان‌های مغناطیسی فعال برای کنترل موقعیت رتور در جهت‌های محوری و شعاعی به‌کار می‌روند. یاتاقان‌های مغناطیسی مرکب که در آن هم مغناطیس دائم و هم الکترومغناطیس به‌کار 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 آهنرباها 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 [۱و۲و۳].

اولین سامانه تعلیق مغناطیسی فعال در سال ۱۹٤٦ توسط بیمز[1] ساخته شد. وی گلوله‌های فولادی را در محفظه‌ای از خلأ معلق کرد.

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

1. Beams

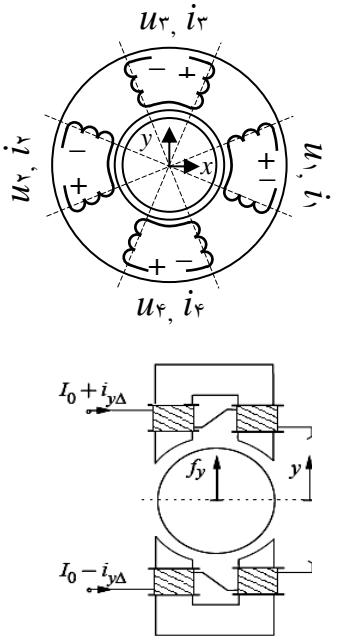
به‌ویژه تأخیر ناشی از نرم‌افزارهای کامپیوتری مانند متلب[1]. اما این نرم‌افزارها به‌دلیل انعطاف‌پذیری بالا جایگزین روش‌ها و ابزارهای قدیمی شده‌اند. محققانی که در این زمینه فعالیت کرده‌اند، معمولاً تاخیرهای کوچک را در محاسبات منظور نکرده‌اند که این مشکلی را ایجاد نکرده است. تحقیقات مذکور توسط افراد مختلفی در فاصلهٔ سال‌های ۱۹۹۵ تا ۲۰۰۱ انجام شده است [٤تا٦].

تحقیقات دیگری که توسط هال[2] در سال ۱۹۹۷ و کانگ[3] 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[۷و۸].

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 نظیر PID داشته‌اند. از میان این تحقیقات می‌توان فعالیت‌های دانشگاه تگزاس توسط پالازولو را نام برد؛ در [۹] کنترل حرکت محوری رتور 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 جانگا[4] در سال ۲۰۰۵ انجام شده که نتایج تحلیلی- عددی به‌دست آمده، نشان‌دهنده کارامدی این روش است [۱۱و ۱۲].

۲- معادلات دینامیکی رتور

مدل ریاضی دینامیکی یاتاقان مغناطیسی شعاعی شکل (۲) با یک محور صلب توسط معادلات زیر توصیف می‌شود [۲و۳].



شکل ۲ آهنرباهای الکتریکی و مدل مدار و مختصات

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

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

که در آن u ولتاژ دو سر آهنربای الکتریکی، I_0 جریان مبنا، R مقاومت الکتریکی سیم‌پیچ آهنربای الکتریکی و J ضریب ماتریس جریان کنترل است.

$$u = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix}, I_0 = \begin{bmatrix} I_0 + i_{\Delta x} \\ I_0 - i_{\Delta x} \\ I_0 + i_{\Delta y} \\ I_0 - i_{\Delta y} \end{bmatrix}, J = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & -1 \end{bmatrix}$$

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

$i_\Delta = \begin{bmatrix} i_{\Delta x} \\ i_{\Delta y} \end{bmatrix}$ جریان کنترل و ψ شار مغناطیسی آهنرباهای الکتریکی است و داریم:

$$\frac{\partial \psi}{\partial x} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \psi_1}{\partial x} & \frac{\partial \psi_2}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_2}{\partial x} & \frac{\partial \psi_2}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_3}{\partial x} & \frac{\partial \psi_3}{\partial y} \\ \frac{\partial \psi_4}{\partial x} & \frac{\partial \psi_4}{\partial y} \end{bmatrix}, \frac{\partial \psi}{\partial i_\Delta} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \psi_1}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_1}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_2}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_2}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_3}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_3}{\partial i_{\Delta y}} \\ \frac{\partial \psi_4}{\partial i_{\Delta x}} & \frac{\partial \psi_4}{\partial i_{\Delta y}} \end{bmatrix}$$

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

$$M = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & J_r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J_r \end{bmatrix}, G = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -J_e \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -J_e & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Ω فاز حرکت دورانی رتور، θ زاویه لحظه‌ای چرخش و T دوره تناوب چرخش و B ماتریس انتقال ورودی، به‌صورت زیر مربوطند:

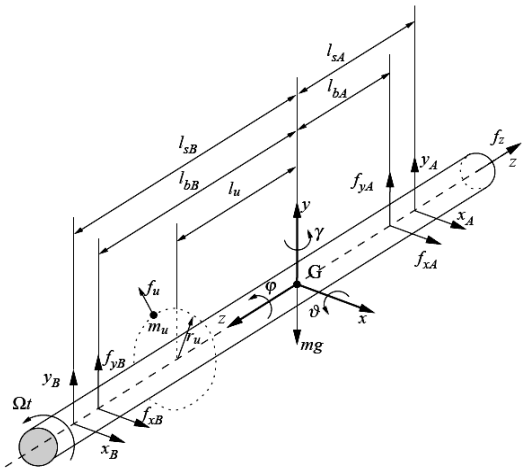
$$\Omega = \frac{2\pi}{T}\theta \ , \ B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ -l_{bA} & 0 & l_{bA} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & l_{bA} & 0 & -l_{bA} \end{bmatrix}$$

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

$$f = \begin{bmatrix} f_{xA}(i_{\Delta xA}, x_{bA}) \\ f_{yA}(i_{\Delta yA}, y_{bA}) \\ f_{xB}(i_{\Delta xB}, x_{bB}) \\ f_{yB}(i_{\Delta By}, y_{bB} \end{bmatrix}, f_g = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -mg \\ 0 \end{bmatrix}$$

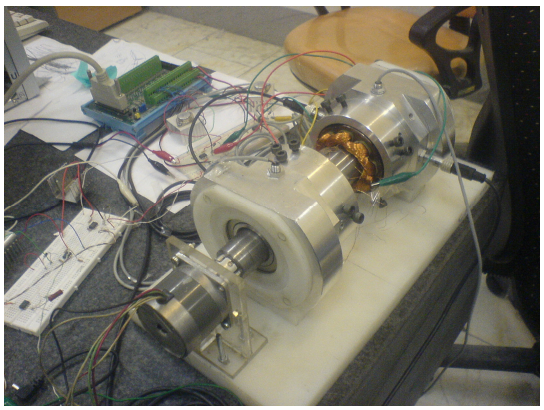
d_u بردار تحریک‌هارمونیک ناشی از نابالانسی است.

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



شکل ۳ رتور همراه با پارامترهای مربوط

با توجه به طراحی انجام شده مطابق شکل ٤، معادلات بالا به‌صورت تحلیلی با صرف‌نظر کردن از اثرهای ژیروسکوپی و اثرهای غیرخطی مغناطیسی، به‌صورت زیر است:



شکل ٤ طرح ساخته شده همراه با تجهیزات مربوط

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 به‌دست 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 به‌صورت خطی در نزدیکی نقطه تعادل مورد استفاده قرار می‌گیرند، به‌طوری‌که:

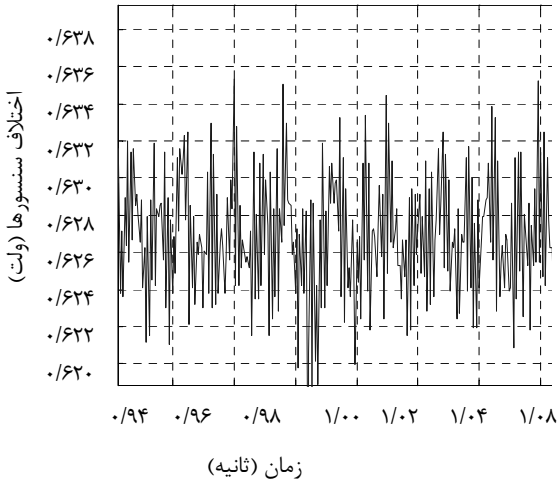
$$i_{x\Delta Op}=0\,,\,x_{op}=0\quad and\quad i_{y\Delta op}=0\,,\,y_{op}=0$$

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

$$f_x = k_i i_{x\Delta} + k_\delta x$$
$$f_y = k_i i_{y\Delta} + k_\delta y$$
$$k_i = \left.\frac{\partial f_x}{\partial i_{x\Delta}}\right|_{OP} = \left.\frac{\partial f_y}{\partial i_{y\Delta}}\right|_{OP} = \nu\mu_0 N^2 A\cos\alpha\frac{I_0}{\delta_0^2}$$
$$k_\delta = \left.\frac{\partial f_x}{\partial x}\right|_{OP} = \left.\frac{\partial f_y}{\partial y}\right|_{OP} = \nu\mu_0 N^2 A\cos\alpha\frac{I_0^2}{\delta_0^3}$$

که k_i بهره جریان، و k_δ ضریب سفتی است.

با جایگذاری نیروی مربوط به آهنربا 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 جابه‌جایی‌ها است. این در حالی است که اندازه‌گیری جابه‌جایی از طریق اندازه‌گیری خروجی سنسورها انجام می‌شود و با توجه به مدار کنترلی، رتور در نقطه تعادل به‌صورت پایدار و فقط با حداکثر نوسان چند میکرون کنترل می‌شود. که خروجی سنسور سیستم در شکل ۵ نشان داده شده است.



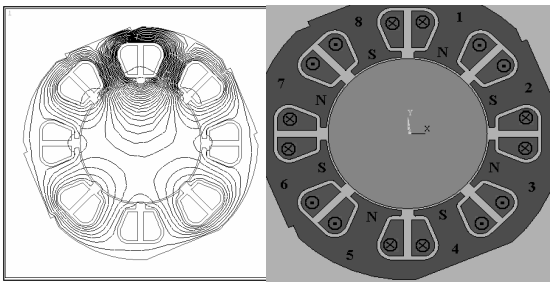
شکل۵ خروجی سنسورها در وضعیت تعلیق

همان‌طور که در شکل ۵ مشاهده می‌شود اختلاف ولتاژ سنسورها بین ۰/٦۱۱ تا ۰/٦۳٦ ولت نوسان می‌کند و درنتیجه دامنه نوسان حدود ۰/۰۲۵ ولت است. با توجه به اینکه هر ۱۰ ولت خروجی سنسورها معادل ٤mm است، در حالت تعلیق، مقدار نوسان میله از مرکز حداکثر برابر ۵ میکرون است.

۳- تحلیل عددی سامانه

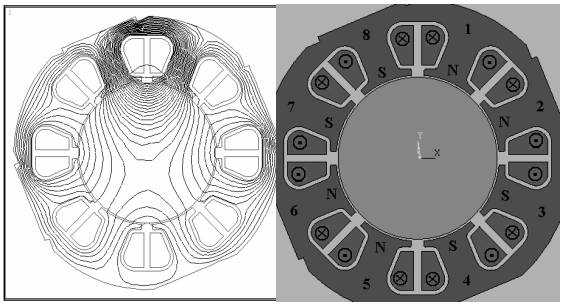
در طرح مورد نظر از هشت سیم‌پیچ استفاده شده است. برای تشکیل هر آهنربای الکتریکی C شکل، حداقل دو سیم‌پیچ مجاور باید تغذیه شود تا دو دندانه مربوط به این سیم‌پیچ‌ها تشکیل یک آهنربای الکتریکی داده و نیرویی مؤثر را بر میله وارد کند؛ یعنی این هشت سیم‌پیچ، تشکیل چهار قطب الکترومغناطیسی می‌دهند. در این طرح برای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

مختلفی را به‌صورت NNSS و NSNS می‌توان در نظر گرفت که باعث اعمال نیرو در جهت‌های مختلف می‌شود، (شکل ٦ الف، ب و ج).



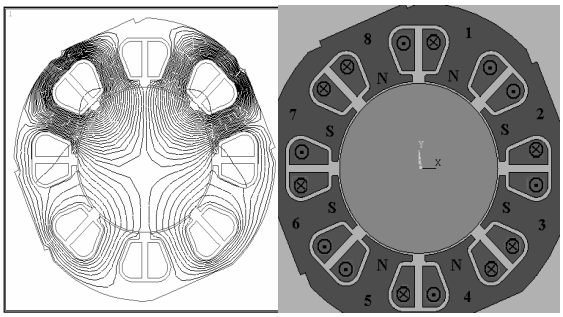
شکل ٦ الف الگوی اعمال جریان به‌صورت NSNS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچ‌ها به‌صورت

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



شکل ٦ ب الگوی اعمال جریان به‌صورت NNSS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچها به‌صورت

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



شکل ٦ ج الگوی اعمال جریان به‌صورت NSNS و توزیع شار مغناطیسی با تحریک سیم‌پیچها به‌صورت

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

در الگوی ٦ الف، همان‌طور که در شکل مشخص شده قطبیت دندانه‌ها به‌صورتی است که قطب‌ها به‌طور متوالی 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 ٦ 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 ٦- الف و ٦- 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 ٦-الف به‌گونه‌ای است که در صورت دوران میله، فرکانس معکوس شدن قطب‌ها نسبت به الگوی ٦- ب دو برابر بوده و این موجب افزایش قابل ملاحظه اتلاف انرژی به صورت هیسترزیس و جریان گردابی می‌شود.

در الگوی ٦- 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 ٤٥ 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 ١/٦ تسلا و میله فولادی استفاده شده نیز برای چگالی شار مغناطیسی بیش از ١/٧ به حالت اشباع مغناطیسی در می‌آیند.

برای تحلیل و پیش‌بینی نیروی مغناطیسی وارد شده به میله از طرف آهنربای الکتریکی و رابطه نیرو بر حسب جریان سیم‌پیچ 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.

$$F = \oint_s \sigma.ds$$
$$F = \oint_s \left[\frac{1}{\mu_0}(B.n)B - \frac{1}{2\mu_0} B^2 n \right] ds \qquad (۲۱)$$

که σ تنسور تنش ماکسول و n برداری که عمود بر سطح انتگرال s و B چگالی شار مغناطیسی است.

در مدل دوبعدی، انتگرال سطح به انتگرال خطی در فاصله فاصله هوایی تبدیل می‌شود. اگر r_i شعاع دایره مسیر انتگرال‌گیری باشد، نیرو از رابطه زیر به‌دست می‌آید:

$$F = \int_0^{2\pi} \left[\frac{1}{\mu_0} B_r B_\phi e_\phi + \frac{1}{2\mu_0}(B_r^2 - B_\phi^2) e_r \right] r d\theta \qquad (۲۲)$$

که B_r, B_ϕ به‌ترتیب مؤلفه شعاعی و مماسی از چگالی شار است.

تنسور تنش ماکسول از روی مولفه شعاعی چگالی شار و در فاصله هوایی x و زمان t از رابطه زیر به‌دست می‌آید.

$$\sigma(x,t) = \frac{1}{2\ \mu_0}(B_r(x,t))^2 \qquad (۲۳)$$

در این روش معادلات با توجه به این که نفوذپذیری هسته زیاد و خطوط شار روی سطح آهنربا و میله عمود بر هم هستند، حل شده و نیروها برای الگوی ٦- ب به‌قرار زیر به دست آمده است:

نیرو در جهت x	(N/m)	-۳/۰۹۸۳
نیرو در جهت y	(N/m)	+۳۱۰۳/۰

نتایج برای الگوی ٦- ج به‌صورت زیر است:

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

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

$$W_c = \int_v \left(\int_0^H B dH \right) dV$$
$$F = \frac{\partial W_c}{\partial p} = \left[\frac{\partial W_c}{\partial x} \ \frac{\partial W_c}{\partial y} \right]^T \qquad (۲٤)$$

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

$$F_x = \sum_e \int_{\Omega_e} \left[-B_x B_y \right] G_j^{-1} \frac{\partial G_j}{\partial x} \left[H_x \ H_y \right]^T + \qquad (۲۵)$$
$$+ \int_0^H B dH \left| G_j \right|^{-1} \frac{\partial G_j}{\partial x}) d\Omega$$

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 ٦- ب به‌صورت زیر است:

نیرو در جهت x	(N/m)	-۰/۵٦۲۲
نیرو در جهت y	(N/m)	+۳۱۰۵/۸

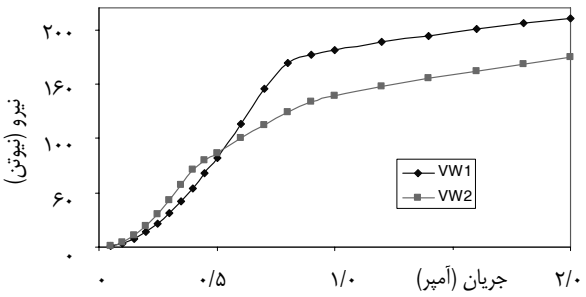
نتایج برای الگوی ٦- ج به‌صورت زیر می‌باشد:

نیرو در جهت x +۲/۱۸۲۲ (N/m)

نیرو در جهت y +۳۲۲۱/۱ (N/m)

مقادیر نیروی ناچیز به‌دست آمده در راستای محور x ناشی از تقارن ناکامل و ایدئال نبودن مش‌بندی مدل و قابل صرف‌نظر است.

برای مقایسه دو الگوی پیشنهادی نمودار نیروهای حاصل از روش کار مجازی برای الگوهای ٦- ب و ٦- ج در نمودار شکل ۷ نشان داده شده است.

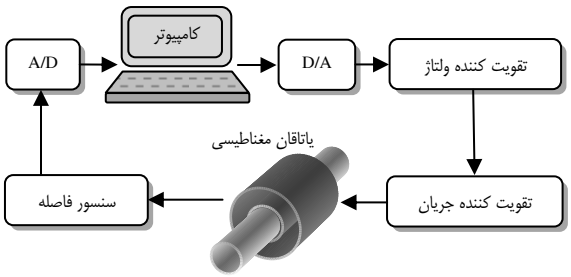


شکل ۷ مقایسه نیروی الکترومغناطیسی حاصل در دو الگوی ٦- ب و ٦- ج، بر حسب جریان

در شکل ۷ منحنی با علامت VW1 مربوط به شکل ٦- ب و منحنی با علامت VW2 مربوط به الگوی شکل ٦- ج است. ملاحظه می‌شود که تا جریان حدود ۰/۵ آمپر نیروی حاصل از الگوی ٦- ج بیشتر از نیروی مغناطیسی الگوی ٦- ب است. اما با افزایش جریان و پدیدار شدن حالت اشباع، نیروی حاصل از الگوی ٦- ب بیشتر از الگوی ٦- ج می‌شود. برای جریان‌های کمتر از ۰/۵ آمپر، نیروی ایجاد شده در الگوی ٦- ج همواره بیشتر از الگوی ٦- ب است، اما باید توجه داشت که در الگوی ٦- ج توان مصرفی نیز دو برابر است.

٤- حساسیت‌سنجی تجربی پارامترهای مؤثر در پایداری سامانه

با توجه به طرح ساخته شده (شکل ٤)، 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

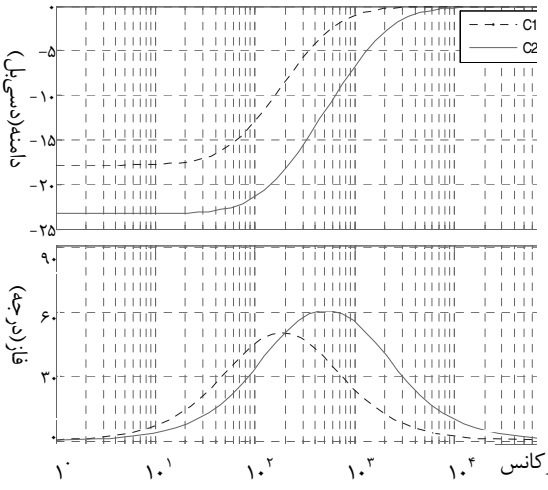
کنترل‌کننده پیش فاز با اضافه کردن فاز در فرکانس مورد نظر، سامانه را پایدار می‌کند. رابطه کلی این کنترلگر به‌صورت زیر است:

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

k طوری تعیین می‌شود که $|kG(s)|$ در $s=0$ 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، α را به دست

آورده و با توجه به α و فرکانسی که می‌خواهیم در آن فاز را اضافه کنیم، می‌توان T را به‌دست آورد.

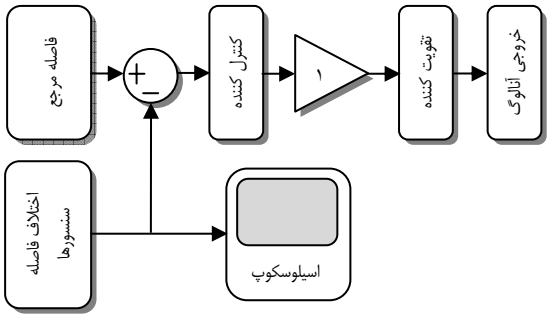
در این سامانه از نمودار "بود" کنترلگر با تابع تبدیل $C_2 = \frac{41.25s + 5501}{41.25s + 80500}$ که در شکل ۹ نشان داده شده و نسبت به سایر کنترلگرها پاسخ بهتری دارد، برای پایداری سامانه استفاده شده است.



شکل ۹ نمودار بود کنترلگر پیش‌فاز با توابع تبدیل C_1 و C_2

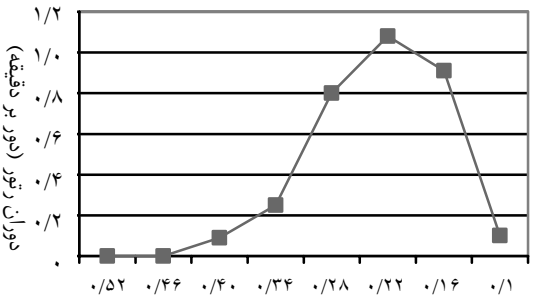
خروجی کنترلگر پیش‌فاز طراحی شده، توسط مبدل D/A به خارج از کامپیوتر فرستاد می‌شود. بیشینه سیگنال خروجی کامپیوتر با توجه به محدودیت‌های مبدل‌های A/D، برابر ۱۰ ولت است. به همین دلیل این ولتاژ باید ابتدا تقویت و سپس به تقویت کننده جریان وارد شود.

در این طرح، سامانه کنترل با استفاده از نرم‌افزار متلب طوری طراحی شده که می‌توان با تغییرات نرم‌افزاری، تغییرات سخت‌افزاری مانند تغییر فاصله رتور و استاتور و تغییر فرکانس در سامانه را شبیه‌سازی کرد. برای اعمال تغییرات در فاصله رتور و استاتور می‌توان با تغییر در بلوک مرجع نرم افزار در شکل ۱۰، تغییر فاصله‌ای متناسب با آن در سخت‌افزار 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 سیم‌پیچ‌های بالا نزدیکتر است.

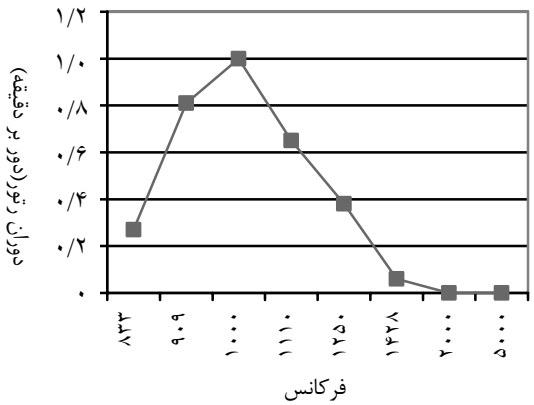


شکل ۱۰ ساختار نرم‌افزاری سامانه کنترل

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 به‌صورت آزمایشی و با استفاده از سامانه ساخته شده بررسی شده و نتایج آن در شکل ۱۱ نشان داده شده است. نتایج تغییرات فرکانس نمونه‌برداری در شکل ۱۲ نشان داده شده است.

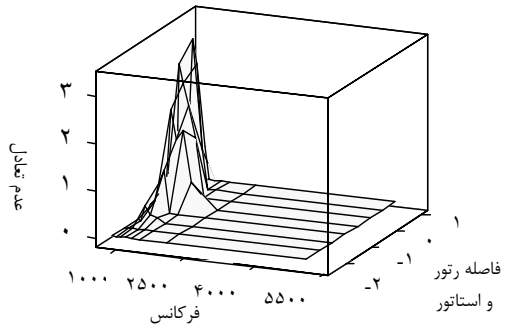


شکل ۱۱ تأثیر تغییر فاصله هوایی بر سامانه



شکل ۱۲ 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 هم‌مرکز 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. تعییر فرکانس باعث تغییر شکل پالس تحریک در آهنرباها می‌شود و نوع پالس نیز باعث تأثیر در پایداری سامانه می‌شود. تأثیر فرکانس و فاصله به‌صورت آزمایشی و با استفاده از تحلیل آماری به‌صورت مدل سه‌بعدی در شکل ۱۳ آورده شده است. این شکل تأثیر دو پارامتر فرکانس و فاصله را بر پایداری نشان می‌دهد.



شکل ۱۳ منحنی سه‌بعدی تأثیر فرکانس و فاصله

همان‌طور که در این دو شکل مشخص است، در فرکانس بالا و فاصله مناسب رتور و استاتور، پایداری بهتری داریم. بیشترین ناپایداری در فاصله ۰/۲۵ میلیمتر و نزدیک به آن و در فرکانس کمتر از ۲۰۰۰ اتفاق می‌افتد.

۵- نتیجه‌گیری

در این مقاله رفتار دینامیکی یاتاقان مغناطیسی به‌روش‌های تجربی، عددی و نظری بررسی شده و سپس نتایج بررسی‌های نظری در تحلیل آماری پایداری سامانه به‌کارگرفته شده و از این نتایج برای کنترل بهینه یاتاقان استفاده شده است. نتایج تحلیل عددی نشان می‌دهد که چیدمان NNSS (الگوی شکل ٦ – 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 هم‌مرکز نبودن رتور و استاتور در وضعیت تعلیق، باعث ناپایداری سامانه، ایجاد گشتاور در رتور و در نتیجه، دوران رتور می‌شود.

سامانه در فرکانس‌های کنترلی (PWM) بالاتر از ۱۰۰۰۰ 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 به‌دست آمده می‌توان حالت بهینه کنترل یاتاقان مغناطیسی فعال را به‌دست آورد.

٦- 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 Sturnberger 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 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

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